

Diplomarbeit

**Experimentelle Untersuchungen  
an carbonbewehrten ultrahochfesten Betonträgern  
mit integrierten Stahlimplantaten**

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

---

Diploma Thesis

**Experimental investigations  
of carbon reinforced ultra high performance concrete  
specimen  
with integrated steel implants**

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

von

**Simon Franzelin, BSc**

Matr.Nr.: 1026542

unter der Anleitung von

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

Dipl.-Ing. Dr.techn. **Benjamin Kromoser, BSc**

Institut für Tragkonstruktionen  
Forschungsbereich für Stahlbeton- und Massivbau  
Technische Universität Wien  
Karlsplatz 13/E212-2, A-1040 Wien

Wien, im Juni 2017

---





# Danksagung

Ich bin an dieser Stelle all jenen sehr dankbar, die mich im Rahmen dieser Diplomarbeit und während der gesamten Studienzeit unterstützt und begleitet haben.

Ich möchte dabei ganz besonders Herrn O.Univ. Prof. Dipl.-Ing. Dr.-Ing. M.Eng. Johann Kollegger für die Bereitstellung des interessanten Diplomarbeitsthemas und für die Möglichkeit einen Beitrag zu diesem Forschungsprojekt zu leisten, danken.

Ein großes Dankeschön gebührt auch Herrn Dipl.-Ing. Dr.techn. Benjamin Kromoser, BSc für die äußerst kompetente und professionelle Betreuung und Beratung während dieser Diplomarbeit.

Des Weiteren bedanke ich mich bei allen Mitarbeitern des Institutes für Tragkonstruktionen, die mich bei meiner Diplomarbeit unterstützt haben und bei Herrn Dipl.-Ing. Dr.techn. Johannes Kirnbauer für die Beratung und Mithilfe bei der Herstellung und Prüfung der Versuchskörper.

Vielen Dank auch dem Zivilingenieurbüro des Dipl. -Ing. Gerhard Kidery und allen Mitarbeitern für den interessanten Einblick in den Praxisalltag und für ihre Geduld und ihre Unterstützung.

Das größte Dankeschön geht an meine Familie, besonders an meine liebe Mami, an meinen lieben Tati und an meinen lieben Opa für ihre Unterstützung während meiner Studienzeit.

Ihr Rückhalt, ihre Motivation und ihre Geduld hat mir viel Kraft und Freude gegeben, das aufwendige Bauingenieursstudium zu meistern.

Muchas Gracias auch an meine liebe Freundin Cecilia, die mich während dem Schreiben dieser Diplomarbeit immer motiviert und unterstützt hat.

Danken möchte ich auch allen meinen Freunden und Studienkollegen für die unvergesslich schönen Jahre in Wien.



# Kurzfassung

Im Rahmen des Forschungsprojektes BUILDING WITH TRUHPC des Institutes für Tragkonstruktionen- Forschungsbereich Stahlbetonbau- und Massivbau der TU-Wien wurden im Zuge dieser Diplomarbeit experimentelle Untersuchungen an Trägern aus ultrahochfesten Beton (ENG. UHPC- ULTRA HIGH PERFORMANCE CONCRETE) mit Bewehrungen aus carbonfaserverstärkten Kunststoff (CFK) und integrierten Stahlimplantaten durchgeführt. Durch die Kombination aus Hochleistungswerkstoffen und ihrer werkstoffgerechten Anwendung können Bauteile viel dünnwandiger und ressourcenschonender dimensioniert werden. Auftretende punktuelle Spannungskonzentrationen in dünnwandigen Bauteilen erfordern geeignete Füge- und Verbindungstechniken. Ein integriertes Stahlimplantat ist instande diese Eigenschaften durch die gezielte Einleitung der Spannungen aus dem UHPC ins Stahlimplantat zu gewährleisten. Dabei werden die Druckspannungen aus dem UHPC über eine Verzahnung am Stahlimplantat in dieses eingeleitet. In den experimentellen Untersuchungen wurden 15 Versuchsträger mit einer Länge von 2 m, einer Höhe von 20 cm und einer Breite von 3 cm, in fünf verschiedenen Konfigurationen bis zum Bruch belastet. Die fünf Konfigurationen umfassen Kombinationen aus drei verschiedenen Stahlimplantattypen und drei verschiedenen textilen Bewehrungselementen. Jeder Versuchsträger setzt sich aus einem Stahlimplantat, einem CFK-Stab (8 mm Durchmesser), einem u-förmigen CFK-Textil und dem UHPC zusammen. Die Bewehrungszugkraft des CFK-Stabes wird je nach Stahlimplantattyp auf verschiedene Art und Weise im Stahlimplantat verankert. Bei zwei Stahlimplantattypen erfolgt die Bewehrungszugkraftverankerung zwischen dem CFK-Stab und dem Stahlimplantat durch die Verbundwirkung des UHPC. Bei einem weiteren Stahlimplantattyp wird die Bewehrungszugkraft durch das Einkleben des CFK-Stabes in eine, am Stahlimplantat angeschweißte Einsteckhülse verankert. An den Versuchsträgern wurden während der experimentellen Untersuchung die Lastaufbringungskraft, die Durchbiegung und die Rissbreiten gemessen. In den numerischen Berechnungen wurden das Tragverhalten und die Spannungsverteilungen mehrerer Konfigurationen unter der Variation der Verankerung und unter der Variation der Lage des Gelenkes untersucht.



# **Abstract- Experimental investigations of carbon reinforced ultra high performance concrete specimen with integrated steel implants**

As part of the research project BUILDING WITH TRUHPC, performed at the Institute for Structural Engineering at the TU Wien; and as the main topic of this master thesis, experimental investigations have been undertaken on carbon reinforced ultra high performance concrete (UHPC) specimens with integrated steel implants. Due to the combination of high performance materials and their material-specific application, it is possible to produce thin-walled and resource saving building elements. The point stress concentrations on thin-walled building elements require appropriate joining techniques. An integrated steel implant can enhance stability by allocating the stresses of the UHPC within the steel implant. Therefore, the toothed strip is introduced with the aim of transferring the compressive stresses of the UHPC to the steel implant. In the investigation, 15 specimens each with a length of 2 m; a height of 20 cm, and a width of 3 cm were loaded in 5 different configurations until fracture. The 5 configurations comprised of combinations of 3 different carbon fibre reinforced polymer (CFRP) textiles and 3 different implant types. Each specimen consisted of an implant; a CFRP rod (8 mm diameter), a U-shaped CFRP textile, and the UHPC. The implant types differed in their anchoring with the CFRP rod. The reinforcement tensile force of the CFRP rod, especially for two types of implant, is anchored by the bonding between the implants and the UHPC. On a third type, the tensile force of the CFRP rod is glued into the implant. The applied force; the deflection, and the crack widths were measured within the experiment. The load bearing behaviour and the stress distributions of several configurations were investigated in the numerical calculations, by varying the anchoring, and the position of the joint.

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	<b>10</b>
1.1	Allgemein . . . . .	10
1.2	Ziel der experimentellen Untersuchung . . . . .	11
<b>2</b>	<b>Grundlagen</b>	<b>12</b>
2.1	Funktionsprinzip der Zahnleiste . . . . .	12
2.2	Stahlimplantat . . . . .	12
2.2.1	Formfindung . . . . .	14
2.2.2	Stahlimplantattypen . . . . .	17
2.3	Material . . . . .	20
2.3.1	UHPC . . . . .	20
2.3.2	CFK . . . . .	24
<b>3</b>	<b>Berechnungstheorie</b>	<b>35</b>
3.1	Materialparameter . . . . .	36
3.2	Biegetragfähigkeit . . . . .	37
3.3	Verbundverhalten . . . . .	38
3.4	Querkrafttragfähigkeit . . . . .	40
3.4.1	Versagen der Schubtragfähigkeit . . . . .	42
3.5	Numerische Berechnung . . . . .	42
3.5.1	Preprocessing . . . . .	43
3.5.2	Postprocessing . . . . .	45
<b>4</b>	<b>Experimentelle Untersuchungen</b>	<b>56</b>
4.1	Versuchsträger . . . . .	56
4.1.1	Konfigurationen . . . . .	56
4.2	Herstellung der Versuchsträger . . . . .	58
4.2.1	Einbau der Bewehrung . . . . .	59
4.2.2	Schalung . . . . .	61
4.2.3	Betoniervorgang . . . . .	63
4.3	Versuchsaufbau . . . . .	63
4.3.1	Einbau des Versuchsträgers . . . . .	64
4.4	Messtechnik . . . . .	64
4.4.1	Kraftmessdose . . . . .	64
4.4.2	Induktive Wegaufnehmer . . . . .	64
4.4.3	GOM- ARAMIS Professional . . . . .	65
4.5	Versuchsdurchführung . . . . .	69
<b>5</b>	<b>Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen</b>	<b>70</b>
5.1	Vergleich der Konfigurationen 1-5 . . . . .	70
5.1.1	Mittlere relative Durchbiegung . . . . .	76
5.1.2	Mittlere Biegerissbreite . . . . .	77
5.1.3	Mittlere Verbundrissbreite . . . . .	78

---

5.1.4	Mittlere Schubrissbreite . . . . .	78
5.2	Konfiguration 1 . . . . .	79
5.2.1	Biegerissbildung . . . . .	80
5.2.2	Verbundrissbildung . . . . .	82
5.2.3	Schubrissbildung . . . . .	84
5.2.4	Bruchbeschreibung der Versuchsträger aus Konfiguration 1 . . . . .	85
5.3	Konfiguration 2 . . . . .	86
5.3.1	Biegerissbildung . . . . .	87
5.3.2	Verbundrissbildung . . . . .	91
5.3.3	Schubrissbildung . . . . .	91
5.3.4	Bruchbeschreibung der Versuchsträger aus Konfiguration 2 . . . . .	92
5.4	Konfiguration 3 . . . . .	94
5.4.1	Biegerissbildung . . . . .	94
5.4.2	Verbundrissbildung . . . . .	98
5.4.3	Schubrissbildung . . . . .	98
5.4.4	Bruchbeschreibung der Versuchsträger aus Konfiguration 3 . . . . .	99
5.5	Konfiguration 4 . . . . .	100
5.5.1	Biegerissbildung . . . . .	101
5.5.2	Verbundrissbildung . . . . .	105
5.5.3	Schubrissbildung . . . . .	105
5.5.4	Bruchbeschreibung der Versuchsträger aus Konfiguration 4 . . . . .	106
5.6	Konfiguration 5 . . . . .	107
5.6.1	Biegerissbildung . . . . .	108
5.6.2	Verbundrissbildung . . . . .	108
5.6.3	Schubrissbildung . . . . .	112
5.6.4	Bruchbeschreibung der Versuchsträger aus Konfiguration 5 . . . . .	112
<b>6</b>	<b>Rückblick und Ausblick</b>	<b>115</b>
6.1	Allgemein . . . . .	115
6.1.1	Vorschläge zur Optimierung der Stahlimplantate . . . . .	116
6.1.2	Stärken der Stahlimplantate . . . . .	116
6.1.3	Vorschläge zur Optimierung der Versuchsträger . . . . .	117
6.1.4	Stärken der Versuchsträger . . . . .	117

# Kapitel 1

## Einleitung

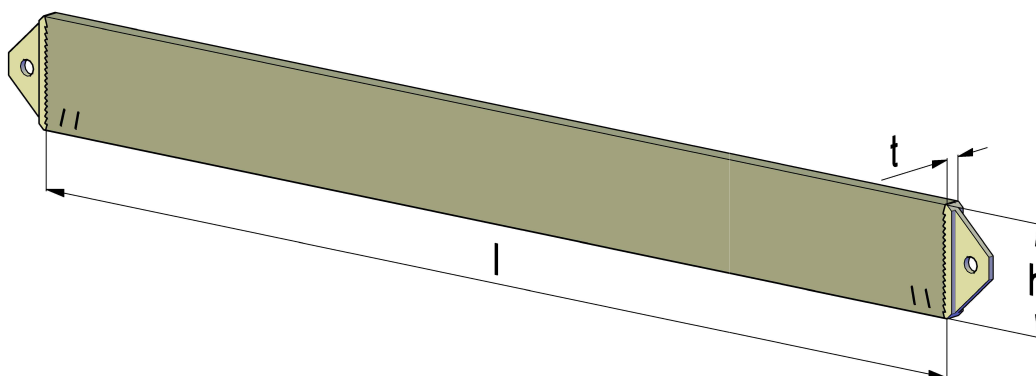
### 1.1 Allgemein

Die Anwendung von Bewehrungen aus carbonfaserverstärkten Kunststoff (CFK) in Trägern aus ultrahochfestem Beton (ENG. UHPC- ULTRA HIGH PERFORMANCE CONCRETE) ist bis heute weitgehend unerforscht und eröffnet völlig neue Konstruktions- und Einsatzmöglichkeiten. Durch den Einsatz dieser Hochleistungsmaterialien können Bauteile viel dünnwandiger dimensioniert werden und Baumaterial kann eingespart werden. Die Materialien CFK und UHPC zeichnen sich vor allem durch ihre sehr hohen Festigkeitseigenschaften aus. Der UHPC erlaubt eine sehr hohe Druckbelastung (im Bereich von  $\geq 150 \text{ N/mm}^2$ ), wobei hingegen CFK sich durch Zugfestigkeiten von über  $2000 \text{ N/mm}^2$  deutlich vom Betonstahl unterscheidet. Trotzdem sollten Bauteile aus diesen Materialien einfach herstellbar, montagefreundlich und am Ende ihrer Lebensdauer wieder rezyklierbar sein. Schlanke Bauteile und die damit verbundene Konzentration der Lasten auf den schlanken Querschnitt erfordern neue Verbindungs- und Fügемöglichkeiten. Durch den dünnwandigen Querschnitt können übliche Verbindungstechniken aus dem Stahlbetonbau nur teilweise übernommen werden. Verbindungstechniken aus dem Stahlbetonbau, wie z. B. eine angeschweißte Dübelreihe auf einem Blech, erfordern bereits eine Aufweitung des Bauteilquerschnittes im Auflager- oder Lasteinleitungsbereich [28]. Bauteile aus UHPC werden in der Regel als Fertigteile hergestellt und auf der Baustelle zusammengebaut. Es wird somit eine widerstandsfähige, flexible Verbindungstechnik gefordert, welche den hohen Festigkeitsanforderungen der Bauteile entspricht.

Nach Sobek u. a. unterscheidet die Tragwerkslehre zwischen punktuellen und kontinuierlichen Fügungen von Bauteilen. Punktuelle Fügungen führen zu Spannungskonzentrationen und werden deshalb im Stahlbetonbau durch Bauteilaufdickung oder die Erhöhung des Bewehrungsgrades gelöst. Natürlich gibt es noch weitere Möglichkeiten der Ausbildung solcher Anschlüsse. Eine Möglichkeit besteht darin, sehr dünne Bewehrungstäbe durch Übergreifung und anschließendem Fugenverguss zu verbinden. Weiters besteht die Möglichkeit Fertigteile zu verkleben oder durch Vorspannung zusammenzuspannen.

Diese Diplomarbeit beschäftigt sich mit einer weiteren Möglichkeit und zwar dem Integrieren von Stahlimplantaten, welche später montiert und miteinander verbunden werden können [28][S. 780]. Durch das Integrieren von Stahlimplantaten (Einbauteilen), in den CFK-bewehrten UHPC-Träger, können die Spannungen im UHPC reduziert und das Fügen sowie die Montage der Bauteile kann vereinfacht werden. Ein Anwendungsbeispiel von Stahlimplantaten an einem schlanken Träger ist in Abb. 1.1 dargestellt. Es wird dabei zum einen das Tragverhalten des integrierten Stahlimplantates im Träger und zum anderen das Tragverhalten des Verbundwerkstoffes aus CFK und UHPC anhand experimentellen Untersuchungen analysiert. Das Stahlimplantat verfügt über eine Verzahnung für eine optimale Abtragung der Druckspannungen aus dem UHPC und über eine Bewehrungszugverankerung. Die Verzahnung wurde geometrisch dem Verlauf von ermittelten Hauptdruckspannungen angepasst und kann diese normal zu ihren Richtungen aufnehmen. Die Stahlimplantatgeometrie wurde im Vorfeld auf Grundlage von Analysen am Institut für Leichtbau Entwerfen und Konstruieren (ILEK) der Universität Stuttgart in Zusammenarbeit mit dem





**Abb. 1.1:** CFK-bewehrter UHPC-Träger mit integriertem Stahimplantat- Isometriedarstellung

Institut für Tragkonstruktionen- Forschungsbereich Stahlbetonbau- und Massivbau der TU-Wien festgelegt. Ein CFK-Stab mit einem Durchmesser von 8 mm übernimmt den größten Teil der Längsbewehrung. Weiters übernimmt ein CFK-Textil die Aufgabe der Schubbewehrung, einen Teil der Längsbewehrung und der konstruktiven Bewehrung. Durch den Einbau einer nichtmetallischen Bewehrung aus CFK entfällt die korrosionsbedingte Betondeckung. Somit ist nur noch eine geringe Betondeckung für das Übertragen der Verbundkräfte und zum Ausgleich von Ungenauigkeiten bei der Herstellung notwendig [19][S. 54].

## 1.2 Ziel der experimentellen Untersuchung

Das Ziel der experimentellen Untersuchung ist, das Tragverhalten und die Tragfähigkeit der Versuchsträger festzustellen. Jeder Versuchsträger wird im Versuch bis zum Bruch belastet. Dabei stellt sich die Frage, ob sich der Bruch ankündigt oder der Versuchsträger plötzlich versagt. Unklar ist auch, ob der Versuchsträger ein Nachbruchverhalten aufweist. Der CFK-Stab ist je nach Stahlimplantattyp 1, 2 oder 3 im Stahlimplantat verankert. Es gilt festzustellen, welche Tragfähigkeit die Bewehrungsverankerungen der Stahlimplantate aufweisen. Zwei der Stahlimplantattypen verankern die Zugkraft des CFK-Stabes durch die Herstellung eines Verbundes zwischen dem CFK-Stab, dem UHPC und einem vertikal angeordneten verzahnten Schublech. Die verbundverankerten Stahlimplantate unterscheiden sich in der Geometrie der Bewehrungsverankerungen. Bei den verbundverankerten Stahlimplantaten stellt sich die Frage, ob sich der CFK-Stab durch Überschreiten der Verbundtragfähigkeit aus der Verankerung im Stahlimplantat zieht und/oder eine Art von Schubversagen eintritt. Das dritte Stahlimplantat verankert die Bewehrungszugkraft durch eine direkte Einklebung des CFK-Stabes in eine, am Stahlimplantat angeschweißte Einsteckhülse. Die Stahlimplantate werden in Kap. 2.2 ausführlich beschrieben. Des Weiteren gilt es durch die Variation des CFK-Textils Unterschiede in der Tragfähigkeit festzustellen. Die Variation erfolgt in der Orientierung und dem Bewehrungsgrad von drei verschiedenen CFK-Textilen.

# Kapitel 2

## Grundlagen

### 2.1 Funktionsprinzip der Zahnleiste

Eine Zahnleiste, beispielsweise aus Stahl, passt sich dem natürlichen Trajektorienverlauf der Druckbeanspruchung an. Der Stahlbauteil leitet über eine Anschlusslasche wiederum die Kräfte in den nächsten Bauteil weiter (Abb. 2.1). Hohe Druckkräfte in dünnwandigen Bauteilen werden somit vermieden und verteilt in das Stahlimplantat eingeleitet, sodass hohe Spannungskonzentrationen ausgeschlossen werden können. Wie aus Abb. 2.2 hervorgeht, weist die Verzahnung eine über die Bauteilhöhe variierende Zahngeometrie auf. Jeder einzelne Zahn nimmt die Druckkräfte weitestgehend normal zur Zahnfläche auf. Normalerweise kann die Spannung in konzentrierten Lasteinleitungsbereichen den bis zu 4-fachen Wert der Grundspannung erreichen. Durch das Funktionsprinzip der Zahnleiste kann diese Spannungsspitze auf den 1,1 bis 1,4-fachen Wert reduziert werden. Einen weiteren Einfluss auf den Spannungsverlauf hat die Steifigkeitsverteilung der Zahnleiste, diese wird beeinflusst durch den schlanken Querschnitt und den Einsatz von Materialien verschiedener Elastizitätsmoduln, wie Stahl oder Titan. Durch einen niedrigeren Elastizitätsmodul werden Spannungsspitzen abgebaut [28] [S.781].

Die Spannungstrajektorien in Werkstoffen verlaufen so, dass normal zu den sich ausweitenden Druckspannungen, Querkzugspannungen entstehen. Ein Teil der Querkzugspannungen im UHPC des Trägers kann durch die Anordnung von zwei angeschweißten „Fähnchen“ am Schubblech des Stahlimplantates (Abb. 2.3) abgefangen und zurück ins Stahlimplantat geleitet werden. Es entsteht ein inneres Gleichgewicht zwischen dem Stahlimplantat (Schubblech) und dem UHPC. Der UHPC liegt eingebettet in den sogenannten „Fähnchen“. Des Weiteren haben sie die Aufgabe, einen erhöhten Verbund zwischen CFK-Bewehrung und Stahlimplantat zu erzeugen und Ringzugspannungen aus dem CFK-Stab abzufangen (Abb. 3.3).

Die Theorie zur Einleitung von Druckkräften mittels Implantaten wurde bereits am Institut für „Leichtbau Entwerfen und Konstruieren“ (ILEK) der Universität Stuttgart an experimentellen Untersuchungen untersucht und kam zu positiven Ergebnissen [28]. Im Zuge des Forschungsprojektes BUILDING WITH TRUHPC<sup>1</sup> der TU-Wien wurde in weiterer Folge das Funktionsprinzip der Zahnleiste weiterentwickelt. Diese neue Entwicklung wird in dieser Arbeit auf ihre Funktionalität und Tragfähigkeit hin untersucht.

### 2.2 Stahlimplantat

Das Stahlimplantat ist Teil der Füge- und Verbindungstechnik eines schlanken Trägers und bildet somit eine neue Möglichkeit, recyclinggerechtes (Fügen und Entfügen) und ressourcenschonendes Konstruieren und Bauen zu ermöglichen [28][S. 780]. Es hat vor allem die Funktion der gleichmäßigen, verteilten Aufnahme und Weitergabe des natürlichen Kraftverlaufes des CFK-bewehrten UHPC-Trägers.

---

<sup>1</sup>TRUHPC (TEXTILE REINFORCED ULTRA HIGH PERFORMANCE CONCRETE)

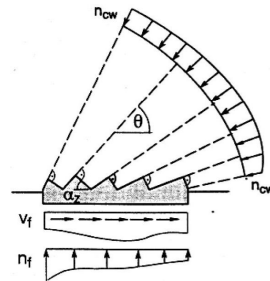
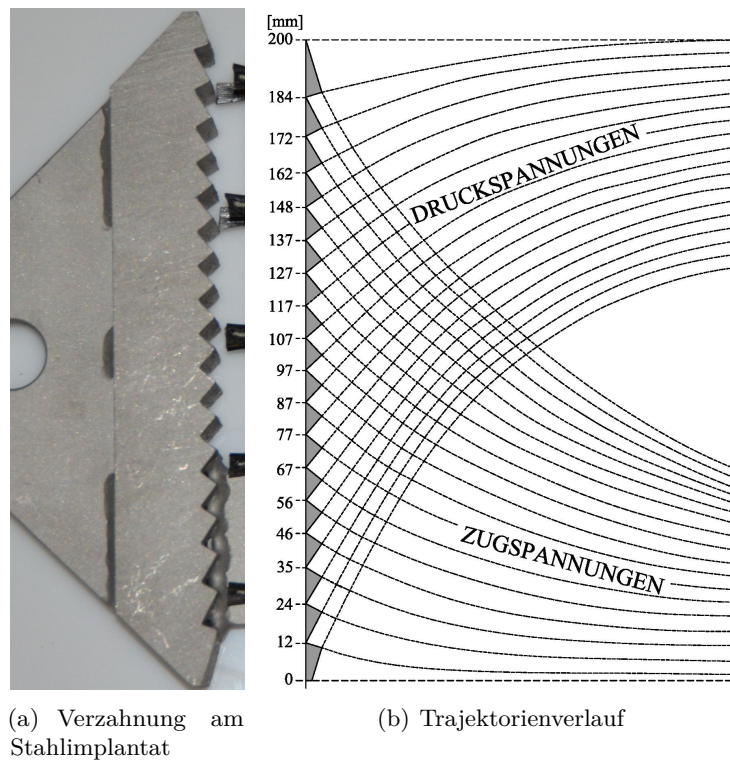


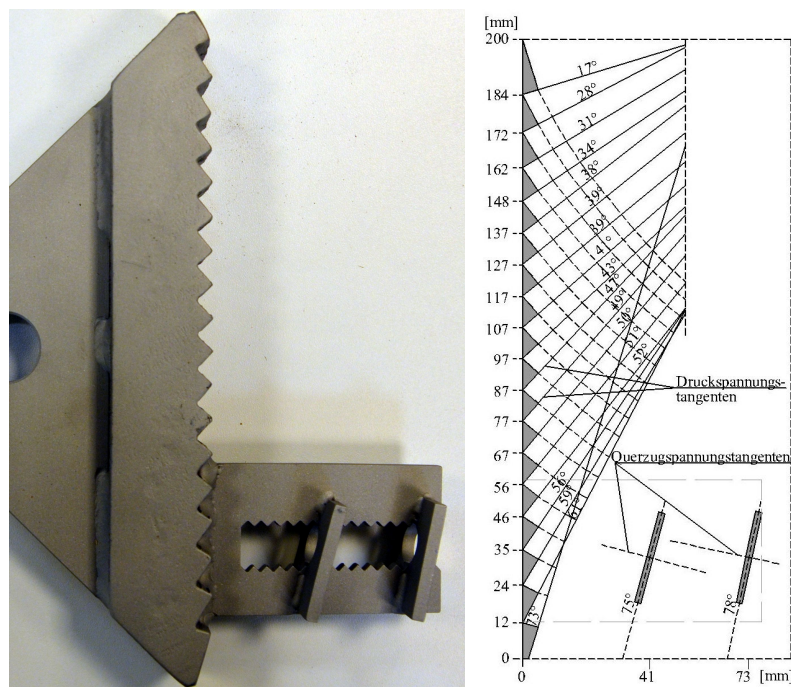
Abb. 2.1: Spannungsverteilung auf Verzahnung [24][S. 11]



(a) Verzahnung am Stahlimplantat

(b) Trajektorienverlauf

Abb. 2.2: Applikation des Drucktrajektorienverlauf auf das Stahlimplantat



(a) Zahnleiste, Schublech und „Fähnchen“ (b) Geometrie der Verzahnung

**Abb. 2.3:** Bild und Zeichnung der Verzahnungsgeometrie am Stahlimplantat

### 2.2.1 Formfindung

Abhängig von der Geometrie des Bauteils, der Belastungsart und der Lage der Lasteinleitung gilt es einen Trajektorienverlauf der Spannungen am reinen Betonquerschnitt zu ermitteln. Dieser verändert sich durch den Übergang vom ungerissenen Zustand I auf den gerissenen Zustand II. Erst aus dem Trajektorienverlauf der Spannungen kann versucht werden, durch das Anwenden des Funktionsprinzips der Zahnleiste (vgl. Kapitel 2.1) eine Form für das Stahlimplantat zu finden. In Abb. 2.4 kann man an verschiedenen Anwendungsbeispielen den Verlauf von der Modellbildung bis zur Anwendung sehen. Eine am Stahlimplantat angeschweißte Anschlusslasche bildet wie in Abb. 1.1 ersichtlich, die Verbindungsmöglichkeit zwischen dem Träger und dem nächsten Bauteil. Die Hauptaufgabe des Stahlimplantates besteht darin, alle Kräfte am Trägeranfang und Trägerende zu übertragen. Für die experimentellen Untersuchungen werden die Versuchsträger nur auf reine Biegung beansprucht. Im Gelenk des Stahlimplantates wirkt nur eine Querkraft in vertikaler Richtung. Da die Zahnleiste aber um ein Versatzmaß von  $e = 45$  mm von der Gelenkachse entfernt liegt, wirkt in der Zahnleiste ein Versatzmoment. Dieses gilt es bei der Berechnung zu berücksichtigen. Durch den inneren Hebelarm im Beton, welcher aus den Zugkraftanteilen der Bewehrung und den Druckspannungsanteilen der Betondruckzone besteht, kann dieses Versatzmoment übertragen werden. Der Zugkraftanteil im CFK-Stab aus der horizontalen Komponente der Querkraft muss zusätzlich zur Berechnung des inneren Gleichgewichtes berücksichtigt werden. Wenn nicht die gesamte Bewehrungszugkraft im CFK-Stab bis zum Auflager im UHPC verankert werden kann, muss ein Teil dieser durch die Bewehrungsverankerung des Stahlimplantates verankert werden. Aus diesem Grund muss das Stahlimplantat imstande sein, über eine Bewehrungsverankerung diese Bewehrungszugkräfte aufzunehmen. Die Druckkräfte, resultierend aus dem inneren Hebelarm, können wie in Kapitel 2.1 beschrieben, über die Verzahnung der Zahnleiste abgetragen werden.

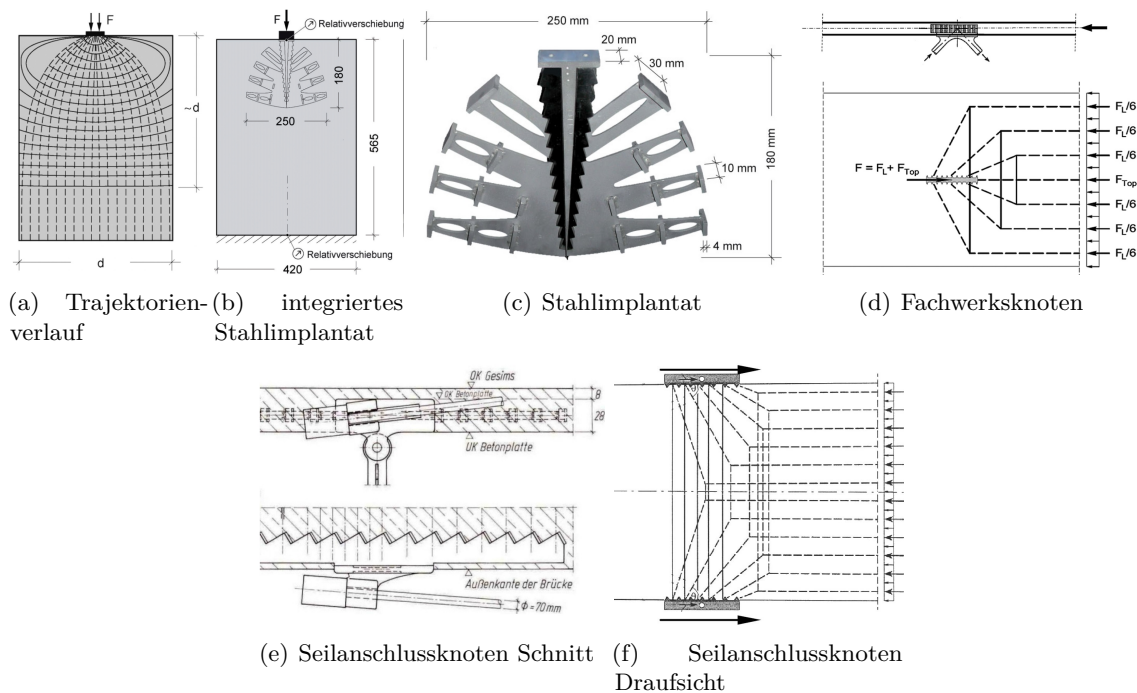


Abb. 2.4: Anwendungsbeispiele von Stahlimplantaten [28][S. 780-783], [30][S. 529],[24][S. 3-11]

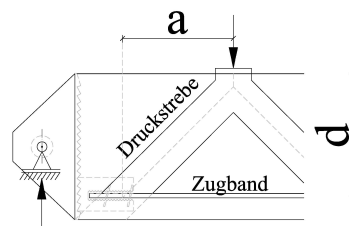


Abb. 2.5: Querkraftabtragung bei Einzellasten in Auflagernähe

Im gerissenen Zustand II geht die auflagernahe Querkraft (Abb. 2.5) mit abnehmendem Verhältnis  $a/d < 2,5$  durch Bilden einer Druckstrebe direkt ins Stahlimplantat am Trägerende ein. Der horizontale Anteil der Druckstrebe wird somit direkt als Druckspannung auf das Stahlimplantat übertragen. Weiter entfernte Querkräfte werden wie aus der Fachwerksanalogie bekannt, durch Ausbilden einer schrägen Druckstrebe in Richtung Trägerunterkante geführt und von der Zugstrebe der vertikal verlaufenden CFK-Bewehrung wieder in Richtung Trägeroberkante geführt. Auf diese Weise wird die Querkraft bis ins Auflager geführt [13]. Die Druckstrebe, welche letztendlich das Stahlimplantat erreicht, stützt sich an der Verzahnung des Stahlimplantates ab. Aufgrund der Einzellast des Versuchsaufbaues verläuft eine konstante Querkraft bis zum Auflager und die Druckstrebe aus der Einzellast geht nicht direkt ins Implantat ein ( $a/d = \frac{54}{17,2} = 3,1 \geq 2,5$ ). Dies bedeutet die Querkraftbewehrung der Versuchsträger wird bei diesem statischen System aktiviert.

Das Kräftepaar aus dem Moment besteht aus der resultierenden Betondruckkraft mit dem Abstand  $b$  von der Mittellinie des Trägers (Abb. 2.6) und der resultierenden Bewehrungszugkraft mit dem Abstand  $a$  von der Mittellinie. Der vertikale Abstand des Gelenkes von der Mittellinie

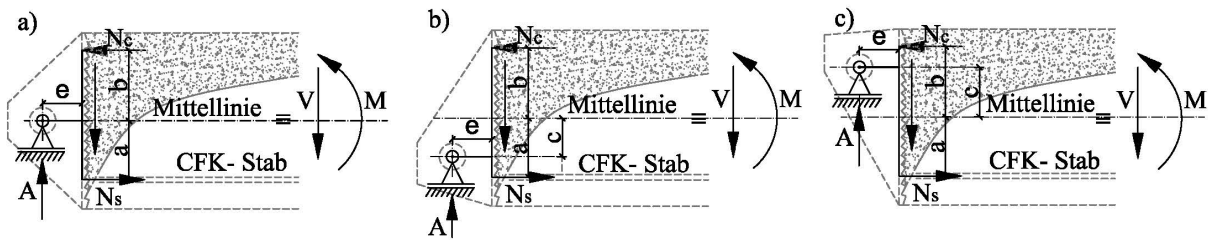


Abb. 2.6: Variation der Implantatgelenkes

wird mit  $c$  bezeichnet. Die Normalkraftbedingung erfordert, dass die Betondruckkraft gleich der Bewehrungszugkraft ist (Glg. 2.1).

$$\sum N = 0 \rightarrow N_c = N_s \quad (2.1)$$

Nach der Gleichgewichtsbedingung der linearen Stabtheorie gilt:

$$\frac{dM(x)}{dx} = V(x) \quad (2.2)$$

Das Biegemoment im Punkt  $x$  ist somit abhängig von der Querkraft im Punkt  $x$  [21][S.22].

Aufgrund der Fachwerksanalogie ergibt sich eine zusätzliche Bewehrungszugkraft aus dem horizontalen Anteil der Querkraft zu:

$$\Delta N_s = \frac{V}{2} \cdot (\cot \theta - \cot \alpha) \quad (2.3)$$

Der Druckstrebenwinkel  $\theta$  und der Winkel der Querkraftbewehrung  $\alpha$  gehen in die Glg. 2.3 ein. Eine zusätzliche Zugkraft  $\Delta N_s$  wirkt somit auf die Bewehrung und die Bewehrungsverankerung am Stahlimplantat ein.

Bei der Bildung des Momentes um den Abstand  $e$  vom Auflager „A“, wird das Kräftepaar (Glg. 2.1) vom horizontalen Anteil der Querkraft, welcher in die Bewehrungsverankerung als zusätzliche Bewehrungszugkraft eingeht beeinflusst. Aus diesem zusätzlichen horizontalen Anteil der Querkraft wird bei Variation der Gelenklage nach oben oder nach unten, das Kräftepaar und somit der Spannungsverlauf entlang der Verzahnung verändert.

Betrachtet man das Kräftepaar in Abb. 2.6 und bildet die Summe der Momente um den Abstand  $e$  vom Auflager „A“ so ergibt die Variation der Gelenklage nach oben oder nach unten, folgende Gleichungen (ohne horizontalen Anteil der Querkraft):

$$\text{Bild a)} \quad \sum M_e = 0 \rightarrow M_e = N_c \cdot b + N_s \cdot a \quad (2.4)$$

$$\text{Bild b)} \quad \sum M_e = 0 \rightarrow M_e = N_c \cdot (b + c) + N_s \cdot (a - c) \quad (2.5)$$

$$\text{Bild c)} \quad \sum M_e = 0 \rightarrow M_e = N_c \cdot (b - c) + N_s \cdot (a + c) \quad (2.6)$$

Man erkennt, dass sich das Kräftepaar aus der Biegetheorie (ohne horizontalen Anteil der Querkraft), durch die Verschiebung des Gelenkes nicht verändert.

Für die vorliegenden experimentellen Untersuchungen liegt die vertikale Lage des Gelenkes in der Mittellinie der Versuchsträger (Abb. 2.6 Bild (a)). Die Spannungsverteilung am Stahlimplantat



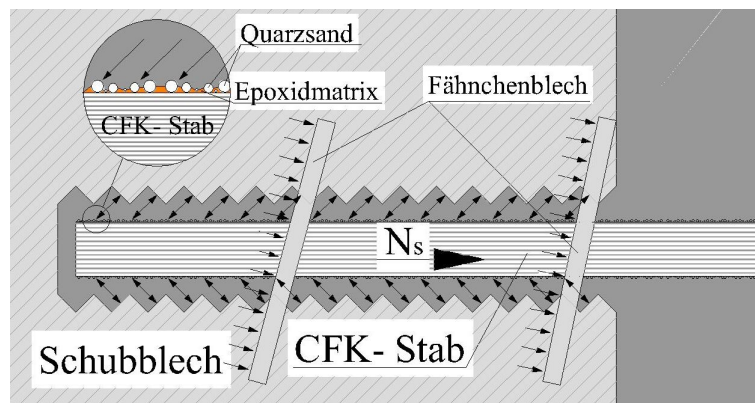


Abb. 2.7: Verbundmechanismus zwischen Schubblech, UHPC und CFK-Stab

durch die Variation der Gelenklage wird in der numerischen Berechnung in Kap. 3.5 weiter untersucht.

Die Winkellorientierung der Zahngeometrie ist in Abb. 2.3 ersichtlich und beginnt an der Oberkante des Versuchsträgers mit einem Winkel von  $17^\circ$  zur Vertikalen und vergrößert sich bis zur Unterkante auf  $61^\circ$  zur Vertikalen. Die Zahnleiste hat dieselbe Breite  $t = 30$  mm wie der Versuchsträger. Die Herstellung der Verzahnungsgeometrie des Stahlimplantates erfolgt durch Laserstrahlschneiden. Mit diesem Bearbeitungsverfahren können Stahlblechdicken von bis zu  $t = 30$  mm geschnitten werden. Der LIGHT AMPLIFICATION BY STIMULATED EMISSION OF RADIATION-LASER entsteht aus einem, durch Hochfrequenz oder Hochspannung angeregtem Gasgemisch. Der gebündelte Strahl wird im Werkstoff in Wärme umgewandelt und bringt das Material zum Schmelzen. Das Prozessgas dient zum Ausblasen der Schneideschlacke aus der Schnittfuge. Durch computergesteuertes Schneiden kann die Verzahnung in beliebig gewählter Geometrie hergestellt werden. Als alternative Schneidemöglichkeit bietet sich Wasserstrahl- oder Plasmaschneiden an [14]. Die Anschlusslasche ist mit einer Breite von  $t = 10$  mm deutlich schlanker dimensioniert.

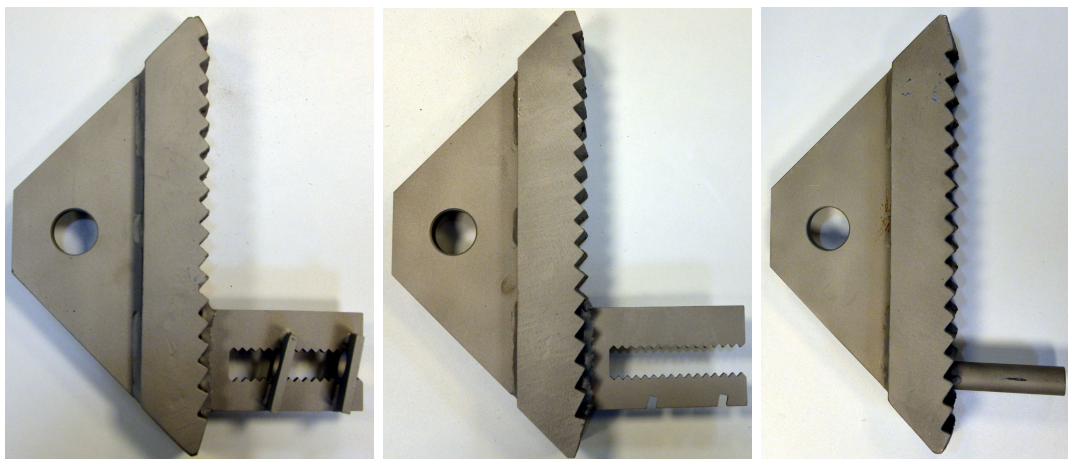
### 2.2.2 Stahlimplantattypen

Für die vorliegende Arbeit wurden drei verschiedene Stahlimplantattypen verwendet. Je nach Typ variiert die Art der Bewehrungsverankerung für den CFK-Stab am Stahlimplantat. In Tab. 4.1 werden die Stahlimplantate der Versuchsserie zugewiesen. Alle Stahlimplantattypen werden aus Edelstahl hergestellt.

- Bei **Stahlimplantattyp 1** aus Abb. 2.9 wird die Verankerungskraft aus dem CFK-Stab durch den Verbund zwischen dem CFK-Stab, dem UHPC und dem verzahnten Schubblech mit den integrierten „Fähnchen“ nach Abb. 2.7, im Stahlimplantat verankert. Dabei kommt die Aktivierung der zwei „Fähnchen“ aus Edelstahl zur Anwendung. Sie sollen die Verankerungskraft des CFK-Stabes erhöhen, indem sie rückhaltend wirken, die Ringzugspannungen des runden CFK-Stabes auf den UHPC vermindern und einen Teil der Querspannungen abfangen und in das Stahlimplantat zurückleiten.
- **Stahlimplantattyp 2** aus Abb. 2.10 unterscheidet sich von Stahlimplantattyp 1, indem die „Fähnchen“ entfallen. Das Schubblech mit integrierter Verzahnung soll die Verbundverankerung mit dem CFK-Stab ermöglichen.

Die Tragfähigkeit des Stahlimplantattyp 1 und Stahlimplantattyp 2 ist somit abhängig von der Verbundtragfähigkeit zwischen dem CFK-Stab, dem UHPC und der Geometrie des Stahlimplantates.

- Bei **Stahlimplantattyp 3** aus Abb. 2.11 wird die Bewehrungszugkraft des CFK-Stabes direkt im Stahlimplantat verankert. Um dies zu ermöglichen, wird in der Zahnleiste ein Loch  $\varnothing 12$  mm eingbohrt und eine Einsteckhülse mit einem M10-Innengewinde eingesetzt und angeschweißt. Der CFK-Stab wird anschließend mit einer Epoxidharzmatrix (Abb. 2.17) eingeklebt. Die Einklebelänge in die Einsteckhülse beträgt 75 mm.

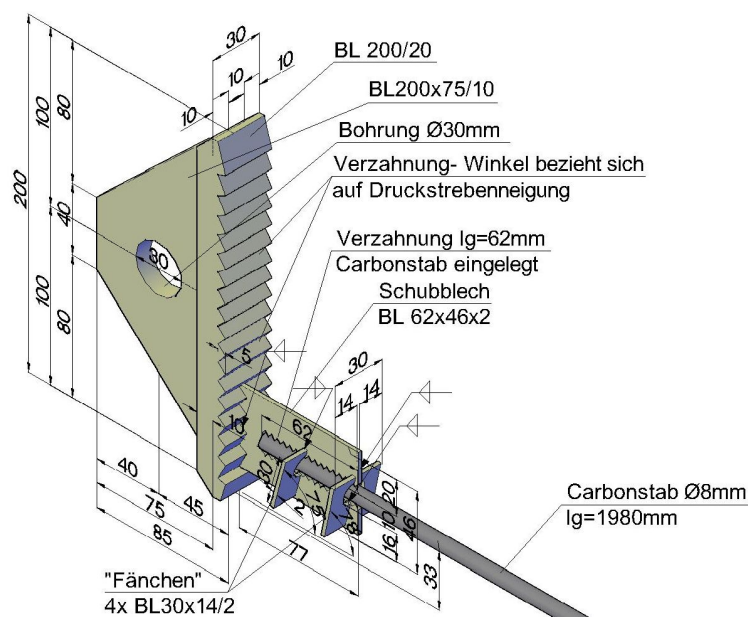


(a) Typ 1: mit „Fähnchen“

(b) Typ 2: ohne „Fähnchen“

(c) Typ 3: Einsteckhülse

**Abb. 2.8:** Stahlimplantattypen



**Abb. 2.9:** Stahlimplantattyp 1 mit CFK-Stab - Isometrieansicht



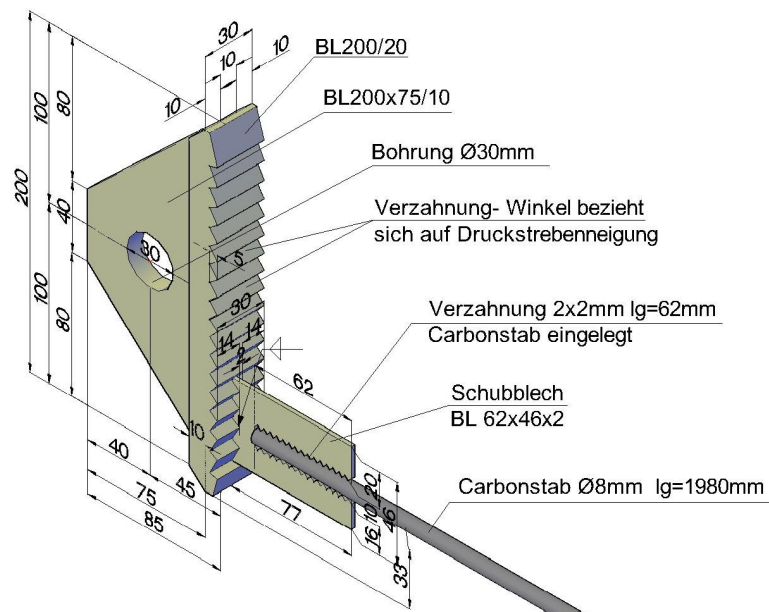


Abb. 2.10: Stahlimplantatyp 2 mit CFK-Stab - Isometrieansicht

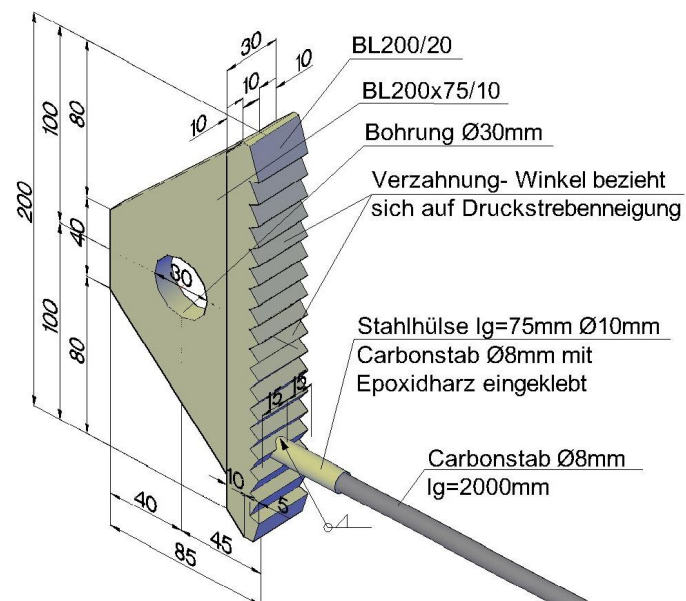


Abb. 2.11: Stahlimplantatyp 3 mit CFK-Stab - Isometrieansicht

## 2.3 Material

### 2.3.1 UHPC

Ultrahochfester Beton (ENG. **UHPC- ULTRA HIGH PERFORMANCE CONCRETE**) kennzeichnet sich durch eine einaxiale Druckfestigkeit von  $\geq 150 \text{ N/mm}^2$  aus [18][S. 3]. Diese Druckfestigkeit wird ohne besondere Nachbehandlung erreicht. UHPC kann bereits mit dieser Druckfestigkeit verlässlich hergestellt werden. Es kann eine Druckfestigkeit von  $150 - 250 \text{ N/mm}^2$  erreicht werden<sup>2</sup> [20][S. 3]. Es gibt jedoch zurzeit keine Norm in welcher der UHPC erfasst ist. In der ÖNORM B4710-1 sind derzeit nur Betone höherer Festigkeitsklassen mit der Bezeichnung „hochfeste Betone“ und den Druckfestigkeitsklassen C55/67 bis C100/115 erfasst.

Der UHPC erreicht seine ultrahohen Festigkeiten durch die Dichtheit des Gefüges und somit durch die Minimierung der Gefügestörungen und der Imperfektionen des Materials. Das Entfallen von groben Zuschlägen ermöglicht ein homogeneres Gefüge und der Kraftfluss von Zuschlagskorn zu Zuschlagskorn entfällt. Daher sind auch die Kräfte, die durch die Umlenkung der Zuschlagskörner entstehen geringer und auch die Zugspannungen und die daraus entstehende Rissbildung ist geringer [25][S. 37]. Der UHPC kennzeichnet sich durch einen reduzierten **W/Z-WERT** (**W**ASSER/**Z**EMENT-WERT) und der gleichzeitigen Zugabe von hochreaktiven Fließmitteln (Tab.2.3). Um noch höhere Festigkeiten zu erreichen, kann die Packungsdichte durch externen Druck während des Erstarrungsvorganges verbessert werden [12][S.32-34].

Zurzeit gibt es einige Firmen am Markt, welche UHPC-Produkte anbieten. Es sind dies die Firmen Eiffage, Densit, Sika, Bouygues, Rhodia und Lafarge. Die Eigenschaften der UHPC-Produkte variieren geringfügig [12][S. 33].

Für die experimentelle Untersuchung wurde die UHPC-Rezeptur aus Tab. 2.3 verwendet. Diese Rezeptur wurde vom Institut für Hochbau und Technologie- Baustofflehre, Werkstofftechnologie und Brandsicherheit zusammengestellt. In Abb. 2.12 ist die prozentuale Zusammensetzung dieser Rezeptur ersichtlich.

Die Zugfestigkeit von UHPC liegt laut Kobler zwischen  $6 - 15 \text{ N/mm}^2$ . Als zuverlässig kann eine Zugfestigkeit von  $7 \text{ N/mm}^2$  angenommen werden [26]. Im Zuge der experimentellen Untersuchungen wurden Betonzugfestigkeiten an Prismen ermittelt, diese ergaben einen Mittelwert der Biegezugfestigkeit von  $11,63 \text{ N/mm}^2$ . In Kapitel 2.3.1.1 werden die Biegezugversuche, die Prismendruckversuche, Würfeldruckversuche und die Bestimmung des Elastizitätsmoduls beschrieben.

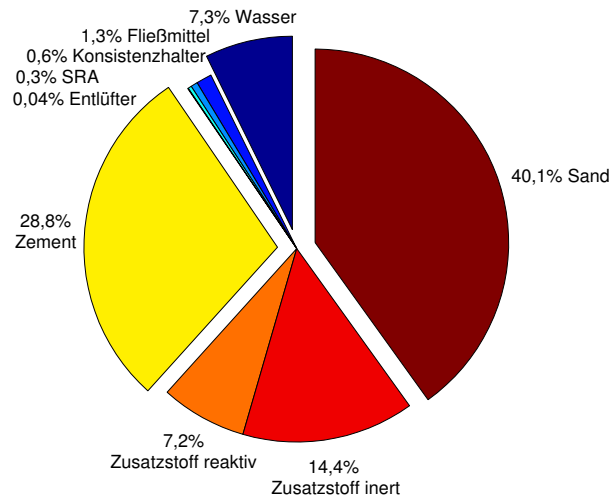
#### 2.3.1.1 UHPC-Materialprüfung

Der UHPC für die Versuchsträger wurde auf seine Druckfestigkeit anhand eines Druckversuchs nach 28 Tagen, am 15.01.2017 geprüft. Die ÖNORM B 3303 legt den Prüfablauf von Beton fest. Den Mittelwert  $f_{cm}$  (mittlere Druckfestigkeit) ermittelt man aus drei Probekörpern, aus jeweils drei Chargen [25][S. 31-33]. Die Herstellung der Probekörper für die Druckfestigkeitsprüfung findet unter der Verwendung von genormten Schalungsabmessungen statt, dabei wurden folgende Körper hergestellt:

- Würfel (3 Probekörper)  $100 \times 100 \times 100 \text{ mm}$  gemäß EN 12390-1
- Prismen (6 Probekörper)  $40 \times 40 \times 160 \text{ mm}$

In Tab. 2.1 wurden sechs Prismen und drei Würfel erfasst. Das Prinzip der Prüfverfahren ist in 2.13 (a) dargestellt. Dabei wird von einer hydraulischen Presse eine einaxiale Druckkraft  $F$

<sup>2</sup>In der Literatur wird mehrfach auf eine erreichte einaxiale Druckfestigkeit unter optimalen Laborbedingungen von  $800 \text{ N/mm}^2$  verwiesen, dieser Wert dürfte aber baupraktisch nicht realisierbar sein



**Abb. 2.12:** Zusammensetzung der UHPC-Rezeptur

erzeugt. Der UHPC-Würfel oder das UHPC-Prisma liegt zwischen zwei massiven Stahlplatten und wird bis zum Bruch belastet.

Der Mittelwert der Prismendruckfestigkeit erreicht dabei  $148,66 \text{ N/mm}^2$  und die mittlere Druckfestigkeit der Würfel liegt bei  $159,89 \text{ N/mm}^2$ . Die Differenz der beiden Druckversuche kann auf die Behinderung der Querdehnung zurückzuführen sein. Diese ist verantwortlich, dass Würfel eine größere Bruchlast als schlanke Prismen mit gleicher Kantenlänge erreichen ( $h/d < 1,0$ ) [25][S. 39].

Die Betonrohddichte wurde mit einem Mittelwert von  $\rho = 2310 \text{ kg/m}^3$  aus Gewicht und Abmessungen ermittelt.

Die Biegezugfestigkeit beträgt bei UHPC in etwa  $1/15$  der Druckfestigkeit. Zur Ermittlung der mittleren Biegezugfestigkeit  $f_{ct}$  wurde gemäß ÖNORM B 3303 eine Drei-Punkt-Biegeprüfung (Abb. 2.13 (b)) an 6 Probekörpern mit einer Abmessung von  $40 \times 40 \times 160 \text{ mm}$  durchgeführt. Der Lastangriffspunkt der Einzellast liegt in der Mitte der Prismenlänge. Die Biegezugfestigkeit ergibt sich aus der Bruchlast in Gleichung 2.7 wie folgt [25][S. 45]

$$f_{ct} = \frac{3 \cdot F \cdot l}{2 \cdot b \cdot h^2} \quad (2.7)$$

Die Zugfestigkeit kann laut Schneider u. a. nur grob nach Gleichung 2.8 abgeschätzt werden:

$$f_{ctm} \approx 0,35 \text{ bis } 0,75 f_{ct} \quad (2.8)$$

Die höheren Werte in 2.8 gelten für höhere Betonfestigkeiten. Die mittlere Biegezugfestigkeit wurde laut Tab. 2.2 mit einem Wert  $f_{ct} = 11,63 \text{ N/mm}^2$  ermittelt.

Der Elastizitätsmodul nach ÖNORM B 3303 wird anhand eines statischen Druck-E-Modules an Prismenkörpern ermittelt. Dieser ergibt sich aus dem Hooke'schen Gesetz laut Gleichung: 2.9

$$E = \frac{\sigma}{\epsilon} \quad (2.9)$$

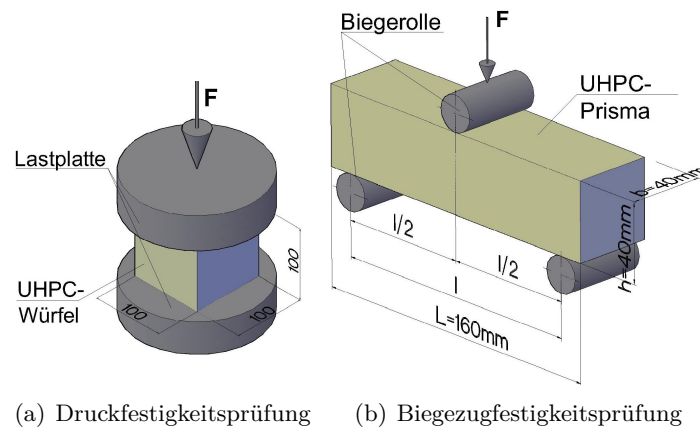
Die bleibende Verformung und die Gesamtverformung wird dabei anhand von mehreren Be- und Entlastungszyklen ermittelt. Bei einer Belastungsspannung von einem Drittel der Druckfestigkeit

**Tab. 2.1:** Druckfestigkeit UHPC-Prismen

<b>Prismendruckversuche</b>						
Nr	A	Probendicke a0	Probenbreite b0	Kraft	$f_{c,40}$	
	[mm <sup>2</sup> ]	[mm]	[mm]	[kN]	[N/mm <sup>2</sup> ]	
1	1600	40	40	243,02	<b>151,89</b>	
2	1584	39,6	40	235,88	<b>148,92</b>	
3	1596	39,9	40	259,58	<b>162,64</b>	
4	1600	40	40	228,67	<b>142,92</b>	
5	1600	40	40	239,06	<b>149,41</b>	
6	1600	40	40	217,89	<b>136,18</b>	
				Serie n=6		
				MW	$f_{cm} =$	<b>148,66</b>
				SD	s=	8,89
				Varianz	v=	79,04
<b>Würfeldruckversuche</b>						
Nr	A	Probendicke a0	Probenbreite b0	Kraft	$f_{c,100}$	
	[mm <sup>2</sup> ]	[mm]	[mm]	[kN]	[N/mm <sup>2</sup> ]	
1	10060	100,6	100	1580,3	<b>157,09</b>	
2	10030	100,2	100,1	1641,8	<b>163,69</b>	
3	10080	100	100,8	1601,6	<b>158,89</b>	
				Serie n=3		
				MW	$f_{cm} =$	<b>159,89</b>
				SD	s=	3,41
				Varianz	v=	11,64

**Tab. 2.2:** Biegezugfestigkeit UHPC-Prismen

<b>Biegezugversuche</b>						
Nr	Fläche A	Dicke a0	Breite b0	Länge l	F Max	$f_c$
	[mm <sup>2</sup> ]	[mm]	[mm]	[mm]	[N]	[N/mm <sup>2</sup> ]
1	1608	40,1	40,1	160,5	5938,26	<b>13,81</b>
2	1588	40,1	39,6	160,4	5997,35	<b>14,13</b>
3	1600	40,1	39,9	160,6	4373,11	<b>10,22</b>
4	1596	39,9	40,0	159,9	3884,22	<b>9,15</b>
5	1608	39,9	40,3	160,2	3896,76	<b>9,11</b>
6	1596	39,9	40,0	160,3	5669,64	<b>13,35</b>
				Serie n=6		
				MW	$f_{ct} =$	<b>11,63</b>
				SD	s=	2,39
				Varianz	v=	5,69



**Abb. 2.13:** Prüfverfahren der UHPC- Prismen

**Tab. 2.3:** UHPC-Rezeptur

Rezeptur		Betoniert am 15.12.2016	
W/Z- Wert	0,28		
Sand trocken [dm <sup>3</sup> /m <sup>3</sup> ]	350		
Luftgehalt [V%]	2		
W/B- Wert	0,22		
Mischung für 1 m <sup>3</sup> UHPC			
	Bezeichnung	Einwaage	
Wasser		153,5	kg
Fließmittel (30% Festanteil)		31,0	kg
Konsistenzhalter		13,8	kg
Schwindmittel		6,9	kg
Entlüfter		1,0	kg
Zement	Cem I 52,5 N C3A- frei	689,1	kg
Silikastaub		172,3	kg
Zusatzstoff inert		344,6	kg
Sand	QS 0,1-0,5	927,5	kg

**Tab. 2.4:** Mischreihenfolge UHPC

Mischreihenfolge und Dauer				
Mischertyp	Eirich R 02 Vac		Gleichstrommischen	
Wirblertyp	Stiftenwirbler		Wirbler	
Mischreihenfolge	[s]	[min]	[U/min]; [m/s]	
1 CEM, MS, QM, QS	300	05:00	1200; 7,9	
2 Wasser, FM, DCC	30	00:30	1200; 7,9	
3 Mischen	120	02:00	1200; 7,9	
Summe	450	07:30		

wird die Spannung gehalten und dann wieder entlastet. In der vierten Belastungsschleife wird der Elastizitätsmodul ermittelt. Die im Prüfverfahren gemessenen Werte ergeben einen mittleren Elastizitätsmodul von  $60\,325\text{ N/mm}^2$  bei zwei Probeprismen nach Tab. 2.5 [25]. Probe Nummer 2 wurde aufgrund einer Fehlmessung aus der Messreihe entfernt. Zusammenfassend können die

**Tab. 2.5:** Elastizitätsmodul UHPC-Probekörper

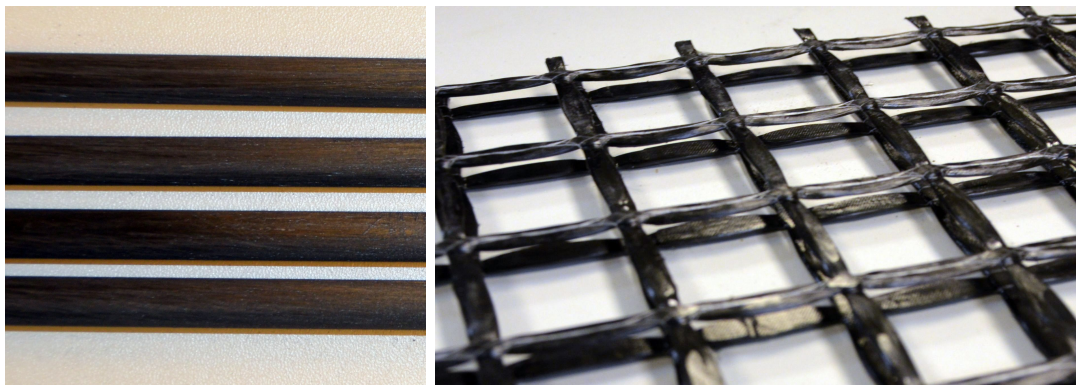
Elastizitätsmodul					
Nr	Fläche A	Dicke a0	Breite b0	F max	E-modul
	[mm <sup>2</sup> ]	[mm]	[mm]	[kN]	[N/mm <sup>2</sup> ]
1	1624	40,0	40,6	97,44	<b>56516,4</b>
3	1596	39,9	40,0	96,06	<b>64133,7</b>
				Serie n=2	
			MW	E=	<b>60325</b>
			SD	s=	5386,22
			Varianz	v=	2,9E+07

Eigenschaften der Materialprüfung des UHPC wie folgt für weitere Berechnungen verwendet werden:

- $\rho = 2310\text{ kg/m}^3$
- $f_{cm} = 148,66\text{ N/mm}^2$  ( $159,89\text{ N/mm}^2$ )
- $f_{ct} = 11,63\text{ N/mm}^2$
- $E_{UHPC} = 60\,325\text{ N/mm}^2$
- $\nu = 0,2$

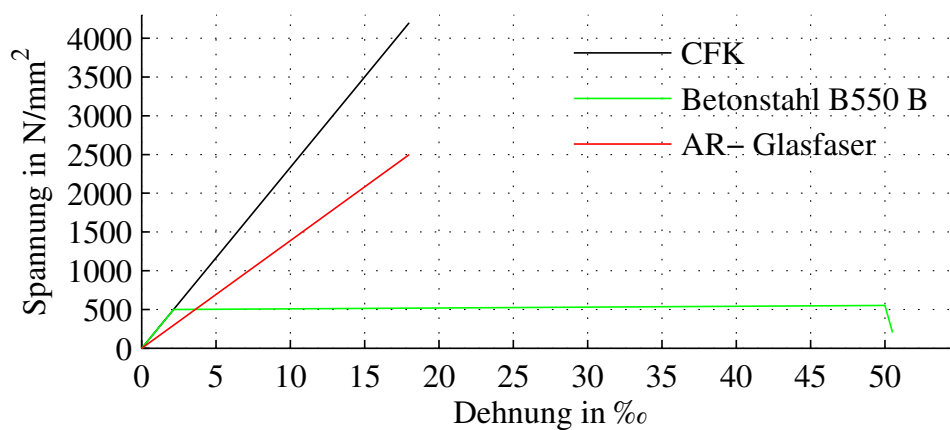
### 2.3.2 CFK

Carbonfaserverstärkter **Kunststoff-CFK** (ENG. **CARBON FIBRE REINFORCED POLYMERS-CFRP**), wie in Abb. 2.14 ist ein anisotroper Hochleistungswerkstoff aus polymerbeschichteten gebündelten Kohlenstofffasern. Die Fasern können je nach Typ, Zugfestigkeiten in Faserlängsrichtung von  $3950\text{ N/mm}^2$  bis  $5800\text{ N/mm}^2$  erreichen [11]. Im Vergleich dazu erreicht ein konventioneller Betonstahl die charakteristische Streckgrenze im Bereich von  $400\text{ bis }600\text{ N/mm}^2$



(a) CFK-Stab

(b) CFK-Netzroving

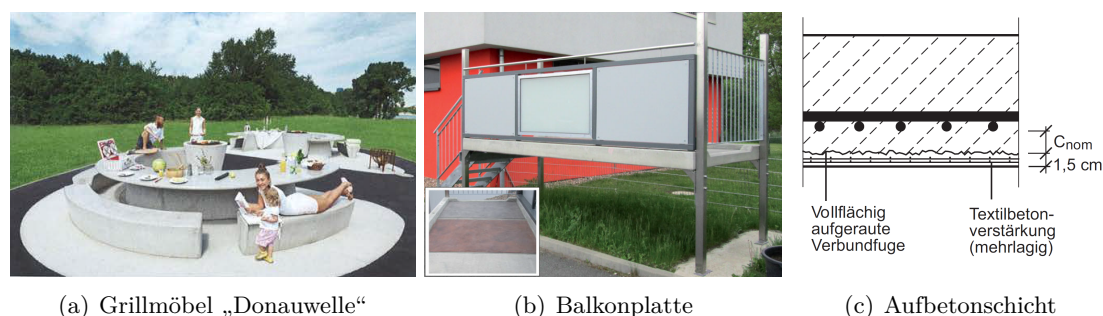
**Abb. 2.14:** Beispiele von CFK-Bewehrungen**Abb. 2.15:** Vergleich der Arbeitslinien von Betonstahl, AR-Glasfaser und CFK-Faser

[13][Kap. 2, S. 17]. Baustahl erreicht eine Zugfestigkeit 360 bis  $570\text{N/mm}^2$ , wobei Stahl mit einem ausgeprägten Fließplateau als sehr duktiler Werkstoff gilt [6][Kap. 3.3-3.5]. Das Materialverhalten von CFK in Faserlängsrichtung wird als nahezu linear-elastisch bis zum Bruch bezeichnet. Das Versagen ist spröde [7][S. 50]. CFK weist eine Bruchdehnung von ca. 18 ‰ auf (vgl. 2.6). Das Material besitzt keine plastischen Dehnreserven, welche einen Bruch ankündigen würden, aber aufgrund der ausgeprägten Dehnung ist der Bruch durch eine große Bauteilverformung vorzeitig erkennbar. In Abb. 2.15 ist ein Vergleich der Arbeitslinien von CFK, Betonstahl und AR-Glasfaser grafisch dargestellt.

CFK wird vorwiegend aus Gründen der hohen Festigkeit und des geringen Gewichtes zusammen mit Stahl und Aluminium verbaut. Die Flugindustrie verbaut bereits über 50 % des Gewichtes mit CFK. Grund dafür ist die  $\text{CO}_2$ - und Kostenreduktion. Diesen Vorteil hat auch die Automobilindustrie zu ihrem Nutzen gemacht und verbaut bereits seit Jahren in den hochwertigen Modellen CFK. Aufgrund des noch sehr hohen Gewichtanteils der Batterien von E-Fahrzeugen wurde CFK zur Gewichtsreduktion bereits in der Serienproduktion verwendet. Aber auch in der Freizeitindustrie findet CFK eine breite Verwendung. Verschiedene Sportgeräte (Ski, Fahrräder, Prothesen usw.) sowie Sportboote und Sportflugzeuge werden vorwiegend aus diesem sehr vielseitig einsetzbaren Material hergestellt.

Als CFK-Lamellen zur Verstärkung von Stahlbetonbauteilen ist CFK auch im Bauwesen bereits bekannt [31]. Gewebte CFK-Lamellen werden dabei auf die vorbereitete Bauteiloberfläche aufgeklebt. Oftmals wird das zu verstärkende Bauteil auch eingeschlitzt und die CFK-Lamellen oder auch die stabförmigen CFK-Querschnitte werden eingeklebt. Durch das Einschlitzen vergrößert sich die Verbundfläche und es kann ein höherer Anteil der Zugkraft verankert werden [5].

In der Verstärkung, der Sanierung aber auch im Neubau von Bauwerken stellt Textilbeton eine alternative Bauweise dar [8][S. 1]. So wurden beispielsweise formoptimierte, ressourcenschonende Bauteile in Form von Grillmöbeln am Beispiel „Donauwelle“ aus Textilbeton hergestellt (siehe Abb. 2.16 Bild a) [15]. In der Sanierung und Verstärkung des statischen Systems des Bestandes werden textile Bewehrungslagen, beispielsweise in die Aufbetonschicht der aufgerauten Bestands-Stahlbetonoberfläche eingelegt (siehe Abb. 2.16 Bild c) [11]. Nachdem sich in den vergangenen 18 Jahren der Textilbeton in den beschriebenen Beispielen und weiteren Anwendungen bewährt hat, wird nun auch zunehmend textile Bewehrung aus CFK verwendet, wenn auch nur in besonderen Projekten. Beispielsweise wurden leichte, schlanke Balkonplatten bereits unter Verwendung textiler CFK-Bewehrung erprobt (siehe Abb. 2.16 Bild b)[8].



**Abb. 2.16:** Anwendungsbeispiele von Textilbeton [15][S. 432], [8][S. 723], [11][S. 552]

Die Carbonfaser sei aber laut Curbach u. a. eine wirtschaftliche Alternative zu textiler Bewehrung aus anderen Materialien wie z. B. alkaliresistenter Glasfaser (AR-Glasfaser ENG. GLASS FIBRE). Die AR-Glasfasern haben einige negative Eigenschaften. AR-Glasfasern weisen eine ungenügende Dauerhaftigkeit auf, sogar in speziellen Betonrezepturen verlieren sie deutlich an Festigkeit. Manche Typen von AR-Glasfasern verlieren ca. 50 % der Festigkeit in 50 bis 80 Jahren. Dies erfordert eine entsprechende Überbemessung. Die Carbonfaser kann zwar nicht mit einem 4-6-fach höheren Preis als die AR-Glasfaser mithalten, sie wird aber durch die Dauerhaftigkeit und dem 50 % leichteren Gewicht wirtschaftlich interessant. Gewicht, Preis, Feinheit und Herstellungsverfahren der Fasermaterialien sind sehr verschieden. In Tab. 2.6 werden die Eigenschaften von Baustahl, AR-Glasfaser und Carbonfaser miteinander verglichen.

### 2.3.2.1 Herstellung und Typen von CFK

CFK besteht aus zwei Komponenten, der Kohlenstofffaser und einem duroplastischen Kunststoff. Dieser wird den Kohlenstofffasern im Herstellungsverfahren zugefügt und stellt somit einen Verbund zwischen den einzelnen FILAMENTEN<sup>3</sup> her. Zusammen bilden die Filamente somit ein MULTIFILAMENTGARN<sup>4</sup> [11][S. 7]. Die Kohlenstofffaser ist eine künstlich hergestellte Mineralfaser. Als Ausgangsmaterial wird zu 86 % POLYACRYLNITRIL (PAN) verwendet. Weiters kann aber auch Cellulose (11 %) oder Pech (8 %) eingesetzt werden. Der Herstellungsprozess von CFK

<sup>3</sup>als FILAMENT wird eine Elementarfaser undefinierter oder großer Länge verstanden, gültig für natürliche Fasern oder künstlich hergestellten Fasern

<sup>4</sup>MULTIFILAMENTGARN ist ein aus vielen parallelen Filamenten bestehender Garn, ohne Drehung



**Tab. 2.6:** Materialeigenschaften Textiler Bewehrung im Vergleich zum Baustahl [1][S.12]

Eigenschaft	Einheit	B500 B	AR-Glasfaser	CFK-Faser
Festigkeit	MPa	500/550	2500	4200
Elastizitätsmodul	GPa	200	74 ... 80	240
Fließdehnung	‰	2,17	-	-
Bruchdehnung	‰	50	35	
Dichte bei 20 °C	g/cm <sup>3</sup>	7,85	2,74 ... 2,80	1,78
Wärmeausdehnung (20 °C)	10 <sup>-6</sup> K <sup>-1</sup>	12	9,1	-0,1*
Filamentdurchmesser	µm	-	12 ... 25	7
Filamente je Garn	Stück	-	800 ... 2000	12000 ... 50000
Feinheit	tex	-	640 ... 2400	800 ... 3500
Bewehrungsdurchmesser	mm	6 ... 28	1 ... 2	1 ... 2,5
Querschnittsfläche je Stab	mm <sup>2</sup>	28 ... 615	0,23 ... 0,88	0,44 ... 1,9
Kosten	€/kg	1 ... 1,5	4 ... 5	20 ... 30
Tragfähigkeit	kN/€m	42 ... 64	36 ... 46	37 ... 56

\*in Längsrichtung

beginnt mit der Gewinnung von PAN durch Synthetisieren von Rohöl. Das PAN wird nun bei 220 bis 300 °C in sauerstoffhaltiger Umgebung stabilisiert, dabei wird das PAN unter definierter Zugspannung in eine unschmelzbare Struktur gebracht. Als nächstes wird bei 600 bis 1800 °C in einer inerten Stickstoffatmosphäre carbonatisiert, dabei werden Kohlenstoffringe aufgebaut und zugleich fast alle Nicht-Kohlenstoffatome abgespalten. Etwa 45 % der Masse geht bei diesem Prozess verloren. Um hochfeste und ultrahochfeste Fasern zu erhalten, muss ein weiterer Behandlungsschritt, die sog. Graphitierung durchgeführt werden. Dabei handelt es sich um eine Behandlung bei 2000 bis 3000 °C unter Schutzgasatmosphäre sowie mechanischer Streckung der Fasern. Die Eigenschaften der Fasern können je nach Streckung und Temperatur eingestellt werden, durch Erhöhung von Temperatur und Zugspannung können die Graphitebenen paralleler ausgerichtet und somit hochmoduligere Carbonfasern hergestellt werden. Ein Elastizitätsmodul von 180 000 N/mm<sup>2</sup> bis 800 000 N/mm<sup>2</sup> ist theoretisch möglich. Jedoch liegen wirtschaftlich sinnvolle Werte des Elastizitätsmoduls im Bereich von 230 000 N/mm<sup>2</sup>. Wir unterscheiden folgende Fasertypen:

- HT (high tenacity); hohe Zähigkeit  $E_{mod} = 238$  GPa
- HS (high strength); hohe Festigkeit
- IM (intermediate modulus); mittlerer Elastizitätsmodul  $E_{mod} = 290$  GPa
- HM (high modulus); hoher Elastizitätsmodul  $E_{mod} = 435$  GPa
- UHM (ultra high modulus); sehr hoher Elastizitätsmodul

Bei CFK liegt der Durchmesser eines einzelnen Filamentes zwischen 5 und 10 µm [11][S. 473-475],[4][S. 4-6]. Bei textilen Herstellungsverfahren ist jedoch nicht der Durchmesser des Multifilamentes die verwendete Maßeinheit, sondern die FEINHEIT, sie wird in **tex** angegeben und kann mit der Dichte  $\rho$  auf die Querschnittsfläche rückgerechnet werden (Glg. 2.10):

$$A = \frac{f}{\rho} \quad f \text{ in [tex]} \quad 1 \text{ tex} = \frac{1g}{1000 m} \quad \text{Feinheit} \quad (2.10)$$

Somit ergibt sich beispielsweise für ein Multifilamentgarn mit einer Feinheit von  $f = 800$  tex unter Berücksichtigung einer Dichte von  $\rho = 1,8 \text{ kg/m}^3$  eine Querschnittsfläche von  $0,44 \text{ mm}^2$ .

Als Letztes erfolgt die Beschichtung der Fasern im PULTRUSIONSVERFAHREN (Düsenziehverfahren), dabei werden die Fasern in der Kunstharzmatrix durchtränkt und zu Stäben vereint [11][S. 474],[16][S. 6]. Rovinge werden zu textilen Gittern meist in einem Wirkprozess zu verwebt und anschließend in einer Kunstharzmatrix getränkt. Der duroplastische Kunststoff ist eine Kunstharzmatrix mit der Aufgabe, die Spannungen auf alle Filamente zu verteilen sowie diese zusammenzuhalten. Weiters schützt die Kunstharzmatrix die Fasern vor mechanischer, chemischer und physikalischer Beschädigung. Als Kunstharz kommen Reaktionsharze zum Einsatz. Um den Aushärtungsvorgang zu ermöglichen, muss das Reaktionsharz mit den Reaktionsmitteln (Härter, Beschleuniger) reagieren (Bsp. Abb. 2.17). Für CFK können verschiedene duroplastische



(a) Reaktionsharz (b) Reaktionsmittel

**Abb. 2.17:** Kunstharzmatrix- Epoxidharz

Kunststoffe wie Polyesterharze (UP-Harze), Epoxidharze (EP-Harze) und Vinylesterharze (VE-Harze) verwendet werden. Nach dem Erhärten können Duroplaste nicht mehr verformt werden. Sie neigen zu weniger Kriechen und Relaxation im Vergleich zu anderen Harzen und haben eine sehr niedrige Viskosität, was eine gute Durchtränkung der Filamente ermöglicht. Wichtig für die Funktion der Zugfestigkeit der Verstärkungsfaser ist, dass die Bruchdehnung der Harze höher ist als die der Multifilamente [16],[11],[7].

### 2.3.2.2 Versagen von CFK

Duroplaste verlieren ab einer Temperatur von 50 bis 90 °C ihre Steifigkeit, dies wird als Glasübergangstemperatur bezeichnet und hängt von der Art des Harzes ab [7][S. 52]. Bei starker Wärmeeinwirkung verkohlt die Oberfläche und glüht oder glimmert. CFK verliert dabei seine Verbundeigenschaften und die Kunststoffmatrix wird zerstört. Die Kohlenstofffaser selbst ist bis ca. 650 °C stabil, danach beginnt die Oberfläche zu oxidieren. Die Faser wird flächig zersetzt und der Durchmesser verkleinert [4][S. 8-9]. Das Bruchverhalten von CFK hängt von der Belastungsrichtung ab, da CFK ein anisotropes Material ist, kann das Versagen auf mehreren Arten oder in Kombinationen von mehreren Versagensarten auftreten:

- Delamination
- Faserbruch
- Zwischenfaserbruch

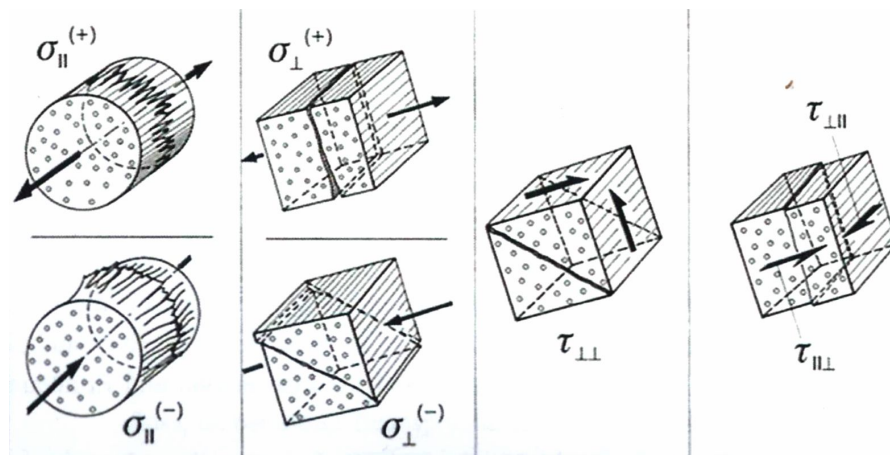


Abb. 2.18: Versagensarten von CFK je nach Spannungszustand [7][S. 54]

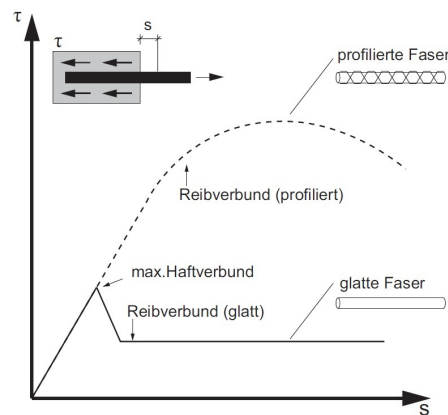
Unter Delamination versteht man die Trennung von benachbarten Einzellaminatschichten durch eine hervorgerufene Zugspannung normal zur Schichtfläche  $\sigma_{\perp}^{(+)}$ . Der Widerstand in diese Richtung ist gering, da nur das Kunstharz und nicht die Fasern wirksam sind. Bei einem sog. Faserbruch bricht gleichzeitig eine große Anzahl an Fasern und es kann zu einem kompletten plötzlichen Versagen des CFK-Bauteils führen. Dieses Versagen ist bei normaler Beanspruchung dem Zugbeanspruchungslastfall  $\sigma_{\parallel}^{(+)}$  zuzuordnen. Der Faserbruch kann aber auch durch eine einwirkende Druckbeanspruchung  $\sigma_{\parallel}^{(-)}$  stattfinden, dabei Knicken die Fasern aus der Kunstharzmatrix aus und man spricht von „innerem Knicken“ (Mikroknicken) (vgl. Abb. 2.18). Wenn sich innerhalb der Laminatschichten oder längs der Faser/Matrix-Grenzflächen Risse einstellen, spricht man von einem Zwischenfaserbruch. Dieser kann sich über die Faserlänge fortpflanzen und zum Versagen führen. Dieses Verhalten kann sich bei multidirektional gewebten Multifilamentgarnen auf einzelne Garne örtlich beschränken und die Tragfähigkeit bleibt soweit erhalten. Ein Zwischenfaserbruch kann durch mehrere Einwirkungsrichtungen erfolgen (vgl. Abb. 2.18) [7][S. 53-55]:

- $\sigma_{\perp}^{(+)}$  Querdzugspannung- geradlinig paralleler Riss
- $\tau_{\perp\parallel}$  und  $\tau_{\parallel\perp}$  Quer-, Längs-, Schubspannung - geradlinig paralleler Riss
- $\sigma_{\perp}^{(-)}$  Querdruckspannungen- Schubriss im schrägen Schnitt
- $\tau_{\perp\perp}$  Quer-, Quer-, Schubspannungen- Schubriss im schrägen Schnitt

### 2.3.2.3 CFK-Stab

Für die experimentellen Untersuchungen wurden CFK-Stäbe mit parallel angeordneten Multifilamenten verwendet. Auf dem Markt findet man jedoch auch CFK-Stäbe aus verwebten ROVINGEN<sup>5</sup>. (z. B. Fa. Carbon-Werke<sup>®</sup>). Der im Versuch verwendete CFK-Stab mit einem Durchmesser von 8 mm weist eine Feinheit von 90486 tex (nach Gleichung 2.10) auf. Bei einer Zugfestigkeit nach

<sup>5</sup>ROVINGE dt. Faserbündel, auch Filamente (Bündel unverdrehter, endloser, gestreckter Fasern), eng. Begriff im dt. Sprachgebrauch verwendet [11][S. 464]



**Abb. 2.19:** Vergleich der übertragbaren Verbundspannungen glatter und profilierter CFK-Bewehrung (qualitativ) [11][S. 481]

Herstellerangabe der Fa. S&P<sup>®</sup> Handels GmbH von  $f_{ts} = 2048 \text{ N/mm}^2$  beträgt die aufnehmbare Zugkraft des verwendeten Stabes  $N_{s1} = 102,38 \text{ kN}$  (vgl. Gleichung 2.11).

$$A_s = \frac{d^2 \cdot \pi}{4} \Rightarrow A_s = 50,27 \text{ mm}^2; \quad N_{s1} = f_s \cdot A_s \Rightarrow N_{s1} = 102,38 \text{ kN} \quad (2.11)$$

Da die Oberfläche eines CFK-Stabes als sehr glatt gilt und die Anforderungen an gute Verbundeigenschaften für die Verwendung im UHPC oft ausschlaggebend für das Versagen sind, ist es wichtig entsprechende Lösungen dafür zu finden (vgl. Abb. 2.19). Bei Auftreten eines Risses im UHPC übernimmt die CFK-Bewehrung die gesamte Zugkraft im Riss, welche vorher vom UHPC und von der CFK-Bewehrung getragen wurde. Zum Übertragen der Zugkräfte aus der Bewehrung in den UHPC sind gute Verbundeigenschaften notwendig. Der Verbund wird im Versuch durch eine nachträglich applizierte Besandung hergestellt. Die von der Fa. S&P<sup>®</sup> Handels GmbH zur Verfügung gestellten Carbonstäbe wurden von derselbigen mit Epoxidharz bestrichen und mit feinem Quarzsand (0,1 – 0,3 mm Körnung) bestreut. Das Verbundverhalten von quarzsandbeschichteten Stäben zeichnet sich durch einen besseren Verbund als bei glatten Stäben aus. Durch die besandete Oberfläche entsteht ein Haftverbund, Reibungsverbund und unter Annahme, eine mechanische Verzahnung. Das Versagen der Verbundtragfähigkeit kann durch Überschreitung der Haftverbundfestigkeit eintreten, indem die Oberflächenschicht samt der Quarzsandbeschichtung durch Delamination vom CFK-Stab abgelöst wird. Die Quarzsandbeschichtung wird samt der Epoxidharzmatrix abgerieben und die Quarzsandkörner verbleiben im UHPC. Die geringe Resttragfähigkeit erfolgt durch den Reibungsverbund. Somit wird die gesamte Verbundtragfähigkeit abhängig von der Verbundfestigkeit der Epoxidharzmatrix zwischen den Quarzsandkörnern und dem CFK-Stab [23][S. 50]. Des Weiteren kann es zum Verlust der Verbundtragfähigkeit auch durch Überschreiten des Haft- und Reibungsverbundes des CFK-Stabes im UHPC kommen. Zeitgleich mit den experimentellen Untersuchungen dieser Diplomarbeit wurden in einer weiteren Diplomarbeit Pull-Out Versuche zur Ermittlung der Verbundspannungs-Relativverschiebungsbeziehung des CFK-Stabes im UHPC, durchgeführt. Die Ergebnisse der Pull-Out Versuche werden ausführlich in „Untersuchungen zur Spannkrafteinleitung von vorgespannten CFRP-Stäben in dünnwandige Bauteile aus UHPC“ behandelt und sind in Abb. 3.3 abgebildet [17]. Dabei werden rillengefräste, quarzsandbeschichtete und glatte CFK-Stäbe miteinander verglichen (siehe Abb. 2.20). Laut Kobler zeigte die höhere Sprödigkeit von UHPC im Vergleich zu Normalbeton keine Beeinträchtigung des Verbundverhaltens und auch die hohe

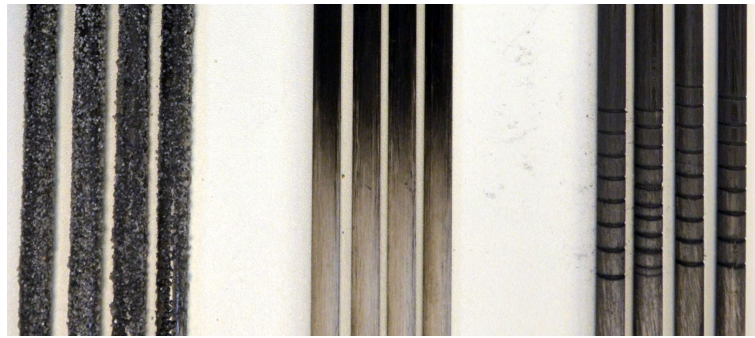


Abb. 2.20: Oberflächenvariation der CFK-Stäbe (besandet- glatt- gerillt)

Druckfestigkeit und der Elastizitätsmodul wirkten sich positiv auf das Verbundverhalten aus. Das Auftreten von Verbundrissen (Längsrissen) und Abplatzen der Betondeckung muss in der Dimensionierung von schlanken Betonbauteilen berücksichtigt werden [12][S. 38].

#### 2.3.2.4 CFK-Textil

Das CFK-Textil bildet in Kombination mit dem CFK-Stab aus 2.3.2.3 die gesamte Bewehrung des Versuchsträgers. Das Textil besteht aus längs und quer in variablen Achsabständen aneinandergereihten Rovingen. In den Kreuzungspunkten werden die Rovinge durch die Epoxidharztränkung und dem Wirkfaden zusammengehalten. Das ebene Textil kann als Mattenware in Form, Zugschnitt und Bewehrungsgrad variiert werden. Für die vorliegende experimentelle Untersuchung wurden folgende Typen von CFK-Textilnetzen der Fa. Solidian<sup>®</sup> in U-Form mit den Abmessungen  $180 \times 10 \times 180$  mm (vgl. Abb. 2.24) verwendet [29]:

1. GRID Q95/95- CCE- 38<sup>®</sup> (vgl. Abb. 2.21)
  - Faserquerschnittsfläche  $95/95 \text{ mm}^2/\text{m}$  (längs/quer)
  - Fasermaterial CFK/CFK (längs/quer)
  - Tränkungsmatrix Epoxidharz
  - Achsabstand Roving  $38/38 \text{ mm}$  (längs/quer)
  - charakteristische Bruchspannung  $2400/2300 \text{ N/mm}^2$  (längs/quer)

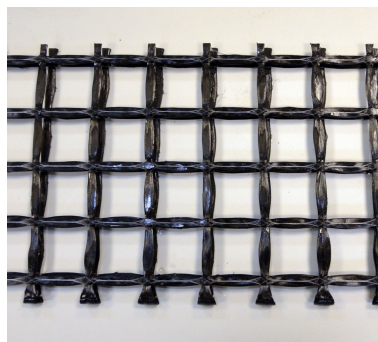
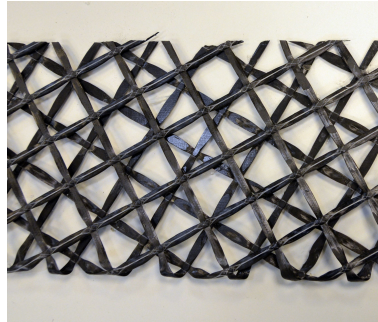


Abb. 2.21: CFK-Textil: GRID Q95/95- CCE- 38<sup>®</sup>

2. GRID Q95/95 45°- CCE- 38<sup>®</sup> (vgl. Abb. 2.22)
  - Faserquerschnittsfläche  $95/95 \text{ mm}^2/\text{m}$  (längs/quer)

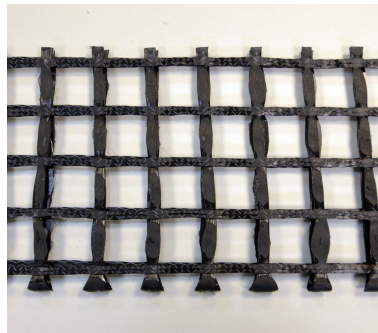
- Fasermaterial CFK/CFK (längs/quer)
- Tränkungsmatrix Epoxidharz
- Achsabstand Roving 38/38 mm (längs/quer)
- charakteristische Bruchspannung 2400/2300 N/mm<sup>2</sup> (längs/quer)



**Abb. 2.22:** CFK-Textil: GRID Q95/95- CCE- 38, 45°<sup>©</sup>

3. GRID Q142/142- CCE- 38°<sup>©</sup> (vgl. Abb. 2.23)

- Faserquerschnittsfläche 142/142 mm<sup>2</sup>/m (längs/quer)
- Fasermaterial CFK/CFK (längs/quer)
- Tränkungsmatrix Epoxidharz
- Achsabstand Roving 38/38 mm (längs/quer)
- charakteristische Bruchspannung 2400/2300 N/mm<sup>2</sup> (längs/quer)

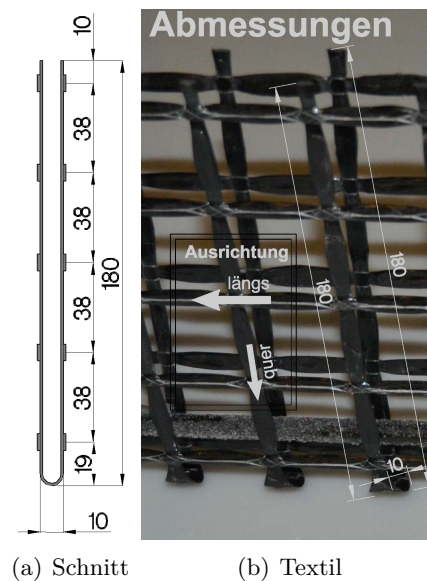


**Abb. 2.23:** CFK-Textil: GRID Q95/95- CCE- 38°<sup>©</sup>

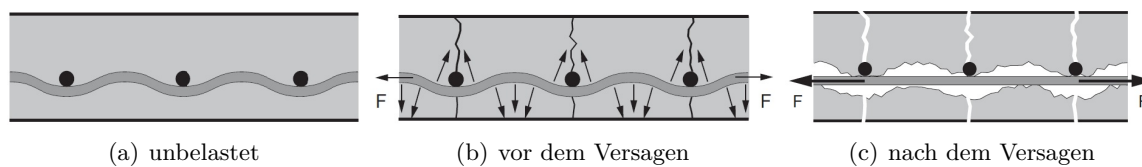
Nach Jesse u. a. gibt es einige Parameter, welche beachtet werden sollten, wenn textile CFK-Strukturen im Beton als Bewehrung zum Einsatz kommen:

- Geradlinigkeit der Rovinge  
Durch einen möglichst geradlinigen Verlauf der Rovinge kann das Erzeugen von Querkzugspannungen im Beton vermieden und ein Absprengen der Betondeckung verhindert werden (siehe Abb. 2.25).
- Achsabstand der Rovinge  
Um den Verbund wirksam zu machen und eine gute Umschließung durch den Feinbeton zu ermöglichen, muss der Achsabstand zwischen den Rovingen entsprechend groß sein.





**Abb. 2.24:** CFK-Textil: Orientierung und Schnittbemaßung



**Abb. 2.25:** Betondeckungsversagen durch gekrümmten Verlauf der Rovinge im Beton [11][S. 479]

Die Rovinge können quer zur Faser keine Kräfte aufnehmen. Dies erfordert besonders bei verstärkenden Aufbetonschichten die Aktivierung und Mitarbeit der Betonzugkräfte. Ansonsten kann es zu einem Zwischenfaserbruch durch die Spannung  $\sigma_{\perp}^{(-)}$  kommen (vgl. Kap. 2.3.2.2).

- **Querschnittsform der Rovinge**  
Bei stark gekrümmten Textilien empfiehlt sich eine elliptische Form des Rovings, um hohe Spannungen im Krümmungspunkt zu vermeiden. Durch die elliptische Querschnittsform vergrößert sich die Mantelfläche und somit die Verbundfläche. Im Gegensatz dazu weist eine runde Querschnittsform eine höhere Festigkeit und Steifigkeit auf, dies wirkt sich positiv auf die Bemessung aus.
- **Oberflächenbeschaffenheit**  
Sehr glatte Rovinge können ihren Verbund mit dem UHPC über die Haftreibung und über einen Formschluss herstellen. Der Formschluss entsteht durch eine Verdickung der Rovinge im Bereich des Kreuzungspunktes [32]. Nach dem Überschreiten der Haftreibung wird der Reibungsverbund aktiv. Der Reibungsverbund kann nur durch eine profilierte Oberflächenbeschaffenheit signifikant verbessert werden.
- **Formhaltevermögen**  
Anforderungen an das Formhaltevermögen betreffen vor allem die Lagerung, den Transport

und die Einbringmöglichkeit in die Schalung. Das Textil muss dabei in seiner ursprünglichen Geometrie und Form erhalten bleiben und nach Plan einbaubar sein [11][S. 478-481].



# Kapitel 3

## Berechnungstheorie

Dieses Kapitel befasst sich mit der Theorie der Berechnung der Tragfähigkeit. Die Schnittgrößen werden schrittweise zu den Laststufen aus Tab. 3.1 ermittelt. Die Tragfähigkeit wird durch eine Berechnung nach ÖNORM1992-1-1 jedoch mit angepassten Materialparametern ermittelt. Dabei wird die Biegetragfähigkeit in Kapitel 3.2, die Schubtragfähigkeit in Kapitel 3.2 und das Verbundverhalten in Kapitel 3.3 untersucht.

Die experimentellen Untersuchungen werden in Kap. 4 konkret beschrieben, für die Nachberechnung wird in diesem Kapitel bereits das statische System, die Schnittgrößen u. a. dargestellt (Abb.3.1). Das Eigengewicht des Versuchsträgers wird in der Berechnung vernachlässigt.

In einem zweiten Teil des Kapitels (Kap. 3.5) wird die numerische Berechnung behandelt.

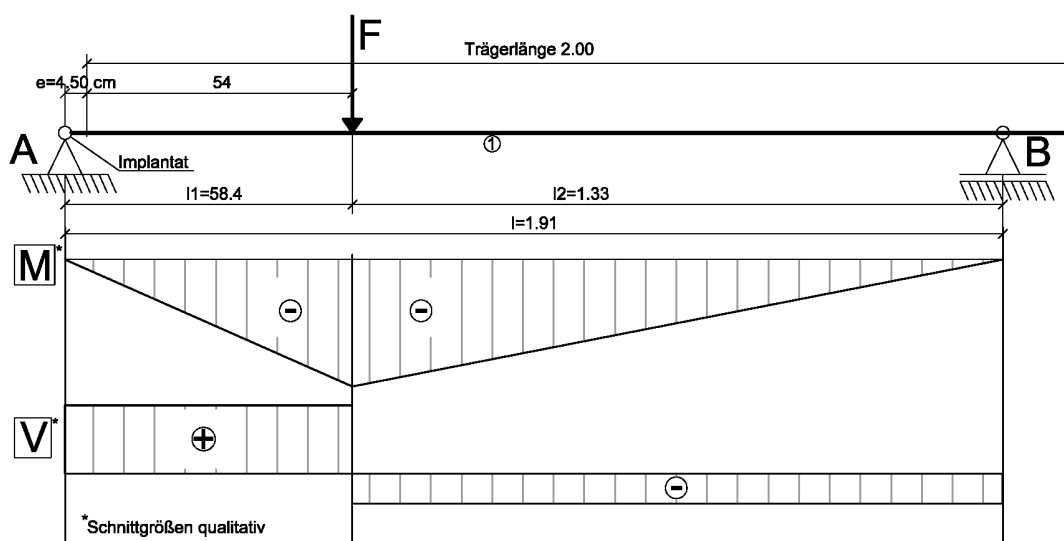


Abb. 3.1: Statisches System mit Darstellung des qualitativen Schnittgrößenverlaufs

Dabei werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen dafür verwendet, ein zweidimensionales Modell zu kalibrieren und den Belastungsvorgang zu simulieren. Die numerische Berechnung wird unter Anwendung der Finite Elemente Methode mit dem EDV-Programm *Cervenka ATENA<sup>®</sup> 2d v5* analysiert. Dieses Programm berücksichtigt das nichtlineare Materialverhalten bewehrter Betonstrukturen. Auch die Rissbildung im Beton kann nachgebildet werden. Die Kalibrierung des Modelles auf das experimentelle Verhalten ermöglicht den Erhalt von Informationen über den Spannungsverlauf im Bauteil und liefert hilfreiche Ergebnisse zur weiteren Optimierungsmöglichkeit des Trägers. Durch die Variation der Gelenklage in zwei weiteren numerischen Berechnungen können ohne zusätzliche experimentelle Untersuchungen informative Ergebnisse erzielt werden.

**Tab. 3.1:** Laststufenabhängige Schnittgrößen und Exzentrizitätsmomente

Kraft	Moment LE	Querkraft		Auflagerkraft vert.		
F [kN]	MF [kNm]	VAR =VFL [kN]	VFR =VBL [kN]	A [kN]	B [kN]	Me [kNm]
1	0,4	0,7	-0,3	0,7	0,3	0,03
2	0,8	1,4	-0,6	1,4	0,6	0,06
4	1,6	2,8	-1,2	2,8	1,2	0,13
<b>8</b>	<b>3,2</b>	<b>5,6</b>	<b>-2,4</b>	5,6	2,4	0,25
12	4,9	8,3	-3,7	8,3	3,7	0,38
<b>16</b>	<b>6,5</b>	<b>11,1</b>	<b>-4,9</b>	11,1	4,9	0,50
20	8,1	13,9	-6,1	13,9	6,1	0,63
<b>24</b>	<b>9,7</b>	<b>16,7</b>	<b>-7,3</b>	16,7	7,3	0,75
28	11,4	19,5	-8,5	19,5	8,5	0,88
<b>32</b>	<b>13,0</b>	<b>22,2</b>	<b>-9,8</b>	22,2	9,8	1,00
36	14,6	25,0	-11,0	25,0	11,0	1,13
<b>40</b>	<b>16,2</b>	<b>27,8</b>	<b>-12,2</b>	27,8	12,2	1,25
44	17,9	30,6	-13,4	30,6	13,4	1,38
46	18,7	32,0	-14,0	32,0	14,0	1,44

### 3.1 Materialparameter

Die Materialparameter für die Berechnung nach ÖNORM 1992-1-1 wurden vorwiegend aus den Versuchsergebnissen der Materialuntersuchungen und weiteren Produktdatenblättern entnommen.

#### 1. UHPC nach Kap. 2.3.1.1

- mittlere Betondruckkraft  $f_{cm} = 148,7 \text{ N/mm}^2$  (Prismendruckversuche)
- charakteristische Betondruckkraft  $f_{ck} = f_{cm} - 8 \text{ N/mm}^2 = 140,7 \text{ N/mm}^2$  [13][Kap. 2, S. 4]
- mittlere Biegezugfestigkeit  $f_{ct} = 11,6 \text{ N/mm}^2$
- mittlere Zugfestigkeit nach Glg. 2.7  $f_{ctm} = 0,75 \cdot f_{ct} = 8,3 \text{ N/mm}^2$
- E- Modul  $E_{UHPC} = 60\,325 \text{ N/mm}^2$

#### 2. CFK-Stab nach Produktdatenblatt Fa. S&P<sup>©</sup> Handels GmbH

- mittlere Zugfestigkeit  $f_s = 2048 \text{ N/mm}^2$
- E-Modul  $E_{CFK,s} = 161\,000 \text{ N/mm}^2$
- Durchmesser  $\varnothing 8 \text{ mm}$  ( $A_{s1} = 50,26 \text{ mm}^2$ )  $d = 16,7 \text{ cm}$

#### 3. CFK-Textil nach Produktdatenblatt Fa. Solidian

- Grid Q95/95- CCE - 38<sup>©</sup>
- charakteristische Bruchspannung  $f_{tex} = 2400 \text{ N/mm}^2$  (längs)
- E-Modul  $E_{CFK,tex} = 200\,000 \text{ N/mm}^2$
- Bewehrungsfläche  $a_{s,tex} = 95 \text{ mm}^2/\text{m}$
- $e = 38 \text{ mm}$   $d_1 = 2,0 \text{ cm}$   $d_2 = 5,8 \text{ cm}$   $d_3 = 9,6 \text{ cm}$   $d_4 = 13,4 \text{ cm}$   $d_5 = 17,2 \text{ cm}$   
Die Bezeichnungen der Nutzhöhen „ $d_{index}$ “ und können der Abb. 3.2 zugeordnet werden.

### 3.2 Biegetragfähigkeit

Die Betondruckkraft wird im Parabel-Rechteck-Diagramm nach Gleichung 3.1 berechnet.

$$N_c = \kappa \cdot x \cdot b \cdot f_{ck} \quad (3.1)$$

Die Begrenzung, die Randstauchung und die Randdehnung des UHPC wird mit der analytischen Beziehung

$$\epsilon_{cu1}(\%) = 2,8 + 27[(150 - f_{cm})/100]^4 = 2,8 \quad \text{und} \quad \epsilon_{cu2}(\%) = 2,6 + 35[(142 - f_{ck})/100]^4 = 2,6 \quad (3.2)$$

festgelegt (Abb. 3.2). Es ist zu berücksichtigen, dass diese Beschränkungen lt. ÖNORM für Betondruckfestigkeiten bis zu  $f_{ck} = 90 \text{ N/mm}^2$  gelten [13][Kap. 2, S. 4]. In der Glg. 3.2 wurde deswegen anstatt  $90 \text{ N/mm}^2$  der Wert  $142 \text{ N/mm}^2$  eingesetzt. Des weiteren wurde anstatt  $98 \text{ N/mm}^2$  der Wert  $= 150 \text{ N/mm}^2$  eingesetzt. Der CFK-Stab kann eine Dehnung von

$$\epsilon_{s1,stab}(\%) = \frac{f_s}{E_{CFK,s}} = \frac{2048}{161000} = 12,7 \quad (3.3)$$

aufnehmen. Das CFK-Textil kann folgende Dehnung aufnehmen:

$$\epsilon_{s1,tex}(\%) = \frac{f_{tex}}{E_{CFK,tex}} = \frac{2400}{200000} = 12,0 \quad (3.4)$$

Den maximalen Abstand der Null-Linie vom Druckrand und somit die Betondruckzonenhöhe definiert die Beziehung:

$$x_{lim} = \frac{|\epsilon_{cu2}|}{|\epsilon_{cu2}| + \epsilon_{s1,ex}} * d_5 = \frac{2,6}{2,6 + 12,0} \cdot 16,95 = 3,02 \text{ cm} \quad (3.5)$$

Weitere Beiwerte für das P-R-Diagramm für Dehnungen im Bereich von  $2 < |\epsilon_{c2}| < 3,5\%$  lassen sich mit Gleichung 3.6 berechnen.

$$\kappa = \frac{3 \cdot |\epsilon_{cu2}| - 2}{3 \cdot |\epsilon_{cu2}|} = 0,7436 \quad \lambda = \frac{3 \cdot \epsilon_{cu2}^2 - 4 \cdot |\epsilon_{cu2}| + 2}{6 \cdot \epsilon_{cu2}^2 - 4 \cdot |\epsilon_{cu2}|} = 0,394 \quad (3.6)$$

Somit kann die aufnehmbare Betondruckkraft nach Gleichung 3.1 gelöst werden.

$$N_{c,lim} = 0,7436 * 3,062 * 3 * 14,07 = 94,79 \text{ kN} \quad (3.7)$$

$N_{s1} = 102,38 \text{ kN}$  wurde bereits in Gleichung 2.11 berechnet. Dies ist die maximal aufnehmbare Zugkraft des CFK-Stabes. Die Zugkraft eines Rovings (ein Faserbündel) und eines Rovingspaares beträgt:

$$A_{s,tex} = 3,62 \text{ mm}^2 \quad N_{s,tex} = f_{tex} \cdot 2 \cdot A_{s,tex} \quad \Rightarrow \quad N_{s,tex} = 17,42 \text{ kN} \quad (3.8)$$

Nach der Normalkraftbedingung gilt  $\sum N = 0$ : (Annahme: ein Rovingspaar und der CFK-Stab werden belastet)

$$N_c = N_{s1} + N_{s,tex} \quad \Rightarrow \quad \kappa \cdot x \cdot b \cdot f_{ck} = A_{s1} \cdot f_s + f_{tex} \cdot A_{s,tex} \cdot 2 \quad (3.9)$$

Die aufnehmbare Bewehrungszugkraft des CFK-Stabes ist höher als die aufnehmbare Bewehrungszugkraft des Rovingspaares des CFK-Textils  $N_{s1} > N_{s,tex}$  und die Betondruckkraft  $N_{s1} > N_c > N_{s,tex}$ . Die maximale Dehnung des CFK-Textils wird nach Gleichung 3.4 mit  $12\%$

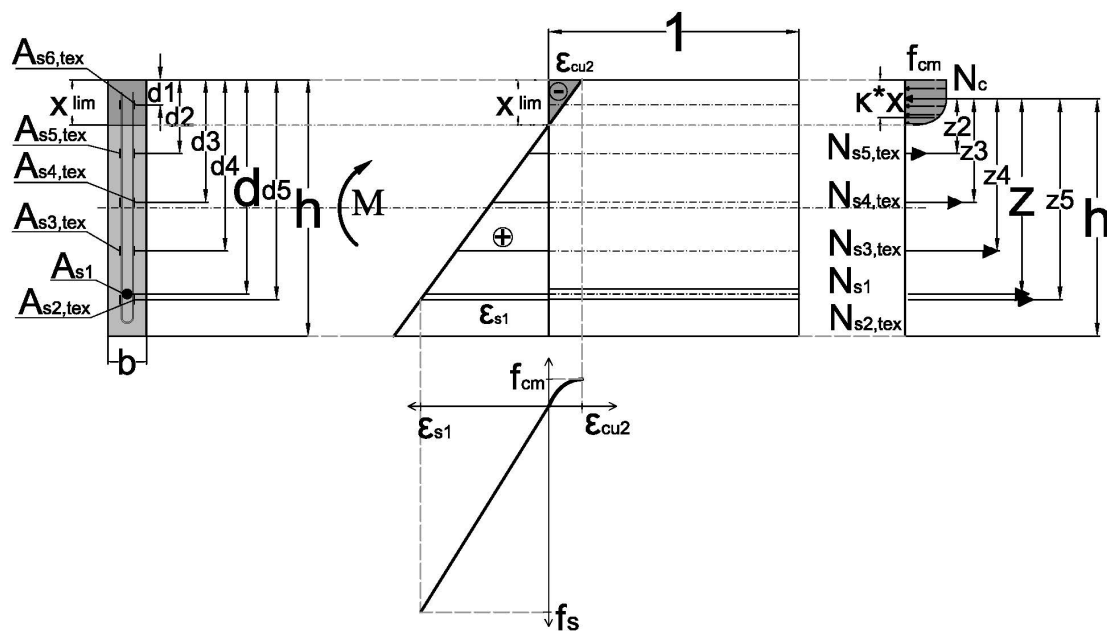


Abb. 3.2: Kräftegleichgewicht bei reiner Biegung

beschränkt. Für die Berechnung des maximal aufnehmbaren Momentes wird die Nutzhöhe „d“ des CFK-Stabes und des Rovinges „d5“ gemittelt zu  $d_m = 16,95$  cm.

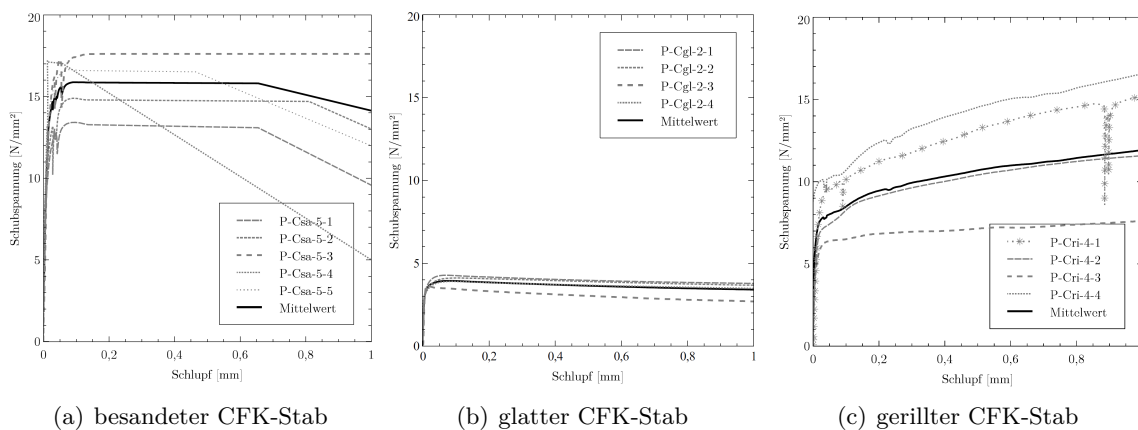
Die Auflösung Momentengleichgewicht  $\sum M = 0$  um mit der gemittelten Nutzhöhe  $d_m = 16,95$  cm ergibt somit ein Widerstandsmoment von:

$$M_R = N_{c,lim} \cdot (d - \lambda * x) * 100 = 96,02 \cdot \frac{(16,95 - 0,394 \cdot 3,02)}{100} = 14,93 \text{ kNm} \quad (3.10)$$

Die nachgerechnete Biegetragfähigkeit liegt somit bei einem Moment von  $M_R = 14,93$  kNm, dafür muss eine Lastaufbringungskraft von  $F = 37,20$  kN im Lasteinleitungspunkt (Abb. 3.1) aufgebracht werden.

### 3.3 Verbundverhalten

CFK-Bewehrung gilt als sehr zugfest, um die hohen Zugkräfte aufnehmen zu können wird eine entsprechend hohe Verbundfestigkeit gefordert. Die Verbundfestigkeit des glatten Stabes kann durch die Bearbeitung der Oberfläche verbessert werden (Abb. 2.19). Relevante Werte für die Berechnung des Verbundes werden den Ergebnissen der Pull-Out Versuche entnommen (Abb. 3.3). Die CFK-Stäbe der Versuchsträger besitzen eine Beschichtung aus Quarzsand. Der Quarzsand ist in eine Epoxidharzmatrix eingebettet (vgl. Detail in Abb. 2.7). In Kapitel 2.3.2.3 wird der CFK-Stab genau beschrieben. Wie in den Diagrammen der Abb. 3.3 sehr gut ersichtlich ist, sind die Unterschiede der aufnehmbaren Verbundspannungen, je nach Oberflächenbeschaffenheit, unterschiedlich. Der besandete CFK-Stab besitzt die günstigsten Verbundeigenschaften. Es gibt so gut wie keinen Anfangsschlupf bis zum Erreichen der Verbundspannung von  $\tau_{u,s} = 16 \text{ N/mm}^2$ . Der Haftverbund wird dabei überschritten und durch den Reibungsverbund bleibt die Verbundspannung entlang des Schlupfweges konstant. Ab einem Schlupf von 0,7 mm fällt die Verbundspannung wieder langsam ab. Der glatte Stab hingegen erreicht mit einer Spannung von  $\tau_{u,s} = 4 \text{ N/mm}^2$  die maximale Verbundspannung (Haftwiderstand). Bei konstant gehaltener



**Abb. 3.3:** Verbundverhalten: CFK-Stäbe verschiedener Oberflächenbeschaffenheit [17]

Verbundspannung erhöht sich der Schlupf in weiterer Folge. Die Verbundspannung von  $\tau_{u,s} = 4 \text{ N/mm}^2$  kann durch einen geringen Reibungswiderstand gehalten werden. Der Verlauf des CFK-Stabes mit einer rillengefrästen Oberfläche mit einem Rillenabstand von 3 – 4 mm steigt nach einer anfänglichen Spannung von  $\tau_{u,s} = 7 \text{ N/mm}^2$  leicht an und verfestigt sich weiter. Bei einer Spannung  $\tau_{u,s} = 11 \text{ N/mm}^2$  erreicht der gerillte Stab 1,0 mm Schlupf. Durch die geringe Rillentiefe von 0,4 mm geht nicht klar hervor, ob eine mechanische Verzahnung stattfindet. Bei keinen der drei verschiedenen Oberflächenbeschaffenheiten ist ein starkes Abfallen der Verbundspannungen nach Überschreiten der Haftreibung erkennbar. Als effektivste Variante zeichnet sich jedoch der besandete CFK-Stab mit einem mehr als dreifachen Wert der Verbundspannung im Vergleich zum glatten CFK-Stab aus. Mit der bekannten Verbundspannung des besandeten Stabes und dem bekannten Durchmesser kann die aufnehmbare Stabkraft pro cm Stablänge in Gleichung 3.11 berechnet werden mit:

$$N_u = d \cdot \pi \cdot l_{b,s} \cdot \tau_{u,s} = 0,8 \cdot \pi \cdot 1 \cdot 16 = 3,77 \text{ kN/cm} \quad (3.11)$$

Die rechnerische Verankerungslänge der maximal aufnehmbaren Zugkraft des CFK-Stabes (nach Gl. 2.11) ergibt sich zu:

$$l_{b,s} = \frac{d \cdot f_s}{4 \cdot \tau_{u,s}} = \frac{0,8 \cdot 204,8}{4 \cdot 1,6} = 27,31 \text{ cm} \quad (3.12)$$

Die tatsächlich vorhandene Bewehrungszugkraft für die maximale Biegetragfähigkeit beträgt 76 % der maximal aufnehmbaren Bewehrungszugkraft des CFK-Stabes. Somit beträgt die Verankerungslänge 21 cm.

Die Verbundspannung des CFK-Textils liegt nach Kulas bei  $\tau_{u, \text{tex}} = 6 \text{ N/mm}^2$  [16][S. 140]. Die Rovinge weisen eine glatte Oberfläche und der Verbund findet durch Haft- und Reibungsverbund statt. Die günstige elliptische Querschnittform der Rovinge weist eine höhere Mantelfläche auf. Auch die Spannungsausbreitung elliptischer Rovinge ist vorteilhafter im Hinblick auf das Rissbild (vgl. [16]). Bei dieser Querschnittform entstehen lediglich Querrisse. Die Spannungen wirken normal zur Querschnittebene. Auf der dünnen Seite des Querschnittes entstehen sogenannte Längsrisse im UHPC (Delamination des UHPC). Die Längsrisse bilden sich auch ohne mechanische Verzahnung. Diese Spannungen normal zur Querschnittebene werden Ringzugspannungen genannt. Die Verankerungslänge für die maximale Zugkraft des CFK-Textils beträgt:

$$l_{b, \text{tex}} = \frac{d \cdot f_{\text{tex}}}{4 \cdot \tau_{u,s}} = \frac{0,215 \cdot 200}{4 \cdot 0,6} = 17,92 \text{ cm} \quad (3.13)$$

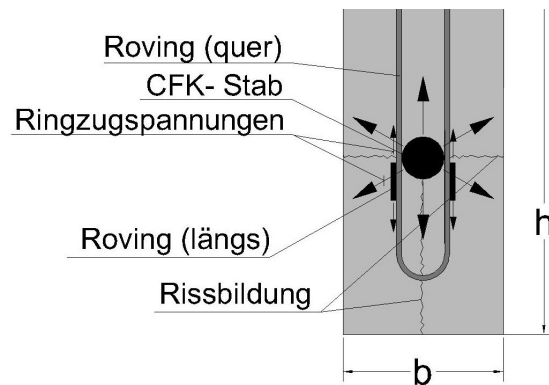


Abb. 3.4: Rissbildung am Querschnitt des Versuchsträgers

Dabei ist zu berücksichtigen, dass diese Verankerungslänge für die Verbundspannung bei voller Ausnutzung der Zugkraft eines CFK-Rovings gilt.

Wie Abb. 3.4 zeigt, wird der CFK-Stab von dem CFK-Textil u-förmig umschlossen. Diese Umschließung führt zu folgenden zwei Eigenschaften. Durch die vertikal verlaufenden Rovinge mit der u-förmigen Schlaufe wird die Zugkraft teils direkt an der Schlaufe in die Rovinge eingeleitet und die Zugkrafteinleitungslänge wird verkürzt [13][Kap. 15-8]. Zudem wird durch diese Umschließung ein großer Teil der durch die runde Querschnittsform des CFK-Stabes entstehenden Ringzugspannungen vom CFK-Textil abgefangen. Dadurch wird die Rissbildung entlang der Versuchsträgeroberfläche und auf der Versuchsträgerunterkante eingeschränkt (vgl. Abb. 3.4). Die Betondeckung außerhalb des CFK-Textils neigt dazu, durch die Ringzugspannungen bei höherer Belastung abzuplatzen (vgl. Abb. 3.4 und Abb. 2.25).

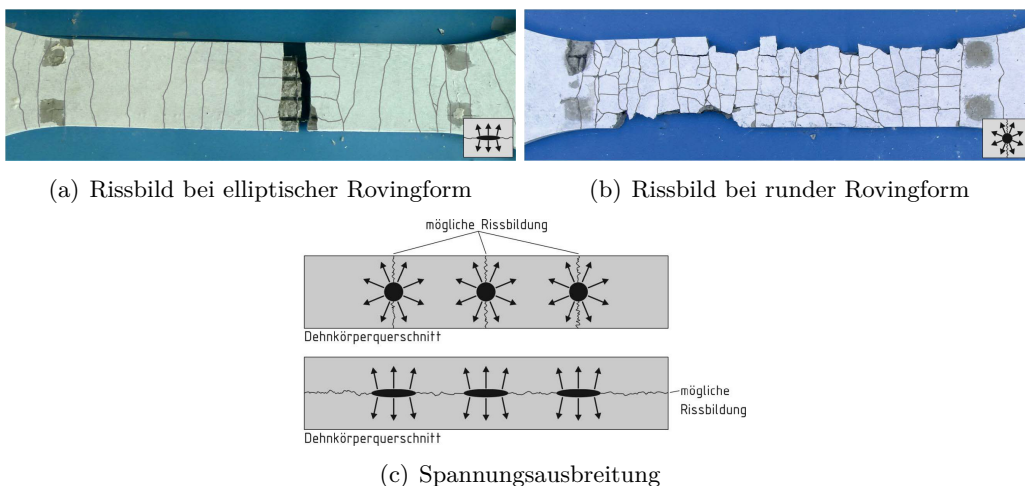


Abb. 3.5: Spannungsverhalten abhängig von der Rovingform [16][S. 124-125]

### 3.4 Querkrafttragfähigkeit

Die Berechnung der Querkrafttragfähigkeit wird nach der ÖNORM 1992-1-1 in einen Nachweis der Betondruckstrebe und in einen Nachweis der Zugstrebe eingeteilt [19]. Für die Berechnung von CFK-bewehrten UHPC-Trägern gibt es keine Normenregelung. Die Berechnung der Betondruckstrebe erfolgt nach ÖNORM 1992-1-1 mit der Annahme, dass diese Berechnung plausible

Ergebnisse liefert. Die Ergebnisse für den Nachweis der Zugstrebe überschätzen aufgrund der hohen Zugfestigkeit der CFK-Bewehrung die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen jedoch deutlich. Die Berechnung der Querkrafttragfähigkeit ohne Querkraftbewehrung mit ähnlichen Materialparametern wurde bei der Plattenbemessung bereits unter der Verwendung von gleichen Stahlspannungen wie in der Stahlbetonbemessung angewandt [15][S. 428-429]. In der Berechnung der Tragfähigkeit der Zugstrebe nach ÖNORM 1992-1-1 werden reduzierte Spannungen (Betonstahlspannungen) verwendet. Dies ergibt folgende Querkrafttragfähigkeiten:

1. Nachweis der CFK-Zugstrebe im UHPC (unter Verwendung von Betonstahlspannungen)

$$V_{R_s} = a_{sw} \cdot z \cdot f_{tex} \cdot \cot \Theta \quad (3.14)$$

$$\text{mit } a_{sw} = 0,95 \cdot 2 = 1,9 \text{ cm}^2/\text{m}; \quad z = d - \lambda \cdot x = 15,74 \text{ cm}; \quad (3.15)$$

$$f_{tex} = 2300 \text{ N/mm}^2 \text{ ersetzt durch } f_{\text{Betonstahl}} = 550 \text{ N/mm}^2; \quad (3.16)$$

$$0,6 \leq \tan \theta \leq 1,0 \Rightarrow \theta = 31^\circ \text{ (Annahme Druckstrebenwinkel)} \quad (3.17)$$

$$V_{R,s} = 1,9 \cdot 0,1531 \cdot 55 \cdot \cot 31^\circ = 26,63 \text{ kN}; \quad (3.18)$$

2. Nachweis der Betondruckstrebe

$$V_{Rk,c} = \alpha_{cw} \cdot b_w \cdot z \cdot \nu_1 \cdot f_{ck} \cdot \frac{1}{\cot \Theta + \tan \theta} \quad (3.19)$$

$$\alpha_{cw} = 1 \text{ (keine Vorspannung)}; \quad b_w = 3 \text{ cm}; \quad (3.20)$$

$$\nu_1 = \nu = 0,6 \cdot \left(1 - \frac{f_{ck}}{250}\right) = 0,6 \cdot \left(1 - \frac{140,6}{250}\right) = 0,262 \text{ (berücksichtigt die Rissbildung)} \quad (3.21)$$

$$V_{Rk,c} = 1 \cdot 3 \cdot 15,31 \cdot 0,257 \cdot 14,07 \cdot \frac{1}{\cot 31^\circ + \tan 31^\circ} = 76,79 \text{ kN} \quad (3.22)$$

Im Vergleich der Tragfähigkeiten der experimentellen Untersuchungen mit den berechneten Querkrafttragfähigkeiten geht hervor, dass die Tragfähigkeiten voneinander abweichen. Die CFK-Zugstrebe weist nach Glg. 3.18 eine rechnerische Tragfähigkeit von  $V_{R,s} = 26,63 \text{ kN}$  auf. Dies würde einer Lastaufbringungskraft von  $F = 38,39 \text{ kN}$  entsprechen (Abb. 3.1). In den experimentellen Untersuchungen wurde diese Lastaufbringungskraft überschritten, führte aber zu keinem Bruch der Querkraftbewehrung. Jedoch tritt in einigen der experimentellen Untersuchungen zusammen mit dem Verbundversagen des CFK-Stabes, das Versagen der Betondruckstrebe ein. Laut Glg. 3.22 beträgt die rechnerische Tragfähigkeit der Betondruckstrebe  $V_{Rk,c} = 76,79 \text{ kN}$ , dies überschreitet die tatsächliche Tragfähigkeit um mehr als das Dreifache.

Der Bewehrungsgrad (Glg. 3.23) nimmt bei der vorliegenden dünnen Querschnittform einen Prozentanteil von 1,44 % der gesamten Querschnittfläche ein.

$$\rho = \frac{A_{s1} + A_{s, \text{tex}, \text{längs}}}{b_w \cdot h} = \frac{0,503 + 0,0362 \cdot 10}{3 \cdot 20} = 0,0144 \quad \Rightarrow \quad \rho = 1,44\% \quad (3.23)$$

Es gilt zu überprüfen, ob die berechnete Widerstandskraft der CFK-Zugstrebe aufgrund ihrer Verbundeigenschaften im UHPC (siehe Kap. 3.3) verankert werden kann.

### 3.4.1 Versagen der Schubtragfähigkeit

Normal zur Hauptspannungsrichtung verlaufende Schubrisse im Bereich des Auflagers kündigen ein Schubversagen an. Das Bauteil versagt nach dem Überschreiten der Schubtragfähigkeit, meistens schlagartig. Der Versagensmechanismus findet durch mehrere Umlagerungen des inneren Gleichgewichtes statt und wird in folgende Versagensarten eingeteilt:

- **Biegeschubversagen** entwickelt sich meist aus einem Biegeriss, dieser pflanzt sich bei Laststeigerung bis zur Lasteinleitungsstelle fort (vgl. Abb. 3.6, Bild (a)). Zu berücksichtigen ist, dass CFK-bewehrte UHPC-Bauteile im Vergleich zum Stahlbetonbau kein Fließplateau (linear elastische CFK-Bewehrung) aufweisen.
- **Schubzugbruch** unterscheidet sich vom Biegeschubversagen dadurch, dass beim Erreichen der ersten Schubrisse die Last noch weiter gesteigert werden kann. Die Bewehrung verhindert eine vorzeitige Einschnürung der Biegedruckzone und verteilt die Rissbreiten gleichmäßig. Das endgültige Versagen findet durch Reißen der Bewehrung statt. Durch die hohe aufnehmbare Zugspannung der CFK-Bewehrung wird angenommen, dass sich die Bewehrung vor dem Reißen durch Verbundversagen aus dem Beton zieht. Der Träger kann aber auch, wie beim Biegeschubversagen, durch die Verkleinerung der Biegedruckzone versagen.
- **Druckstrebenversagen** tritt ein, wenn in der Druckstrebe die Betondruckfestigkeit überschritten wird. Dieses Versagen tritt vorwiegend bei schlanken Trägern mit einem hohen Schubbewehrungsgrad ein [13][Kap. 11 S. 5-7].

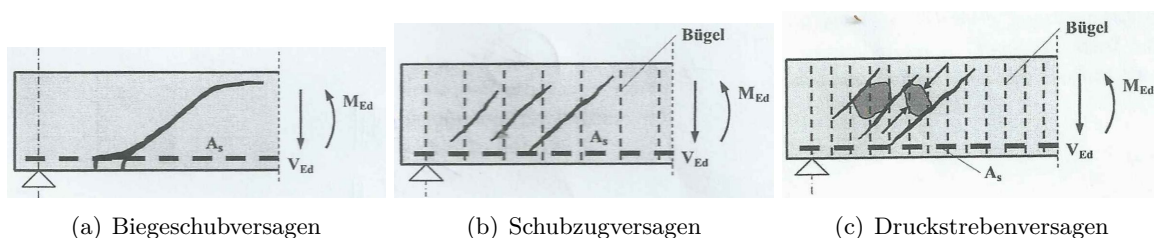


Abb. 3.6: Arten des Schubversagens [13][K. 11 S. 6-7.]

## 3.5 Numerische Berechnung

Die numerische Berechnung wurde anhand der Versuche kalibriert, um eine Voraussage für derartige Tragsysteme zu treffen. Da eine analytische Lösung der Differentialgleichungssysteme aufgrund komplexer Konstruktionsformen, Lagerungen und Materialeigenschaften nicht möglich ist, wird durch Anwendung der „Finiten Elemente Methode“ auf eine numerische Berechnung



zurückgegriffen. Ein FE-Modell besteht aus einem Netz von hinreichend vielen Teilen (einfacher quadratischer oder dreieckiger Formen), den sog. Finiten Elementen. Jedes finite Element besitzt eine bestimmte Anzahl an Knoten. Von einem ursprünglich kontinuierlichen System unendlich vieler unbekannter Werte ist nun ein Übergang zu einem diskreten System endlich vieler Werte möglich. In der Anwendung der linearen Elastizitätstheorie sind dabei die unbekanntenen Knotenpunktverschiebungen der finiten Elemente gemeint (vgl. Abb. 3.7)[9][S. 1]. Das Netz kann mit äußeren Kräften oder Verschiebungen belastet und Randbedingungen (Freiheitsgrade) können festgelegt werden. Eine zusätzliche Herausforderung an die Berechnung des Modells der experimentellen Untersuchung stellt das nichtlineare Materialverhalten des CFK-bewehrten UHPC dar. Das nichtlineare Finite Elemente Methoden Programm ATENA v5 (**A**dvanced **T**ool for **E**ngineering **N**onlinear **A**nalysis) der Fa. Červenka Consulting erlaubt eine Berechnung der CFK-bewehrten UHPC-Träger mit integriertem Stahlimplantat (Kap. 3.5.1.2) [2][S. 7]. Der Ablauf einer Finiten Elemente Methoden Berechnung teilt sich in drei Schritte:

- Dem **Preprocessing** mit der Eingabe der Geometriedaten, der Materialdaten, Randbedingungen, Belastungssinkremente, sowie Lösungsmethoden.
- Dem **Processing**, dem eigentlichen Berechnungsablauf. Dabei wird schrittweise die Belastung (ENG. LOAD STEPS) bis zum Versagen aufgebracht.
- Im **Postprocessing** liegen die Ergebnisse der Berechnung vor und können analysiert werden.

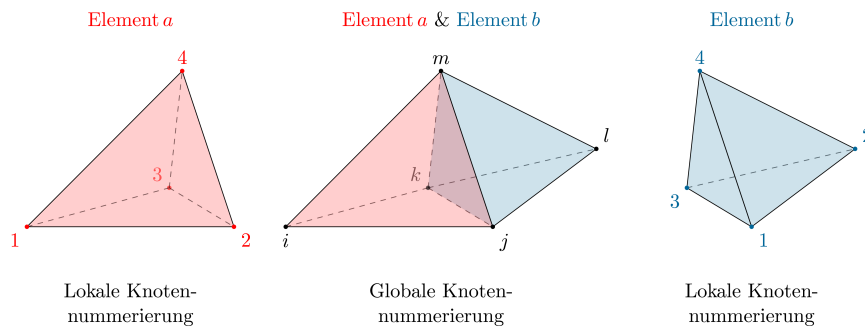
### 3.5.1 Preprocessing

#### 3.5.1.1 Materialparameter

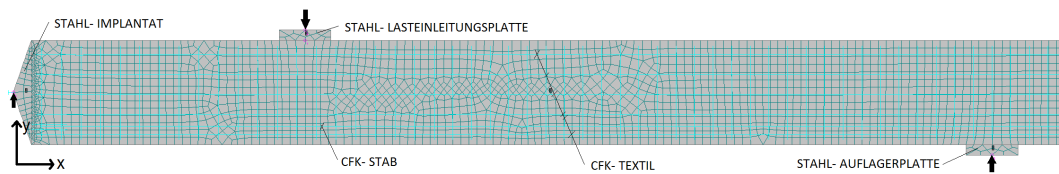
Die Materialparameter werden aus den Materialversuchen und Datenblättern entnommen und im Preprocessing eingegeben. Für das nichtlineare Materialverhalten des UHPC wird das Materialmodell CC 3D NON LINEAR CEMENTITIOUS 2 verwendet. Eingabedaten sind die Betondruckfestigkeit, Betonzugfestigkeit, Elastizitätsmodul, Querdehnzahl, Materialdichte, Bruchenergie, Wärmeausdehnungskoeffizient u. a.. Nach Dobromil u. a. wird das Schwinden des UHPC durch die Halbierung der Betonzugfestigkeit berücksichtigt. Für die CFK-Bewehrung wird eine Materialtypische Spannungs-Dehnungs-Beziehung im Materialmodell CCREINFORCEMENT-MULTILINEAR definiert. Dem CFK-Stab und dem CFK-Textilnetz werden die Verbundeigenschaften, der in Abb. 3.3 dargestellten Pull-Out Versuche, zugewiesen. Das Stahlimplantat sowie die Lastplatten im Lasteinleitungspunkt und im Auflager „B“ werden mit dem Materialmodell CC PLANE STRESS ELAST ISOTROPIC modelliert.

#### 3.5.1.2 Geometrie

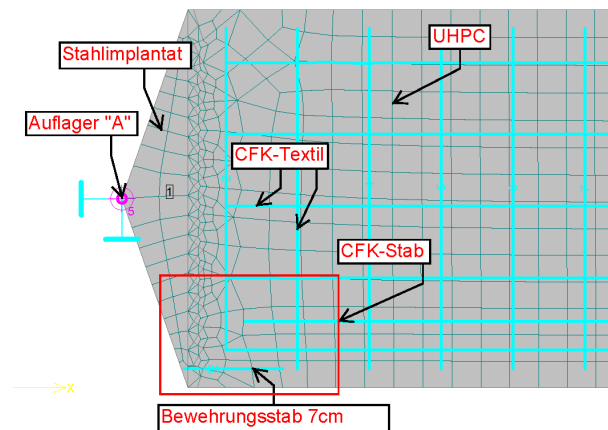
Die Geometrie des Trägers bleibt auch für die numerischen Berechnungen grundlegend dieselbe wie für die experimentellen Untersuchungen (Abb. 4.2). Das Stahlimplantat sowie die Verzahnung werden geometrisch modelliert. Die Modellierung erfordert, dass das Gelenk des Auflagers „A“ an einem Knotenpunkt (eng. Joint) angeordnet wird, welcher nicht innerhalb eines Makroelementes liegt (Abb. 3.8) [2]. Die punktuelle Lasteinleitung erfolgt über eine Lastplatte aus Stahl mit einer Länge von 10 cm, auf die Trägeroberkante. Die Lagerung am Auflager „B“ erfolgt über eine Lastplatte an der Trägerunterkante, analog zur Lasteinleitung. Das CFK-Textilnetz kann entweder als verschmierte Bewehrung oder als diskrete Bewehrung modelliert werden. In einer ersten Modellierung wird der CFK-Stab in seiner Planlage positioniert und das CFK-Textilnetz als verschmierte Bewehrung im Träger modelliert. Das Processing der ersten Modellierung mit



**Abb. 3.7:** Knotennummerierung der Finiten Elemente lokal- global [9][S. 5]



**Abb. 3.8:** Trägergeometrie mit generiertem Netz und diskreter Bewehrung



**Abb. 3.9:** Modellierung der Verbundverankerung in Atena

verschmierter Bewehrung führte zu keinen repräsentativen Resultaten im Postprocessing, deshalb wurde in einer zweiten Modellierung das CFK-Textilnetz diskret eingegeben. Die gesamte Trägergeometrie mit FEM-Netz und diskreter Bewehrung ist in Abb. 3.8 dargestellt. Das diskrete Modell wird in 4 Ausführungen berechnet und analysiert. Folgende Ausführungen werden untersucht:

- Numerische Berechnung 1- vollverankerter CFK-Stab
- Numerische Berechnung 2- verbundverankerter CFK-Stab
- Numerische Berechnung 3- vollverankerter CFK-Stab, Gelenklage unten
- Numerische Berechnung 4- vollverankerter CFK-Stab, Gelenklage oben

So wird in der numerischen Berechnung 1 der CFK-Stab im Stahlimplantat voll verankert. In der numerischen Berechnung 2 wird die Verankerung zwischen dem Stahlimplantat und dem

CFK-Stab über den Verbund des UHPC simuliert. Für die Modellierung (Abb. 3.9) wird das Schubblech mit einem 7 cm langen, im Stahlimplantat verankerten Bewehrungsstab ersetzt. Dieser wird mit dem CFK-Stab wie bei einem herkömmlichen Übergreifungsstoß gestoßen. In der numerischen Berechnung 3 liegt das Gelenk am Stahlimplantat auf einer Höhe von 3,5 cm von der Trägerunterkante. Im Gegensatz dazu liegt der numerischen Berechnung 4 das Gelenk am Stahlimplantat auf einer Höhe von 16,5 cm von der Trägerunterkante.

### 3.5.1.3 Berechnungsdaten

Die numerische Berechnung wird mit der Newton-Raphson Lösungsmethode unter weggesteuerter Belastung von 0,1 mm/Belastungsschritt (Load Step) durchgeführt. Es werden so viele Belastungsschritte aufgebracht, bis ein Versagen erkennbar ist. Die Monitoringpunkte erfassen die Belastungskraft und die Durchbiegung im Lasteinleitungspunkt „F“. Die Spannungen im UHPC werden in einem vertikalen Schnitt in  $x=5$  cm direkt hinter dem Stahlimplantat und in einem weiteren vertikalen Schnitt in  $x=58,4$  cm vor der Lasteinleitungsstelle erfasst (Abb. 3.10). Die Durchbiegung wird in der numerischen Berechnung an der Lasteinleitungsstelle „F“ gemessen.

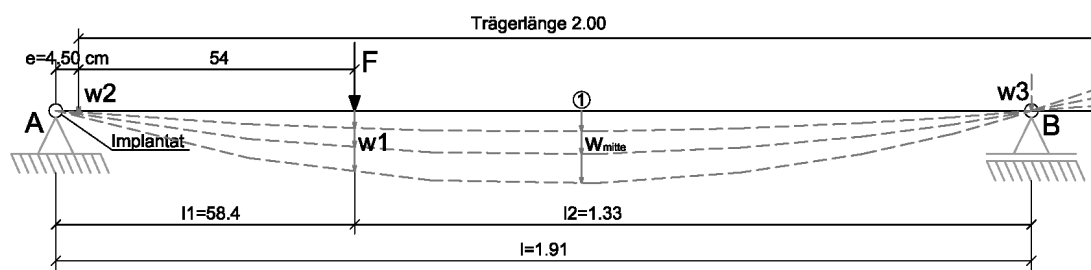


Abb. 3.10: Statisches System, Verschiebungsgrößen und Lasteinleitung

## 3.5.2 Postprocessing

Alle Spannungsverläufe in x-Richtung, y-Richtung und xy-Richtung der in Kap. 3.5.1.2 aufgelisteten Ausführungen sind in Abb. 3.11 ersichtlich. Die Werte wurden in den Viertelpunkten der Träger ermittelt.

### 3.5.2.1 Numerische Berechnung 1- Beschreibung

Die Traglast der numerischen Berechnung des vollverankerten CFK-Stabes beträgt  $F = 39,0$  kN (Abb. 3.12). Der Träger versagt durch Überschreiten der Betondruckfestigkeit im Bereich 5–10 cm vor dem Lasteinleitungspunkt (Abb. 3.13, Bild c). Nach Beginn der Lastaufbringung bleibt der Träger im Zustand I und der Kraft- Durchbiegungsverlauf steigt linear. Im Zustand I ist der UHPC noch ungerissen und es liegt ein idealer Verbund vor (Abb. 3.13, Bild a)). Dies bedeutet, die CFK-Bewehrung und der UHPC weisen dieselben Dehnungen auf. Die Spannung verläuft linear über den Querschnitt, bis die Hauptzugspannung des UHPC die Betonzugfestigkeit überschritten hat. Der gerissene Zustand II des Trägers beginnt mit dem ersten Biegeriss (Abb. 3.13, Bild b)) [13][Kap. 3, S. 3-6]. Dieser tritt bei einer Lastaufbringungskraft von  $F_{cr} = 3$  kN (cr...crack) auf. Der erste Biegeriss entsteht unterhalb dem Lasteinleitungspunkt an der Trägerunterkante. Bei Erhöhung der einwirkenden Kraft folgen weitere Biegerisse seitlich des Erstrisses. Die Biegerisse verlaufen vertikal, von der Trägerunterkante bis zur Dehnungsnulllinie. Nach Auftreten des ersten

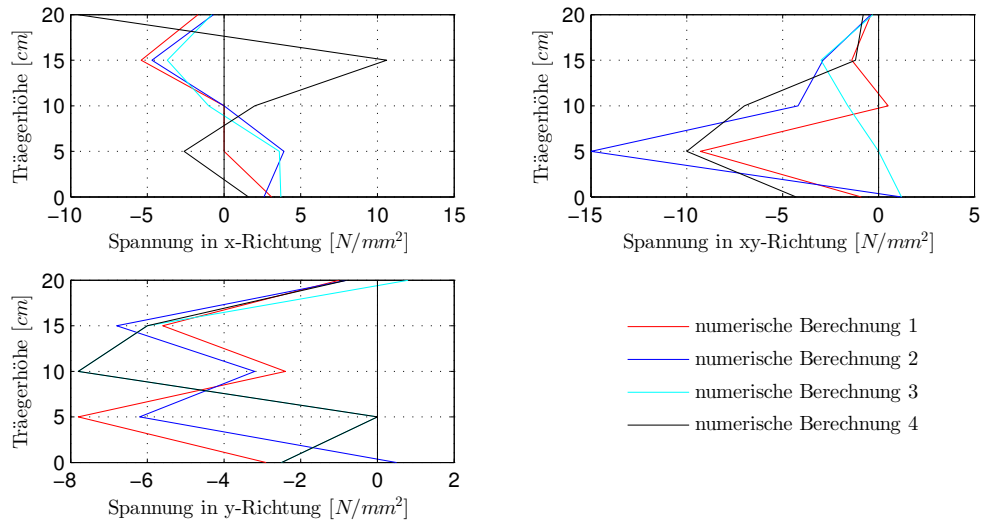


Abb. 3.11: UHPC-Spannungsvergleich der numerischen Berechnungen direkt an der Verzahnung

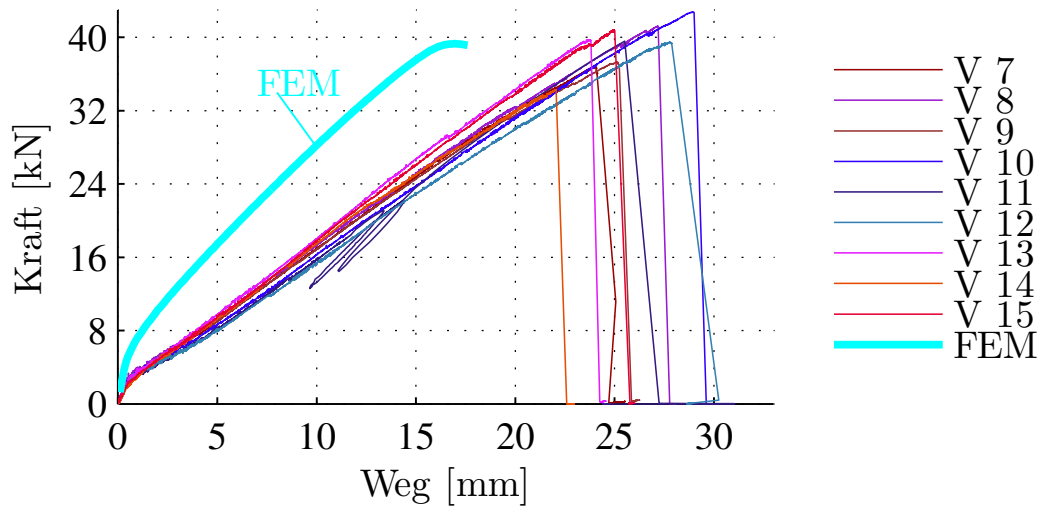


Abb. 3.12: Numerische Berechnung vollverankerter CFK-Stab: Vergleich der Kraft- Durchbiegungsverläufe der FEM-Berechnung mit den der experimentellen Untersuchungen (V 7- V 15)

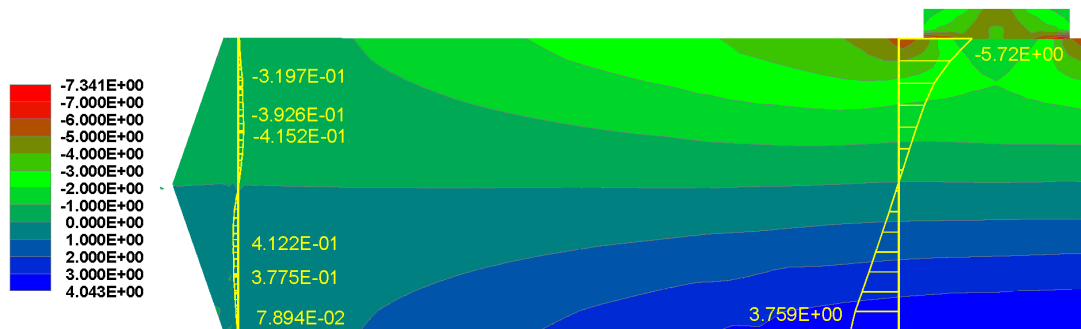
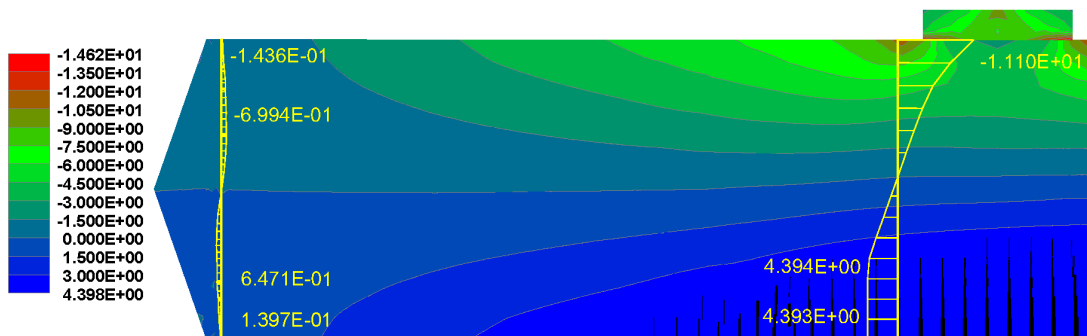
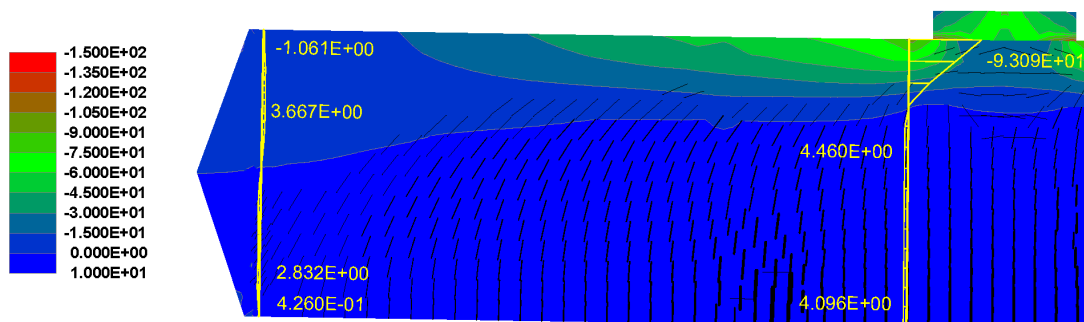
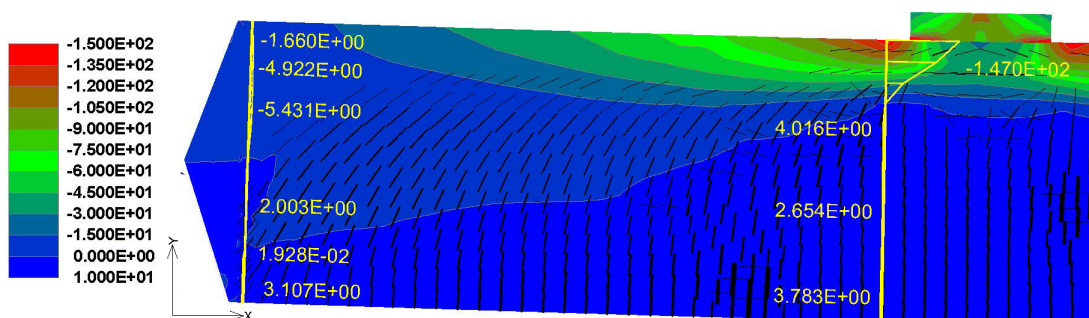
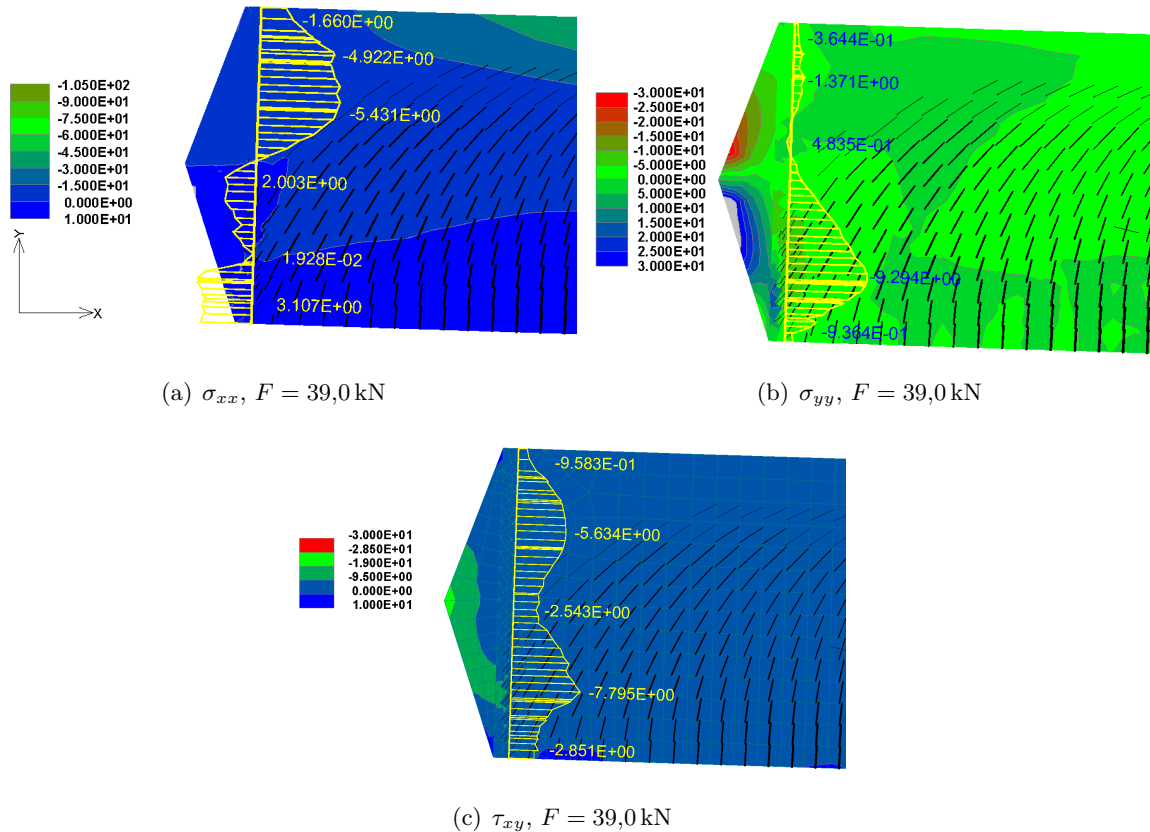
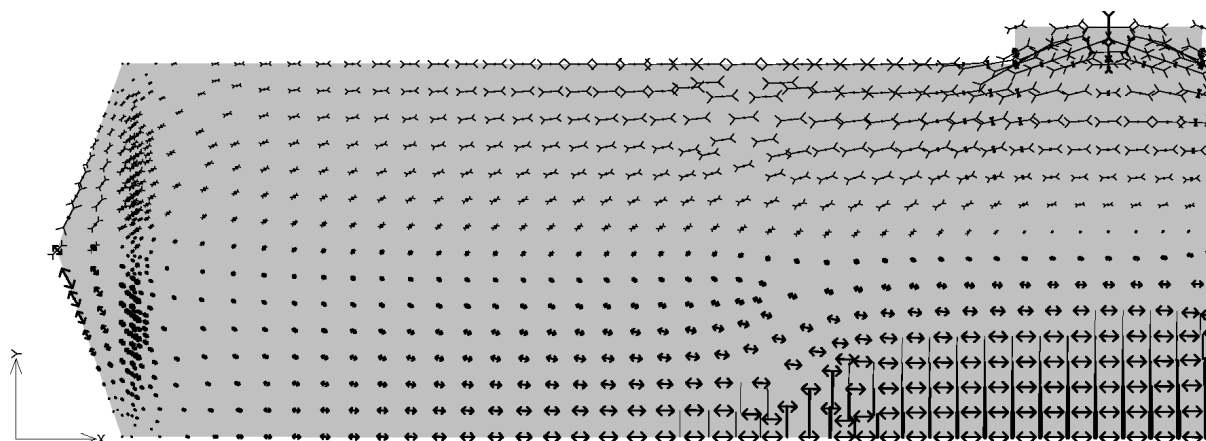
(a) Zustand I,  $F = 2,0$  kN(b) Zustand II,  $F = 3,8$  kN(c) Zustand II,  $F = 24,0$  kN(d) Zustand II,  $F = 39,0$  kN

Abb. 3.13: Numerische Berechnung 1- vollverankerter CFK-Stab: Rissbildung und UHPC-Spannungen in x-Richtung [ $N/mm^2$ ]



**Abb. 3.14:** Numerische Berechnung 1- vollverankerter CFK-Stab: UHPC-Spannungen am Auflager [ $\text{N}/\text{mm}^2$ ]

Biegerisses fällt die Steifigkeit des Trägers deutlich ab. Nach Abschluss der Biegerissbildung zeigt der weitere Kraft-Durchbiegungsverlauf einen flachen, linearen Verlauf des Graphen. Mit zunehmendem Abstand vom Lasteinleitungspunkt in Richtung Auflager verändert sich die Orientierung der Rissbildung am Träger. Es bilden sich schräg, in Richtung Lasteinleitungspunkt orientierte Schubrisse. Die Schubrisse verlaufen normal zu der Hauptzugspannungsrichtung. Die Hauptdruckspannungsrichtung verläuft normal zur Hauptzugspannungsrichtung [13][Kap. 11, S. 4]. Die Richtungen der Hauptdruck- und Hauptzugspannungen können der Abb 3.15 entnommen werden. Ab einer einwirkenden Kraft im Lasteinleitungspunkt von  $F = 24,0 \text{ kN}$  erreicht die Schubrissbildung das Stahlimplantat am Auflager (Abb. 3.13, Bild c)). Mit zunehmender Belastung schnürt sich die Betondruckzone immer mehr ein und die Zugkräfte in der gerissenen UHPC-Zugzone werden von der CFK-Bewehrung aufgenommen. Die Stelle der größten Rissbreite liegt ca. 10 cm vor dem Lasteinleitungspunktes und weist eine maximale Biegerissbreite von  $w_{max} = 0,15 \text{ mm}$  auf. Des Weiteren werden die UHPC-Spannungen am Schnitt zwischen der Verzahnung des Stahlimplantates und dem UHPC näher betrachtet (Abb. 3.14). Betrachtungszeitpunkt ist die maximal aufnehmbare Kraft von  $F = 39,3 \text{ kN}$ . Bereits an der Oberkante wird der UHPC durch eine geringe Druckspannung in x-Richtung von  $\sigma_{xx} = -1,66 \text{ N}/\text{mm}^2$  belastet. Gleichzeitig wirkt eine geringe Druckspannung von  $\sigma_{yy} = -0,37 \text{ N}/\text{mm}^2$  in y-Richtung. Diese fällt in Richtung Querschnittsmittle ab. Der Spannungsverlauf zeigt in der oberen Hälfte des Trägers einen trapezförmigen Verlauf mit einer maximalen Druckbelastung in x-Richtung (Abb. 3.14, Bild a)) von ca.  $\sigma_{xx} = -5,43 \text{ N}/\text{mm}^2$ .



**Abb. 3.15:** Hauptspannungsverlauf im UHPC bei  $F = 3,8 \text{ kN}$  (beidseitiger Anker entspricht den Hauptzugspannungen und gegenläufiger Anker entspricht den Hauptdruckspannungen)

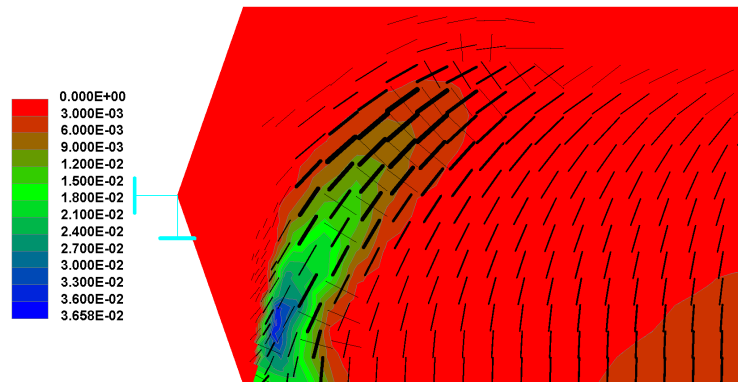
In der unteren Hälfte liegt eine variierende Zugspannung in x-Richtung im UHPC vor. Durch die Vollverankerung des Bewehrungsstabes werden nur geringe Zugspannungen über den Verbund auf den UHPC übertragen. Trotz der geringen Zugspannungen im UHPC in x-Richtung liegt ein dreiecksförmiger Druckspannungsverlauf in y-Richtung vor. Das Maximum der Druckspannung in y-Richtung liegt bei  $\sigma_{yy} = -9,29 \text{ N/mm}^2$ .

### 3.5.2.2 Numerische Berechnung 1- Bewertung und Interpretation

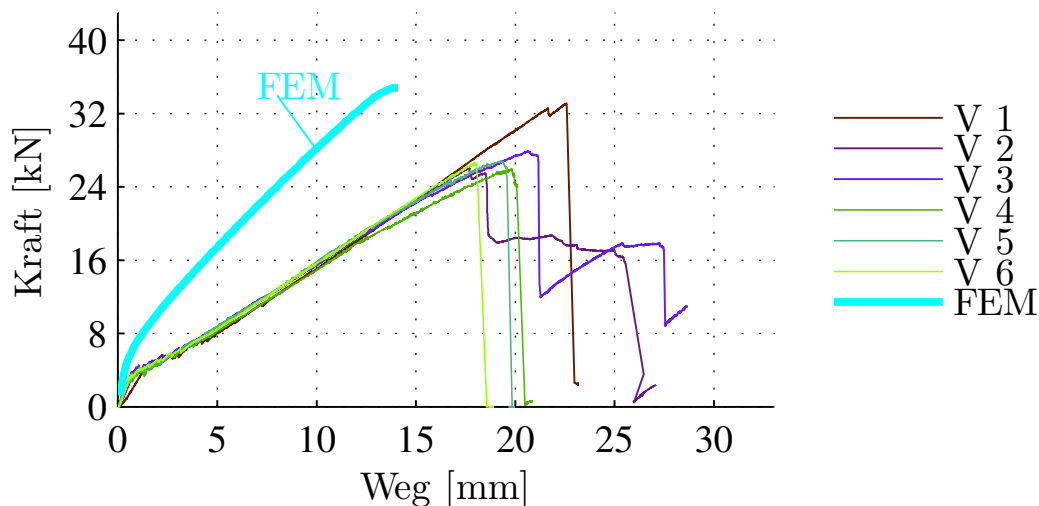
Wenn man die Ergebnisse der numerischen Berechnung mit den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen vergleicht, wird die Tragfähigkeit gut approximiert. In der numerischen Berechnung des Trägers mit vollverankerten CFK-Stab tritt das Versagen durch Überschreiten der Betondruckfestigkeit im Lasteinleitungsbereich ein. Die Risse treten gleichmäßig verteilt auf und der Erstbiegeriss tritt bei derselben Lastaufbringungskraft wie in der experimentellen Untersuchung auf. Im gerissenen Zustand ist das FE-Modell jedoch deutlich steifer als die Versuchsserien. Die Durchbiegung „w1“ beträgt in der numerischen Berechnung vor dem Versagen  $w1 = 17,5 \text{ mm}$ , dies unterschreitet die relativen Durchbiegungen der experimentellen Untersuchungen um 14-48 %, bei gleicher Lastaufbringungskraft.

### 3.5.2.3 Numerische Berechnung 2- Beschreibung

In der numerischen Berechnung des verbundverankerten CFK-Stabes wird eine Tragfähigkeit von  $F = 34,8 \text{ kN}$  erreicht (Abb. 3.17). Das FE-Modell versagt durch Überschreiten der Verbundfestigkeit im Bereich des Stahlimplantates. In Abb. 3.16 sind die Hauptdehnungen im Bereich des Stahlimplantates zum Versagenszeitpunkt dargestellt. Ausgeprägte Schubrisse kennzeichnen den Bereich des Trägers am Auflager „A“ zu diesem Zeitpunkt und die Dehnungen erreichen in diesem Bereich 20-36 %. Zu Beginn der Lastaufbringung stellt sich im FE-Modell ein ebener zweiachsiger Spannungszustand bis zum Eintreten des Erstbiegerisses ein. Der ungerissene Zustand I wird bei einer Kraft von  $F = 3,0 \text{ kN}$  überschritten und Biegerisse treten an der Trägerunterkante am Lasteinleitungspunkt auf. Durch die Laststeigerung entstehen weitere vertikal verlaufende Biegerisse im Bereich des Lasteinleitungspunktes. Die Risslänge verläuft vertikal von der Trägerunterkante bis zur Dehnungsnulllinie. Bei weiterer Annäherung zum Auflager „A“ ändert sich die Orientierung der Rissbildung und man spricht von Schubrisen. Die Schubrissebildung



**Abb. 3.16:** Numerische Berechnung 2- verbundverankerter CFK-Stab: Hauptdehnungen im Stahlimplantatbereich

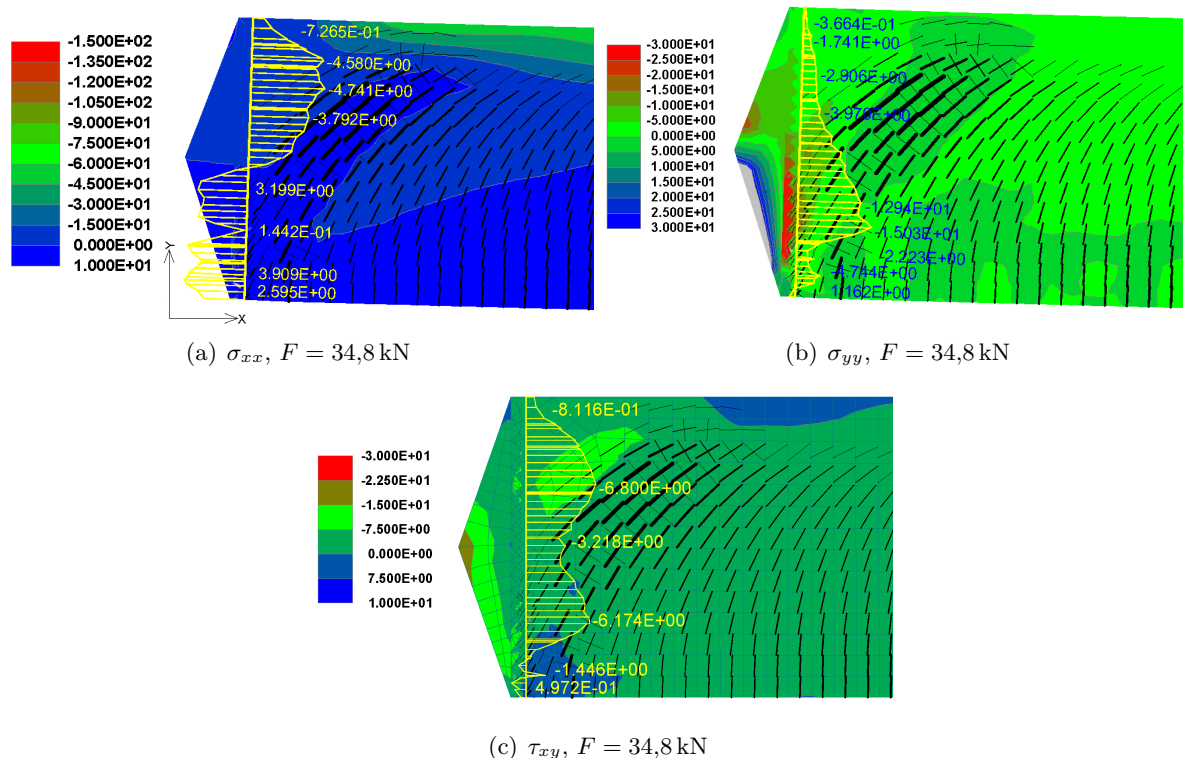


**Abb. 3.17:** Numerischer Berechnung 2- verbundverankerter CFK-Stab: Vergleich der Kraft-Durchbiegungsverläufe der FEM-Berechnung mit den der experimentellen Untersuchungen (V 1- V 6)

erreicht im Bereich von  $F = 24,0\text{ kN}$  das Stahlimplantat am Auflager (Abb. 3.19, Bild (c)). Der erste erkennbare Schlupf in der Verbundverankerung zwischen UHPC und CFK-Stab liegt bei einer Kraft von  $F = 31,0\text{ kN}$  und einer lokalen Dehnungsspitze von 15-20 ‰ und vergrößert sich signifikant bis zum Versagen (3.16). Vor Eintritt des Versagens wird im Schnitt vor dem Lasteinleitungspunkt eine maximale Druckspannung in x-Richtung von  $\sigma_{xx} = 135,5\text{ N/mm}^2$  erreicht (Abb. 3.19, Bild (d)). Die Breite des maximalen Biegerisses liegt bei  $w_{max} = 0,168\text{ mm}$ . Die maximale Schubrissbreite beträgt  $w_{max} = 0,141\text{ mm}$ . Bei näherer Betrachtung der UHPC-Spannungen des Schnittes am Auflager „A“ in Abb. 3.18 erkennt man, dass sich diese durch die ausgeprägtere Schubrissbildung im Vergleich zum numerischen Modell mit vollverankerten CFK-Stab nur geringfügig ändern. Die Druckspannungen im UHPC in x-Richtung sind vor dem Versagen über die obere Hälfte des FE-Modells verteilt und weisen einen trapezförmigen Verlauf mit einer maximalen Druckspannung von  $\sigma_{xx} = -4,74\text{ N/mm}^2$  auf. In der unteren Hälfte treten Betonzugspannungen im Bereich von  $\sigma_{xx} = 0,140\text{ bis }3,91\text{ N/mm}^2$  auf. Die Zugspannungen im UHPC zwischen den Rissen liegen unterhalb der Betonzugfestigkeit. In y-Richtung wirkt in der



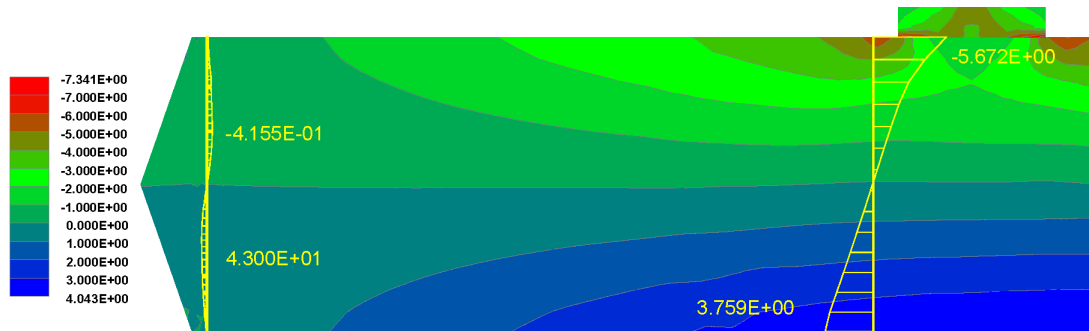
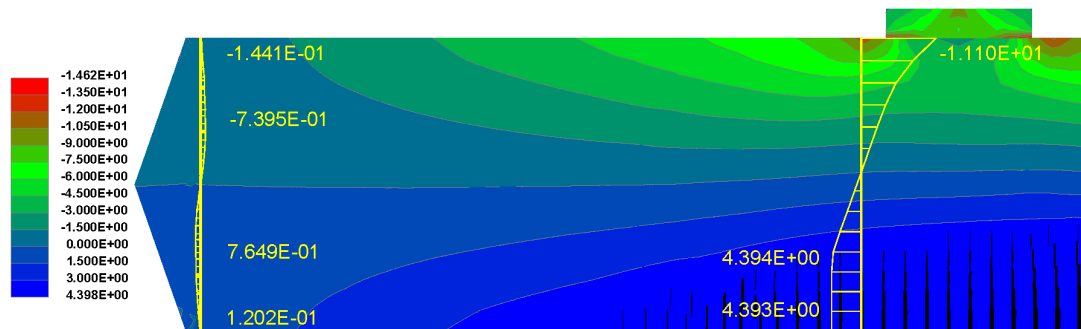
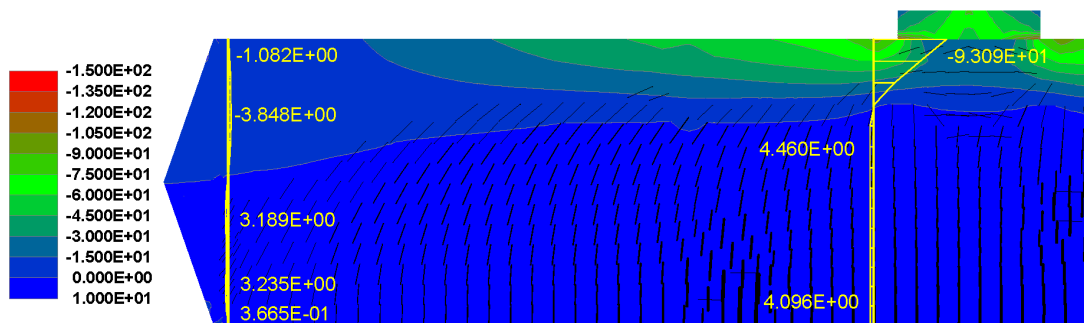
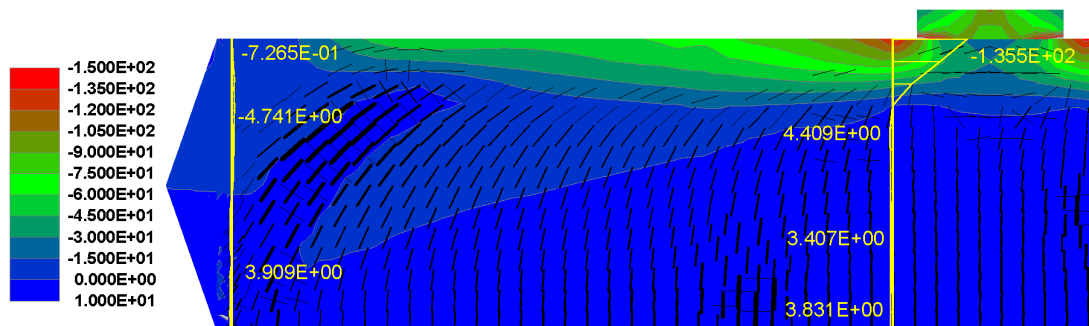
unteren Hälfte des Schnittes eine geringe Druckspannung von  $\sigma_{yy} = -1,74 \text{ N/mm}^2$ . Ungefähr 5 cm von der Trägerunterkante steigt die Druckspannung im UHPC auf einen maximalen Wert von  $\sigma_{yy} = -15,03 \text{ N/mm}^2$ . In Abb. 3.18, Bild (b) sind direkt an der Verzahnung des Stahlimplantates, Druckspannungen im UHPC bis zu  $\sigma_{yy} = -30,00 \text{ N/mm}^2$  (farblich rot gekennzeichnet) erkennbar. In diesem Bereich liegen auch die Risse mit den größten Schubrissbreiten. Die Druckspannung fällt stetig bis zur Oberkante des FE-Modells auf null ab.



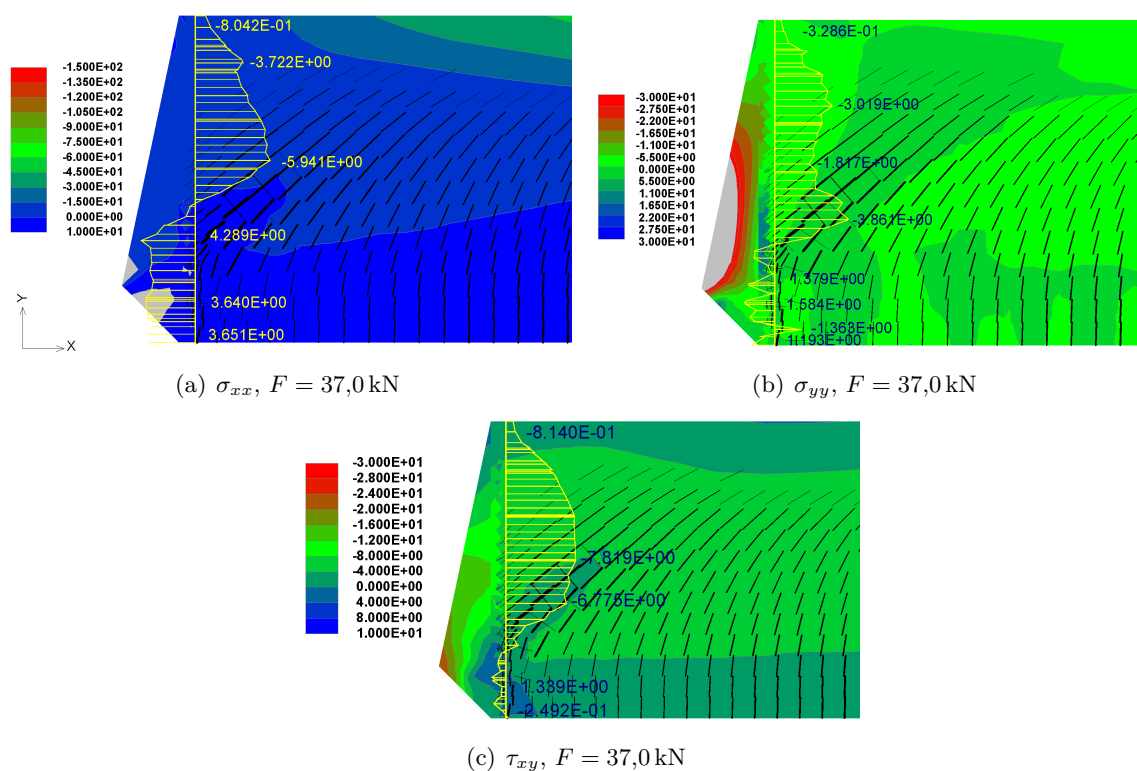
**Abb. 3.18:** Numerische Berechnung 2- verbundverankerter CFK-Stab: UHPC-Spannungen am Auflager [ $\text{N/mm}^2$ ]

### 3.5.2.4 Numerische Berechnung 2- Bewertung und Interpretation

Die Traglast des numerischen Modells mit verbundverankertem CFK-Stab liegt 11 % unter der Traglast des Modells mit vollverankertem CFK-Stab. Trotzdem sind vor allem die Druckspannungen in y-Richtung im UHPC größer als im Modell mit vollverankertem CFK-Stab (vgl. Abb. 3.18 mit Abb. 3.14 jeweils Bild (b)). Nachdem der CFK-Stab bei einer Kraft von  $F = 31,0 \text{ kN}$  einen beginnenden Schlupf (Abb. 3.16) aufweist, ist anzunehmen, dass in weiterer Folge durch den Verlust der Zugkraft der Verankerung die Druckkraft in y-Richtung im UHPC vor dem Versagen nochmals ansteigt, um die fehlende Verankerungskraft zu kompensieren. Mit dieser numerischen Berechnung wird somit der Versagensmechanismus, welcher in der experimentellen Untersuchung vorwiegend bei verbundverankerten Stahlimplantaten auftritt, gut abgebildet (Versuchsträger 2, 3, 4, 5, 6). Die Tragfähigkeiten und die relativen Durchbiegungen der experimentellen Untersuchungen liegen ca. 22 % unter den Ergebnissen der numerischen Berechnung (Abb. 3.17).

(a) Zustand I,  $F = 1,5 \text{ kN}$ (b) Zustand II,  $F = 3,8 \text{ kN}$ (c) Zustand II,  $F = 24,0 \text{ kN}$ (d) Zustand II,  $F = 34,8 \text{ kN}$ 

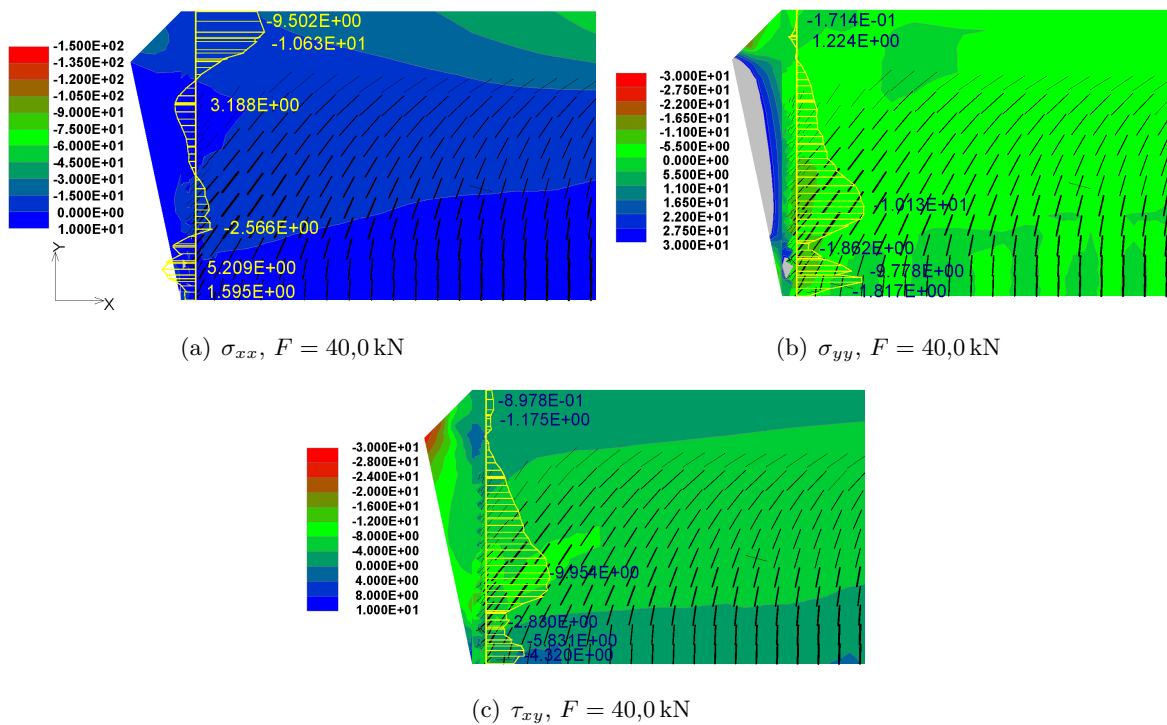
**Abb. 3.19:** Numerische Berechnung 2- verbundverankerter CFK-Stab: Rissbildung und UHPC-Spannungen in x-Richtung [ $N/mm^2$ ]



**Abb. 3.20:** Numerische Berechnung 3 vollverankerter CFK-Stab, Gelenk unten: UHPC-Spannungen am Auflager [ $\text{N}/\text{mm}^2$ ]

### 3.5.2.5 Numerische Berechnung 3- Beschreibung

Durch die Verschiebung der Gelenklage nach unten auf eine Höhe von 3,5 cm über der Trägerunterkante verändert sich der Spannungsverlauf im UHPC. Im folgenden Vergleich wurde die Spannungsverteilung der numerischen Berechnung 1 -vollverankerter CFK-Stab mit den Spannungen der numerischen Berechnung 3 -vollverankerter CFK-Stab zum Zeitpunkt ihrer maximalen Tragfähigkeit gegenübergestellt. Die numerische Berechnung 3- Gelenklage unten weist in der oberen Trägerhälfte im UHPC einen dreiecksförmigen Verlauf der Druckspannungen in x-Richtung auf. Sie erreichen ein Maximum von  $\sigma_{xx} = -5,94 \text{ N}/\text{mm}^2$  (Abb. 3.20, Bild (a)). Die numerische Berechnung 1 erreicht bei gleichem Spannungsverlauf eine fast gleich hohe UHPC-Druckspannung von  $\sigma_{xx} = -5,43 \text{ N}/\text{mm}^2$ . Auch im Bereich der UHPC-Zugspannungen zeigen die beiden numerischen Berechnungen in x-Richtung ähnliche Spannungsverläufe. Durch das unten angeordnete Gelenk verändert sich der UHPC-Spannungsverlauf in y-Richtung und die Druckspannungen steigen ab der Trägeroberkante konstant bis auf ein Spannungsplateau von  $\sigma_{yy} = -3,86 \text{ N}/\text{mm}^2$  an (Abb. 3.20, Bild (b)). Das konstante Spannungsplateau erstreckt sich von der Trägeroberkante bis auf eine Höhe von 6 cm über der Trägerunterkante. Der Bereich unter dem Druckspannungsplateau wird von geringen Zugspannungen gekennzeichnet. In der numerischen Berechnung 1 liegen die Druckspannungen im unteren Bereich des Trägers mit einem Maximum von  $\sigma_{yy} = -9,3 \text{ N}/\text{mm}^2$  mehr als doppelt so hoch wie in der numerischen Berechnung 3 vor. Der Schubspannungsverlauf zeigt in der numerischen Berechnung 3 einen von der Trägeroberkante ausgehenden, ansteigenden Verlauf bis zur Hälfte der Trägerhöhe auf einen Wert von  $\sigma_{xy} = -7,82 \text{ N}/\text{mm}^2$ . Danach sinkt der Wert bis er ca. auf der Höhe des Gelenkes in einen geringen negativen Schubspannungswert übergeht (Abb. 3.20, Bild (c)).



**Abb. 3.21:** Numerische Berechnung 4- vollverankerter CFK-Stab, Gelenk oben: UHPC-Spannungen am Auflager [ $N/mm^2$ ]

### 3.5.2.6 Numerische Berechnung 3- Bewertung und Interpretation

Der Spannungsverlauf der numerischen Berechnung 3 zeigt, dass die gesamten Druckspannungen in x-Richtung über mehr als die Hälfte des oberen Teiles der Verzahnung des Stahlimplantates verteilt sind. Zusätzlich wirken in der oberen Trägerhälfte gleichzeitig Druckspannungen in y-Richtung und negative Schubspannungen. In der unteren Hälfte steigen die Zugspannungen jedoch schnell über die Zugfestigkeit von  $4,4 N/mm^2$  (Schwindangepasste Zugfestigkeit) und versagensmaßgebende Risse entstehen. Die Tragfähigkeit bei dieser Gelenklage beträgt  $F = 37,0$  kN.

### 3.5.2.7 Numerische Berechnung 4- Beschreibung

Die Gelenklage oben zeigt eine Druckspannungskonzentration im UHPC, von der Trägeroberkante ausgehend mit einem maximalen Wert von  $\sigma_{xx} = -10,6 N/mm^2$  (Abb. 3.21, Bild (a)). Damit schränkt sich die Betondruckzone auf den Bereich oberhalb des Gelenkes ein. Direkt unterhalb des Gelenkes setzt sich ein Zugspannungsbereich fort, welcher in der unteren Trägerhälfte nochmals in einen Druckspannungsbereich mit geringen Druckspannungen von  $\sigma_{xx} = -2,57 N/mm^2$  übergeht. In y-Richtung steigen die Druckspannungen ausgehend von der Trägeroberkante konstant an bis auf einen Wert von  $\sigma_{yy} = -10,1 N/mm^2$  (Abb. 3.21, Bild (b)). Im Bereich der Lage des CFK-Stabes fallen die Druckspannungen kurz auf einen Wert von  $\sigma_{yy} = -1,86 N/mm^2$  und steigen wiederum auf einen Wert von  $\sigma_{yy} = -2,78 N/mm^2$  ober der Trägerunterkante. Der Schubspannungsverlauf weist negative Werte mit einem ähnlichen Verlauf wie die Spannungen in y-Richtung auf (Abb. 3.21, Bild (c)).

### 3.5.2.8 Numerische Berechnung 4- Bewertung und Interpretation

Die numerische Berechnung 4- Gelenklage oben weist eine Tragfähigkeit von  $F = 40,0 \text{ kN}$  auf und liegt somit über der Tragfähigkeit der numerischen Berechnung 1 mit  $F = 39,0 \text{ kN}$ . Insgesamt weist die numerische Berechnung 4 eine günstige Spannungsverteilung und die höchste Traglast aller numerischen Berechnungen auf. Der Spannungsverlauf der numerischen Berechnung 4 zeigt, dass die Druckspannungen in x-Richtung oberhalb des Gelenkes einen kurzen Abstand (Hebelarm) zum Gelenk aufweisen. Unterhalb des Gelenkes liegen mit einem längeren Abstand (Hebelarm) Druckspannungen, welche unter Annahme im Gleichgewicht mit den Druckspannungen oberhalb des Gelenkes stehen könnten. Die Verankerungskraft in Höhe des CFK-Stabes erzeugt über den Verbund Zugspannungen in x-Richtung im UHPC. Die Spannungen in y-Richtung weisen denselben Verlauf wie bei der numerischen Berechnung 1 auf. Die maximalen Druckspannungen in x-Richtung liegen im ungerissenen Bereich des Trägers. Die Schubspannungen und die Druckspannungen in y-Richtung steigen langsam über die gesamte Trägerhöhe an.

# Kapitel 4

## Experimentelle Untersuchungen

### 4.1 Versuchsträger

Der Versuchsträger ist ein Betonträger, welcher sich aus einem einseitig integrierten Stahlimplantat (Abb. 2.8) zur Lasteinleitung, der CFK-Bewehrung bestehend aus dem u-förmigen CFK-Textil und dem CFK-Stab zusammensetzt. Der CFK-Stab ist als Hauptbewehrung im Versuchsträger positioniert und mit dem Stahlimplantat verbunden ist. Um die experimentelle Untersuchung und den Versuchsaufbau zu vereinfachen, unterscheidet sich der Versuchsträger vom Träger in Abb. 1.1, indem das Stahlimplantat nur auf einer Trägerseite am Trägeranfang integriert wird (vgl. Abb. 4.1). Auf der anderen Seite lagert der Träger auf der Unterkante auf einer gabelförmigen Stahlhalterung. Bei einer Trägerbreite von  $b = 3 \text{ cm}$  und einer Trägerhöhe von  $h = 20 \text{ cm}$  ist eine allseitige Betondeckung von  $c = 1 \text{ cm}$  gegeben. Kunststoffabstandhalter sichern abschnittsweise die Betondeckung. Die Versuchsträger werden in einer Holzschalung betoniert.

#### 4.1.1 Konfigurationen

Es wurden insgesamt 15 Versuchsträger wie in Abb. 4.2 ersichtlich, hergestellt. Diese werden in 5 verschiedene Konfigurationen zu jeweils drei Versuchsträgern eingeteilt (siehe eine Auflistung aller Versuchskonfigurationen in Tab. 4.1 und ein Bildfolge in Abb. 4.3). In allen 15 Versuchsträgern wird derselbe CFK-Stab, wie in Kapitel 2.3.2.3 beschrieben, eingesetzt.

Die Konfigurationen sind folgendermaßen zusammengesetzt:

**Konfiguration 1** setzt sich zusammen aus Stahlimplantattyp 1 (vgl. Abb. 2.8 Bild (a)) mit verzahntem Schublech und zwei „Fähnchen“, dem CFK-Textil GRID Q95/95- CCE- 38<sup>®</sup> mit horizontal und vertikal ausgerichteten Rovingen und dem CFK-Stab.

**Konfiguration 2** setzt sich zusammen aus Stahlimplantattyp 2 (vgl. Abb. 2.8 Bild (b)), bestehend aus einem verzahnten Schublech, dem CFK-Textil GRID Q95/95- CCE- 38<sup>®</sup> mit horizontal und vertikal ausgerichteten Rovingen sowie dem CFK-Stab.

**Konfiguration 3** unterscheidet sich von den Konfigurationen 1 und 2 in der Verwendung des Stahlimplantattyp 3. Dieser wird beim Zusammenbau mit dem CFK-Stab verklebt und dann als Ganzes in das CFK-Textil GRID Q95/95- CCE- 38<sup>®</sup> mit horizontal und vertikal ausgerichteten Rovingen eingelegt.

**Konfiguration 4** wird unter Verwendung desselben Stahlimplantates mit eingeklebtem CFK-Stab wie in Konfiguration 3 ausgeführt. Als CFK-Textil wird jedoch ein planmäßig um 45°

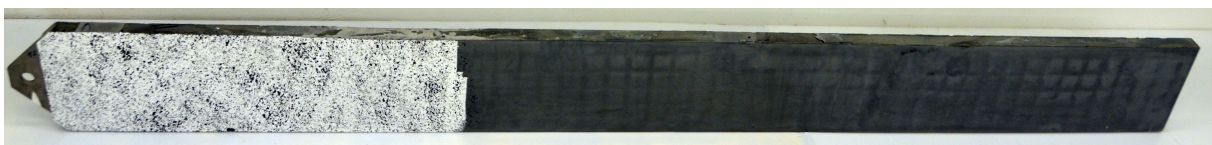


Abb. 4.1: Versuchsträger



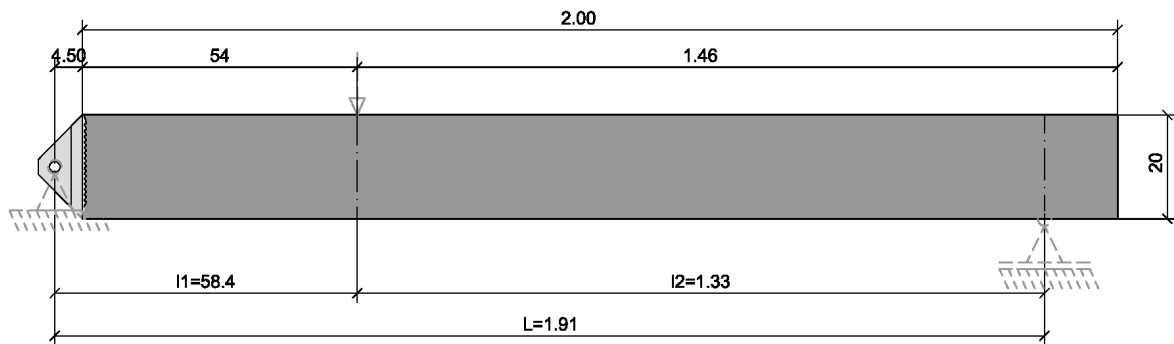
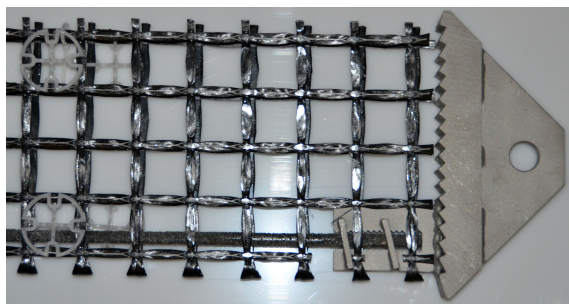
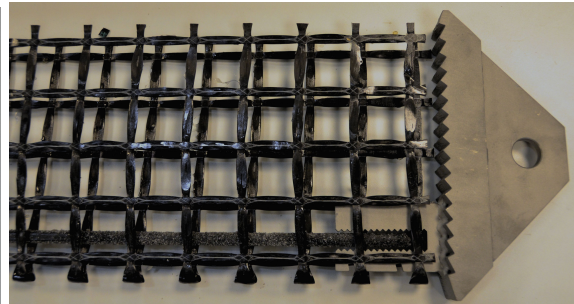


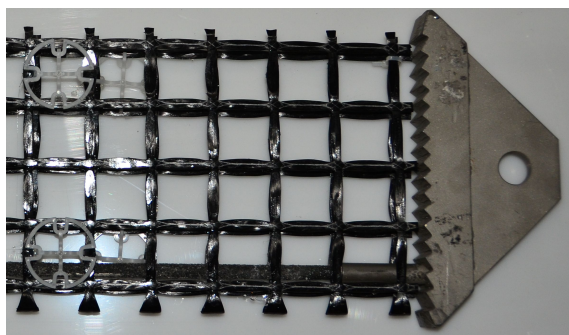
Abb. 4.2: Ansicht- Geometrie: Versuchsträger



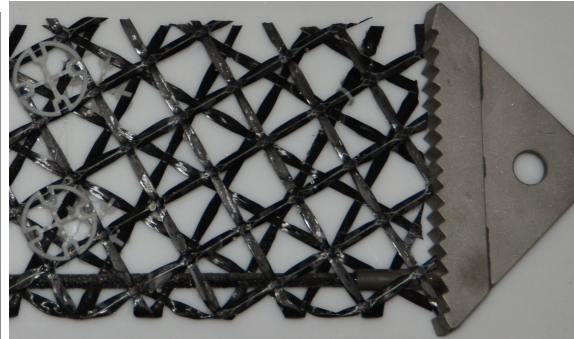
(a) Konfiguration 1



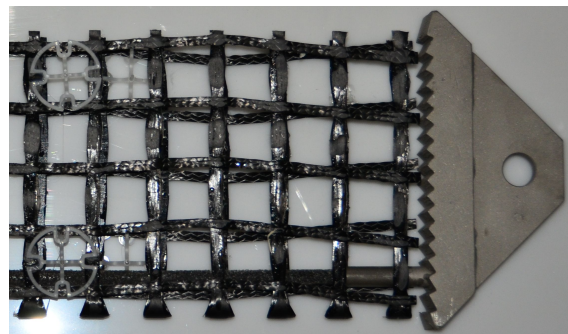
(b) Konfiguration 2



(c) Konfiguration 3



(d) Konfiguration 4



(e) Konfiguration 5

Abb. 4.3: Versuchskonfigurationen 1-5: Stahlimplantat mit Bewehrung

gedrehtes CFK-Textil mit der Bezeichnung GRID Q95/95- CCE- 38<sup>⊙</sup> 45° verwendet. Durch die Verwendung dieses CFK-Textils wird die Fachwerkanalogie verändert und die Zugstreben verlaufen beidseitig vom Auflager, fallend in Richtung Lasteinleitungspunkt. Durch die 45°-Orientierung erhöht sich die Zugstrebenlänge und somit die verankerbare Länge um  $\Delta l = 75$  mm. Des Weiteren werden nicht nur Anteile der Querkraft, sondern auch Anteile der Längskraft in das Textil längs und quer eingeleitet.

**Konfiguration 5** verwendet analog zu Konfiguration 3 und 4 dasselbe Stahlimplantattyp 3 mit eingeklebtem CFK-Stab. Diese Konfiguration unterscheidet sich im Bewehrungsgrad des CFK-Textils. Der Bewehrungsgrad des CFK-Textils GRID Q142/142- CCE- 38<sup>⊙</sup> 45° erhöht sich um 50% ( $A_{tex} = 142 \text{ mm}^2/\text{m}$ ) im Vergleich zu Konfigurationen 1 bis 4. Der Achsabstand der Rovinge bleibt bei  $a = 38$  mm gleich (Kap. 2.3.2.4). Die Ausrichtung der Rovinge verläuft vertikal und horizontal (Abb. 2.23).

**Tab. 4.1:** Versuchskonfiguration

Konfiguration	Nr.	Stahlimplantattyp	Verbindung Carbonstab	Netzroving
1	1	1	Verzahnung + „Fähnchen“	Q95/95-CCE-38 0°
	2	1	Verzahnung + „Fähnchen“	Q95/95-CCE-38 0°
	3	1	Verzahnung + „Fähnchen“	Q95/95-CCE-38 0°
2	4	2	Verzahnung	Q95/95-CCE-38 0°
	5	2	Verzahnung	Q95/95-CCE-38 0°
	6	2	Verzahnung	Q95/95-CCE-38 0°
3	7	3	geklebt Epoxidharz	Q95/95-CCE-38 0°
	8	3	geklebt Epoxidharz	Q95/95-CCE-38 0°
	9	3	geklebt Epoxidharz	Q95/95-CCE-38 0°
4	10	3	geklebt Epoxidharz	Q95/95-CCE-38 45°
	11	3	geklebt Epoxidharz	Q95/95-CCE-38 45°
	12	3	geklebt Epoxidharz	Q95/95-CCE-38 45°
5	13	3	geklebt Epoxidharz	Q142/142-CCE-38 0°
	14	3	geklebt Epoxidharz	Q142/142-CCE-38 0°
	15	3	geklebt Epoxidharz	Q142/142-CCE-38 0°

## 4.2 Herstellung der Versuchsträger

Die Schalung, die Bewehrung und die Einbauteile wurden im Prüflabor des Institutes für Tragkonstruktionen der TU-Wien vorbereitet. Das sehr geringe Schalungs- und Bewehrungsgewicht erlaubt eine große Bewegungs- und Transportfreiheit bei der Herstellung. Ein zusammengebauter 2 m langer Bewehrungskorb samt Stahlimplantat wiegt rund 2,4 kg. Der fertiggestellte Versuchsträger wiegt rund 30 kg.

Die Bauteile wurden in ihrer planmäßigen Form angeliefert und mussten nur noch geringfügig angepasst werden. Die Schneide- und Schleifarbeiten an den CFK-Textilen und dem CFK-Stab zum integrieren der Stahlimplantate in die Bewehrung galt es im Prüflabor durchzuführen (Abb.4.4).

Auf den richtigen Arbeitsschutz bei der Bearbeitung von CFK muss großer Wert gelegt werden. Durch die mechanische Bearbeitung werden feine Kohlenstofffasern freigesetzt. Diese können zwar nicht noch weiter zerkleinert werden, jedoch wurde gezeigt, dass kritische Bruchstücke, welche



nicht eindeutig der Kohlenstofffaser oder dem Kunststoff zuzuordnen sind, durch die Bearbeitung entstehen können und bei Inhalation gefährlich sein könnten. Von einer kritischen Faser spricht man laut WHO-Definition, wenn eine Faser länger als  $5\ \mu\text{m}$ , dünner als  $3\ \mu\text{m}$  und das Verhältnis Länge/Durchmesser größer als drei ist. Der Durchmesser einer Kohlenstofffaser liegt zwischen 5 bis  $10\ \mu\text{m}$ . Zudem kann es durch die Anlagerung von Kohlenstofffasern zu mechanischen Irritationen von Haut und Schleimhäuten (z. B. Augen) und folglich zu Entzündungen kommen. Deshalb gilt es, zum Schutze der eigenen Gesundheit und der Gesundheit der Personen im Arbeitsbereich, folgende Sicherheitsmaßnahmen zu treffen:

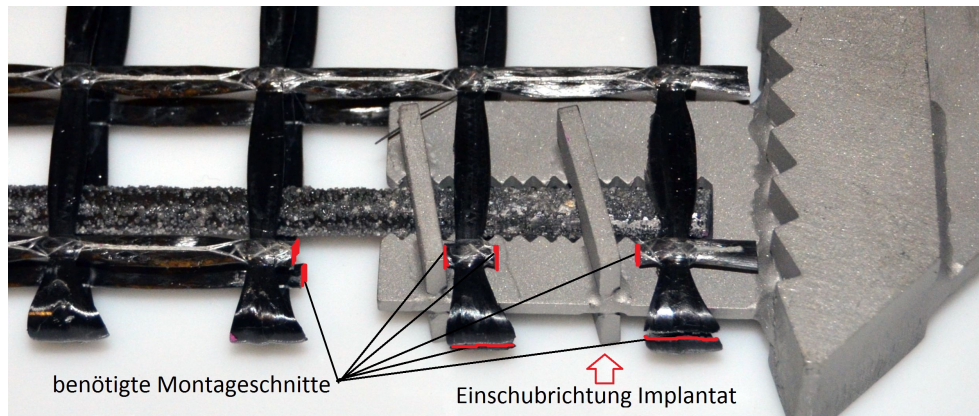
- Grundlegend alle vorgeschriebenen Sicherheitsmaßnahmen des Arbeitsbereiches einzuhalten
- Vermeidung der Staubentwicklung
- Begrenzung der Personen im Arbeitsbereich
- Verwendung reißfester und durchstichsicherer Kleidung und Handschuhe
- Staubfilter der Filterklasse FFP3
- staubdichte Schutzbrillen

Dominique weist auf weitere Sicherheitsmaßnahmen in Bezug auf Brand von CFK hin [4][S. 5-19].

#### 4.2.1 Einbau der Bewehrung

Die Bewehrung wurde in folgender Reihenfolge vorbereitet und eingebaut:

1. Bewehrungskonfigurationen mit eingelegtem CFK-Stab
  - Einlegen des CFK-Stabes in die Textilbewehrung in die planmäßige Position durch Aufspreizen des CFK-Textils:  
Um den CFK-Stab im CFK-Textil einzulegen muss das u-förmige CFK-Textil an seiner offenen Seite leicht gespreizt werden. Dies erfolgte durch abschnittsweises Einlegen von Holzkeilen. Der CFK-Stab kann somit eingeschoben und in seine planmäßige Position gebracht werden. Dabei muss darauf geachtet werden, keine übermäßige Aufspreizung zu erzeugen, da sonst das steife CFK-Textil in der Schlaufe knicken könnte. Eine zu schwache Aufspreizung hat zur Folge, dass durch schleifendes Einschieben des CFK-Stabes dessen Besandung gelöst wird. Die Lage des CFK-Stabes wird im Fall der experimentellen Untersuchung durch die Einklemmung zwischen dem CFK-Textil ausreichend gehalten. Ansonsten kann der CFK-Stab durch punktuell Ankleben mit einer Heißklebepistole fixiert werden.
  - Positionierung des Stahlimplantates in der CFK-Bewehrung:  
Durch den Platzbedarf und der Position des Schubbleches und der „Fähnchen“ der Stahlimplantate kann es zu Berührungen des Stahlimplantates mit einzelnen Rovingen des CFK-Textils kommen. Gegebenenfalls muss der Roving daher aufgeschnitten werden (vgl. Abb. 4.4. Bestenfalls ist dies aber zu vermeiden, da es sonst zu ungünstigen Lastumlagerungen kommen kann.
  - Anbringen der Abstandhalter für die Betondeckung
2. Bewehrungskonfigurationen mit eingeklebtem CFK-Stab



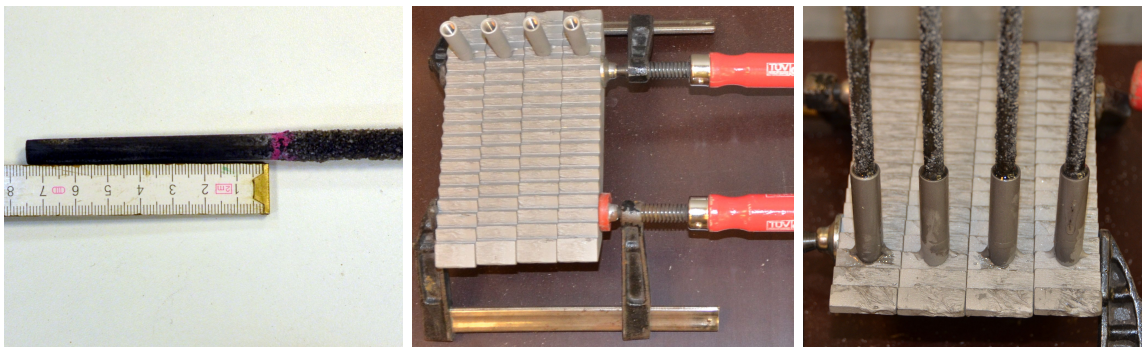
**Abb. 4.4:** Vorbereitung des CFK-Textils

- **Oberflächenvorbereitung des CFK-Stabes durch Entfernen der Quarzbesandung.** Damit der CFK-Stab mit dem Durchmesser 8 mm in die Einsteckhülse, welche ein M10 Innengewinde (Kerndurchmesser 8,5 mm) passt, gilt es die Besandung des CFK-Stabes durch Feilen oder Schleifen zu entfernen. Die Einstecktiefe der Einsteckhülse beträgt 75 mm.
- **Einkleben des CFK-Stabes in das Stahlimplantat:**  
Hierfür muss das Innengewinde und die vorbereitete Oberfläche des CFK-Stabes eine saubere und staubfreie Oberfläche aufweisen.  
Der CFK-Stab wird mit einer Epoxidharzmatrix (Abb. 2.17) eingeklebt. Die gewählte Kunstharzmatrix der Fa. Huntsman<sup>®</sup> besteht aus den zwei Komponenten, dem Epoxidharz und dem Reaktionsmittel (Mischungsverhältnis und Eigenschaften siehe Tab. 4.2).

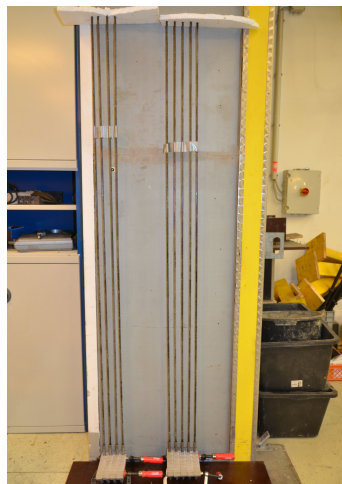
**Tab. 4.2:** Mischungsverhältnis und Eigenschaften

Bezeichnung	Fabrikat	Mischungsverhältnis
Epoxidharz	RenLam <sup>®</sup> M-1	100
Härter	Ren <sup>®</sup> HY 956	20
	Einheit	Epoxidharzmatrix
Topfzeit	min	30
Entformbar	h	24
Verarbeitungstemp.	°C	18-25

Um ein volles Benetzen und Ausfüllen der Klebefuge zu garantieren gilt es, den CFK-Stab und das Innengewinde der Einsteckhülse satt zu bestreichen. Man sollte sich versichern, dass auch der innerste Teil der Einsteckhülse mit der Epoxidharzmatrix benetzt wird. Der CFK-Stab wird bis auf Anschlag eingesteckt und im Gewinde gedreht. Leicht überlaufendes Harz bei Erreichen des Anschlages deutet daraufhin, dass die Klebefuge satt benetzt ist. Die lotrechte Lage des Stabes im Stahlimplantat gilt es, während des Trocknungsprozesses mit einer Dauer von 24 h zu garantieren.



(a) Oberflächenvorbereitung CFK-Stab (b) Einsteckhülse am Stahlimplantat (c) Überlaufen des Harz



(d) Sicherung der Lage

**Abb. 4.5:** Einkleben des CFK-Stabes in das Stahlimplantat

- Einlegen des CFK-Stabes samt Stahlimplantat in das CFK-Textilnetz auf Planlage durch Aufspreizen des CFK-Textils:  
Auch hier muss wie bei den vorherigen Konfigurationen darauf geachtet werden, die Besandung des CFK-Stabes nicht zu entfernen und das CFK-Textil nicht zu knicken.
- Anbringen der Abstandhalter für die Betondeckung.

#### 4.2.2 Schalung

Die Schalung für die Versuchsträger wurde so konstruiert, dass alle 15 Versuchsträger in einer Schalung Platz haben und in einem Arbeitsschritt zusammen betoniert werden können. Die Schalung könnte auf eine beliebige Versuchsträgeranzahl erweitert oder reduziert werden, sie wird nur durch das Gewicht und den Abmessungen begrenzt. Als Schalungsmaterial werden phenolharzbeschichtete kreuzweise verleimte Mehrschichtplatten verwendet [3]. Auf einer Grundplatte wird kopfseitig eine senkrechte Anschlagplatte angeschraubt. Die einzelnen Unterteilungsplatten mit denselben Längs- und Höhenabmessungen wie der Träger werden an die Kopfplatte angeschlagen und von außen angeschraubt. Um die Unterteilungsplatten auf der Oberseite in ihrer Lage zu halten und trotzdem ein einfaches Einfüllen des Betons zu gewährleisten, werden zwei Holzleisten mit jeder Unterteilungsplatte verschraubt (siehe Abb.4.6 Bild (a)).



(a) Schalung für 15 Versuchsträger

(b) Stahlimplantathalterung

**Abb. 4.6:** Lagehalterung der Stahlimplantate in der Schalung

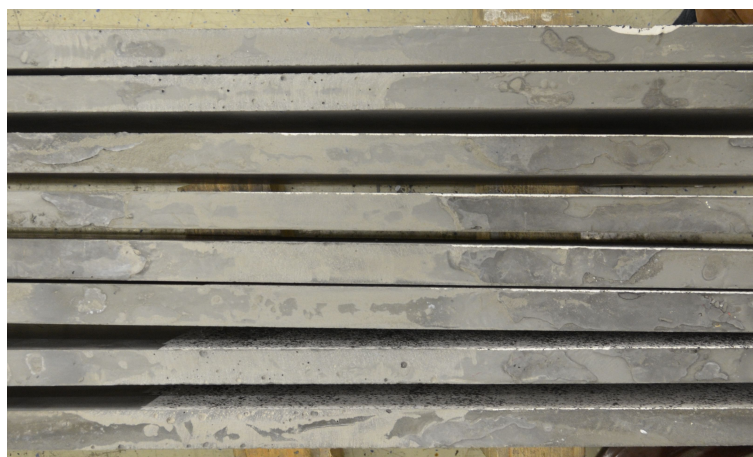
Die Schalung sollte möglichst maßgenau hergestellt werden, um die Versuchsergebnisse nicht zu verfälschen. Im Zuge der Durchführung der experimentellen Untersuchung wurde festgestellt, dass die Versuchsträger von der Sollbreite abweichen. In Tab. 4.3 sind die Abweichungen der Sollbreite am Trägeranfang und im Lasteinleitungspunkt aufgelistet.

**Tab. 4.3:** Ist-Abweichung von der Versuchsträger-Sollbreite (30 mm)

Versuch	Breite am Implantat				Breite an der Lasteinleitung			
	Oberkante		Unterkante		Oberkante		Unterkante	
Nr.	[mm]	[%]	[mm]	[%]	[mm]	[%]	[mm]	[%]
1	30,7	<b>2,3</b>	30,6	<b>2,0</b>	29,9	<b>-0,3</b>	30,6	<b>2,0</b>
2	30,5	<b>1,7</b>	30,4	<b>1,3</b>	33,0	<b>10,0</b>	30,5	<b>1,7</b>
3	30,3	<b>1,0</b>	30,5	<b>1,7</b>	29,6	<b>-1,3</b>	30,1	<b>0,3</b>
4	30,3	<b>1,0</b>	29,8	<b>-0,7</b>	29,4	<b>-2,0</b>	29,9	<b>-0,3</b>
5	30,2	<b>0,7</b>	29,7	<b>-1,0</b>	30,3	<b>1,0</b>	29,8	<b>-0,7</b>
6	30,0	<b>0,0</b>	30,2	<b>0,7</b>	30,2	<b>0,7</b>	30,5	<b>1,7</b>
7	30,0	<b>0,0</b>	30,0	<b>0,0</b>	29,2	<b>-2,7</b>	30,2	<b>0,7</b>
8	30,0	<b>0,0</b>	29,8	<b>-0,7</b>	29,7	<b>-1,0</b>	30,2	<b>0,7</b>
9	29,9	<b>-0,3</b>	30,4	<b>1,3</b>	28,8	<b>-4,0</b>	30,0	<b>0,0</b>
10	30,0	<b>0,0</b>	30,4	<b>1,3</b>	31,1	<b>3,7</b>	30,8	<b>2,7</b>
11	30,0	<b>0,0</b>	30,3	<b>1,0</b>	28,6	<b>-4,7</b>	29,3	<b>-2,3</b>
12	30,2	<b>0,7</b>	30,1	<b>0,3</b>	31,0	<b>3,3</b>	31,3	<b>4,3</b>
13	30,3	<b>1,0</b>	30,3	<b>1,0</b>	31,6	<b>5,3</b>	31,1	<b>3,7</b>
14	30,0	<b>0,0</b>	30,1	<b>0,3</b>	27,8	<b>-7,3</b>	28,8	<b>-4,0</b>
15	29,9	<b>-0,3</b>	29,9	<b>-0,3</b>	30,8	<b>2,7</b>	30,2	<b>0,7</b>

Nachdem in Kap. 4.2.1 beschrieben wurde, wie die CFK-Bewehrung zusammengebaut wird, müssen die Abstandhalter angebracht und jedes Bewehrungselement einzeln in die Schalung eingeschoben werden. Die Abstandhalter garantieren die Betondeckung von 10 mm. Sie müssen in Anzahl und Abstand so angebracht werden, dass die Betondeckung eingehalten wird. Zusätz-





**Abb. 4.7:** Oberfläche der Versuchsträgeroberkanten

lich muss die Betondeckung an Unter- und Oberkante gesichert werden. Die Stahlimplantate werden im eingebauten Zustand in ihrer exakten Achsenposition durch eine lange durchgeführte Gewindestange gehalten (vgl. Abb. 4.6 Bild (b)).

### 4.2.3 Betoniervorgang

Die Versuchsträger wurden mit einer UHPC-Rezeptur von Dipl.-Ing Dr.techn. Johannes Kirnbauer am 15.12.2016 im Labor des Institut für Hochbau und Technologie in den Aspanggründen betoniert. Der UHPC (wie in Kap. 2.3.1 beschrieben) wurde hergestellt und sofort manuell mit Handschaufeln in die Schalungskonstruktion (Abb. 4.6) eingebracht. Der sehr fließfähige UHPC läuft ohne Probleme in die Schalung und erfordert keine mechanische Verdichtung. Nach Abschluss des Einfüllvorganges wurde zur Nachbehandlung des UHPC die Schalung mit einer Kunststofffolie abgedeckt, um einen gleichmäßigeren Hydratationsvorgang zu gewährleisten und ein vorzeitiges Austrocknen zu vermeiden (plastisches Schwinden) [22][S. 1]. Die Versuchsträger wurden nach 26 Tagen, am 09.01.2017, ausgeschalt. Dafür war es nötig die Platten der Schalung zu entfernen und die Versuchsträger einzeln herauszuziehen.

Es galt die Unebenheiten an der Oberkante der Versuchsträger nachträglich zu bearbeiten, denn durch das Einfüllen des UHPC von oben war die Trägeroberkante nicht perfekt planeben (siehe Abb. 4.7). Da die Lasteinleitung über die Oberkante des Versuchsträgers erfolgte, wurde die Oberfläche mit einem Winkelschleifer mit aufgesetzter Topfscheibe plan geschliffen.

## 4.3 Versuchsaufbau

Der Versuch wird unter Einhaltung des statischen Systems, welches in Abb. 3.1 ersichtlich ist, durchgeführt. Dabei wird kurz nach dem Viertelpunkt ( $x = 59$  cm) die Lastaufbringungskraft über eine runde Lastplatte aus Baustahl (Durchmesser 10 cm) aufgebracht. Zwischen dem hydraulischen Zylinder des Prüfrahmens und der Lastplatte liegt eine Kraftmessdose, um die aufgebrachte Kraft zu messen. Im Auflagerpunkt „A“ mit dem integrierten Stahlimplantat wird eine gelenkige Auflagerung gefordert. Dies wird durch eine gelenkige Gabellagerungskonstruktion aus Baustahl erfüllt. Der Versuchsträger wird mit einer Schraube samt Unterlegscheiben in der Gabellagerung gelenkig gehalten und ermöglicht somit auch ein einfaches Ein- und Ausbauen der Versuchsträger aus der Versuchsreihe. Die gegenüberliegende Auflagerung „B“ erfolgt durch eine horizontal verschiebliche Gabellagerung aus Baustahl. Der Versuchsträger wird dabei auf der

Versuchsträgerunterkante gelagert. Zwischen Versuchsträgerunterkante und Baustahl gibt es eine lastverteilende Zwischenlage aus einem Neopren mit einer Dicke von 5 mm und eine zusätzliche Gleitschicht. Die Gleitschicht ermöglicht die horizontale Bewegung (siehe Abb. 4.8, Detail „B“) des Trägers. Um ein Kippen des Trägers zu vermeiden, wird dieser auch im Auflager „B“ in einer Gabellagerung gehalten.

Der Versuch wird im Prüflabor in einer hydraulischen Presse (Fa. „Schenck“ Prüfrahmen) durchgeführt. Der „Schenck“ Prüfrahmen besteht aus einer elektronischen Steuerungseinheit, welche einen hydraulisch gelagerten, doppelt wirkenden Hydraulikzylinder regelt. Die Gabellage-

**Tab. 4.4:** Schenck-Prüfrahmen

<i>SCHENCK</i>	statisch [kN]	dynamisch [kN]
Druckkraft	2000	1600
Zugkraft	2000	1600

rungen beider Auflagerungen werden am Maschinentisch angeschraubt (Abb. 4.8). In weiterer Folge wird der vertikale Weg durch induktive Wegaufnehmer am Trägeranfang und Trägerende sowie der vertikale Weg des Hydraulikzylinders gemessen. Ein Messbereich im ersten Viertel der Trägerlänge wird zudem mit dem Messprogramm ARAMIS analysiert (siehe Kap. 4.4.3). Die Kraft wird über eine Kraftmessdose, welche zwischen Prüfzylinder und Versuchsträger installiert ist, gemessen. In Abb. 4.9 werden die Messeinrichtungen am Versuchsträger grafisch beschrieben.

### 4.3.1 Einbau des Versuchsträgers

Der Einbau des Versuchsträgers erfordert einen geringen Aufwand. Die Versuchsträger können händisch eingehoben und positioniert werden. Im Auflager „A“ wird die Schraube samt Unterscheiben durch die Gabelhalterung und durch das Gelenk des Stahlimplantates geführt und leicht angezogen. Weiters ist es erforderlich, die senkrechte Lage der Versuchsträgerebene mit dem Maschinentisch zu kontrollieren und notfalls mit Futterblechen zu korrigieren. Daraufhin können die Schrauben zwischen Gabellagerungen und Maschinentisch angezogen werden. Auf dem markierten Lasteinleitungspunkt wird die Lastplatte zentriert aufgelegt und der Hydraulikzylinder wird manuell bis auf wenige zehntel Millimeter Abstand herangefahren. Nachdem dann auch die Wegaufnehmer positioniert wurden, steht der Versuchsträger für die Versuchsdurchführung bereit (Abb. 4.10).

## 4.4 Messtechnik

### 4.4.1 Kraftmessdose

Um eine exakte Messung der Kraft zu gewährleisten, wurde, wie in Detail „A“ (Abb. 4.8) ersichtlich, eine 50 kN Kraftmessdose eingelegt. Vor jedem einzelnen Versuch wurde eine Nullmessung durchgeführt. Die Messdaten werden über einen verbundenen Messverstärker an eine Software weitergeleitet, diese erfasst weitere Eingangsparameter und zeichnet die Messdaten mit einer Frequenz von 5 Hz auf. Der „Schenck“ Prüfrahmen verfügt auch über eine Kraftmesseinrichtung, diese dient jedoch in dieser Versuchsreihe lediglich zur Kontrolle.

### 4.4.2 Induktive Wegaufnehmer

Die absolute Durchbiegung wurde in den drei Punkten  $w_1$ ,  $w_2$  und  $w_3$  gemessen (vgl. Abb. 4.9 und Abb. 4.11). Einmal am Versuchsträgeranfang ( $w_2$ ), im Lasteinleitungspunkt ( $w_1$ ) und am

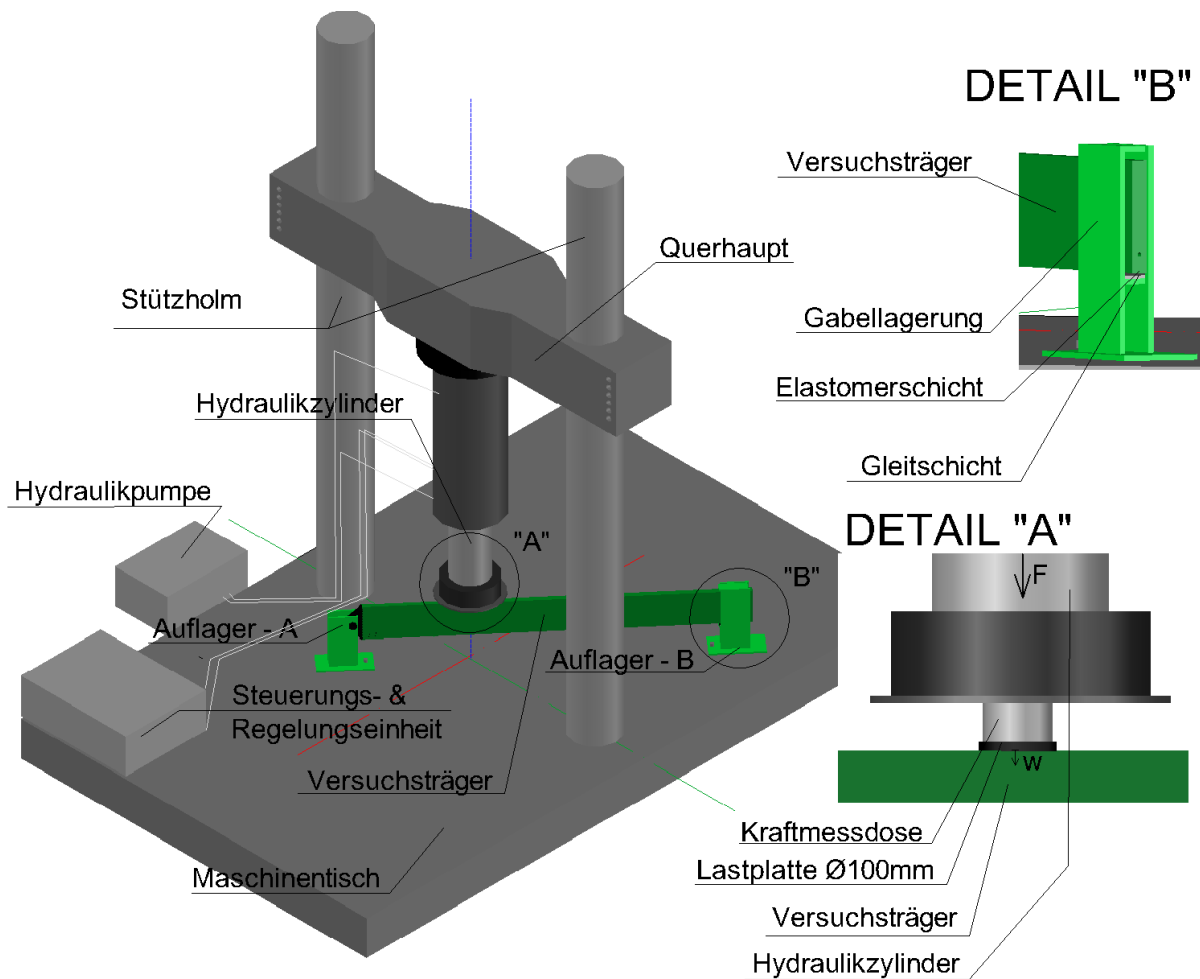


Abb. 4.8: Versuchsaufbau am Schenck-Prüfrahmen

Versuchsträgerende ( $w_3$ ). Die vertikale Durchbiegung wird durch induktive, analoge, lineare Wegaufnehmer mit einem Messbereich von 50 mm gemessen. Auch diese Signale werden über den Messverstärker an das Softwareprogramm, welches im vorherigen Kap. 4.4.1 beschrieben wurde, aufgenommen. Somit berechnet sich die relative Durchbiegung im Lasteinleitungspunkt mit:

$$w_{1rel} = w_1 - w_3 \cdot \frac{l_1}{L} \quad (4.1)$$

#### 4.4.3 GOM- ARAMIS Professional

Zur exakten Analyse des Tragverhaltens des Versuchsträgers wird das ARAMIS Messsystem verwendet. Bauteile können mit diesem Messsystem berührungslos und materialunabhängig analysiert werden. Es kann ein flächenhafter Messbereich vollständig beobachtet werden. Die Messungen umfassen die Ermittlung von beliebigen 3-D-Messwerten:

- Koordinaten
- Verschiebungen

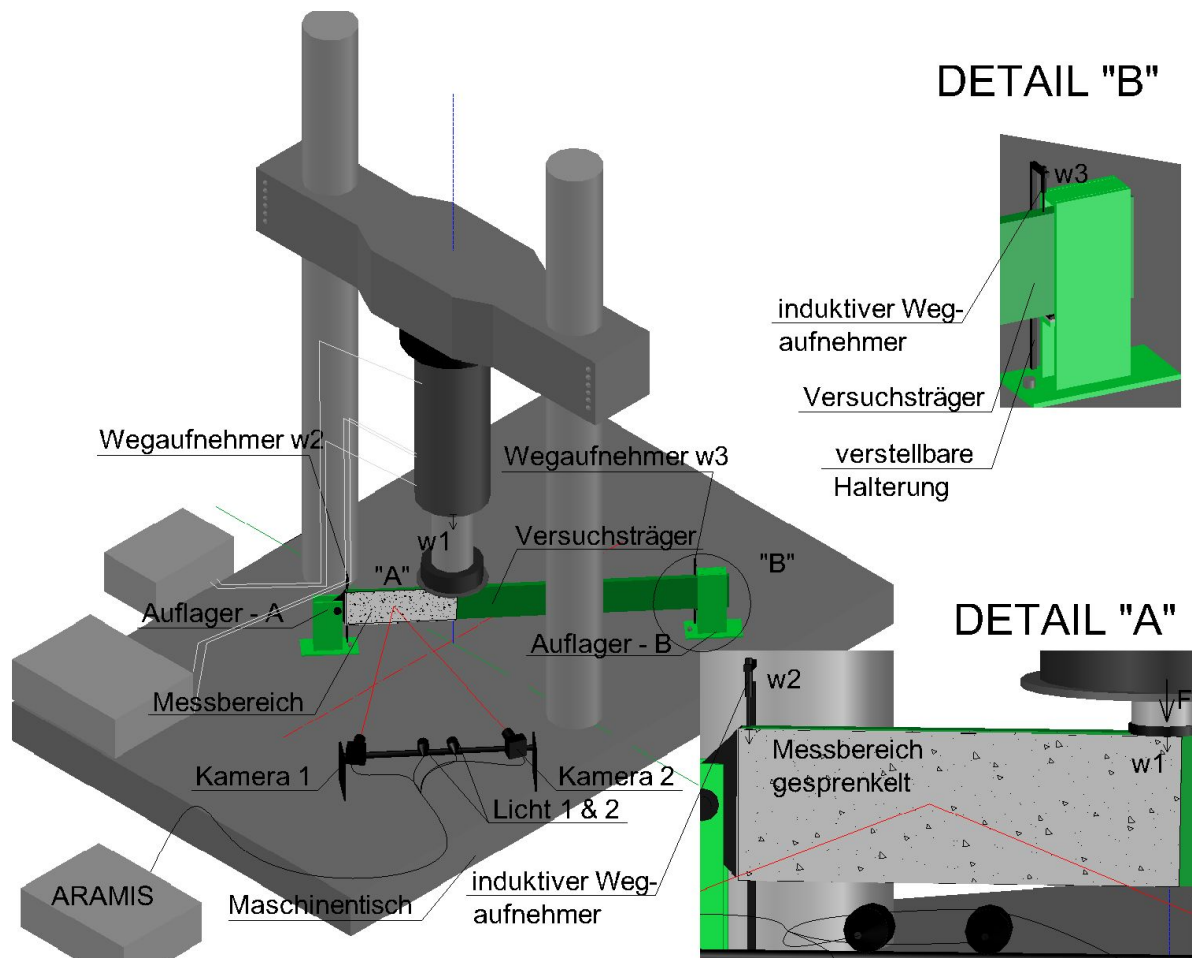


Abb. 4.9: Messeinrichtungen am Versuchsträger

- Oberflächendehnungen
- Geschwindigkeiten und Beschleunigungen

Analysiert und ausgewertet werden die Messdaten mit dem Softwareprogramm ARAMIS PROFESSIONAL. Dieses verbindet synchronisierte Bild- und Analogdatenaufnahmen. Das Messsystem funktioniert anhand zweier Kameras (Stereokamerasystem), welche unter Mithilfe von Triangulation und unter Verwendung stochastischer Muster und Referenzpunktmarken am Messbereich präzise 3-D-Koordinaten ausgeben. Dieses Messprinzip nennt sich „Digitale Bildkorrelation“ (DIC). Das heißt konkret, es werden von den stereoskopisch angeordneten Kameras zeitgleich zwei Bilder des Messbereichs aufgenommen. Das Erzeugen zweier Bilder aus zwei verschiedenen Perspektiven ermöglicht das stereoskopische Sehen (wie z. B. die Augen beim Menschen) und somit eine Erfassung der dritten Dimension. Diese Bilder werden vom Messsystem in großemäßig festgelegten Facetten eingeteilt. In jeder Facette hat das Messsystem bereits mit dem ersten Bild einer festgelegten Bildreihe seine Referenzmuster oder Referenzpunktmarken erfasst. Jedes weitere Bild wird facettenmäßig mit dem Referenzbild oder mit dem vorherigen Bild verglichen. Dabei erkennt das Messsystem die zurückgelegte Verschiebung der Referenzpunktmarken (vgl. Abb. 4.13). Somit entsteht in Summe ein flächig erfasster Messbereich [10].

Der Messbereich der experimentellen Untersuchung liegt im ersten Viertel der Versuchsträgerlänge und umfasst das Stahlimplantat von der Zahnleiste bis zum Bereich der Lasteinleitung (siehe





Abb. 4.10: Versuchsaufbau- eingebauter Versuchsträger

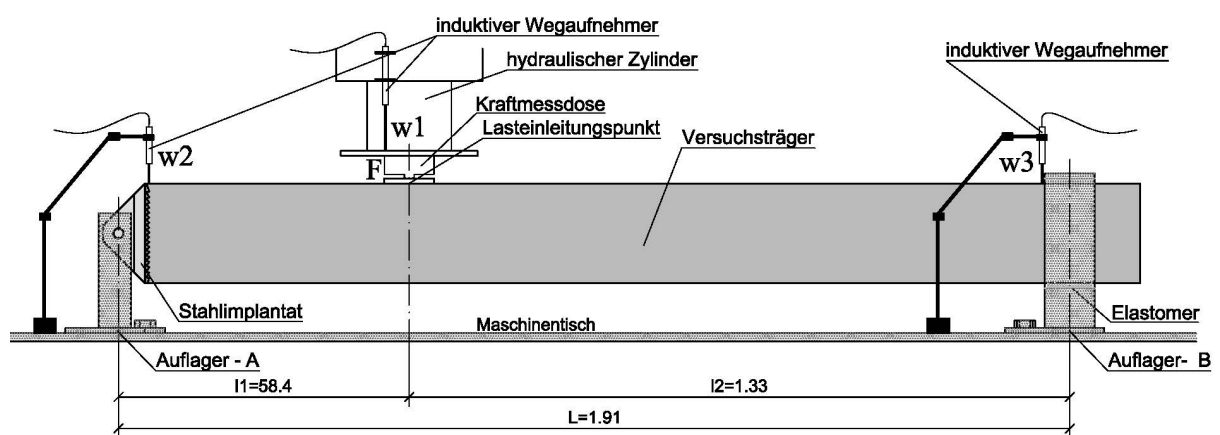


Abb. 4.11: induktive Wegaufnehmer am Versuchsträger

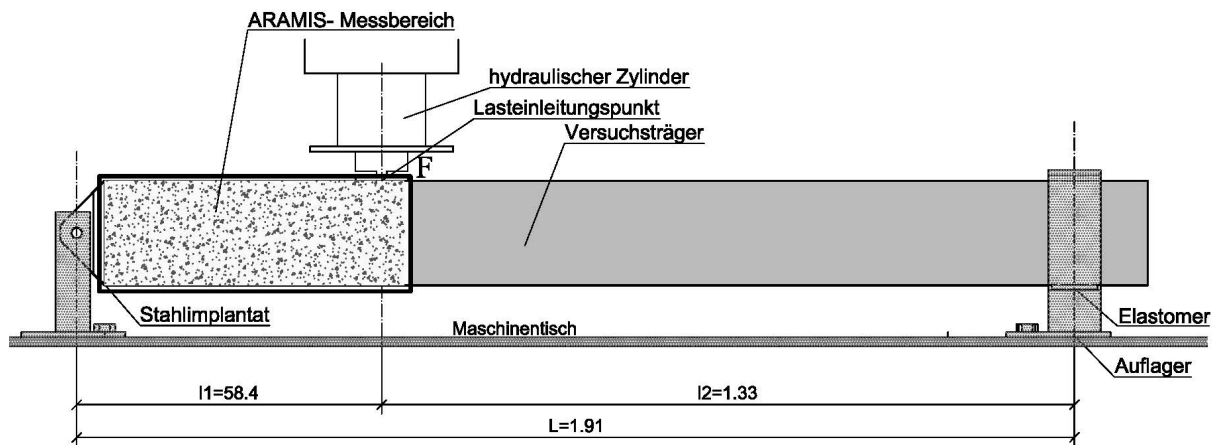


Abb. 4.12: ARAMIS-Messquerschnitt am Versuchsträger

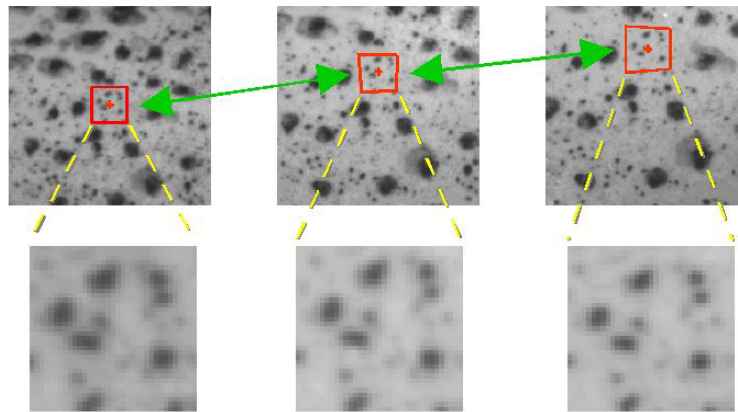


Abb. 4.13: Grunprinzip der DIC- Objektaufnahme mit Referenzpunktmarke zu verschiedenen Verformungszuständen und Zeitpunkten [27][S. 1]

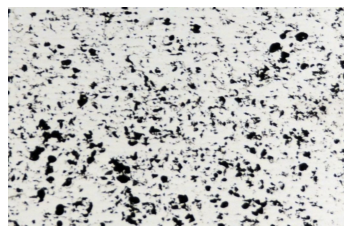


Abb. 4.14: Sprenkelmuster

4.12. Die Messbereichsbreite beträgt 60 cm und die Höhe entspricht der Versuchsträgerhöhe mit 20 cm, unter Berücksichtigung, dass auch der verformte Zustand des Versuchsträgers innerhalb des Messbereiches liegt. Für die Messung muss der Messbereich mit einem schwarzen Muster auf weißer Grundfarbe gesprenkelt werden (siehe Abb. 4.14). Als Grundfarbe wird eine weiße Wandfarbe verwendet. Das Muster wird mit einer schwarzen Acrylfarbe und einer Bürste mit Kunststoffborsten aufgesprenkelt. Für eine lückenlose Facettenerfassung durch das Messsystem muss das Sprenkelmuster sehr detailliert und sauber gesprenkelt sein.

Die Periodizität der Aufnahmen sowie die Facettengröße in Bildpunkten (Pixel) werden vor Versuchsbeginn festgelegt. In Tab. 4.5 werden die Grundeinstellungen der ARAMIS-Messung aufgelistet.

**Tab. 4.5:** ARAMIS-Messeinstellungen

Einstellungsoption:	Einheit	
Facettengröße	12	[Pixel]
Punktgröße	9	[Pixel]
Aufnahmefrequenz	2	[Hz]
intervall Bildspeicherung	20	[-]
Ringspeichergröße	100	[Bilder]

Für die experimentelle Untersuchung gilt es vor allem die Rissbildungsgeschichte, die Durchbiegung des Versuchsträgers sowie die Dehnungs- und Stauchungsgeschichte aufzuzeichnen. Weiters gilt es, den Versagensaugenblick bildlich festzuhalten.

## 4.5 Versuchsdurchführung

Die Versuchsdurchführung wird weggesteuert durchgeführt mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 0,2 mm/s. Nach dem Bruch des Versuchsträgers wird der Versuch beendet. Das Betonalter der Versuchsträger beträgt zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung zwischen 25 und 27 Tage (09.01.2016- 11.01.2016). Die Versuchsdurchführung beginnt mit der Nullmessung der Kraftmessdose und der Wegaufnehmer. In weiterer Folge werden die Messsysteme gestartet. Die ARAMIS-Datenaufzeichnung, sowie die Datenaufzeichnung der Kraft- und Wegaufnehmer beginnt mit dem Start der Messsysteme. Die Belastung des Versuchsträgers wird gestartet und mit der beschriebenen Belastungsgeschwindigkeit belastet. Während des Belastungsvorganges speichert das ARAMIS-Messsystem im Abstand von 10 s ein Bildpaar. Nach dem Versagen des Versuchsträgers wird das ARAMIS-Messsystem gestoppt und die letzten 100 Bilder des Ringspeichers, welche mit 2 Hz (Tab. 4.5) aufgezeichnet wurden, werden abgespeichert. Die Bruchbilder sind darin enthalten. Nach Beendigung des Versuches und Speicherung der Messdaten wird der Bruch anhand einer Fotoaufzeichnung dokumentiert, der zerstörte Versuchsträger ausgebaut und die Versuchsfläche für den nächsten Versuch gereinigt.

# Kapitel 5

## Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen

Die experimentelle Untersuchung ergab drei Versagensarten:

- Biegedruckversagen im Lasteinleitungsbereich durch Überschreitung der Druckfestigkeit des UHPC
- Schubversagen des UHPC im Bereich des Auflagers „A“
- Verbundversagen der CFK-Bewehrung

In den folgenden Kapiteln werden die Konfigurationen 1-5 genauer analysiert. In Abb. 5.2 werden die Kraft-Durchbiegungsverläufe aller Versuchsträger abgebildet (K ...Konfiguration, V ...Versuchsträger). Die Zusammensetzung der Konfigurationen kann der Tab. 4.1 entnommen werden. Die Erstbiegerissbildung beginnt im Bereich unter dem Lasteinleitungspunkt bei einer Kraft von  $F_{cr} = 3,2 \text{ kN}$  (Mittelwert). In Abb. 5.1 ist der Bereich der Erstbiegerissbildung aller Versuche abgebildet. Dabei ist besonders gut der Übergang vom ungerissenen Zustand I in den gerissenen Zustand II erkennbar. Die einzelnen lokalen Maxima kennzeichnen den Erstbiegerissbildungszeitpunkt im UHPC. Nach dem Auftreten des Erstbiegerisses werden die freiwerdenden Biegezugspannungen im UHPC wieder über den Verbund in die CFK-Bewehrung eingeleitet. Die Biegezugkraft im Riss wird vollständig von der CFK-Bewehrung übernommen. Die Lastaufbringungskraft fällt deshalb bei Eintreten des Biegerisses kurz ab und steigt dann wieder an. Die maximale Bruchlast variiert in der gesamten Versuchsreihe zwischen  $F_{min} = 25,9 \text{ kN}$  und  $F_{max} = 42,8 \text{ kN}$ . Die maximale Bruchlast mit der maximalen Durchbiegung wird in der Konfiguration 4 mit dem Versuchsträger 10 erreicht (Abb. 5.3). Die minimale Bruchlast wird in Konfiguration 2 mit dem Versuchsträger 4 erreicht (Abb. 5.3). Die relative Durchbiegung am Lasteinleitungspunkt zum Zeitpunkt des Versagens variiert in den Versuchen zwischen  $w_{min} = 17,7 \text{ mm}$  und  $w_{max} = 29,0 \text{ mm}$ . Der Versuchsträger 10 aus Konfiguration 4 erreicht die maximale Durchbiegung. Die minimale Durchbiegung hingegen wird in Konfiguration 1 mit Versuchsträger 2 erreicht (Abb. 5.3).

### 5.1 Vergleich der Konfigurationen 1-5

Aus dem Vergleich der Konfigurationen 1-5 geht hervor, dass die Versuchsträger, bei denen der CFK-Stab über dem Verbund des UHPC im Stahlimplantat verankert ist (Konfigurationen 1 und 2), eine geringere Tragfähigkeit als die Versuchsträger mit den Stahlimplantaten mit vollverankertem CFK-Stab aufweisen (Konfigurationen 3, 4 und 5)(Abb. 5.3). Die experimentelle Untersuchung von jeweils drei Versuchsträgern pro Konfiguration ermöglicht eine statistische Auswertung und repräsentative Untersuchungsergebnisse. In der experimentellen Untersuchung treten meist zwei von drei Ergebniswerten der Kraft und/oder der relativen Durchbiegung einer Konfiguration eng beieinander auf. Der dritte Ergebniswert weist meist eine signifikante Abweichung von den zwei enger beieinander liegenden Ergebniswerten auf. In Abb. 5.3 ist

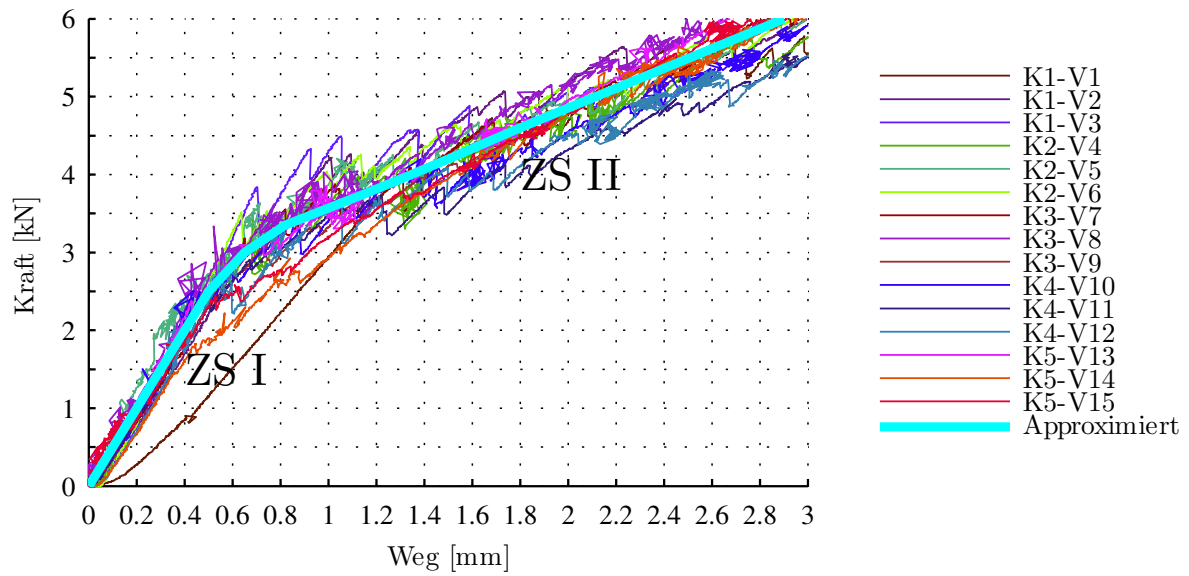


Abb. 5.1: Diagramm Versuchsträger 1-15: Erstrissbildung Kraft-Durchbiegung

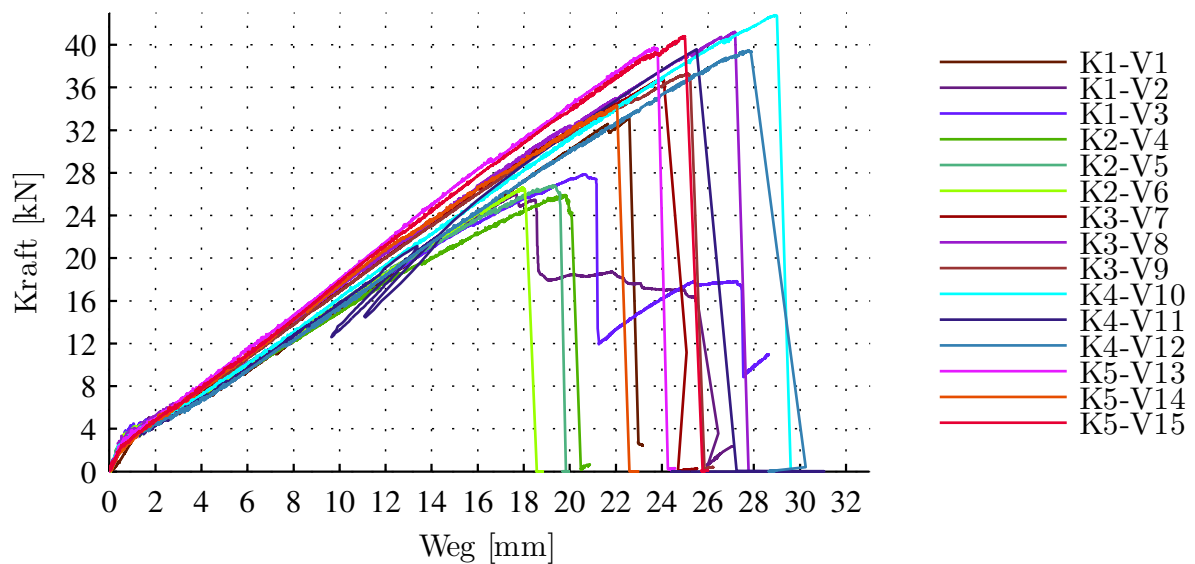


Abb. 5.2: Diagramm Versuchsträger 1-15: Kraft-Durchbiegung

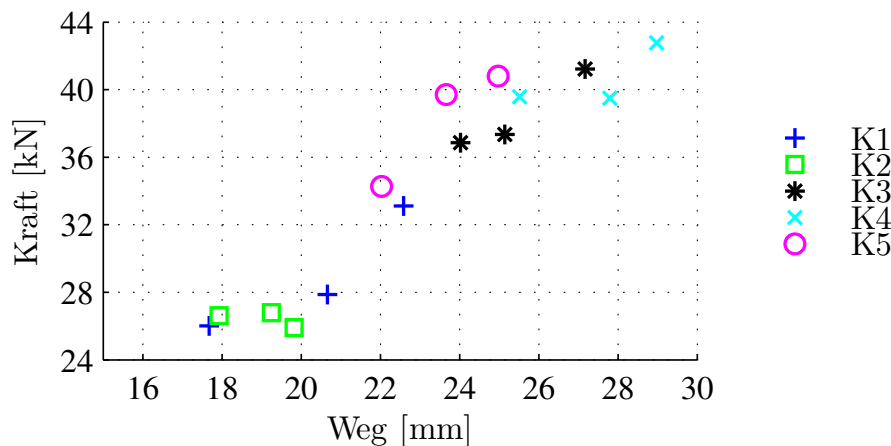
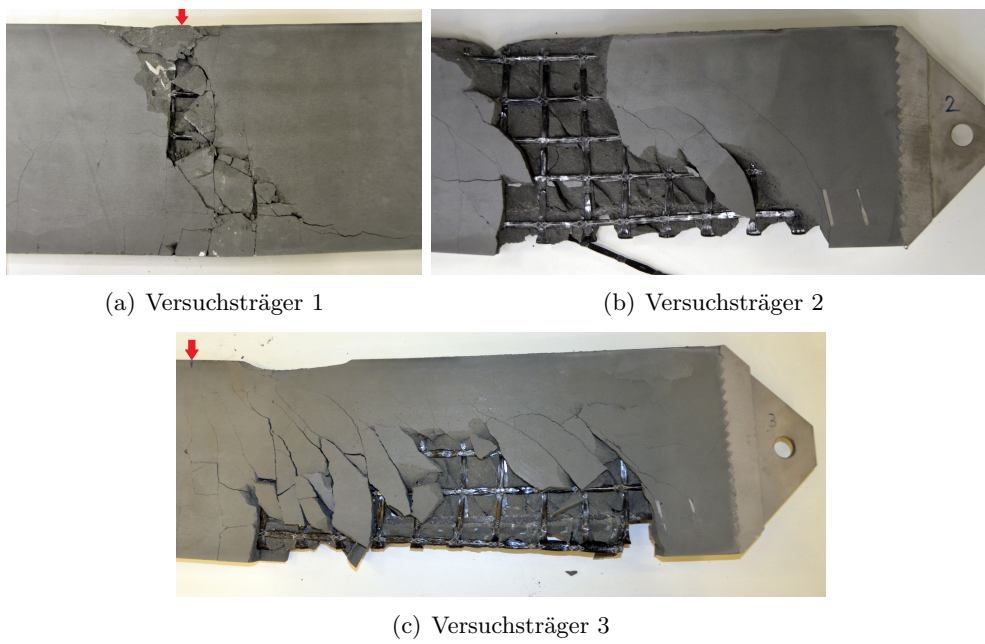


Abb. 5.3: Diagramm Versuchsträger 1-15: Bruchkraft-Durchbiegungsverteilung

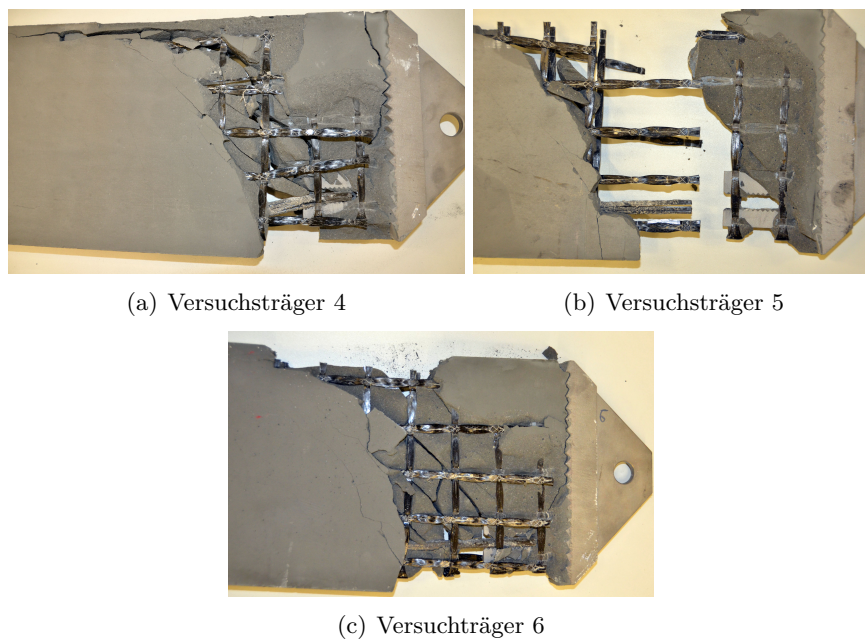
die Verteilung der Bruchlasten ersichtlich. Konfiguration 1 (K1) zeigt zwei eng beieinander auftretende Werte. Der dritte Wert liegt jedoch mit einer  $\geq 5,0$  kN größeren Bruchkraft und einer größeren Durchbiegung über dem Wertepaar. Die Standardabweichung der Konfiguration 1 beträgt  $SD_1 = 3,0$  kN und der Mittelwert beträgt  $F_{m,1} = 29,0$  kN. In Konfiguration 2 hingegen liegen alle drei Werte dicht beieinander, die Standardabweichung beträgt  $SD_2 = 0,4$  kN. Der Mittelwert der Bruchkraft aus Konfiguration 2 beträgt  $F_{m,2} = 26,4$  kN. Konfiguration 3 weist eine ähnliche Verteilung der Werte wie Konfiguration 1 auf. Der vom Mittelwert der Bruchkraft  $F_{m,3} = 38,5$  kN stark abweichende Wert des Versuchsträgers liegt dabei über dem Mittelwert (Abb. 5.3). Die Standardabweichung beträgt  $SD_3 = 2,0$  kN. Die Werte der Konfiguration 4 und 5 ergeben analog zu Konfiguration 1 und 3 gleiche Verteilungen der Werte. Konfiguration 4 weist eine mittlere Bruchlast von  $F_{m,4} = 40,6$  kN (Maximalwert) mit einer Standardabweichung von  $SD_4 = 1,5$  kN auf. Der Mittelwert von Konfiguration 5 beträgt  $F_{m,5} = 38,3$  kN und die Standardabweichung  $SD_5 = 2,9$  kN. Die Mittelwerte der Bruchlasten, die Standardabweichungen der Bruchlasten, die Mittelwerte der relativen Durchbiegungen, die Standardabweichung der relativen Durchbiegungen sowie weitere Versuchsergebniswerte sind in Tab. 5.1 aufgelistet. In den Abbildungen der Versuchsträger kennzeichnet der rote Pfeil den Lasteinleitungspunkt (Abb. 5.4 bis Abb. 5.8). Die Versuchsträger sind in den Abbildungen so ausgerichtet, dass das Stahlimplantat immer auf der rechten Seite liegt.

Versuchsträger 1 der **Konfiguration 1** ist der erste Versuchsträger der Versuchsreihe und wurde mit einem unter der Lastplatte eingelegten, lastverteilenden Elastomer (Dicke=5,0 mm) belastet. Der Versuchsträger 1 versagt mit einer Bruchlast von  $F_1 = 33,1$  kN durch Überschreiten der Betondruckfestigkeit in der Biegedruckzone exakt im Lasteinleitungspunkt (Abb. 5.4). Bei Versuchsträger 2 und 3 versagt der Bereich nahe dem Auflager „A“. Die Bruchlast beträgt dabei  $F_2 = 26,0$  kN und  $F_3 = 27,9$  kN. Die Versuchsträger der **Konfiguration 2** mit dem Stahlimplantattyp 2 erreichen in Summe die niedrigsten Traglasten mit  $F_4 = 25,9$  kN (Minimalwert),  $F_5 = 26,8$  kN und  $F_6 = 26,6$  kN. Die Versuchsträger 4,5 und 6 dieser Konfiguration verlieren ihre Tragfähigkeit durch Versagen des Verbundes und somit der Verankerung des CFK-Stabes am Stahlimplantat. Kennzeichnend für diese Konfiguration ist, dass der Bruchriss direkt bis an die Unterkante des Stahlimplantates geht. Der CFK-Stab wird in allen drei Versuchen aus dem Stahlimplantat gezogen. Der Bruch hat zur Folge, dass der CFK-Stab durch den Querdruck im Versuchsträger 4 und 6 geknickt wird. Das CFK-Textil wird teilweise durch den Querdruck geknickt und die Kreuzungspunkte der Rovinge lösen sich (Abb. 5.5). Die **Konfiguration 3** mit

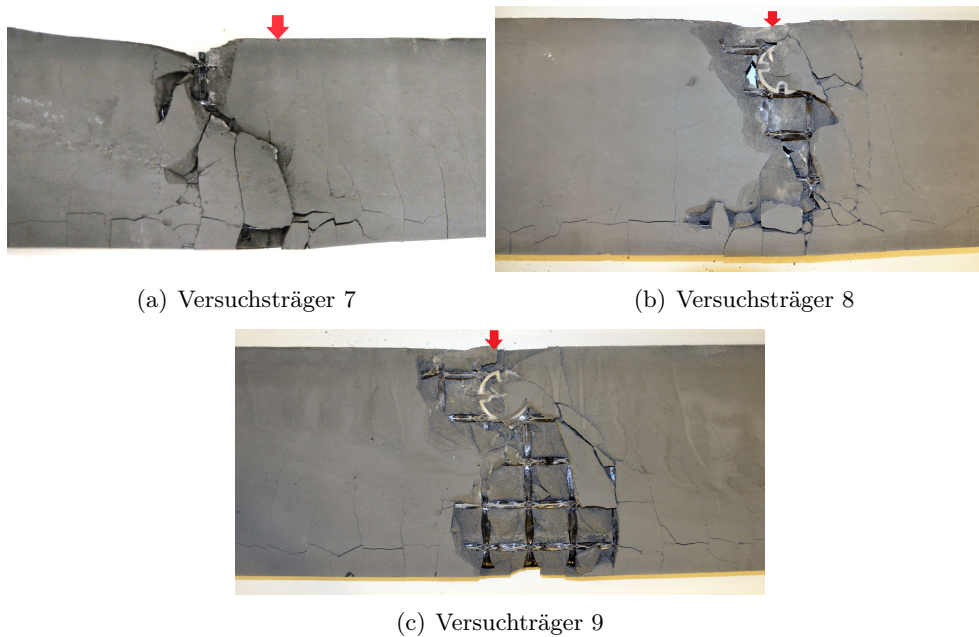




**Abb. 5.4:** Versuchsträger 1, 2 und 3 im Bruchzustand- Konfiguration 1



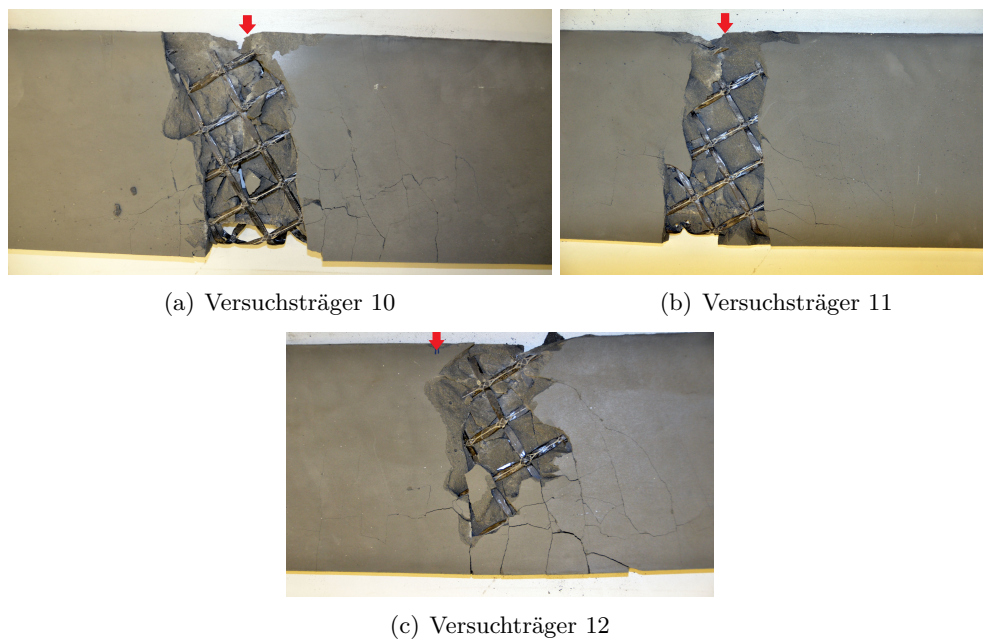
**Abb. 5.5:** Versuchsträger 4, 5 und 6 im Bruchzustand- Konfiguration 2



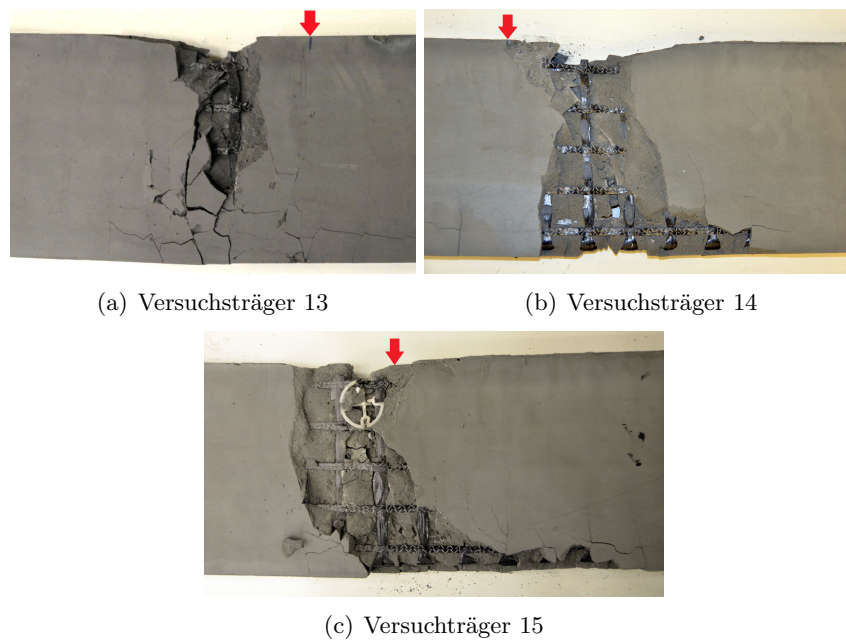
**Abb. 5.6:** Versuchsträger 7, 8 und 9 im Bruchzustand- Konfiguration 3

Versuchsträger 7, 8 und 9 verwendet das Stahlimplantattyp 3 mit dem eingeklebten CFK-Stab. Durch die Verwendung dieses Stahlimplantattypen steigert sich die Tragfähigkeit um 41 % im Vergleich zu Konfiguration 1 und Konfiguration 2. Das Versagen tritt nun durch Überschreiten der Betondruckfestigkeit in der Biegedruckzone ein. Alle drei Versuchsträger versagen auf diese Weise im Bereich des Lasteinleitungspunktes. Die exakte Lage der Bruchstelle variiert geringfügig. Bei Versuchsträger 7 liegt die Bruchstelle ca. 5 cm hinter dem Lasteinleitungspunkt. Bei Versuchsträger 8 und 9 liegt die Bruchstelle direkt am Lasteinleitungspunkt (Abb. 5.6). Die erreichte Bruchlast beträgt  $F_7 = 36,9 \text{ kN}$  bei Versuchsträger 7,  $F_8 = 41,2 \text{ kN}$  bei Versuchsträger 8 und  $F_9 = 37,3 \text{ kN}$  bei Versuchsträger 9. **Konfiguration 4** nach Tab. 4.1 erreicht das höchste Bruchlastniveau im Vergleich mit den anderen Konfigurationen durch die Verwendung des CFK-Textilnetzes GRID Q95/95 45°- CCE- 38<sup>©</sup> (Abb. 2.22). Die Bruchlast von Versuchsträger 10 beträgt  $F_{10} = 42,8 \text{ kN}$  (Maximalwert), Versuchsträger 11 erreicht  $F_{11} = 39,6 \text{ kN}$  und Versuchsträger  $F_{12} = 39,5 \text{ kN}$ . Das Versagen der Versuchsträger aus Konfiguration 4 tritt durch Überschreiten der Betondruckfestigkeit in der Biegedruckzone ein. Bei Versuchsträger 10 und 11 liegt die Bruchstelle direkt am Lasteinleitungspunkt. Bei Versuchsträger 12 liegt die Bruchstelle hingegen ca. 5 cm vor dem Lasteinleitungspunkt (Abb. 5.7). **Konfiguration 5** nach Tab. 4.1 besitzt einen höheren Bewehrungsgrad des CFK-Textilnetzes (GRID Q142/142-CCE- 38<sup>©</sup>). Die Bruchlast liegt wie bei Konfiguration 3 und 4 auf einem höheren Lastniveau im Vergleich zu Konfiguration 1 und 2. Versuchsträger 13 mit  $F_{13} = 39,7 \text{ kN}$  und Versuchsträger 15 mit  $F_{15} = 40,8 \text{ kN}$  weisen im Vergleich zu Versuchsträger 14 mit  $F_{14} = 34,28 \text{ kN}$ , eine um mehr als 5,0 kN höhere Bruchlast auf. Im Vergleich mit den Konfigurationen 3 und 4 weist Konfiguration 5 ein ausgeprägteres Rissbild vor allem im Bereich der Versuchsträgerunterkante auf. Die Bruchstelle liegt bei Versuchsträger 13 und 15 ca. 5 cm hinter dem Lasteinleitungspunkt. Bei Versuchsträger 14 hingegen liegt die Bruchstelle ca. 5 cm vor dem Lasteinleitungspunkt (Abb. 5.8).





**Abb. 5.7:** Versuchsträger 10, 11 und 12 im Bruchzustand- Konfiguration 4



**Abb. 5.8:** Versuchsträger 13, 14 und 15 im Bruchzustand- Konfiguration 5

**Tab. 5.1:** Bruchlasten und relative Durchbiegungen der Konfigurationen 1-5

Konfiguration Versuchsträger Stahlplantattyp	1			2			3			
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	
Stahlplantattyp	1	1	1	2	2	2	3	3	3	
<b>Bruchkraft</b>	[kN]	33,1	26,0	27,9	25,9	26,8	26,6	36,9	41,2	37,3
mittlere Bruchkraft	[kN]	29,0			26,4			38,5		
Standardabweichung	[kN]	3,0			0,4			2,0		
<b>Durchbiegung w1rel</b>	[mm]	22,6	17,7	20,7	19,8	19,2	17,9	24,0	27,2	25,1
mittlere Durchbiegung	[mm]	20,3			19,0			25,4		
Standardabweichung	[mm]	2,0			0,8			1,3		
<b>Konfiguration Versuchsträger Stahlplantattyp</b>		<b>4</b>			<b>5</b>					
		<b>10</b>	<b>11</b>	<b>12</b>	<b>13</b>	<b>14</b>	<b>15</b>			
Stahlplantattyp		4	4	4	5	5	5			
<b>Bruchkraft</b>	[kN]	42,8	39,6	39,5	39,7	34,3	40,8			
mittlere Bruchkraft	[kN]	40,6			38,3					
Standardabweichung	[kN]	1,5			2,9					
<b>Durchbiegung w1rel</b>	[mm]	29,0	25,5	27,8	23,7	22,0	25,0			
mittlere Durchbiegung	[mm]	27,4			23,6					
Standardabweichung	[mm]	1,4			1,2					

### 5.1.0.1 Vergleich der Laststufen

Die Ergebniswerte der einzelnen Konfigurationen werden in verschiedenen Laststufen miteinander verglichen. Das Lastinkrement beträgt jeweils 8 kN. Es wird die mittlere Durchbiegung, die mittlere Biegerissbreite, die mittlere Schubrissbreite und die mittlere Verbundrissbreite der Konfigurationen 1-5 miteinander verglichen. Somit werden die gemessenen Werte der Laststufen 8 kN, 16 kN, 24 kN, 32 kN und 40 kN verglichen. Die Rissbreitenmessung erfolgte mit dem ARAMIS-Messsystem. Die Kategorisierung der Risse im UHPC der Versuchsträger (Abb. 5.9) wird so geführt, dass nur die äußersten Risse im Bereich des Auflagers „A“ als „Schubrisse“ kategorisiert werden, alle weiteren vertikal verlaufenden Risse gelten als „Biegerisse“. Horizontal am Versuchsträger verlaufende Risse (meist in der Höhenlage des CFK-Stabes) werden als „Verbundrisse“ kategorisiert.

### 5.1.1 Mittlere relative Durchbiegung

In Abb. 5.10 werden die mittleren Werte der relativen Durchbiegung der Konfigurationen (3 Werte) an den genannten Laststufen dargestellt. In dieser Abbildung ist die Steifigkeitsveränderung durch die Erstrissbildung nicht dargestellt. Das Ende des Graphen entspricht nicht der Bruchlast, sondern der letzten erfassten Laststufe. Bei der Betrachtung des Graphen der Konfiguration 1 gilt für die Laststufe 32 kN zu berücksichtigen, dass nur Versuchsträger 1 diese Laststufe erreicht und der Wert in deshalb keinem Mittelwert entspricht. Der Fehler in der Durchbiegung, welcher durch die Stauchung des lastverteilenden Elastomers im Lasteinleitungspunkt bei Versuchsträger 1 entstand, wurde mit den Durchbiegungswerten des ARAMIS-Messsystems korrigiert. In der Laststufe 8 kN variieren die mittleren Durchbiegungen zwischen 4,0 mm und 5,0 mm. Die Verläufe

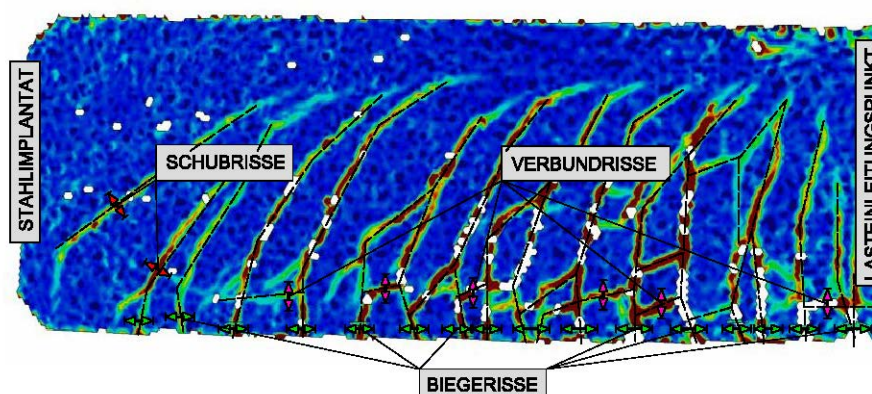


Abb. 5.9: Klassifizierungsbeispiel der Risse am Messbereich des Versuchsträgers

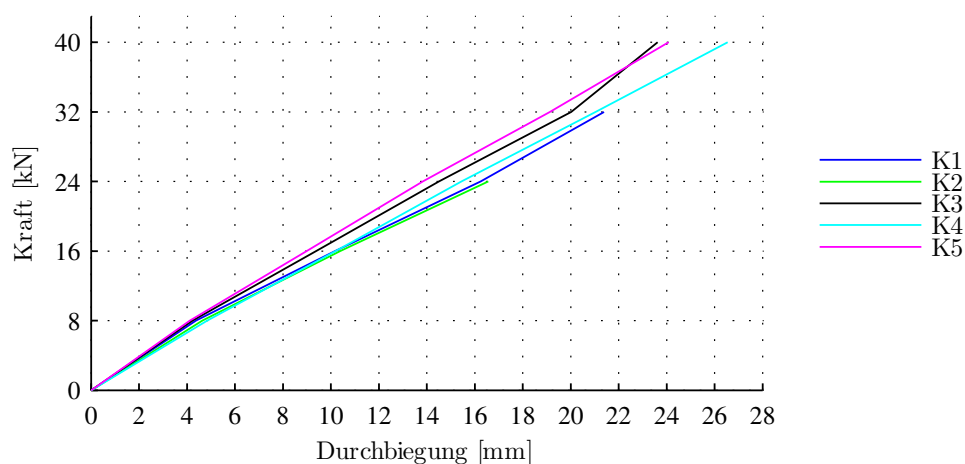
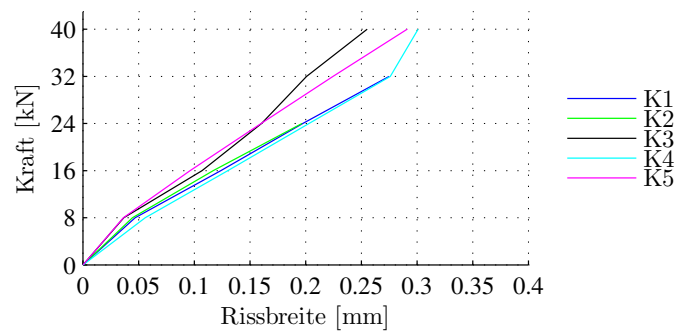


Abb. 5.10: Diagramm Konfiguration 1-5: Laststufen-Durchbiegung

steigen mit konstantem Verlauf und variieren in der Laststufe 16 kN zwischen 8,7 mm in der steiferen Konfiguration 5 und 10,5 mm in Konfiguration 2. Die Konfiguration 2 erreicht mit Laststufe 24 kN bereits die letzte erfassbare Laststufe mit einer Durchbiegung von 16,4 mm. Die Durchbiegung der Konfiguration 2 ist in dieser Laststufe 2,6 mm größer als Konfiguration 5 mit 13,8 mm. Alle anderen Verläufe der Konfigurationen liegen dazwischen. Laststufe 32 kN wird gekennzeichnet durch parallele, konstante Durchbiegungsverläufe der Konfiguration 1, 3, 4 und 5. Die maximale Durchbiegung beträgt 21,3 mm (Konfiguration 1), die Minimale 19,0 mm. Die Laststufe 40 kN wird nur von Konfiguration 3, 4 und 5 erreicht (ein Wert in Konfiguration 1, zwei Werte in Konfiguration 5 und drei Werte in Konfiguration 4). Die Durchbiegung variiert zwischen 23,5 mm und 26,5 mm.

### 5.1.2 Mittlere Biegerissbreite

Die mittlere Biegerissbreite setzt sich aus dem Mittelwert aller Biegerisse (Abb. 4.12) einer Konfiguration (Biegerissbreiten von drei Versuchsträgern) zusammen. In Laststufe 8 kN haben sich die ersten Biegerisse bereits gebildet (Abb. 5.11). Die mittlere Biegerissbreite liegt in Konfiguration 1, 2, 3 und 5 unterhalb 0,05 mm. Konfiguration 4 weist eine mittlere Biegerissbreite von 0,06 mm auf. Auch in den darauffolgenden Laststufen weist Konfiguration 4 die höchsten



**Abb. 5.11:** Diagramm Konfiguration 1-5: Laststufen-mittlere Biegerissbreiten

mittleren Biegerissbreiten auf. Diese vergrößern sich bis in Laststufen 32 kN linear auf eine mittlere Biegerissbreite von 0,27 mm und betragen in Laststufe 40 kN, 0,30 mm. Nach anfänglich gleichem Anstieg der mittleren Biegerissbreite beträgt die mittlere Biegerissbreite der Konfiguration 3 in Laststufe 24 kN, 0,16 mm, in Laststufe 32 kN, 0,2 mm und in Laststufe 40 kN, 0,26 mm. Die größte Differenz der mittleren Biegerissbreite beträgt 0,08 mm und wird in Laststufe 32 kN zwischen Konfiguration 3 und 4 erreicht.

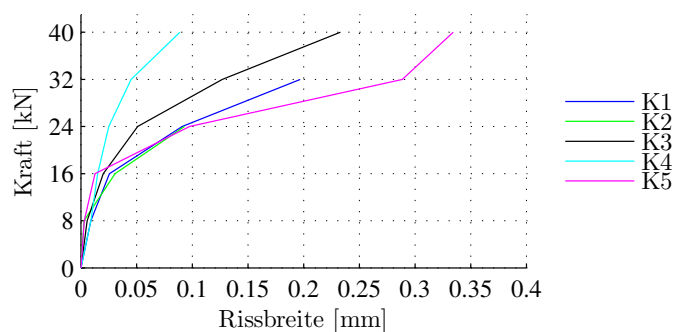
### 5.1.3 Mittlere Verbundrissbreite

Verbundrisse treten bei den Versuchsträger vorwiegend in Höhenlage des CFK-Stabes (ca. 35 mm über der Versuchsträgerunterkante) zwischen den vertikal verlaufenden Biegerissen auf. Sie entstehen vorwiegend in Höhenlage des CFK-Stabes, aus den Ringzugspannungen (Abb. 3.4), welche in Kapitel 3.3 beschrieben sind. Das typische Rissbild nach Abb. 3.5 ist auch hier wiederzuerkennen und wird in den folgenden Kapiteln beschrieben. Die gemessenen Verbundrissbreiten (Abb. 4.12) beziehen sich auf die Versuchsträgerseite (Versuchsträgervorderseite), sie treten aber an der Versuchsträgerunterkante mit größeren Rissbreiten auf. Die Verbundrisse verlaufen längs der Versuchsträgerlänge und haben ihren Entstehungspunkt immer an einem bereits vorhandenen Biegeriss.

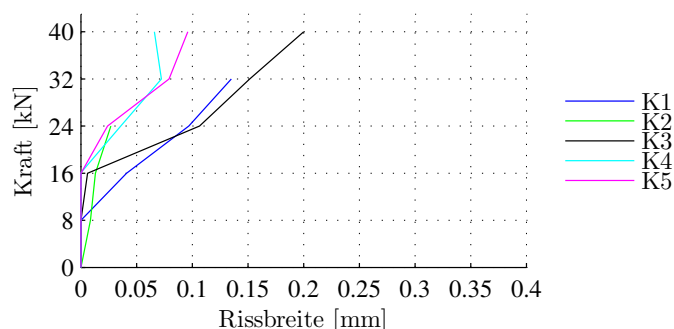
Wie in Abbildung 5.12 ersichtlich, sind sehr kleine mittlere Verbundrissbreiten in der Größe  $\leq 0,02$  mm bereits bei einer Laststufe von 8 kN vorhanden. Die mittleren Verbundrissbreiten liegen auch in Laststufe 16 kN sehr dicht beieinander und variieren zwischen der kleinsten mittleren Verbundrissbreite in Konfiguration 5 und der größten mittleren Verbundrissbreite in Konfiguration 2 mit 0,03 mm. In Laststufe 24 kN erhöhen sich die mittleren Verbundrissbreiten deutlich. Konfiguration 5 weist dabei die maximale mittlere Verbundrissbreite mit 0,1 mm auf. In weiterer Folge steigt die mittlere Verbundrissbreite der Konfiguration 5 stetig an, erreicht in Laststufe 32 kN einen Wert von 0,29 mm und in Laststufe 40 kN einen Wert von 0,33 mm. Dies entspricht dem maximalen Wert der mittleren Verbundrissbreite aller Konfigurationen. Konfiguration 1 und 3 hingegen weisen eine gleichmäßigere Verbundrissbreitenentwicklung auf und bleiben mit Laststufe 24 kN auf einer mittleren Verbundrissbreite von unter  $\leq 0,05$  mm. Konfiguration 1 erreicht mit Versuchsträger 1 die Laststufe 32 kN mit einer mittleren Verbundrissbreite von 0,09 mm. Bei Vergleich der Laststufe 40 kN zeigt Konfiguration 4 die kleinste mittlere Verbundrissbreite mit 0,09 mm, Konfiguration 3 erreicht bei dieser Last eine mittlere Verbundrissbreite von 0,23 mm.

### 5.1.4 Mittlere Schubrissbreite

Die mittlere Schubrissbreite der gemessenen Schubrisse beinhaltet die äußersten Risse im Bereich des Auflagers „A“ (Abb. 4.12) jedes Versuchsträgers. Die mittlere Schubrissbreite wird



**Abb. 5.12:** Diagramm Konfiguration 1-5: Laststufen-mittlere Verbundrissbreiten



**Abb. 5.13:** Diagramm Konfiguration 1-5: Laststufen- mittlere Schubrissbreiten

durch die Mittelwertbildung der Schubrissbreiten der jeweiligen Konfiguration ermittelt. Da die Biegerissbildung vor der Schubrissbildung stattfindet, wird in Laststufe 8 kN (Abb. 5.13) nur in Konfiguration 2 eine Schubrissbreite von 0,01 mm gemessen. Diese vergrößert sich bis zur Laststufe 24 kN nur geringfügig im Vergleich mit den anderen Konfigurationen auf 0,05 mm. Laststufe 16 kN wird gekennzeichnet durch das Auftreten von Schubrisse in Konfiguration 1 und 3. Konfiguration 1 weist eine mittlere Schubrissbreite von 0,04 mm auf. Konfiguration 3 hingegen weist bei gleicher Laststufe eine mittlere Schubrissbreite von 0,01 mm auf, diese steigt in den weiteren Laststufen auf einen maximalen Wert der Schubrissbreite von 0,20 mm in Laststufe 40 kN. Mit Laststufe 24 kN treten auch in Konfiguration 4 und Konfiguration 5 erste Schubrisse auf. Diese entwickeln sich bis zur Laststufe 40 kN auf einen geringen Wert der Schubrissbreite von  $\leq 0,1$  mm. Konfiguration 1 weist einen ähnlich starken Anstieg der mittleren Schubrissbreite auf 0,13 mm in Laststufe 32 kN auf.

Mit der Abb. 5.14 werden die Begriffe definiert, welche für die Beschreibung der Bruchbilder der Versuchsträger 1-15 verwendet werden.

## 5.2 Konfiguration 1

Folgende Risse im UHPC wurden an den Versuchsträgern untersucht:

- **Versuchsträger 1:**

19 Risse werden am Versuchsträger 1 analysiert (Abb. 5.20). Diese werden eingeteilt in 14 Biegerisse (ABSTAND 1-14), 4 Verbundrisse (ABSTAND 15-18) und einen Schubriss (ABSTAND 19).

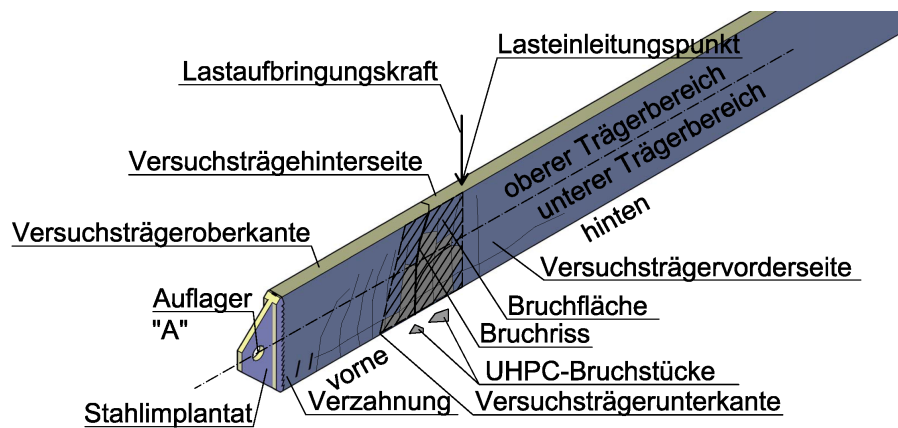


Abb. 5.14: Begriffsdefinition zur Beschreibung der Bruchbilder

- **Versuchsträger 2:**  
21 Risse werden am Versuchsträger 2 analysiert (Abb. 5.21). Diese setzen sich zusammen aus 16 Biegerissen (ABSTAND 1-16), 4 Verbundrissen (ABSTAND 17-20) und einen Schubrissen (ABSTAND 21).
- **Versuchsträger 3:**  
21 Risse werden am Versuchsträger 2 analysiert (Abb. 5.22). Diese werden eingeteilt in 16 Biegerisse (ABSTAND 1-16), 5 Verbundrisse (ABSTAND 17-22) und einen Schubriss (ABSTAND 23).

### 5.2.1 Biegerissbildung

Gemessene Biegerisse in Konfiguration 1:

- Versuchsträger 1: ABSTAND 1-14
- Versuchsträger 2: ABSTAND 1-16
- Versuchsträger 3: ABSTAND 1-16

Bei Versuchsträger 1 tritt der Erstbiegeriss bei einer Lastaufbringungskraft von  $F_{cr,1} = 4,0$  kN (Abstand 14 in Abb. 5.20) direkt unter der Lasteinleitung in  $x = 53$  cm auf. Der in Abb. 5.15 in Cyan gekennzeichnete Erstbiegeriss weist im Rissbereich eine Hauptdehnung von 6-9 ‰ auf und überschreitet damit deutlich die Begrenzung der Randdehnung des UHPC,  $\epsilon_{cu1}(\text{‰}) = -2,8$  nach Glg. 3.2. Der ungerissene Bereich des Versuchsträgers in Blau (Abb. 5.20) weist eine Betondehnung von unter 0,3 ‰ auf. Die Erklärung zur farblichen Kennzeichnung des Erstbiegerisses (Cyan) und des ungerissenen Versuchsträgerbereiches (Blau) gilt für Versuchsträger 1-15 der experimentellen Untersuchung. Am Versuchsträger 2 entsteht bei einer Lastaufbringungskraft von  $F_{cr,2} = 3,4$  kN (Abstand 7 in Abb. 5.21) der Erstriss in  $x = 41$  cm (Abb. 5.16). Versuchsträger 3 hingegen erreicht mit  $F_{cr,3} = 3,9$  kN (Abstand 3 in Abb. 5.22) den Erstbiegeriss in  $x = 49$  cm (Abb. 5.17).

In Abb. 5.18 sind die Kraft-Durchbiegungsverläufe im Kraftbereich von 0 – 6 kN der ersten drei Versuchsträger ersichtlich. Das erste lokale Maxima des Graphen kennzeichnet den Erstriss im Versuchsträger. Die Wegabweichung des Graphen des Versuchsträgers 1 von Versuchsträger 2 und 3, ist durch die Stauchung der verwendeten Elastomereinlage bei Versuchsträger 1 zu erklären. Die Lastaufbringungskraft der Erstrissbildung liegt jedoch im selben Kraftbereich wie bei



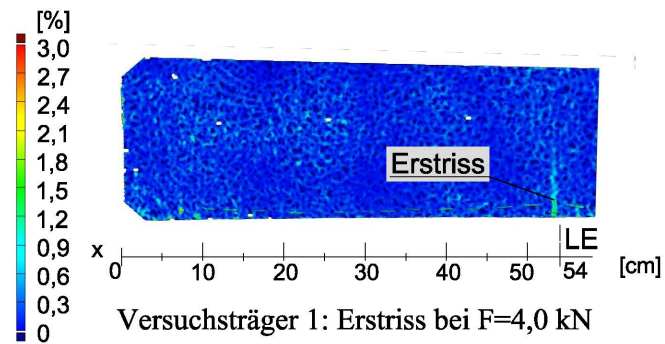


Abb. 5.15: Versuchsträger 1- Lage Erstriss

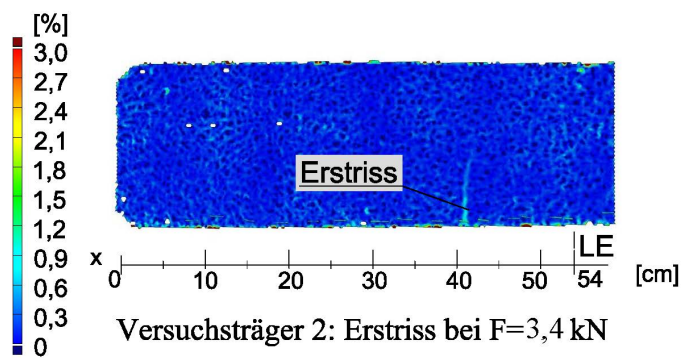


Abb. 5.16: Versuchsträger 2- Lage Erstriss

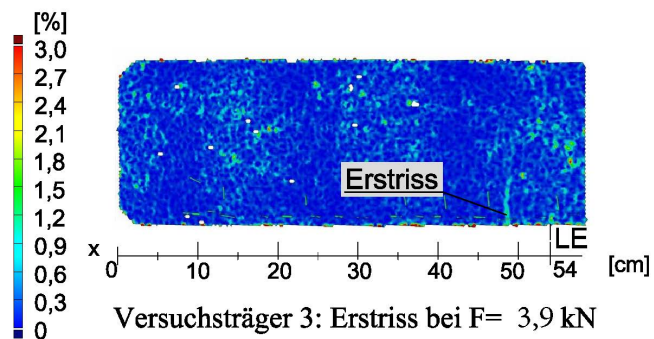


Abb. 5.17: Versuchsträger 3- Lage Erstriss





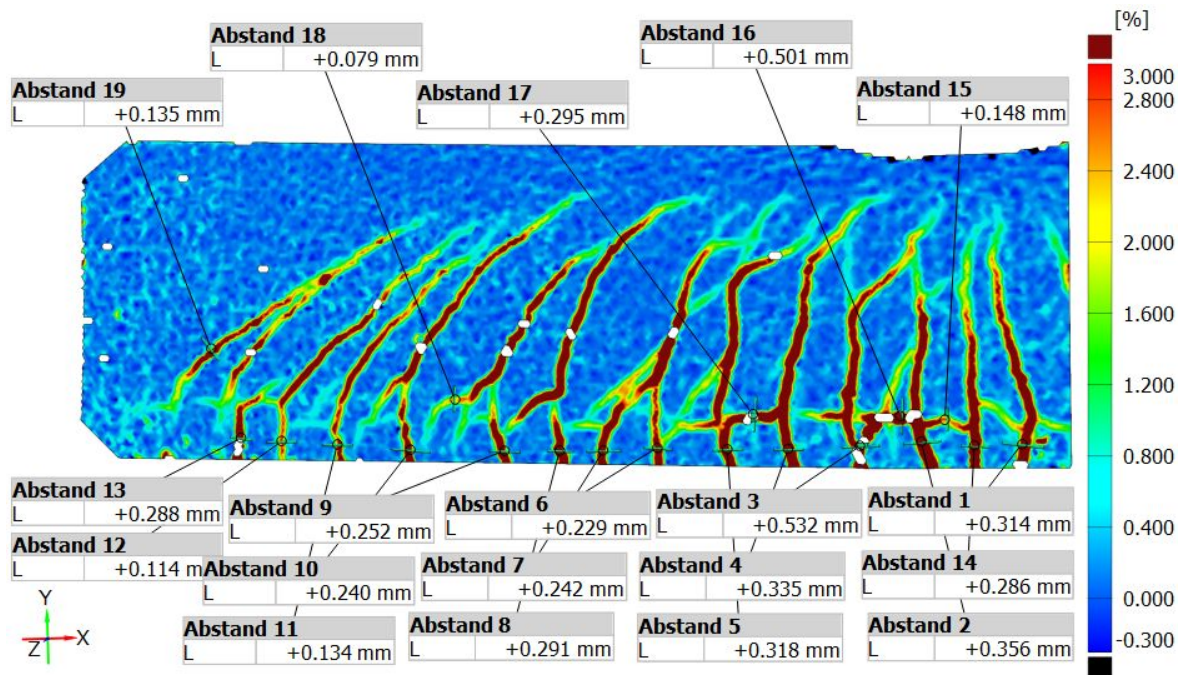


Abb. 5.20: Versuchsträger 1- Rissbild unmittelbar vor dem Versagen

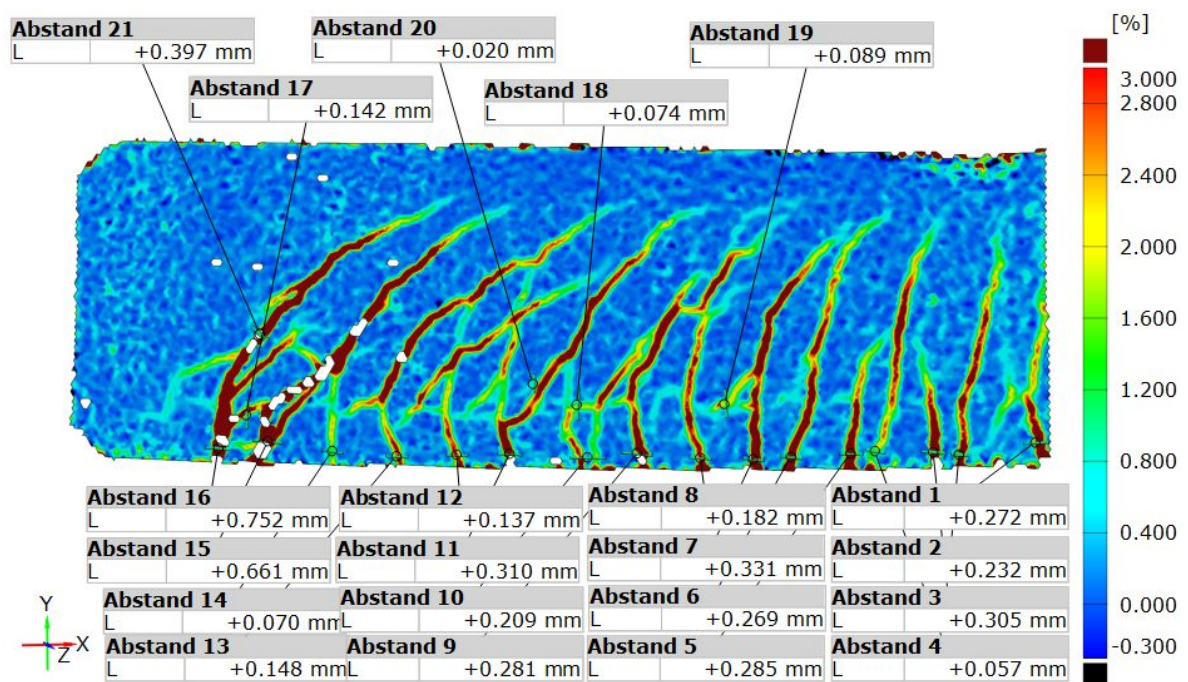


Abb. 5.21: Versuchsträger 2- Rissbild unmittelbar vor dem Versagen

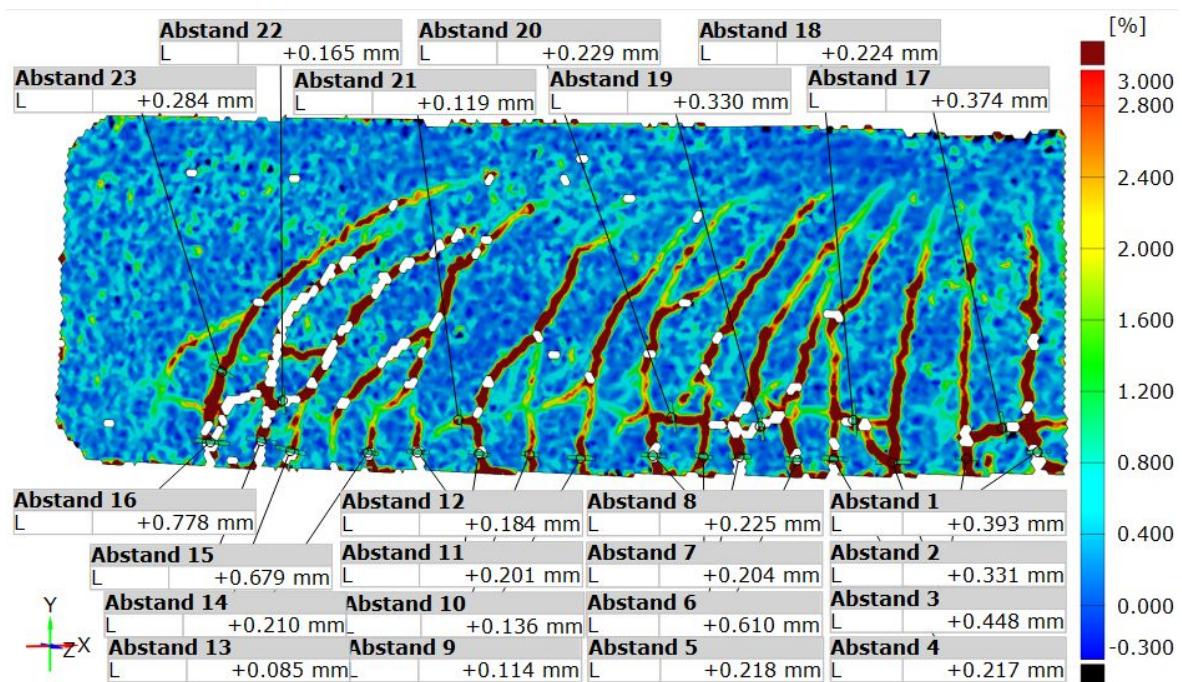


Abb. 5.22: Versuchsträger 3- Rissbild unmittelbar vor dem Versagen

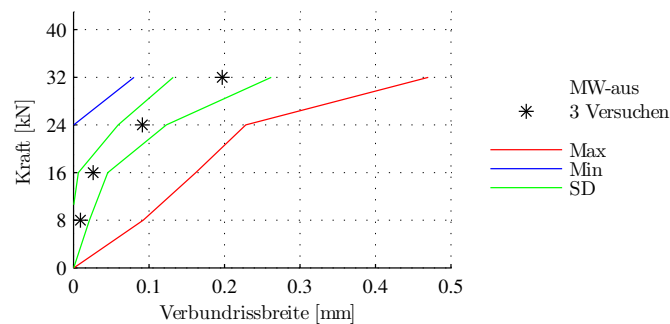


Abb. 5.23: Diagramm Konfiguration 1: Laststufen-Verbundrissbreiten

Die ersten waagrechten Verbundrisse entlang des Versuchsträgers sind in Laststufe 8 kN bereits mit einem Maximalwert der Verbundrissbreite von 0,09 mm vorhanden. Die mittlere Verbundrissbreite der Konfiguration 1 liegt bei dieser Laststufe im Bereich von 0,01 mm und bleibt auch in Laststufe 16 kN gering (Abb. 5.23). Die ersten Verbundrisse bilden sich vor den ersten Schubrisen. Erst in Laststufe 24 kN vergrößert sich die mittlere Verbundrissbreite auf 0,09 mm und in Laststufe 32 kN auf 0,2 mm. Die maximale Verbundrissbreite beträgt 0,47 mm.

### 5.2.3 Schubrisse

Gemessene Schubrisse in Konfiguration 1:

- Versuchsträger 1: ABSTAND 19
- Versuchsträger 2: ABSTAND 21
- Versuchsträger 3: ABSTAND 23

Bei einer Laststufe von 16 kN liegt die mittlere Schubrissbreite der Versuchsträger aus Konfiguration 1 bei 0,04 mm. Die weitere Entwicklung der mittleren Schubrissbreite verläuft linear bis auf 0,13 mm in Laststufe 32 kN. Der Maximalwert der Schubrissbreite liegt bei 0,2 mm in Laststufe 24 kN. Die minimale Schubrissbreite beträgt 0,06 mm in Laststufe 24 kN. Der Verlauf der Schubrissbildung wird in Abb. 5.24 abgebildet.

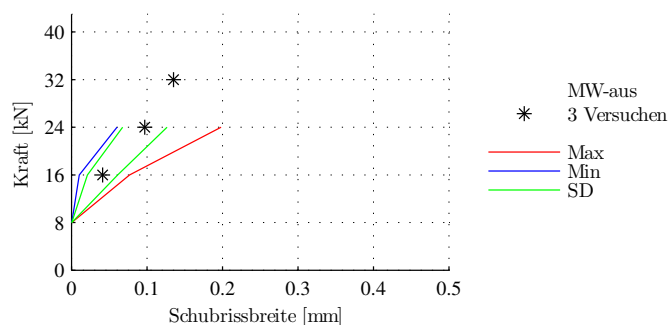
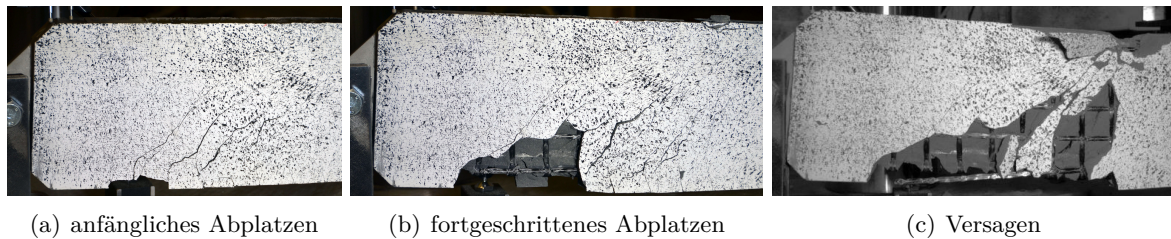


Abb. 5.24: Diagramm Konfiguration 1: Laststufen-Schubrissbreiten

#### 5.2.4 Bruchbeschreibung der Versuchsträger aus Konfiguration 1

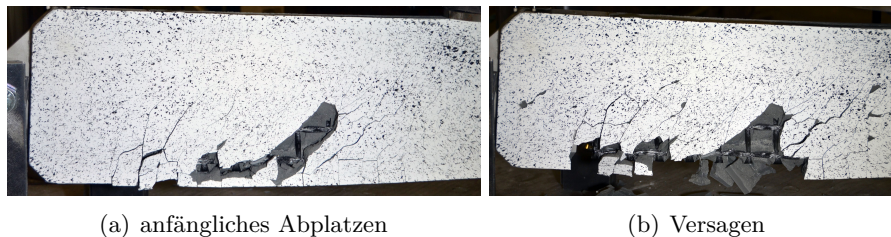
- Versuchsträger 1: Im Lasteinleitungspunkt platzt die Betondeckung beidseitig, seitlich an der Versuchsträgeroberkante ab. Die Größe der abgeplatzten Fläche beträgt an der Versuchsträgervorderseite (gesprenkelte Fläche) ca.  $7 \times 12$  cm und an der Versuchsträgerhinterseite (betonfarbige Fläche) ca.  $4 \times 12$  cm (Abb. 5.4, Bild (a)). Innerhalb des u-förmigen CFK-Textils des Versuchsträgers verlaufen mehrere vertikale Bruchrisse. Die Biegerisse entstehen genau dort, wo die vertikalen Rovinge des CFK-Textils verlaufen, dies ist auf die Gefügestörung und auf die Querschnittsschwächung zurückzuführen. An der Versuchsträgerunterkante verläuft die Verbundrissbildung in Richtung Auflager „A“. Die Rovinge des CFK-Textils sind im oberen Bereich geknickt. Im unteren Bereich des Versuchsträgers weist weder das CFK-Textil noch der CFK-Stab Anzeichen eines Bruches auf. Der Verbindung des Stahlimplantates mit dem CFK-Stab weist keine Beeinträchtigung auf.
- Versuchsträger 2: Der Bruch entwickelt sich aus dem anfänglichen Abplatzen eines ca. 1,5 cm hohen UHPC-Teilstückes an der Versuchsträgerunterkante zwischen ABSTAND 14 und ABSTAND 16 (Abb. 5.21 und Abb. 5.25, Bild (a)). ABSTAND 13 weist kurz vor dem Bruchvorgang bereits eine Biegerissbreite von 2,3 mm auf. ABSTAND 15 in Abb. 5.21 misst die Biegerissbreite, in welcher der Bruch entsteht. Auch die Rissbreiten links und rechts (ABSTAND 9-16) liegen unmittelbar vor dem Bruch bereits im Millimeterbereich (Abb. 5.25, Bild (b)). Bei Eintreten des Bruches platzt die Betondeckung an beiden Seiten des Versuchsträgers großflächig ab und das CFK-Textil wird sichtbar. Die trapezförmig abgeplatzte Fläche hat an der Versuchsträgerunterkante eine Länge von ca. 35 cm und auf einer Versuchsträgerhöhe von 15 cm eine Länge von 10 cm (Abb. 5.25, Bild (c)). Der unterste Roving des CFK-Textils liegt auf einer Länge von 30 cm frei. Ein fehlender Verbund des CFK-Stabes und des CFK-Textils im Bereich des Stahlimplantates ist erkennbar.
- Versuchsträger 3: Das Bruchbild entwickelt sich ähnlich wie bei Versuchsträger 2 durch ein plötzlich starkes Ansteigen der Rissbreite in ABSTAND 15 und ABSTAND 16 nahe dem Stahlimplantat (Abb. 5.22). ABSTAND 15 ist der Riss, aus welchem sich der Bruch entwickelt. Ausgehend von Riss ABSTAND 15 an der Versuchsträgerunterkante verläuft die





**Abb. 5.25:** Bruchverlauf Versuchsträger 2

Rissfläche diagonal bis zum Lasteinleitungspunkt. Vorerst platzt nur eine diagonal orientierte, rechteckige Betonfläche von  $3 \times 12$  cm ab (Abb. 5.26, Bild (a)) und in weiterer Folge tritt der Bruch ein. Um die abgeplatzte Fläche sind im Bruchbild zahlreiche Risse erkennbar. Zum Zeitpunkt des Versagens weist der Versuchsträger 3 im Bereich des Schubrisses an der Versuchsträgerunterkante bis zur Versuchsträgeroberkante am Lasteinleitungspunkt eine von Rissen durchsetzte, bis fehlende Betondeckung auf (Abb. 5.26, Bild (b)). Der CFK-Stab weist noch einen teilweise vorhandenen Verbund mit dem UHPC innerhalb des CFK-Textils auf. Eine vollkommen glatte ca. 1 cm lange Mantelfläche des CFK-Stabes ist im Bereich der „Fähnchen“ des Stahlimplantates ersichtlich. Dies deutet auf einen Auszug des CFK-Stabes aus der Verbundverankerung hin, die Quarzbesandung hat sich hierbei vom CFK-Stab gelöst. Die Betondeckung ist im Bruchbereich in der unteren Versuchsträgerhälfte vollkommen abgeplatzt.



**Abb. 5.26:** Bruchverlauf Versuchsträger 3

### 5.3 Konfiguration 2

Folgende Risse im UHPC wurden an den Versuchsträgern untersucht:

- **Versuchsträger 4:**  
20 Risse werden am Versuchsträger 4 analysiert (Abb. 5.32). Die Einteilung erfolgt in 13 Biegerisse (ABSTAND 1-13), 5 Verbundrisse (ABSTAND 14-18) und 2 Schubrisse (ABSTAND 19, 20).
- **Versuchsträger 5:**  
23 Risse werden am Versuchsträger 5 analysiert (Abb. 5.33). Diese setzen sich zusammen aus 16 Biegerissen (ABSTAND 1-16), 6 Verbundrissen (ABSTAND 17-22) und einen Schubriss (ABSTAND 23).
- **Versuchsträger 6:**  
22 Risse werden am Versuchsträger 6 analysiert (Abb. 5.34). Diese werden eingeteilt in 17

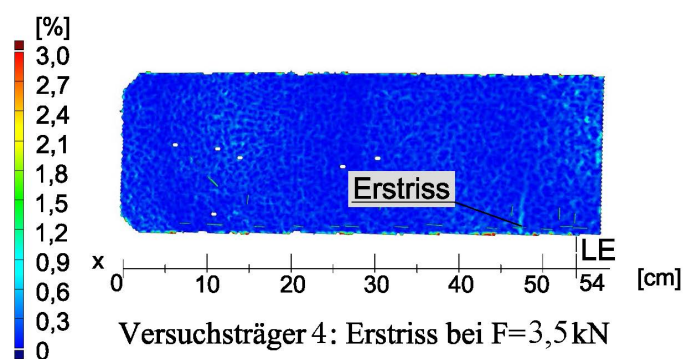


Abb. 5.27: Versuchsträger 4- Lage Erstriss

Biegerisse (ABSTAND 1-16, 23), 5 Verbundrisse (ABSTAND 17-21) und einen Schubriss (ABSTAND 22).

### 5.3.1 Biegerissbildung

Gemessene Biegerisse in Konfiguration 2:

- Versuchsträger 4: ABSTAND 1-13
- Versuchsträger 5: ABSTAND 1-16
- Versuchsträger 6: ABSTAND 1-16

Die Erstbiegerisse der Versuchsträger aus Konfiguration 2 entstehen bei gleicher Kraft. In Versuchsträger 4 und Versuchsträger 6 tritt der Erstriss bei einer Lastaufbringungskraft von  $F_{cr,4} = F_{cr,6} = 3,5 \text{ kN}$  auf (Abb. 5.27, Abb. 5.29). Der Versuchsträger 5 weist den Erstriss mit  $F_{cr,5} = 3,6 \text{ kN}$  auf (Abb. 5.28). Lagemäßig entsteht der Erstriss in Versuchsträger 4 in  $x = 47 \text{ cm}$ , bei Versuchsträger 5 in  $x = 50 \text{ cm}$  und bei Versuchsträger 6 in  $x = 53 \text{ cm}$  vom Auflager „A“ entfernt. Der Übergang vom Zustand I in Zustand II ist in Abb. 5.30 mit einer Steigungsänderung erkennbar. Die Durchbiegung im Lasteinleitungspunkt des Versuchsträgers zum Zeitpunkt der Erstrisse beträgt ca.  $0,5 \text{ mm}$ . Im Zustand II steigen die Graphen flacher an und die Durchbiegung vergrößert sich rascher. Die Graphen von Versuchsträger 4 und Versuchsträger 5 weisen bei genauerer Betrachtung Schleifen auf, welche aufgrund von Steuerungsfehlern des „Schenck-Prüfrahmens“ entstanden sind.

Die mittleren Biegerissbreiten aller Biegerisse aus Konfiguration 2 an den Laststufen  $8 \text{ kN}$ ,  $16 \text{ kN}$ ,  $24 \text{ kN}$ ,  $32 \text{ kN}$  und  $40 \text{ kN}$  werden in Abb. 5.31 dargestellt. Die Mittelwerte steigen linear von einer Laststufe zur nächsten an. Laststufe  $24 \text{ kN}$  ist die letzte erfasste Laststufe in Konfiguration 2. Die mittlere Biegerissbreite beträgt in dieser Laststufe  $0,2 \text{ mm}$ . Der Maximalwert steigt mit Laststufe  $24 \text{ kN}$  stark an, die maximale Biegerissbreite beträgt  $0,68 \text{ mm}$ . Die als letzte auftretenden Biegerisse sind erst in Laststufe  $24 \text{ kN}$  erkennbar und bilden den minimalsten Wert der Biegerissbreite mit  $0,01 \text{ mm}$ . In Laststufe  $8 \text{ kN}$  liegt der Mittelwert der Biegerissbreite bei  $0,05 \text{ mm}$  und das Maximum bei  $0,13 \text{ mm}$ . Nach weiterer Steigerung beträgt der Mittelwert der Biegerissbreite  $0,11 \text{ mm}$  in Laststufe  $16 \text{ kN}$ . Die Biegerissbildung breitet sich ausgehend vom Lasteinleitungspunkt beidseitig in Richtung der Auflager „A“ und „B“ aus. Zwischen den bereits entstandenen Biegerissen bilden sich bei höherer Belastung vereinzelt weitere Biegerisse.

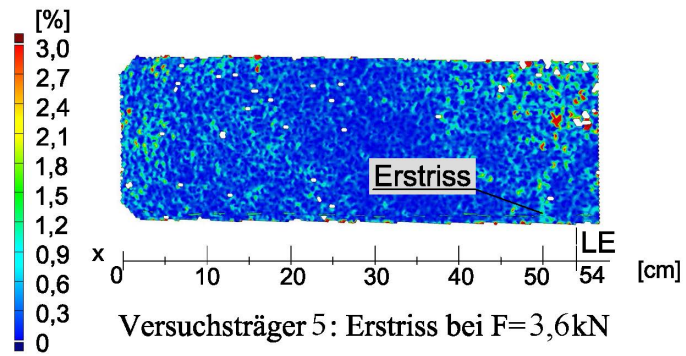


Abb. 5.28: Versuchsträger 5- Lage Erstriss

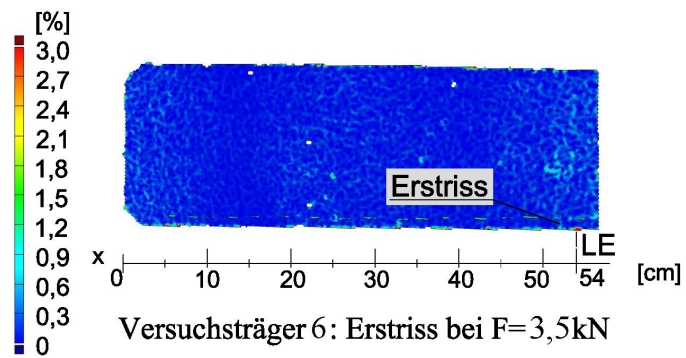


Abb. 5.29: Versuchsträger 6- Lage Erstriss

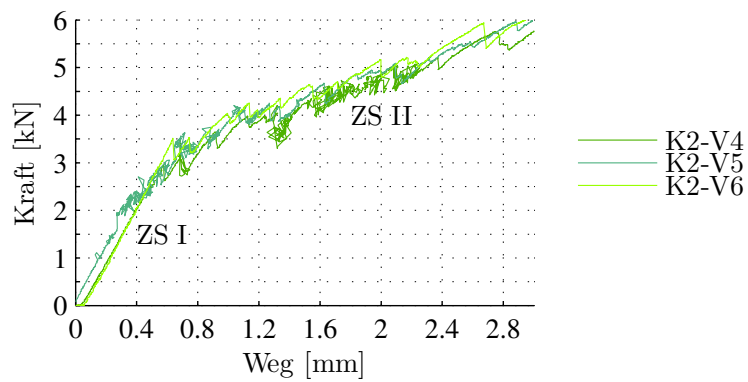


Abb. 5.30: Diagramm Konfiguration 2: Erstrissbildung Kraft-Durchbiegung

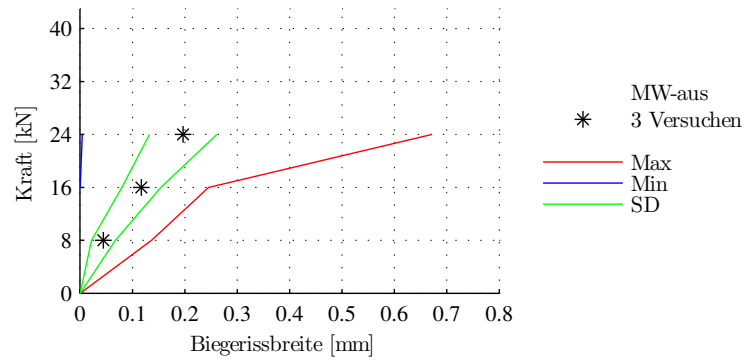


Abb. 5.31: Diagramm Konfiguration 2: Laststufen- Biegerissbreiten

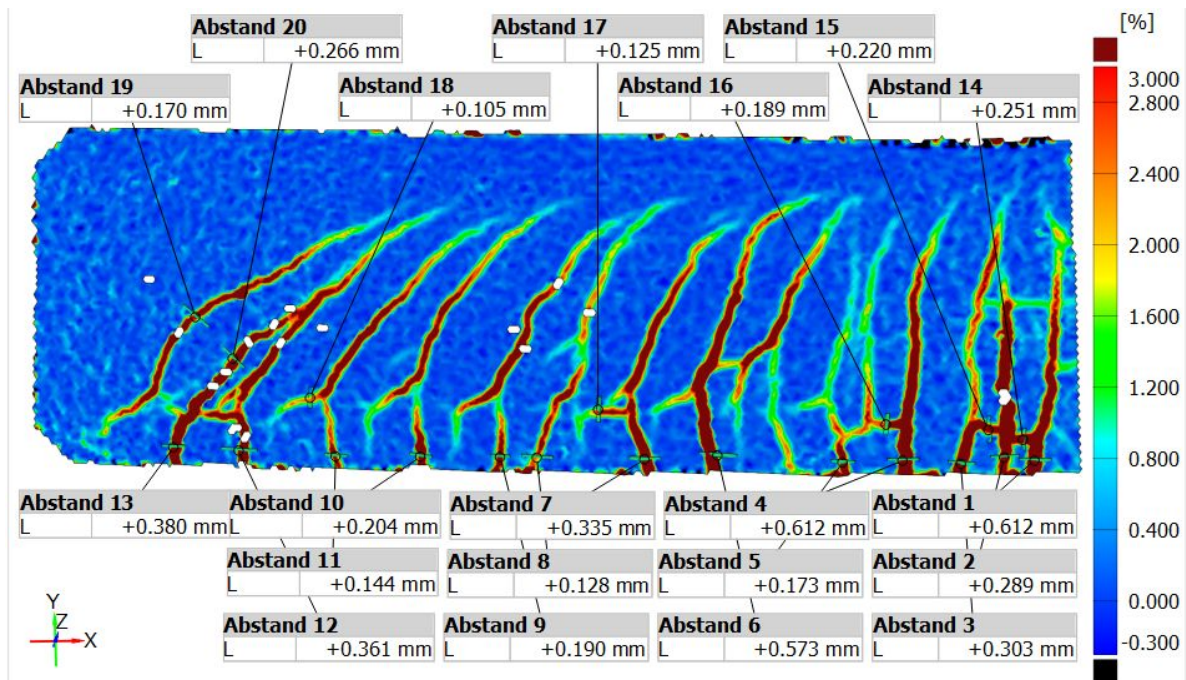


Abb. 5.32: Versuchsträger 4- Rissbild unmittelbar vor dem Versagen



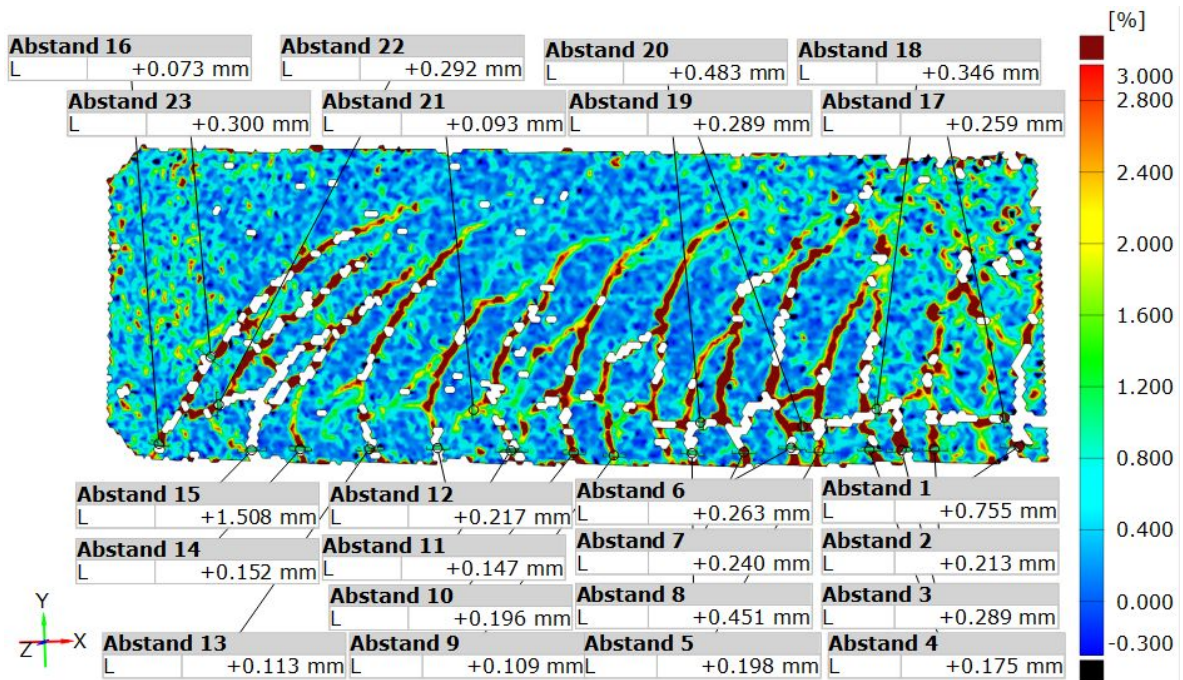


Abb. 5.33: Versuchsträger 5- Rissbild unmittelbar vor dem Versagen

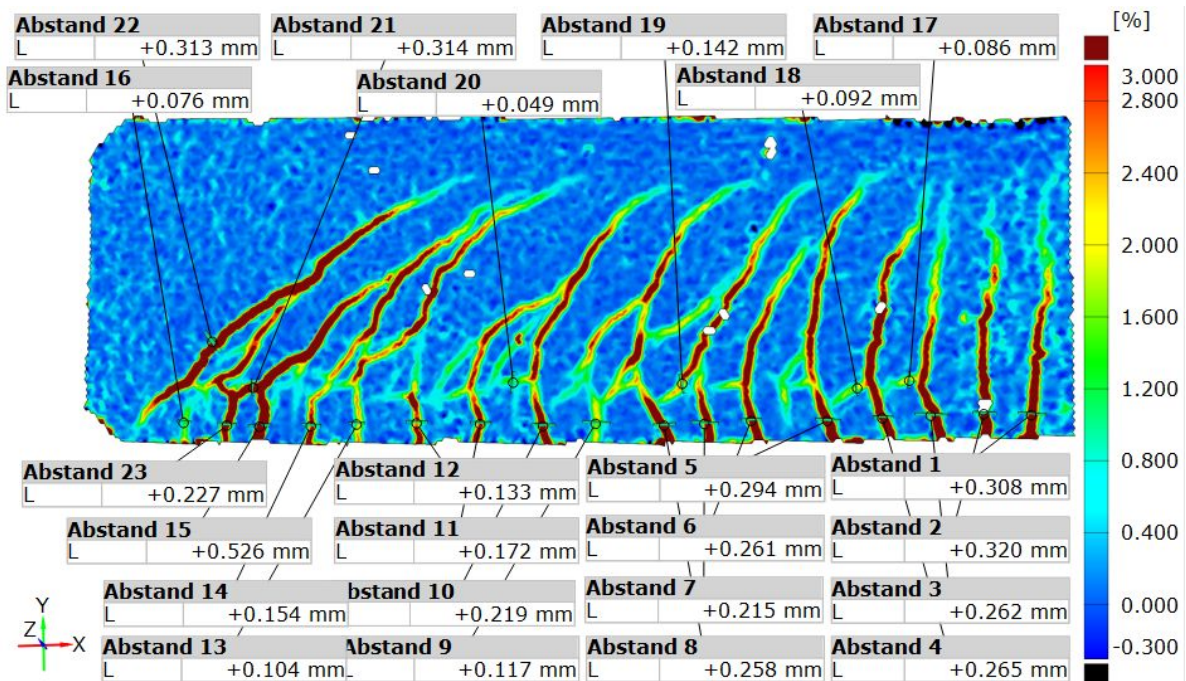


Abb. 5.34: Versuchsträger 6- Rissbild unmittelbar vor dem Versagen



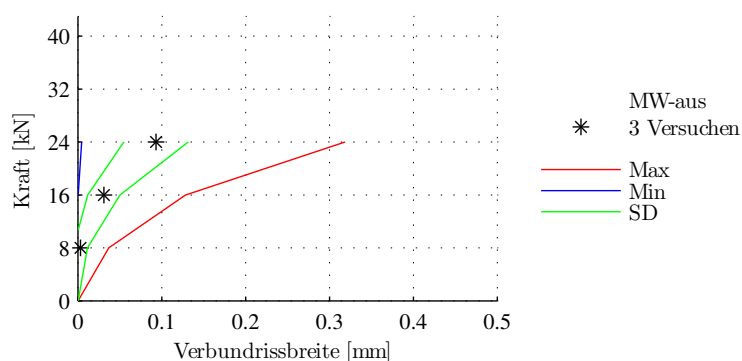


Abb. 5.35: Diagramm Konfiguration 2: Laststufen- Verbundrissbreiten

### 5.3.2 Verbundrissbildung

Gemessene Verbundrisse in Konfiguration 2:

- Versuchsträger 4: ABSTAND 14-18
- Versuchsträger 5: ABSTAND 17-22
- Versuchsträger 6: ABSTAND 17-21

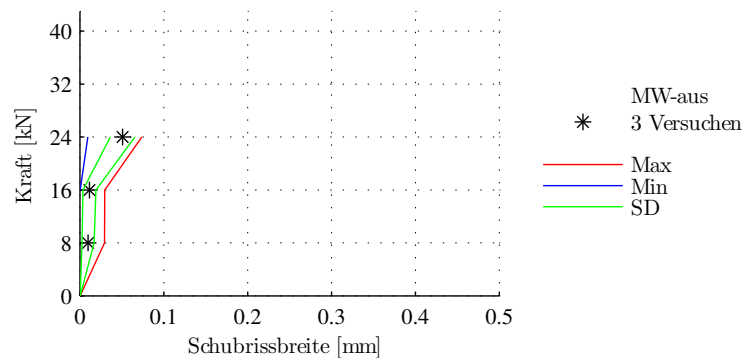
Bei Betrachtung der Rissbilder der Konfiguration 2 unmittelbar vor dem Versagen sind die horizontalen Verbundrisse an der Versuchsträgerseite in Höhelage des CFK-Stabes sehr gut zu erkennen (Abb. 5.32, Abb. 5.33, Abb. 5.34). Die Verbundrisse bilden sich ausgehend von einem Biegeriss und stellen vereinzelt auch eine Verbindung zwischen zwei Biegerissen her. Die Verbundrissbreiten steigen anfangs langsam und in Folge schneller an (Abb. 5.35). Die Werte der mittleren Verbundrissbreiten liegen unter den Werten der mittleren Biegerissbreiten. Die mittlere Verbundrissbreite in Laststufe 24 kN beträgt 0,09 mm. Der Maximalwert der Verbundrissbreite in dieser Laststufe beträgt 0,32 mm. Die letzten Verbundrisse treten in der Laststufe 24 kN mit einem minimalen Wert von 0,01 mm auf. Die ersten Verbundrisse sind bereits in der Laststufe von 8 kN vorhanden. Der Mittelwert der Verbundrissbreite liegt dabei unter 0,01 mm und der Maximalwert liegt bei 0,04 mm. Die lagemäßige Verteilung der größten Verbundrissbreiten längs der Versuchsträger liegt in jedem Versuchsträger an einer anderen Stelle und kann somit nicht tendenziell zugewiesen werden.

### 5.3.3 Schubrissbildung

Gemessene Schubrisse in Konfiguration 2:

- Versuchsträger 4: ABSTAND 19-20
- Versuchsträger 5: ABSTAND 23
- Versuchsträger 6: ABSTAND 22

Die mittlere Schubrissbreite der Versuchsträger beträgt 0,03 mm in Laststufe 24 kN (Abb. 5.36). Der Maximalwert der Schubrissbreite liegt in Laststufe 24 kN bei 0,08 mm. Der Verlauf zeigt bereits in Laststufe 8 kN existierende Schubrisse, die Schubrissbreiten bleiben jedoch in den folgenden Laststufen sehr gering. Nach Tab. 5.1 liegt die mittlere Bruchlast der Konfiguration 2 nur geringfügig über der Laststufe 24 kN. Die Schubrissbreiten in ABSTAND 20 (Abb. 5.32), in

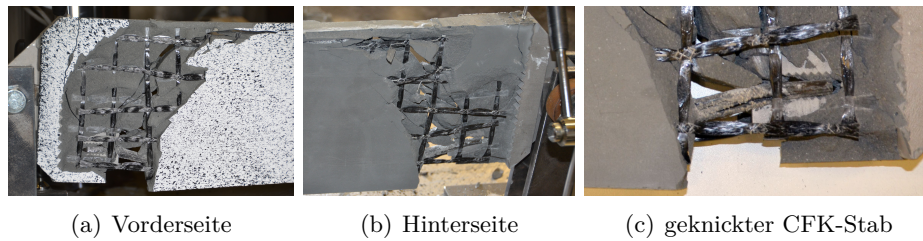


**Abb. 5.36:** Diagramm Konfiguration 2: Laststufen- Schubrissbreiten

ABSTAND 23 (Abb. 5.33) und in ABSTAND 22 (Abb. 5.34) steigen unmittelbar vor dem Versagen auf einen Wert von ca. 0,3 mm an und das Versagen der Versuchsträger erfolgt mitunter in diesen Schubrissen.

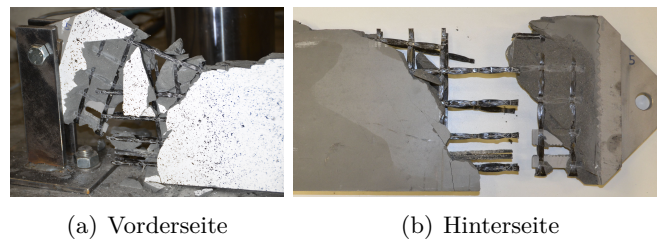
### 5.3.4 Bruchbeschreibung der Versuchsträger aus Konfiguration 2

- Versuchsträger 4: Der Bruchvorgang beginnt durch den plötzlich starken Anstieg der Biegerissbreite ABSTAND 13 (Schubrissbreite ABSTAND 20) gegenüber den restlichen Biegerissbreiten. Der Bruch des Versuchsträgers 4 erfolgt durch plötzliches Versagen. Die Bruchstelle liegt direkt am Stahlimplantat und die Versuchsträgerunterkante weist an dieser Stelle eine klaffende Bruchstelle auf. Die Bruchfläche hat eine Breite von ca. 12 cm und verläuft über die gesamte Versuchsträgerhöhe. Die Betondeckung ist zum größten Teil beidseitig der Bruchfläche abgeplatzt. Innerhalb des CFK-Textils ist der Versuchsträger von vertikal verlaufenden Rissen im UHPC durchzogen, zwischen den Rissen liegen weitere lockere UHPC-Bruchstücke. Der Verlauf von ABSTAND 13 ist auch am Bruchbild nach dem Versagen erkennbar (Abb. 5.37). An der Versuchsträgeroberkante verläuft direkt an der Verzahnung des Stahlimplantates ein beidseitig erkennbarer vertikaler Riss. Des Weiteren setzt sich der Riss ABSTAND 19 an der Versuchsträgeroberkante in horizontale Richtung bis zu einer Entfernung von 35 cm vom Stahlimplantat fort. Das CFK-Textil weist an der Bruchstelle lose Knotenpunkte auf. Der Versuchsträger wird nur mehr durch den noch verbleibenden mit Epoxidharzmatrix und dem Kettfaden verbundenen Knotenpunkten des CFK-Textils zusammengehalten. Der CFK-Stab wurde durch den eingetretenen Schlupf zum Zeitpunkt des Versagens ca. 1 cm, längs, aus der Bewehrungsverankerung des Schubleches herausgezogen. Das Schublech des Stahlimplantates ist teilweise sichtbar. Durch die Querverschiebung der Bruchteile der Versuchsträger wurde der CFK-Stab einmal am Schublech und einmal am noch intakten Trägerteil geknickt. Zwischen den Knickstellen des CFK-Stabes liegen ca. 3 cm, in diesem Bereich hat sich der CFK-Stab längs zu mehreren Faserbündeln gespalten.
- Versuchsträger 5: Der Versuchsträger 5 weist ein sehr ähnliches Bruchbild wie Versuchsträger 4 auf. Im Unterschied zu Versuchsträger 4 liegt nach dem Bruchvorgang in Versuchsträger 5 keine Verbindung zwischen den zwei Versuchsträgerteilen mehr vor. Der Bruchvorgang beginnt wiederum mit der plötzlichen Vergrößerung der Biegerissbreite in ABSTAND 15 in Abb. 5.33. Der Risswinkel beträgt ca. 50° von der Horizontalen. Die Bruchfläche weist dieselbe Größe wie in Versuchsträger 4 auf. Der Bruchriss verläuft von der Versuchsträgerunterkante, ca. 1 cm hinter dem Stahlimplantat und im Risswinkel von ca. 50°, zur



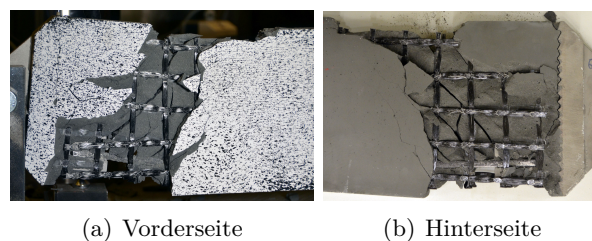
**Abb. 5.37:** Bruchbild Versuchsträger 4

Versuchsträgeroberkante. Der CFK-Stab wird gänzlich aus dem Schubblech gezogen. Die Betondeckung fehlt seitlich am Schubblech, dieses liegt frei sichtbar. Der CFK-Stab ist ab Stabanfang entlang einer Länge von 10 cm mehrfach in Faserbündeln gespalten (Abb. 5.38, Bild (a)).



**Abb. 5.38:** Bruchbild Versuchsträger 5

- Versuchsträger 6: Analog zu den anderen Versuchsträgern der Konfiguration 2 versagt auch Versuchsträger 6 nach plötzlichem Anstieg der Biegerisse ABSTAND 14 und ABSTAND 15 (Abb. 5.34). Diese Biegerisse sind auch nach dem Bruch sichtbar und einzelne UHPC-Bruchstücke liegen zwischen ihnen. Versuchsträger 6 weist eine Bruchflächengröße von  $12 \times 8$  cm von der Versuchsträgerunterkante aufgehend auf, diese verkleinert sich in der oberen Versuchsträgerhälfte zu einer Größe von  $6 \times 12$  cm. Der Bereich um der Bruchfläche weist einen Riss entlang der Verzahnung der Zahnleiste und weitere Risse in mittiger Höhenlage des Versuchsträgers auf (Abb. 5.39). Die Querverschiebung der Versuchsträgeteile führt zu einem Knick im CFK-Stab ca. 12 cm nach Stabanfang. Der CFK-Stab liegt in Planlage, weist aber keine sichtbare Verbindung mit dem Stahlimplantat auf. Das CFK-Textil weist lose Knotenpunkte auf.



**Abb. 5.39:** Bruchbild Versuchsträger 6

## 5.4 Konfiguration 3

Folgende Risse im UHPC wurden an den Versuchsträgern untersucht:

- **Versuchsträger 7:**  
21 Risse werden am Versuchsträger 7 analysiert (Abb. 5.45). Die Einteilung erfolgt in 14 Biegerisse (ABSTAND 1-10, 12-15), 6 Verbundrisse (ABSTAND 16-21) und einen Schubriss (ABSTAND 22).
- **Versuchsträger 8:**  
24 Risse werden am Versuchsträger 8 analysiert (Abb. 5.46). Diese setzen sich zusammen aus 16 Biegerissen (ABSTAND 1-16), 6 Verbundrissen (ABSTAND 17-22) und 2 Schubrissen (ABSTAND 23, 24).
- **Versuchsträger 9:**  
25 Risse werden am Versuchsträger 9 analysiert (Abb. 5.46). Diese werden eingeteilt in 16 Biegerisse (ABSTAND 1-16), 7 Verbundrisse (ABSTAND 17-23) und 2 Schubrisse (ABSTAND 24, 25).

### 5.4.1 Biegerissbildung

Gemessene Biegerisse in Konfiguration 3:

- Versuchsträger 7: ABSTAND 1-10, 12-15
- Versuchsträger 8: ABSTAND 1-16
- Versuchsträger 9: ABSTAND 1-16

Der Erstbiegeriss in Versuchsträger 7 tritt in  $x = 47$  cm (ABSTAND 4, Abb. 5.45) bei einer Lastaufbringungskraft von  $F_{cr,7} = 3,2$  kN auf (Abb. 5.40). In Versuchsträger 8 tritt der Erstbiegeriss bei einer Kraft von  $F_{cr,8} = 3,0$  kN unter dem Lasteinleitungspunkt in  $x = 51$  cm auf (Abb. 5.41). Der Versuchsträger 9 weist analog zu den zwei anderen Versuchsträgern aus Konfiguration 3 den Erstbiegeriss bei  $F_{cr,9} = 2,7$  kN in  $x = 53$  cm auf (Abb. 5.42). Die Erstbiegerissentwicklung der Versuchsträger der Konfiguration 3 sind in den Verläufen der Abb. 5.43 dargestellt. Zum Zeitpunkt der Erstrissbildung beträgt die Durchbiegung im Lasteinleitungspunkt der Versuchsträger aus Konfiguration 3 ca. 0,6 mm. Der Graph von Versuchsträger 8 weist bei genauerer Betrachtung Schleifen auf, diese sind auf einen Steuerungsfehler zurückzuführen. Die Graphen aus Konfiguration 3 steigen im Zustand I in allen drei Versuchsträgern mit gleicher Steigung.

Bei der Betrachtung der mittleren Biegerissbreiten aus den Versuchsträgern der Konfiguration 3 in Abb. 5.44 erkennt man mit jeder Laststufe eine ansteigende mittlere Biegerissbreite. In Laststufe 8 kN beträgt diese 0,03 mm und steigert sich bis in Laststufe 24 kN bei konstanter Steigung auf 0,16 mm. In den Laststufen 32 kN und 40 kN steigt die Biegerissbreite langsamer als in den vorherigen Laststufen an. In Laststufe 40 kN beträgt die mittlere Biegerissbreite 0,26 mm, der Maximalwert in dieser Laststufe liegt mit 0,82 mm deutlich über dem Mittelwert. Die größte Biegerissbreite liegt in ABSTAND 4 von Versuchsträger 8 und beträgt unmittelbar vor dem Versagen 0,891 mm (Abb. 5.46). Die als letztes am Versuchsträger auftretenden Biegerisse sind in Laststufe 40 kN ersichtlich und belaufen sich auf eine vergleichsweise geringe Biegerissbreite von 0,03 mm.

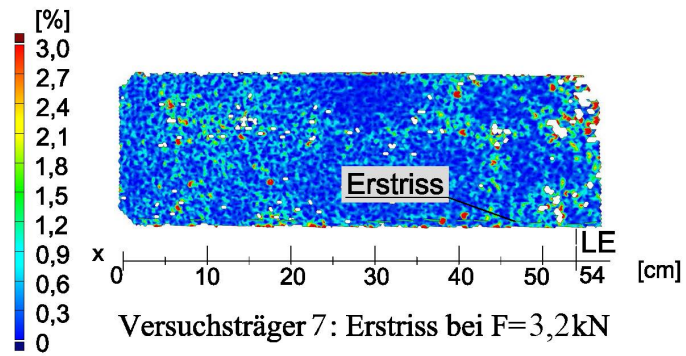


Abb. 5.40: Versuchsträger 7- Lage Erstriss

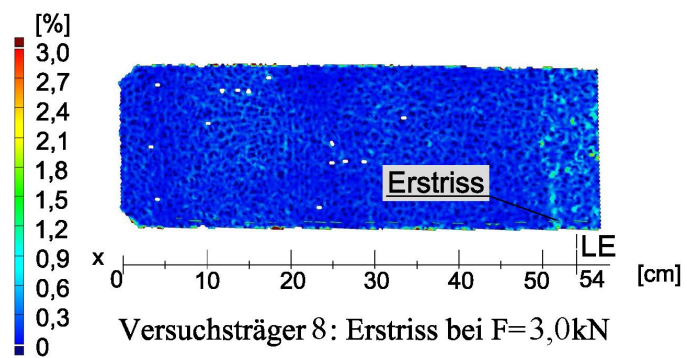


Abb. 5.41: Versuchsträger 8- Lage Erstriss

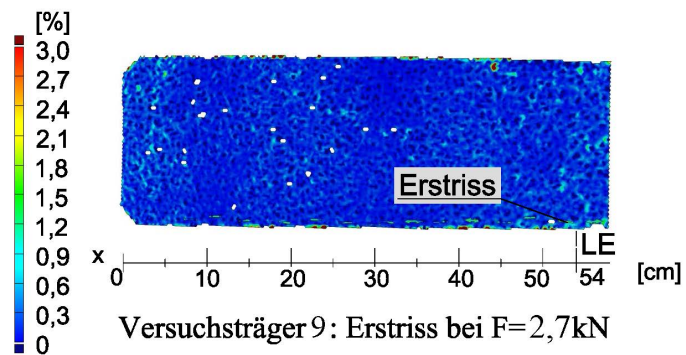


Abb. 5.42: Versuchsträger 9- Lage Erstriss



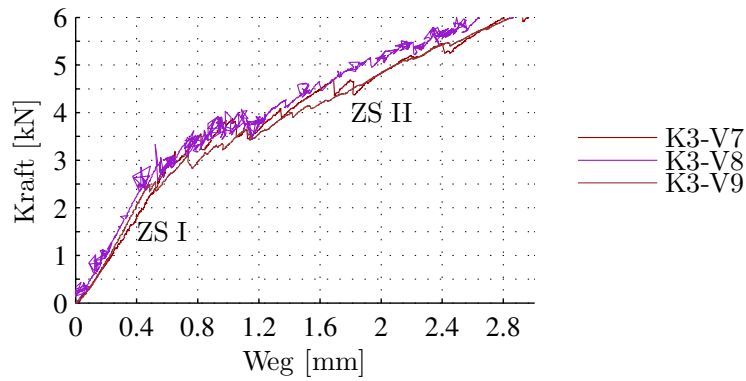


Abb. 5.43: Diagramm Konfiguration 3: Erstrissbildung Kraft-Durchbiegung

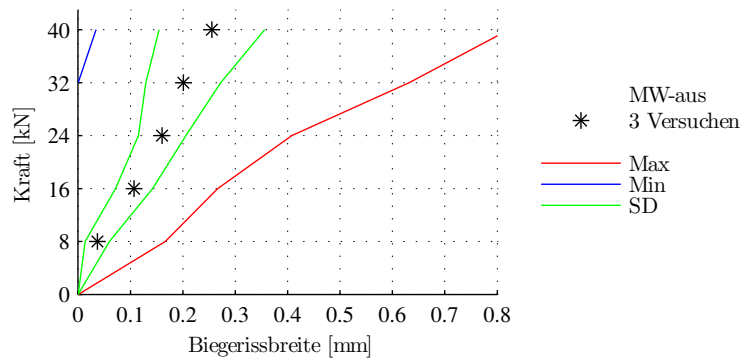


Abb. 5.44: Diagramm Konfiguration 3: Laststufen-Biegerissbreite

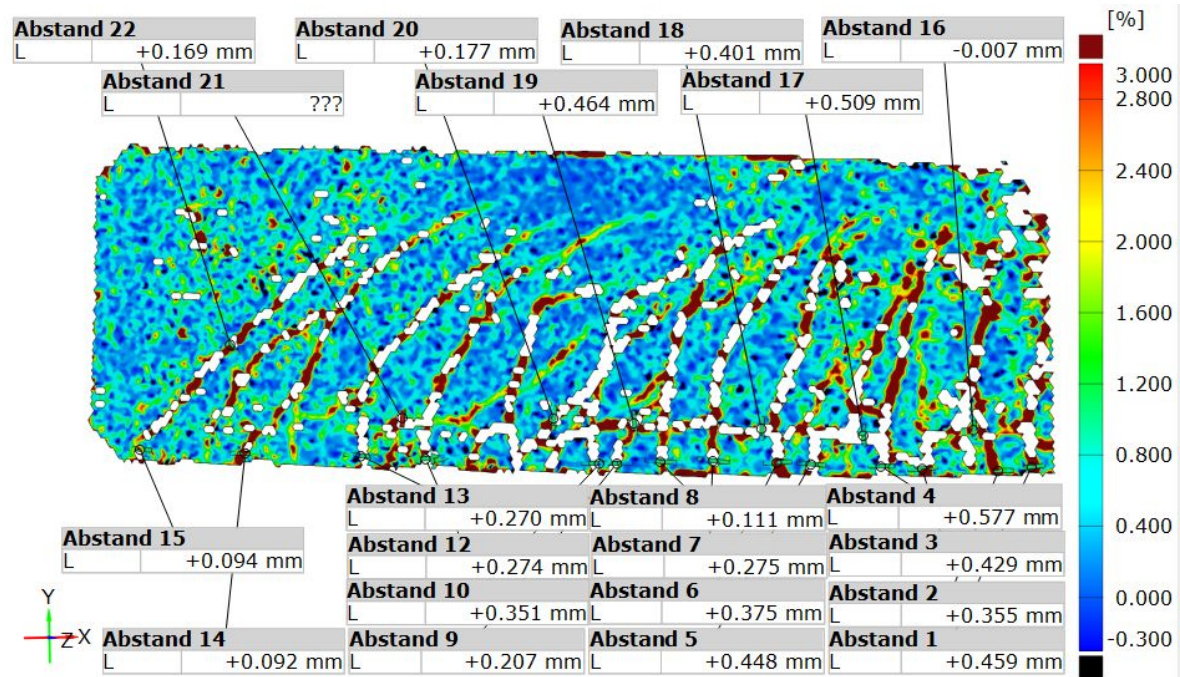


Abb. 5.45: Versuchsträger 7- Rissbild unmittelbar vor dem Versagen

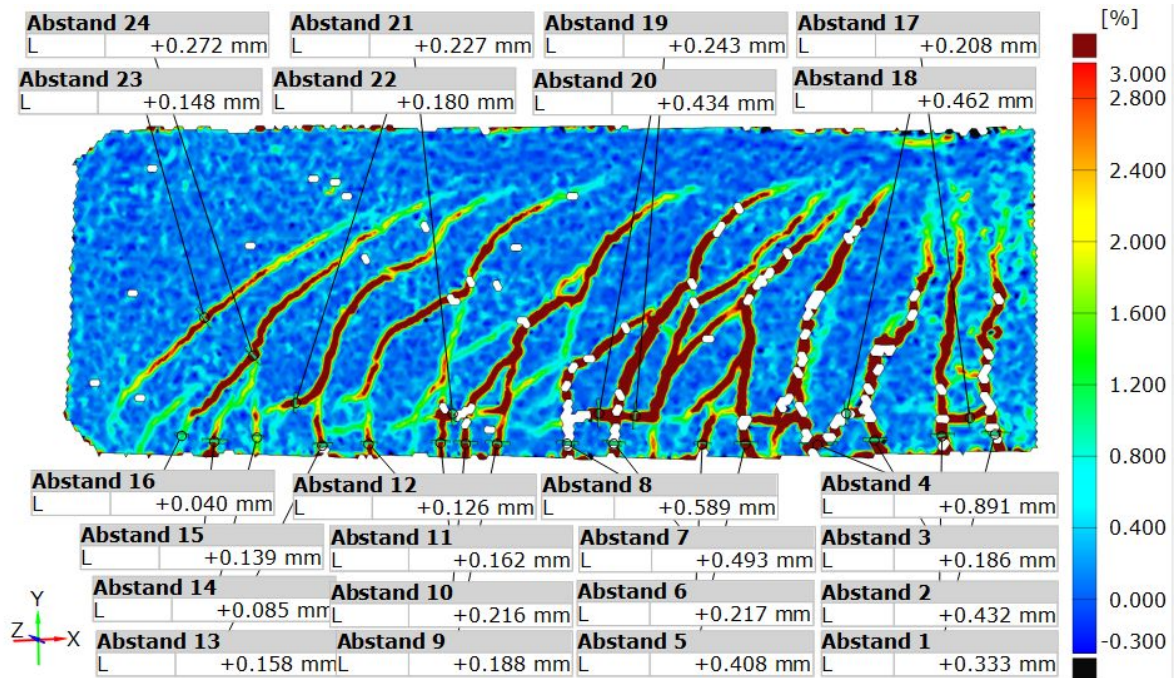


Abb. 5.46: Versuchsträger 8- Rissbild unmittelbar vor dem Versagen

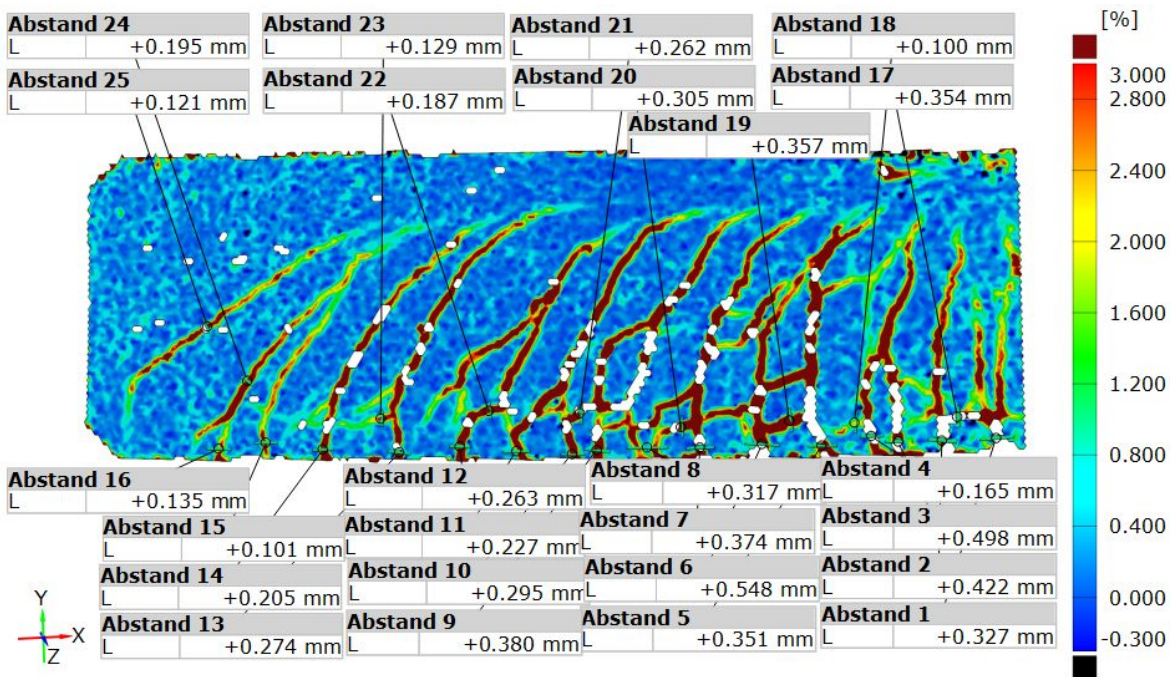


Abb. 5.47: Versuchsträger 9- Rissbild unmittelbar vor dem Versagen



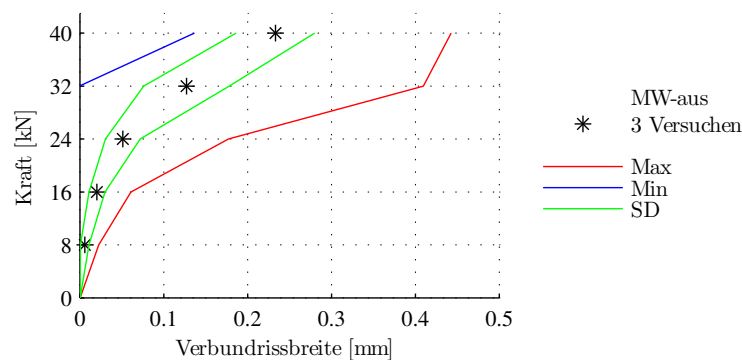


Abb. 5.48: Diagramm Konfiguration 3: Laststufen-Verbundrissbreite

### 5.4.2 Verbundrissbildung

Gemessene Verbundrisse in Konfiguration 3:

- Versuchsträger 7: ABSTAND 16-21
- Versuchsträger 8: ABSTAND 17-22
- Versuchsträger 9: ABSTAND 17-23

Die ersten Verbundrisse an den Versuchsträgern der Konfiguration 3 sind bereits in Laststufe 8 kN vorhanden und breiten sich in horizontale Richtung vom Lasteinleitungspunkt ausgehend in beide Richtungen aus (Abb. 5.48). Die Höhenlage der Verbundrisse entspricht der Höhenlage des CFK-Stabes. In den ersten drei Laststufen steigen die mittleren Verbundrissbreiten nur gering auf 0,01 mm in Laststufe 8 kN, auf 0,02 mm in Laststufe 16 kN und auf 0,05 mm in Laststufe 24 kN an. In den weiteren Laststufen verdoppelt sich jeweils die mittlere Verbundrissbreite der vorherigen Laststufe. In Laststufe 32 kN beträgt diese 0,13 mm und steigt bis in Laststufe 40 kN auf 0,3 mm an. Der Maximalwert der Verbundrissbreite wird in Laststufe 40 kN erreicht und beträgt 0,44 mm. Die als letzte auftretenden Verbundrisse an den Versuchsträgern in Laststufe 40 kN erreichen einen Minimalwert von 0,13 mm.

### 5.4.3 Schubrissbildung

Gemessene Schubrisse in Konfiguration 3:

- Versuchsträger 7: ABSTAND 22
- Versuchsträger 8: ABSTAND 22-23
- Versuchsträger 9: ABSTAND 24-25

In Laststufe 16 kN sind die ersten vorhandenen Schubrisse mit einer mittleren Schubrissbreite von 0,01 mm erkennbar (Abb. 5.49). Im weiteren Verlauf erhöht sich die mittlere Schubrissbreite auf einen Wert von 0,11 mm in Laststufe 24 kN und auf einen Wert von 0,15 mm in Laststufe 32 kN. Die Laststufe 40 kN wird ausschließlich von Versuchsträger 8 erreicht, somit setzt sich der Mittelwert aus den Schubrissbreiten ABSTAND 22-23 zusammen und beträgt 0,2 mm. Der Maximalwert beträgt in dieser Laststufe 0,26 mm. Der Minimalwert der Schubrissbreiten beträgt 0,06 mm in Laststufe 24 kN und 0,14 mm in Laststufe 40 kN.

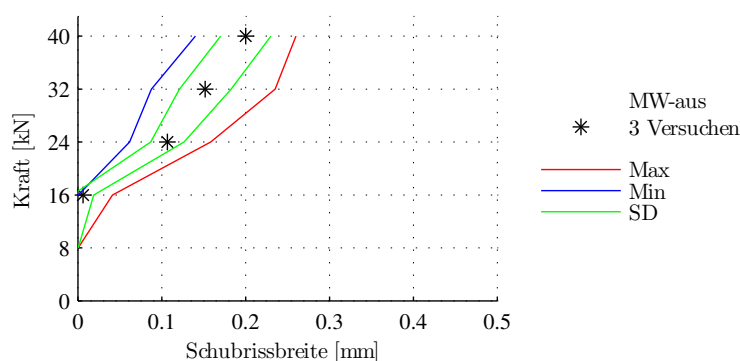
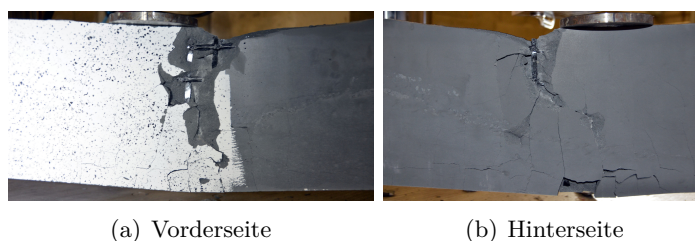


Abb. 5.49: Diagramm Konfiguration 3: Laststufen-Schubrissbreite

#### 5.4.4 Bruchbeschreibung der Versuchsträger aus Konfiguration 3

- Versuchsträger 7: Die Bruchstelle liegt im Bereich von 5 – 10 cm hinter dem Lasteinleitungspunkt. Im oberen Bereich des Versuchsträgers sind hinter dem Lasteinleitungspunkt Teile der Betondeckung beidseitig abgeplatzt (Abb. 5.50). Das CFK-Textil ist in diesem Bereich beidseitig sichtbar. Die Bruchfläche hat an der Versuchsträgervorderkante eine Breite von ca. 5 cm. Die horizontalen Verbundrisse (3,5 cm von Versuchsträgerunterkante) sind ebenfalls sichtbar. An der Versuchsträgerhinterseite (Abb. 5.50, Bild (b)) hat die Bruchfläche dieselbe Breite wie an der Versuchsträgervorderseite, jedoch sind die lockeren UHPC-Bruchstücke teilweise ineinander verkeilt und fallen deshalb nicht heraus. Die horizontalen Verbundrisse im unteren Bereich weisen große Rissbreiten auf und liegen zwischen den vertikalen Biegerissen in leicht versetzter Lage. Gelockerte sowie bereits abgebrochene UHPC-Bruchstücke kennzeichnen den Bereich unterhalb der Verbundrisse.



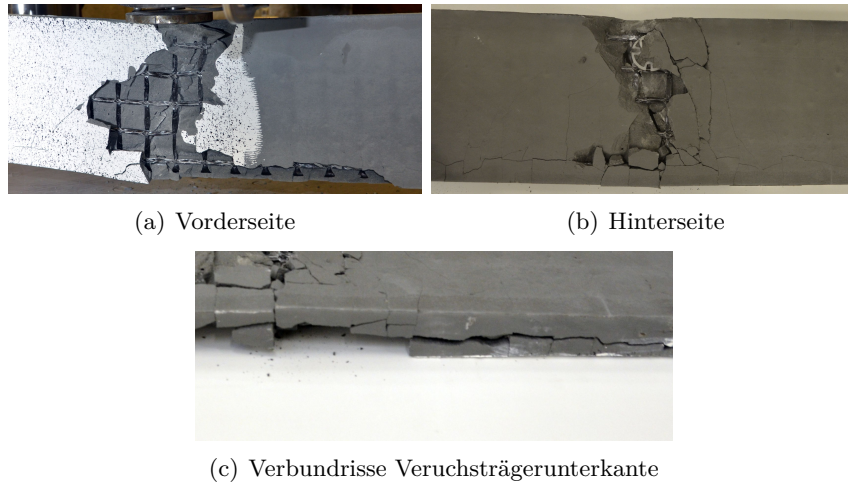
(a) Vorderseite

(b) Hinterseite

Abb. 5.50: Bruchbild Versuchsträger 7

- Versuchsträger 8: Bei Versuchsträger 8 erstreckt sich der Bereich der Bruchstelle beginnend von 3 cm vor dem Lasteinleitungspunkt bis zu 8 cm hinter dem Lasteinleitungspunkt. Die Bruchfläche an der Versuchsträgervorderseite (Abb. 5.51, Bild (a)) zeigt eine um den Winkel  $45^\circ$  von der Horizontalen geneigte ca. 15 cm breite Fläche, auf welcher die Betondeckung abgeplatzt ist. Auffallend ist ein Riss, welcher sich im selben Winkel durch die Mitte der Bruchfläche zieht. Im unteren Bereich der Bruchfläche hängen stark gelockerte UHPC-Bruchstücke am Versuchsträger. Rechts der gelockerten UHPC-Bruchstücke ist unterhalb der horizontalen Verbundrisse die Betondeckung abgeplatzt und der CFK-Stab sowie das CFK-Textil sichtbar. An der Hinterseite (Abb. 5.51, Bild (b)) weist der Versuchsträger eine ähnliche, jedoch kleinere Bruchfläche auf. Die Bruchfläche ist im Winkel von ca.  $60^\circ$  zur Horizontalen geneigt und weist eine Breite von ca. 10 cm auf. Ein Abstandhalter ist im oberen Bereich sichtbar. Die UHPC-Bruchstücke hängen locker an der Bruchfläche. Im unteren

Bereich des Versuchsträgers sind horizontale Verbundrisse erkennbar. Weitere Verbundrisse großer Verbundrissbreiten sind in Abb. 5.51, Bild (c) längs der Versuchsträgerunterkante erkennbar.



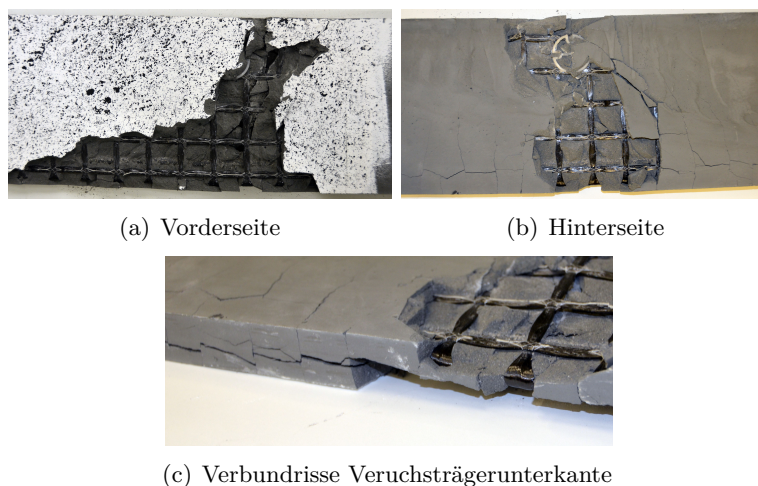
**Abb. 5.51:** Bruchbild Versuchsträger 8

- Versuchsträger 9: Die Bruchstelle liegt genau unter dem Lasteinleitungspunkt. Ein vertikaler Bruchriss großer Rissbreite zieht sich von der Versuchsträgeroberkante mit einer Länge von ca. 4 cm nach unten (Versuchsträgervorderkante Abb. 5.52, Bild (a)). Vom Rissende ausgehend breitet sich nach unten eine breiter werdende Bruchfläche aus, an welcher die Betondeckung abgeplatzt ist. Das CFK-Textil und der CFK-Stab sind sichtbar. Der CFK-Stab weist teilweise einen Verbund mit dem UHPC auf. An der Versuchsträgerhinterseite (Abb. 5.52, Bild (b)) sind im Vergleich zu Versuchsträgervorderseite bereits an der Oberkante Teile des UHPC abgeplatzt. Ein geknickter Roving des CFK-Textils ist sichtbar. Des Weiteren liegt ein Abstandhalter genau im abgeplatzen Bereich der ca. 6 cm breiten Bruchfläche. Die Bruchfläche verbreitert sich bis zur Versuchsträgerunterkante auf ca. 12 cm. Seitliche Verbundrisse auf Höhe des CFK-Stabes sowie auf Höhe des zweiten Rovings des CFK-Textils sind sichtbar. Die vorhandenen Verbundrisse an der Versuchsträgerunterkante, weisen im Vergleich zu den seitlichen Verbundrissen größere Rissbreiten auf (Abb. 5.52, Bild (c)).

## 5.5 Konfiguration 4

Folgende Risse im UHPC wurden an den Versuchsträgern untersucht:

- **Versuchsträger 10:**  
17 Risse werden am Versuchsträger 10 analysiert (Abb. 5.58). Die Einteilung erfolgt in 11 Biegerisse (ABSTAND 1-11), 5 Verbundrisse (ABSTAND 12-16) und einen Schubriss (ABSTAND 17).
- **Versuchsträger 11:**  
19 Risse werden am Versuchsträger 11 analysiert (Abb. 5.59). Diese setzen sich zusammen aus 13 Biegerissen (ABSTAND 1-13), 5 Verbundrissen (ABSTAND 14-18) und einen Schubriss (ABSTAND 19).



**Abb. 5.52:** Bruchbild Versuchsträger 9

Anmerkung: Durch den Ausfall der Hydraulikpumpe während des Belastungsvorganges von Versuchsträger 11, bei einer Lastaufbringungskraft von ca. 16 kN wurde der Versuchsträger ab dieser Lastaufbringungskraft innerhalb von wenigen Sekunden bis zum Bruch belastet. Aufgrund dessen fehlen bei diesem Versuchsträger die Rissbreitenwerte der Laststufe 24 kN und 32 kN.

- **Versuchsträger 12:**

24 Risse werden am Versuchsträger 12 analysiert (Abb. 5.60). Diese werden eingeteilt in 15 Biegerisse (ABSTAND 1-15), 7 Verbundrisse (ABSTAND 16-22) und 2 Schubrisse (ABSTAND 23-24).

### 5.5.1 Biegerissbildung

Gemessene Biegerisse in Konfiguration 4:

- Versuchsträger 10: ABSTAND 1-11
- Versuchsträger 11: ABSTAND 1-13
- Versuchsträger 12: ABSTAND 1-15

Bei Versuchsträger 10 der Konfiguration 4 tritt der erste Biegeriss bei einer Lastaufbringungskraft von  $F_{cr,10} = 3,4 \text{ kN}$  in  $x = 48 \text{ cm}$  auf (Abb. 5.53). Der Erstbiegeriss wird dem ABSTAND 3 aus Abb. 5.58 zugeordnet. Versuchsträger 10 weist die höchste Erstrisskraft der Konfiguration 4 auf. Der Erstbiegeriss des Versuchsträgers 11 tritt bei einer Lastaufbringungskraft von  $F_{cr,11} = 2,9 \text{ kN}$  auf, der Erstbiegeriss entsteht in  $x = 42 \text{ cm}$  (Abb. 5.54). In Abb. 5.59 wird der Erstbiegeriss dem ABSTAND 4 zugeordnet. Versuchsträger 12 weist annähernd dieselbe Erstrisskraft wie Versuchsträger 11 auf. Der Erstbiegeriss entsteht bei einer Lastaufbringungskraft von  $F_{cr,12} = 2,8 \text{ kN}$  in  $x = 51 \text{ cm}$  (Abb. 5.55). Der Erstbiegeriss wird dem ABSTAND 3 in Abb. 5.60 zugeordnet. Der Übergang von Zustand I in Zustand II und die Stelle der Erstrissbildung ist in Abb. 5.56 ersichtlich. Wesentliche Unterschiede zwischen den Graphen der Versuchsträger aus Konfiguration 4 sind nicht zu erkennen. Wie auch in Konfiguration 3 ist bei genauerer Betrachtung eine Schleifenbildung der Graphen aufgrund eines Steuerungsfehlers zu erkennen. Bei der Betrachtung der mittleren Biegerissbreiten in den verschiedenen Laststufen (Abb. 5.57) fällt auf, dass die mittleren

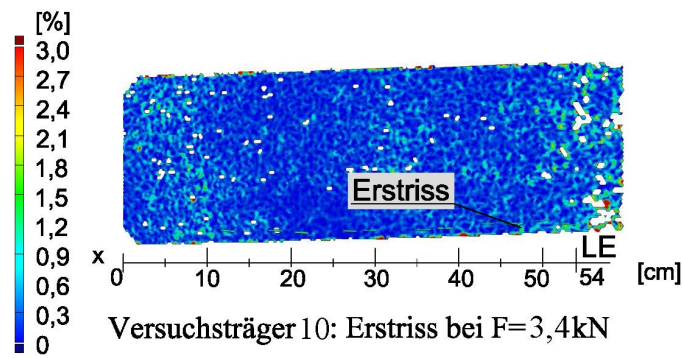


Abb. 5.53: Versuchsträger 10- Lage Erstriss

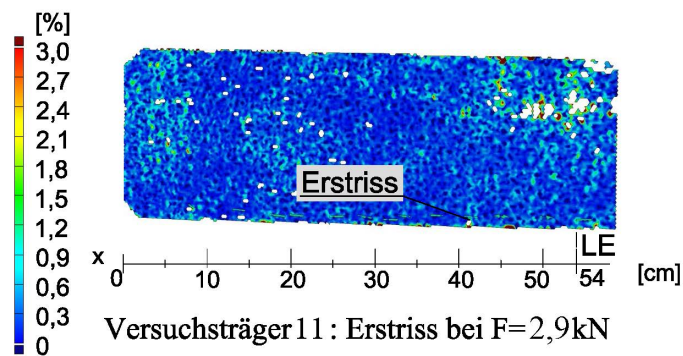


Abb. 5.54: Versuchsträger 11- Lage Erstriss

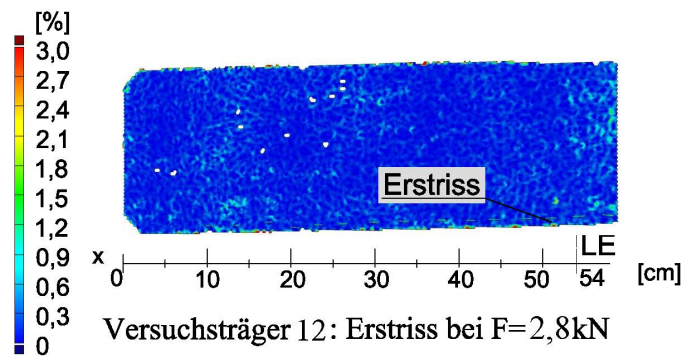


Abb. 5.55: Versuchsträger 12- Lage Erstriss

Biegerissbreiten konstant bis auf Laststufe 32 kN auf einen Wert von 0,28 mm ansteigen. Im weiteren Verlauf reduziert sich die Steigerung der mittleren Biegerissbreite in Laststufe 40 kN auf einen Wert von 0,3 mm. Die Abweichung der minimalen und der maximalen Biegerissbreite vom Mittelwert steigt mit jeder Laststufe an. In Laststufe 40 kN beträgt die maximale Biegerissbreite 0,65 mm. Die minimale Biegerissbreite dieser Laststufe beträgt 0,04 mm. Aufgrund der fehlenden Biegerissbreiten des Versuchsträgers 11 in den Laststufen 24 kN und 32 kN setzten sich die Graphen in diesen Laststufen nur aus den Werten der Versuchsträger 10 und 12 zusammen. Die Laststufe 40 kN wird von allen drei Versuchsträgern der Konfiguration 4 erreicht (Bruchlasten aus Tab. 5.1 gerundet).



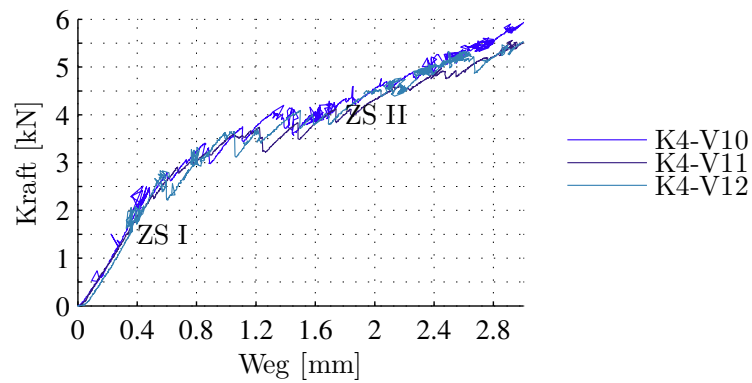


Abb. 5.56: Erstrissbildungsdiagramm Konfiguration 4, Kraft-Durchbiegung

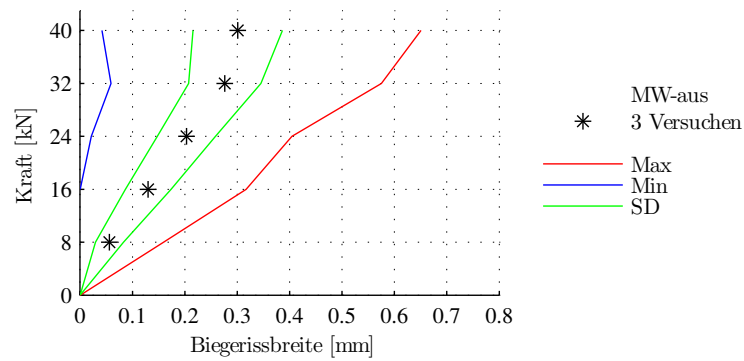


Abb. 5.57: Laststufen- Biegerissbreite Konfiguration 4

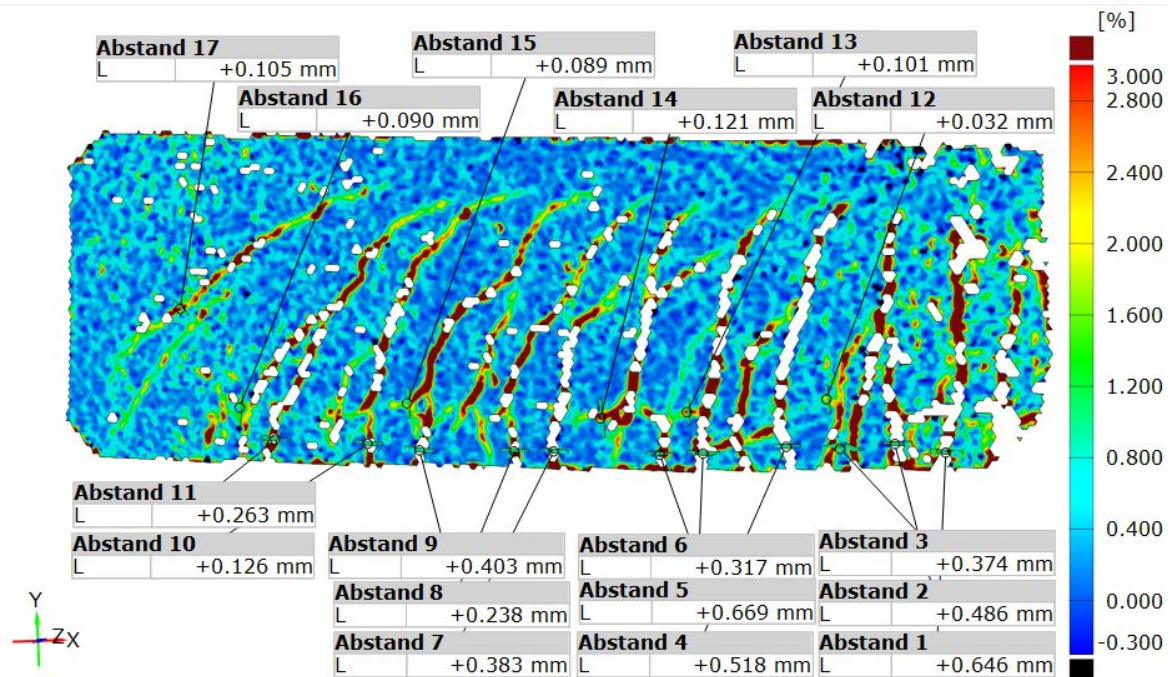


Abb. 5.58: Versuchsträger 10- Rissbild unmittelbar vor dem Versagen

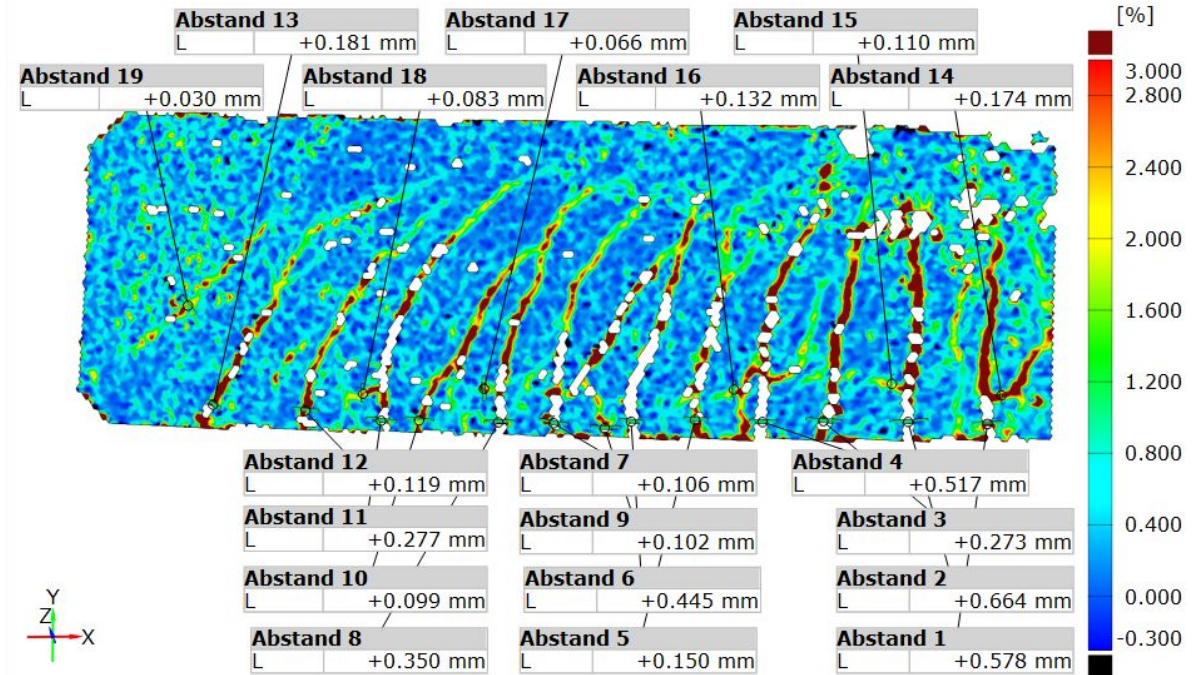


Abb. 5.59: Versuchsträger 11- Rissbild unmittelbar vor dem Versagen

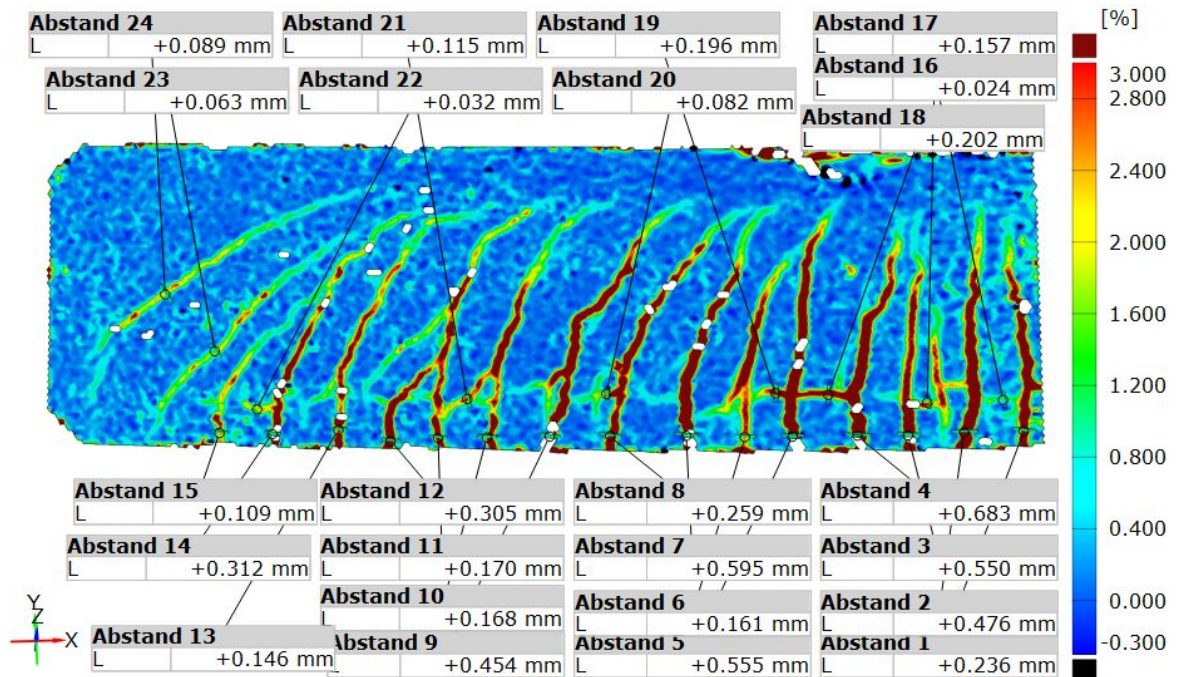


Abb. 5.60: Versuchsträger 12- Rissbild unmittelbar vor dem Versagen



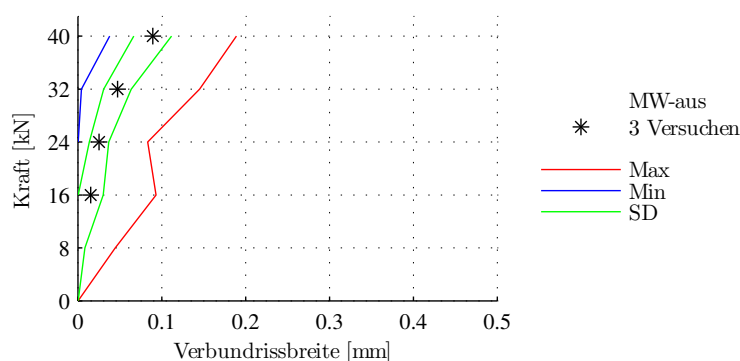


Abb. 5.61: Laststufen- Verbundrissbreite Konfiguration 4

### 5.5.2 Verbundrissbildung

Gemessene Verbundrisse in Konfiguration 4:

- Versuchsträger 10: ABSTAND 12-16
- Versuchsträger 11: ABSTAND 14-18
- Versuchsträger 12: ABSTAND 16-22

Der Verlauf der mittleren Verbundrissbreite steigt ab der Laststufe 16 kN konstant an und erreicht in Laststufe 40 kN eine mittlere Verbundrissbreite von 0,09 mm. Die mittlere Verbundrissbreite beträgt in Laststufe 32 kN genau die Hälfte mit 0,05 mm. Die letzten auftretenden Verbundrisse sind ab Laststufe 16 kN sichtbar und erreichen in Laststufe 40 kN einen Minimalwert der Verbundrissbreite von 0,04 mm. Aufgrund der fehlenden Verbundrissbreiten des Versuchsträgers 11 in den Laststufen 24 kN und 32 kN setzten sich die Graphen in diesen Laststufen nur aus den Werten der Versuchsträger 10 und 12 zusammen.

### 5.5.3 Schubrissbildung

Gemessene Schubrissbildung in Konfiguration 4:

- Versuchsträger 10: ABSTAND 17
- Versuchsträger 11: ABSTAND 19
- Versuchsträger 12: ABSTAND 23-24

Keiner der Schubrissbildung der Versuchsträger aus Konfiguration 4 überschreitet eine Schubrissbreite von 0,1 mm. In Laststufe 24 kN erreicht die mittlere Schubrissbreite einen Wert von 0,04 mm. In Laststufe 32 kN beträgt die mittlere Schubrissbreite 0,07 mm, welche in Laststufe 40 kN auf 0,06 mm absinkt. Der Maximalwert der Schubrissbreite liegt bei 0,09 mm in Laststufe 40 kN. Der Minimalwert in Laststufe 40 kN beträgt 0,04 mm. Aufgrund der fehlenden Schubrissbreiten des Versuchsträgers 11 in den Laststufen 24 kN und 32 kN setzten sich die Graphen in diesen Laststufen nur aus den Werten von den Versuchsträgern 10 und 12 zusammen.

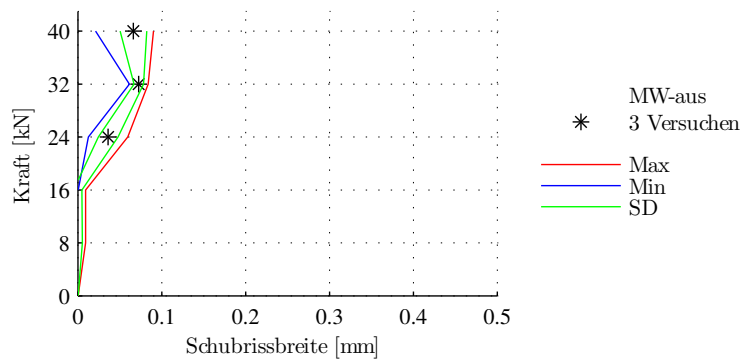


Abb. 5.62: Laststufen- Schubrissbreite Konfiguration 4

#### 5.5.4 Bruchbeschreibung der Versuchsträger aus Konfiguration 4

- Versuchsträger 10: Die Bruchstelle von Versuchsträger 5 befindet sich direkt unter dem Lasteinleitungspunkt. Vom Lasteinleitungspunkt ausgehend zieht sich der Bruchriss mittig der Bruchfläche (Abb. 5.63, Bild (a)) im Winkel von ca.  $80^\circ$  zur Horizontalen über die gesamte Versuchsträgerhöhe. Die Bruchfläche an der Versuchsträgervorderseite (Abb. 5.63, Bild (a)) zieht sich ebenfalls über die gesamte Versuchsträgerhöhe und weist eine Breite von ca. 10 cm auf. Im unteren Bereich der Bruchfläche des Versuchsträgers hängen lockere zerrissene UHPC-Bruchstücke. Im oberen Bereich des Versuchsträgers steht ein Abstandhalter aus der Bruchfläche hervor und die Rovinge des CFK-Textils weisen lose Kreuzungspunkte auf. Auf der ca. 13 cm breiten Bruchfläche an der Versuchsträgerhinterseite ist der Bruchriss mittig der Bruchfläche erkennbar (Abb. 5.63, Bild (b)). Das CFK-Textil und der CFK-Stab sind sichtbar und weisen im Bruchbereich keinen erkennbaren Verbund auf. Das CFK-Textil weist zwei geknickte Rovinge im oberen Bereich der Bruchfläche auf. Vor allem im unteren Bereich des Versuchsträgers ist die Rissbildung auch außerhalb des Bruchbereichs erkennbar. In den Orientierungsrichtungen des CFK-Stabes, der Rovinge des CFK-Textils und an der Versuchsträgerunterkante sind Verbundrisse erkennbar. Bei genauerer Betrachtung des Bereiches der Zahnleiste am Stahlimplantat ist ein Riss ausgehend von der Versuchsträgeroberkante entlang der Verzahnung bis 5 cm über der Versuchsträgerunterkante ersichtlich (Abb. 5.63, Bild (c)).

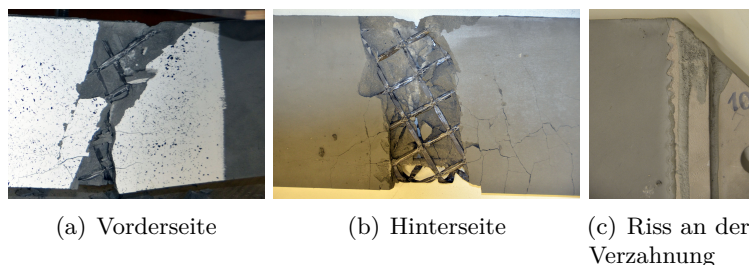
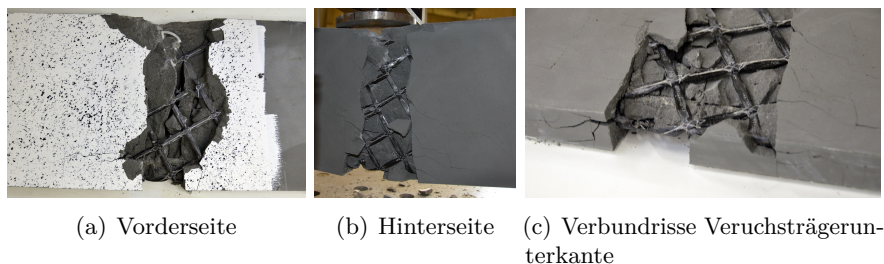


Abb. 5.63: Bruchbild Versuchsträger 10

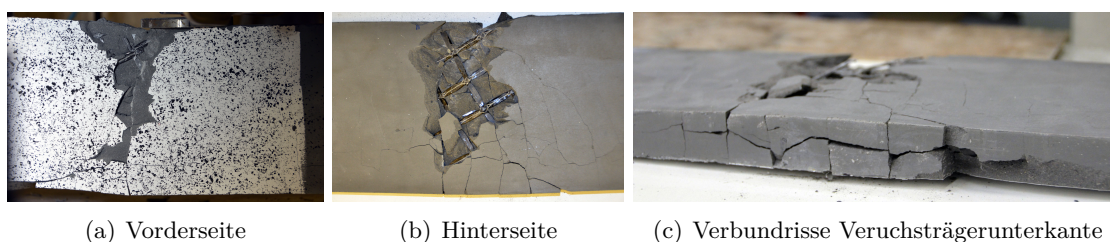
- Versuchsträger 11: Ein ähnliches Bruchbild wie Versuchsträger 10 weist auch Versuchsträger 11 auf (Abb. 5.64). Die Bruchstelle liegt direkt unter dem Lasteinleitungspunkt und weist eine ca. 10 cm breite Bruchfläche über die gesamte Versuchsträgerhöhe auf. Mittig durch die Bruchfläche verläuft ein vertikaler Bruchriss über die gesamte Versuchsträgerhöhe. Entlang

des vertikalen Bruchrisses sind mehrere der horizontalen Rovinge des CFK- Textils beidseitig des Versuchsträgers geknickt. Entlang der Lage des teilweise sichtbaren CFK-Stabes sind Verbundrisse seitlich am Versuchsträger und an der Versuchsträgerunterkante erkennbar (Abb. 5.64, Bild (c)). Ein Abstandhalter ist im oberen Bereich der Versuchsträgervorderseite sichtbar (Abb. 5.64, Bild (a)). Die Bruchfläche weist an der Versuchsträgerhinterseite dieselben Abmessungen wie an der Versuchsträgervorderseite auf (Abb. 5.64, Bild (b)).



**Abb. 5.64:** Bruchbild Versuchsträger 11

- Versuchsträger 12: Wie in Abb. 5.65 ersichtlich liegt in Versuchsträger 12 die Bruchstelle 5 cm vor dem Lasteinleitungspunkt. Die Betondeckung ist im oberen Bereich des Versuchsträgers auf einer Breite von 10 cm beidseitig abgeplatzt. Sichtbare Rovinge des CFK-Textils sind im Bereich der Versuchsträgeroberkante an der Versuchsträgervorderseite geknickt. Im unteren Bereich hängen die UHPC-Bruchstücke locker am Versuchsträger. Die Bruchfläche der Versuchsträgerhinterseite weist eine Breite von 10 cm mit abgeplatzter Betondeckung im oberen Bereich auf. Im unteren Bereich weist die Betondeckung viele Risse (aufgelockerte UHPC-Bruchstücke) auf (Abb. 5.65, Bild (b)) und hängt gelockert am Versuchsträger. An der Versuchsträgerunterkante ist längs im Bereich der Bruchstelle ein Verbundriss größerer Verbundrissbreite sichtbar (Abb. 5.65, Bild (c)).



**Abb. 5.65:** Bruchbild Versuchsträger 12

## 5.6 Konfiguration 5

Folgende Risse im UHPC wurden an den Versuchsträgern untersucht:

- **Versuchsträger 13:**  
20 Risse werden am Versuchsträger 13 analysiert (Abb. 5.71). Die Einteilung erfolgt in 13 Biegerisse (ABSTAND 1-13), 6 Verbundrisse (ABSTAND 14-19) und einen Schubriss (ABSTAND 20).
- **Versuchsträger 14:**  
23 Risse werden am Versuchsträger 14 analysiert (Abb. 5.72). Diese setzen sich zusammen

aus 15 Biegerissen (ABSTAND 1-15), 6 Verbundrissen (ABSTAND 16-21) und 2 Schubrissen (ABSTAND 22, 23).

- **Versuchsträger 15:**

23 Risse werden am Versuchsträger 15 analysiert (Abb. 5.73). Diese werden eingeteilt in 16 Biegerisse (ABSTAND 1-16), 5 Verbundrisse (ABSTAND 17-21) und einen Schubriss (ABSTAND 22, 23).

### 5.6.1 Biegerissbildung

Gemessene Biegerisse in Konfiguration 5:

- Versuchsträger 13: ABSTAND 1-13
- Versuchsträger 14: ABSTAND 1-15
- Versuchsträger 15: ABSTAND 1-16

Der Erstbiegeriss tritt in Versuchsträger 13 der Konfiguration 5 bei einer Lastaufbringungskraft von  $F_{cr,13} = 3,1 \text{ kN}$  direkt an der Lasteinleitungsstelle in  $x = 55 \text{ cm}$  auf (Abb. 5.66). Der Erstbiegeriss entspricht dem ABSTAND 1 aus Abb. 5.71. Der Erstriss in Versuchsträger 14 liegt in  $x = 54 \text{ cm}$  und entsteht bei einer Lastaufbringungskraft von  $F_{cr,14} = 2,4 \text{ kN}$  (Abb. 5.67). In Abb. 5.72 ist der Erstbiegeriss als ABSTAND 2 gekennzeichnet. Der Erstbiegeriss des Versuchsträgers 15 weist die geringste Lastaufbringungskraft aller 15 Versuchsträger auf. Der Erstbiegeriss tritt bei  $F_{cr,15} = 1,9 \text{ kN}$  in  $x = 48 \text{ cm}$  auf (Abb. 5.68). In Abb. 5.73 wird der Erstbiegeriss mit dem ABSTAND 3 markiert. Im Erstrissbildungsdiagramm (Abb. 5.69) ist der Übergang von Zustand I in Zustand II sichtbar. Die zuerst steil ansteigenden Graphen flachen nach der Erstrissbildung ab. Zwischen Versuchsträger 13 und Versuchsträger 15 liegt zum Zeitpunkt der Erstbiegerissbildung ein Unterschied in der Lastaufbringungskraft von  $1,2 \text{ kN}$  vor. In Versuchsträger 15 findet die Erstrissbildung bei geringerer Lasteinleitungskraft statt, jedoch laufen alle drei Verläufe der Erstrissbildung nach fortgeschrittener Rissbildung wieder asymptotisch zusammen. Die mittlere Biegerissbreite vergrößert sich konstant. In Laststufe  $8 \text{ kN}$  beträgt die mittlere Biegerissbreite  $0,04 \text{ mm}$ . Nach weiterer Steigerung der Lastaufbringungskraft erreichen die Versuchsträger der Konfiguration 5 mit einem konstanten Verlauf die Laststufe  $40 \text{ kN}$ . Die dazugehörige mittlere Biegerissbreite beträgt  $0,29 \text{ mm}$ . Die Laststufe  $40 \text{ kN}$  wird von Versuchsträger 13 und 15 erreicht, nicht aber von Versuchsträger 14. In Laststufe  $24 \text{ kN}$  haben sich erstmals alle Biegerisse ausgebildet und die minimale Biegerissbreite beträgt  $0,01 \text{ mm}$ . Die minimale Biegerissbreite erreicht in Laststufe  $40 \text{ kN}$  abschließend  $0,05 \text{ mm}$ . Ab einer Laststufe von  $16 \text{ kN}$  steigt die Rissbreite des maximalen Biegerisses stark an und erreicht in Laststufe  $40 \text{ kN}$  einen Wert von  $1,17 \text{ mm}$ .

### 5.6.2 Verbundrissbildung

Gemessene Verbundrisse in Konfiguration 5:

- Versuchsträger 13: ABSTAND 14-19
- Versuchsträger 14: ABSTAND 16-21
- Versuchsträger 15: ABSTAND 17-21

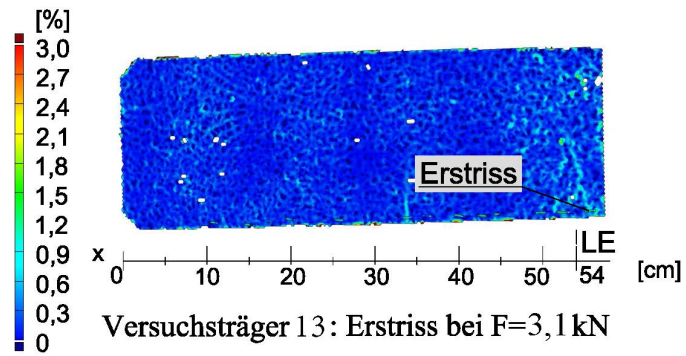


Abb. 5.66: Versuchsträger 13- Lage Erstriss

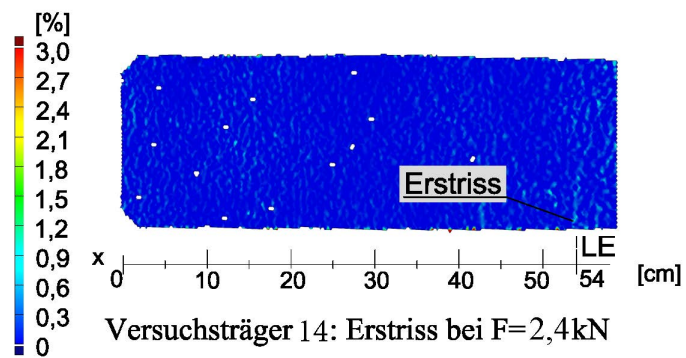


Abb. 5.67: Versuchsträger 14- Lage Erstriss

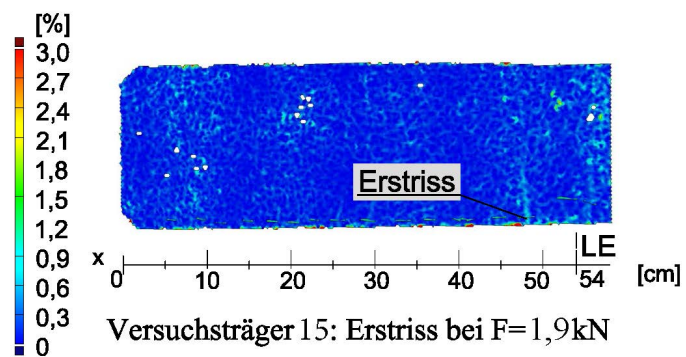


Abb. 5.68: Versuchsträger 15- Lage Erstriss



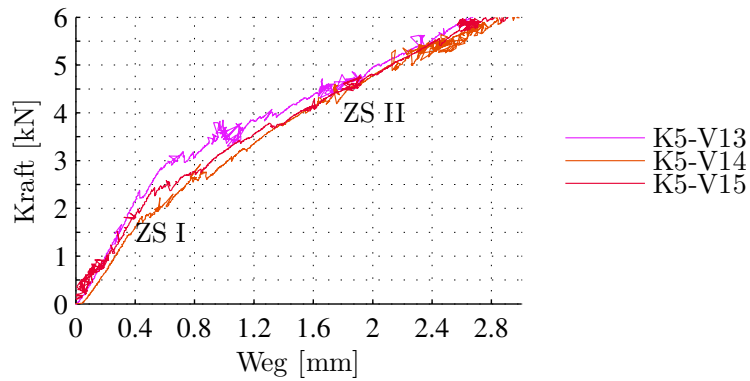


Abb. 5.69: Erstrissbildungsdiagramm Konfiguration 5, Kraft-Durchbiegung

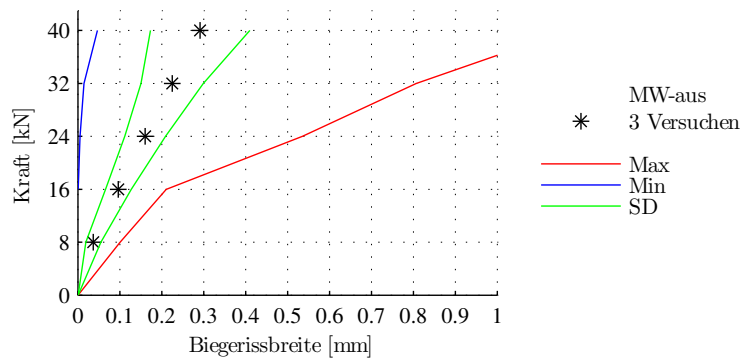


Abb. 5.70: Laststufen- Biegerissbreite Konfiguration 5

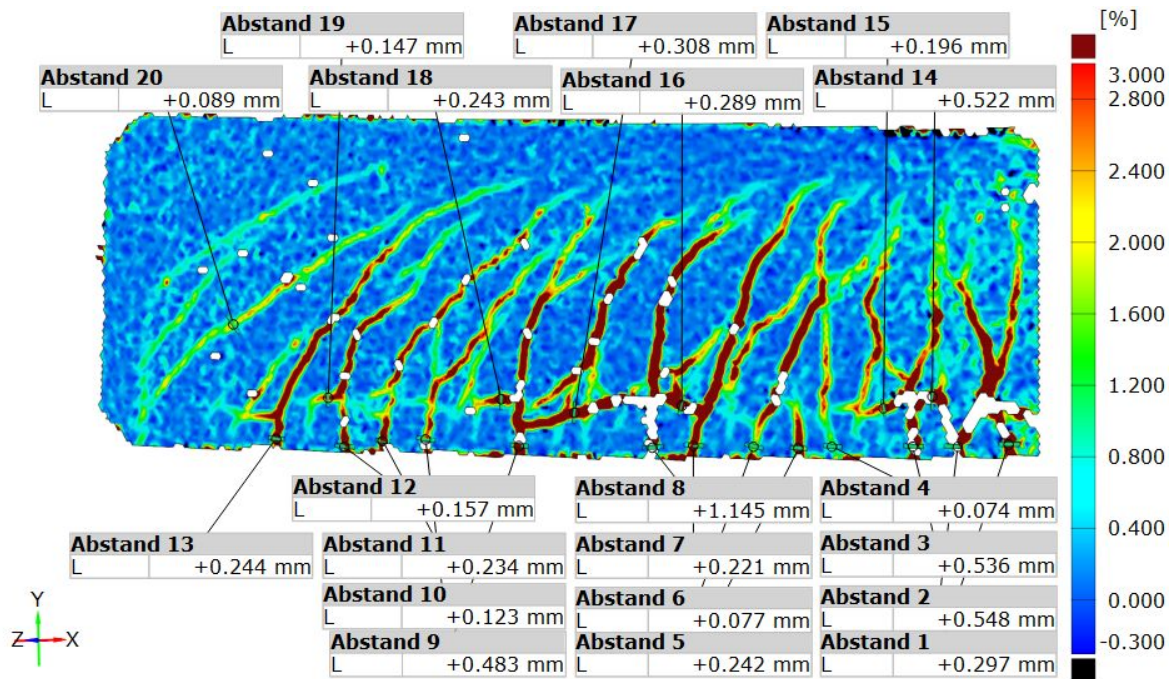


Abb. 5.71: Versuchsträger 13- Rissbild unmittelbar vor dem Versagen

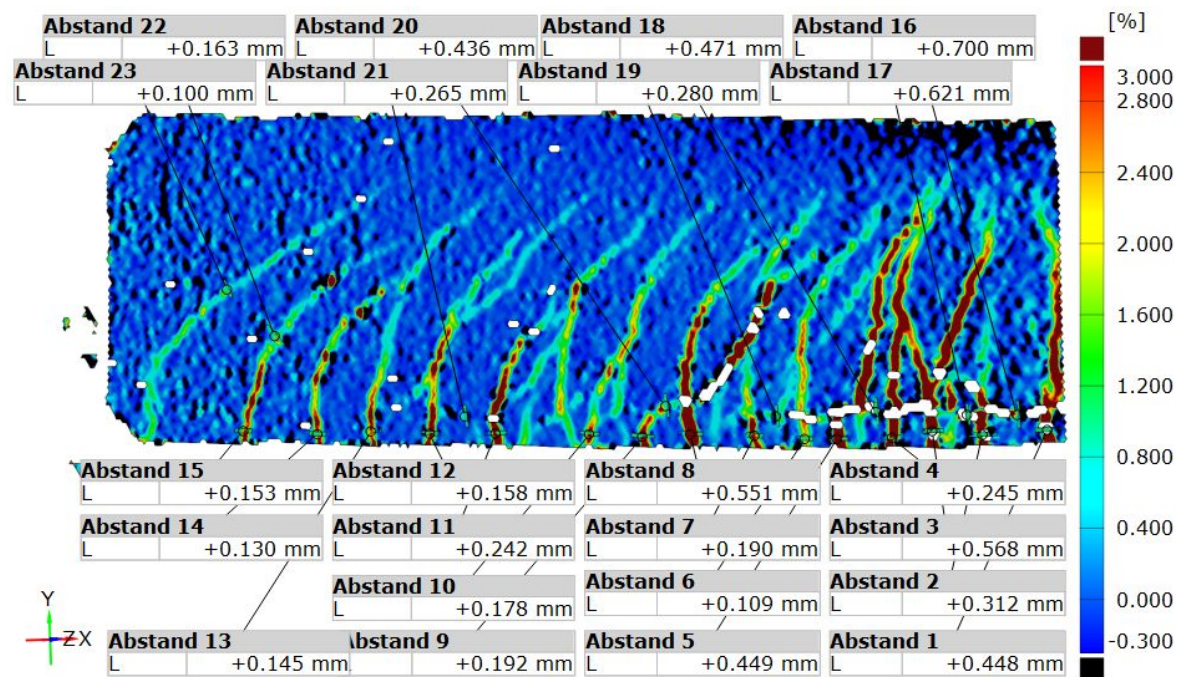


Abb. 5.72: Versuchsträger 14- Rissbild unmittelbar vor dem Versagen

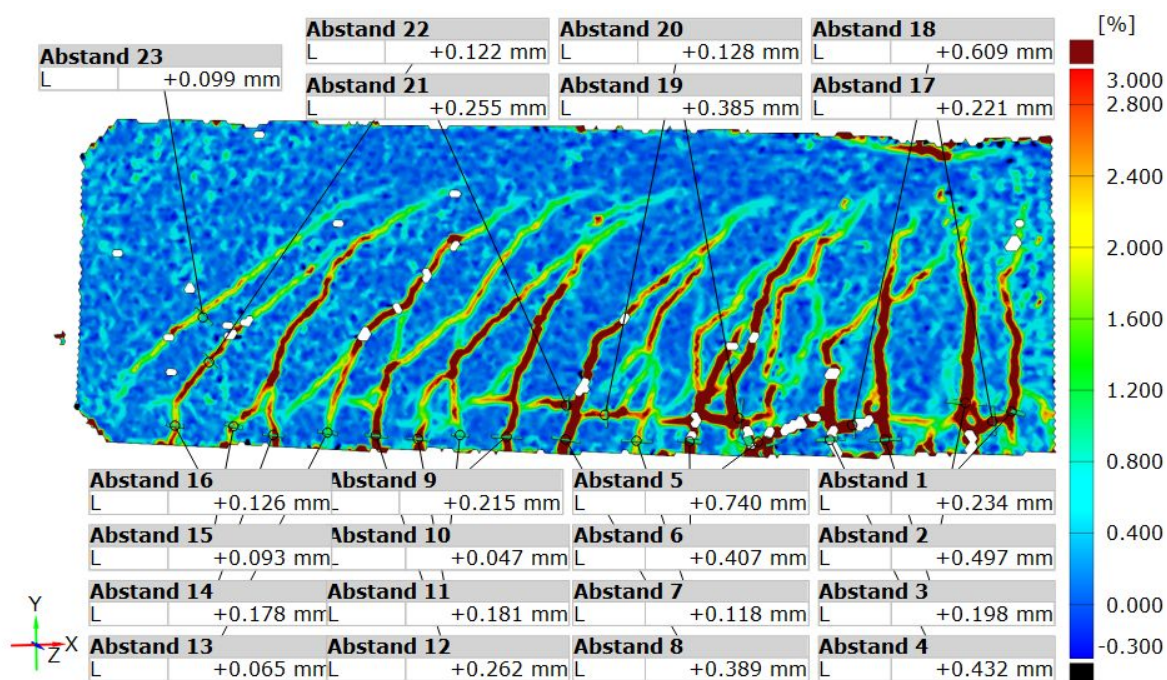


Abb. 5.73: Versuchsträger 15- Rissbild unmittelbar vor dem Versagen



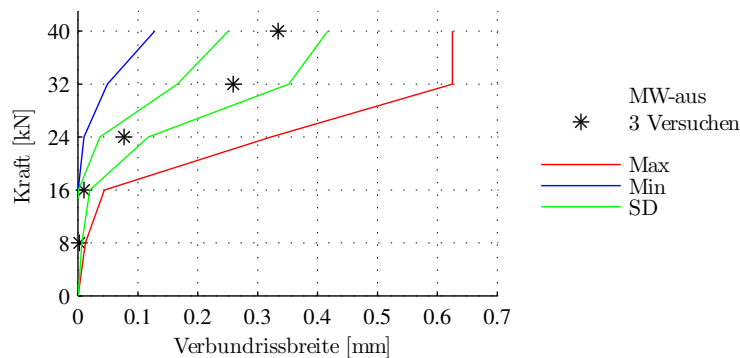


Abb. 5.74: Laststufen- Verbundrissbreite Konfiguration 5

Konfiguration 5 weist in den Laststufen 8 kN und 16 kN eine sehr geringe mittlere Verbundrissbreite  $\leq 0,03$  mm auf. Bereits in Laststufe 24 kN vergrößert sich die mittlere Verbundrissbreite auf einen Wert von 0,1 mm. In weiterer Folge verdreifacht sich die mittlere Verbundrissbreite zu 0,29 mm in Laststufe 32 kN und erreicht in Laststufe 40 kN einen Wert von 0,33 mm. Die minimale Verbundrissbreite nimmt in Laststufe 40 kN einen Wert von 0,12 mm an, die maximale Verbundrissbreite beträgt in selbiger Laststufe 0,63 mm.

### 5.6.3 Schubrissbildung

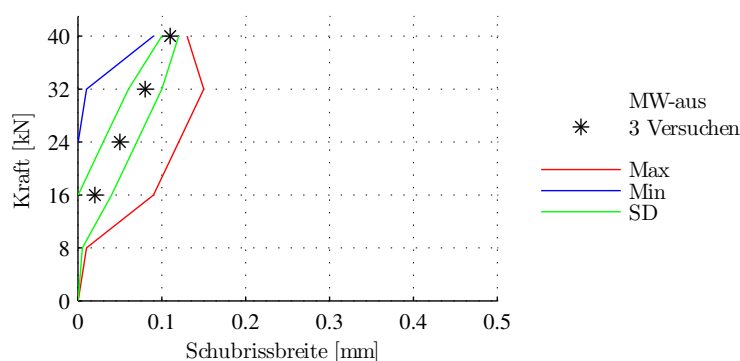
Gemessene Schubrissbildung in Konfiguration 5:

- Versuchsträger 13: ABSTAND 20
- Versuchsträger 14: ABSTAND 22-23
- Versuchsträger 15: ABSTAND 22-23

Die mittlere Schubrissbreite der Konfiguration 5 weist eine lineare Vergrößerung der Werte in den jeweiligen Laststufen auf. Erste Werte der Schubrissbreite treten in Laststufe 8 kN auf, der Maximalwert beträgt 0,02 mm. In weiterer Folge steigt die mittlere Schubrissbreite konstant von 0,03 mm in Laststufe 16 kN auf 0,11 mm in Laststufe 40 kN an. Die Laststufe 40 kN wird von Versuchsträger 13 und 15 erreicht. Der Maximalwert der Schubrissbreite in Laststufe 32 kN beträgt 0,14 mm. Der Minimalwert der Schubrissbreite in Laststufe 32 kN beträgt 0,02 mm. Bis zur Laststufe 40 kN steigt der Minimalwert der Schubrissbreite auf 0,09 mm an.

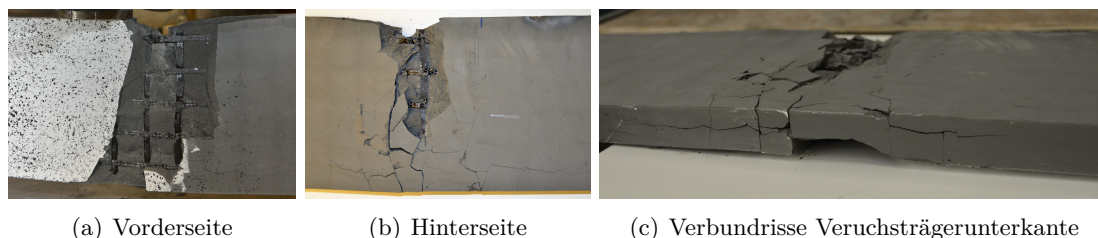
### 5.6.4 Bruchbeschreibung der Versuchsträger aus Konfiguration 5

- Versuchsträger 13: Die Bruchstelle in Versuchsträger 13 liegt ca. 10 cm hinter dem Laststeinleitungspunkt. Die Versuchsträgervorderseite weist eine 12 cm breite Bruchfläche über die gesamte Trägerhöhe auf (Abb. 5.76, Bild (a)). Die Betondeckung fehlt vollständig bis auf einen kleinen Bereich in der unteren Versuchsträgerhälfte, welche von Verbundrissen und Biegerissen durchzogen ist. Das CFK-Textil ist im Bereich der Bruchfläche sichtbar. Der CFK-Stab ist zum Teil sichtbar und liegt teilweise im Verbund des UHPC. An der Versuchsträgeroberkante ist ein geknickter Roving des CFK-Textils sichtbar. Die Betondeckung ist an der Versuchsträgeroberkante entlang einer Länge von 15 cm abgeplatzt. An der Versuchsträgerhinterseite sind drei geknickte Rovings des CFK-Textils zu sehen. Die Bruchfläche weist an der Versuchsträgerhinterkante eine Breite von ca. 5 cm auf. Im



**Abb. 5.75:** Laststufen- Schubrissbreite Konfiguration 5

unteren Bereich des Versuchsträgers hängt die Betondeckung locker am Versuchsträger. Zudem weist der Bereich der Versuchsträgerunterkante horizontale Verbundrisse an der Seite sowie an der Unterkante auf (Abb. 5.76, Bild (b) und Bild (c)).



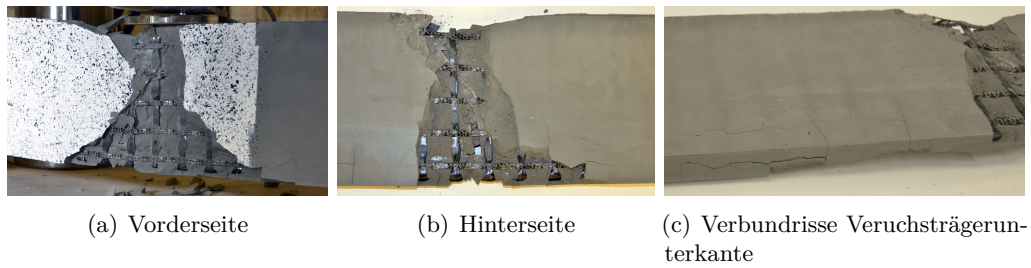
(a) Vorderseite

(b) Hinterseite

(c) Verbundrisse Versuchsträgerunterkante

**Abb. 5.76:** Bruchbild Versuchsträger 13

- Versuchsträger 14: Die Bruchstelle in Versuchsträger 14 liegt ca. 8 cm vor dem Lasteinleitungspunkt. Im oberen Bereich der Versuchsträgervorderseite (Abb. 5.77, Bild (a)) fehlt ein nach vorne ausgerichtetes, keilförmiges UHPC-Bruchstück mit einer Länge von ca. 15 cm. Die Bruchfläche weist im oberen Versuchsträgerbereich eine variierende Länge von 7 cm auf, diese weitet ab der Versuchsträgermitte nach unten auf und weist an der Versuchsträgerunterkante ca. eine Länge von 40 cm auf. Das CFK-Textil liegt frei sichtbar und weist zwei geknickte Rovinge im oberen Bereich der Bruchfläche auf. Ein Bruchriss ist an der linken Seite der Bruchfläche sichtbar und zieht sich in einem Winkel von ca. 50° zur Horizontalen über die gesamte Versuchsträgerhöhe. Der CFK-Stab ist auf einer Länge von 7 cm sichtbar und weist einen teilweisen Verbund mit dem UHPC auf. Die Versuchsträgerhinterseite weist eine Bruchfläche mit einer Länge von ca. 10 cm über die gesamte Versuchsträgerhöhe auf (Abb. 5.77, Bild (b)). Hier sind drei geknickte Rovinge des CFK-Textils sichtbar. Im unteren Bereich des Versuchsträgers sind an der Versuchsträgerhinterseite und an der Versuchsträgerunterkante längs des Versuchsträgers Verbundrisse sichtbar. In Versuchsträger 14 ziehen sich die Verbundrisse an der Unterkante außerhalb der Bruchstelle ca. 40 cm nach hinten (Abb. 5.77, Bild (c)).
- Versuchsträger 15: Die Bruchstelle in Versuchsträger 15 liegt direkt unter dem Lasteinleitungspunkt. Versuchsträger 15 weist eine Bruchfläche mit einer Breite von ca. 5 cm beginnend an der Versuchsträgeroberkante bis ca. 3,5 cm über der Versuchsträgerunterkante. Im oberen Bereich der Bruchfläche an der Versuchsträgervorderseite ist ein Abstandhalter und ein geknickter Roving des CFK-Textils erkennbar. Die Versuchsträgerhinterseite weist



**Abb. 5.77:** Bruchbild Versuchsträger 14

eine ca. 10 cm lange Bruchfläche über die gesamte Versuchsträgerhöhe auf. Die Bruchfläche richtet sich in einem Winkel von  $80^\circ$  zur Horizontalen in Richtung Auflager „A“ aus. Die Bruchfläche weist keine Betondeckung auf. Der UHPC weist ein ausgeprägtes Rissbild auf und das CFK-Textil ist sichtbar und weist drei geknickte Rovinge im oberen Bereich auf. Im oberen Bereich der Bruchfläche ist ein Abstandhalter sichtbar. Zwei Risse ziehen sich fast parallel, von der Versuchsträgerunterkante ausgehend, bogenförmig in Richtung Auflager „A“ bis an die Versuchsträgeroberkante ca. 12 cm vor der Verzahnung des Stahlimplantates.



**Abb. 5.78:** Bruchbild Versuchsträger 15

# Kapitel 6

## Rückblick und Ausblick

### 6.1 Allgemein

Im Rahmen des Schlussteils können rückblickend folgende Erkenntnisse in Bezug auf die Tragfähigkeit der Versuchsträger der Konfigurationen 1-5 gewonnen werden. Die Tragfähigkeit unterscheidet sich, je nach Zusammenstellung der Konfiguration, vor allem in der Verankerungsart des CFK-Stabes am Stahlimplantat. So weisen die Versuchsträger der Konfigurationen mit vollverankerten, eingeklebten CFK-Stab (Konfiguration 3-5) eine um 29,2 % höhere Tragfähigkeit als die Versuchsträger der Konfigurationen mit verbundverankerten, eingelegten CFK-Stab (Konfiguration 1, 2) auf (Abb.6.1). Dieser Unterschied in der Tragfähigkeit geht mit verschiedenen Versagensme-

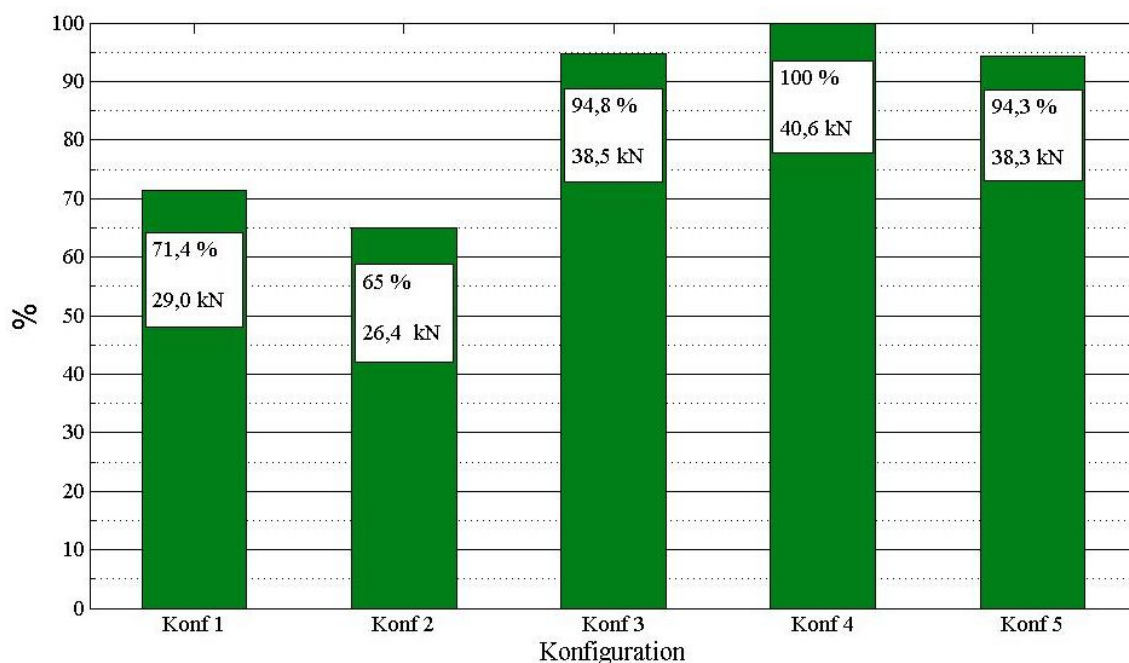


Abb. 6.1: Vergleich der mittleren maximalen Bruchlasten- Konfiguration 1-5

chanismen einher.

In Konfiguration 1 tritt kurz vor dem Versagen in der Bewehrungsverankerung des Versuchsträgers ein Schlupf des CFK-Stabes auf. Der CFK-Stab löst sich aus dem Verbund mit dem UHPC und die Rissbreiten im Bereich der Bewehrungsverankerung vergrößern sich erheblich. In weiterer Folge versagt die Betondruckstrebe (Verlust der Schubtragfähigkeit). Der Schlupf entsteht dadurch, dass sich die Quarzsandkörner samt der Epoxidharzmatrix in welcher sie gebettet sind vom CFK-Stab löst. Die Quarzsandkörner und die Epoxidharzmatrix verbleiben im UHPC. Die Versuchsträger der Konfiguration 2 verlieren die Tragfähigkeit sobald die CFK-

Stäbe durch Abziehen der Quarzsandbeschichtungen aus den Bewehrungsverankerungen im Stahlimplantat gezogen werden. Dabei öffnet sich einer der bereits vorhandenen Schub- oder Biegerisse an der Versuchsträgerunterkante direkt am Stahlimplantat. Die Versuchsträger der Konfiguration 2 versagen somit durch Verlust der Verbundtragfähigkeit. Die Versuchsträger der vollverankerten Konfigurationen 3-5 versagen alle durch den Verlust der Biegetragfähigkeit im Bereich des Lasteinleitungspunktes. Dabei wird die Betondruckfestigkeit im Biegedruckbereich überschritten. Die Versuchsträger der Konfiguration 4 mit dem um 45° gedrehten CFK-Netz weisen die höchste mittlere Lastaufbringungskraft aller Konfigurationen unmittelbar vor dem Versagen auf (Tab. 5.1). Dies kann an der geringeren Verbundrissbildung durch den niedrigen Bewehrungsgrad im Vergleich zu Konfiguration 5 und an der guten Querkraftableitung des um 45° gedrehten CFK-Textils liegen. Die Versuchsträger der Konfiguration 3 und 5 weisen nahezu dieselben Tragfähigkeiten auf, diese liegen 5,4 % unter der maximalen Tragfähigkeit der Versuchsträger aus Konfiguration 4. Dies zeigt, dass eine Erhöhung des Bewehrungsgrades der Versuchsträger nicht direkt zur Erhöhung ihrer Tragfähigkeit führt.

Die Zahnleisten der Stahlimplantate wiesen eine hervorragende Tragfähigkeit auf. Es entstanden vereinzelt Risse entlang der Verzahnung, diese führten aber zu keinem Verlust der Tragfähigkeit der Konfigurationen.

### 6.1.1 Vorschläge zur Optimierung der Stahlimplantate

Folgende Optimierungen der Stahlimplantattypen 1 und 2 (Abb. 2.8) könnten die Verbundtragfähigkeit der Versuchsträger erhöhen:

- Die Anordnung eines weiteren „Fähnchens“ am Schublech.
- Die Verbesserung des Verbundes der quarzsandbeschichteten Epoxidharzmatrix am CFK-Stab.
- Die Erhöhung der Verankerungslänge des CFK-Stabes im Schublech.
- Die Vergrößerung der Verzahnungsfläche des Schubleches durch eine dickeres Schublech und längeres Schublech.

Das Stahlimplantattyp 3 (Abb. 2.8) könnte auf folgende Weise optimiert werden:

- Der zeitliche Ablaufprozess des Einklebeschrittes der CFK-Stäbe in die Einsteckhülsen der Stahlimplantate könnte durch die Verwendung eines Klebers mit kürzeren Trocknungszeiten sowie der Abschaltung der Einstecklänge des CFK-Stabes vor dem Quarzsandbeschichten verkürzt werden.
- Durch die Positionierung des Gelenkes des Auflagers „A“ in der oberen Trägerhälfte kann der Spannungsverlauf im UHPC verändert werden und die Tragfähigkeit erhöht werden (siehe numerische Berechnung 4 in Kap. 3.5.2.7).

### 6.1.2 Stärken der Stahlimplantate

Zu den Stärken der verbundverankerten Stahlimplantattypen 1 und 2 (Abb. 2.8) zählen:

- Der rasche Zusammenbau der CFK-Bewehrung aufgrund des Entfalls des Verklebungsschrittes.
- Die Versuchsträger weisen eine gute Tragfähigkeit bis zu einer Lastaufbringungskraft von ca. 25 kN auf. Bis zu dieser Lastaufbringungskraft liegen an den Versuchsträgern auch geringe Rissbreiten vor.

- Die Druckspannungen des UHPC können entlang der Zahnleiste gut aufgenommen und verteilt werden.
- Das Stahlimplantat ist am Ende seiner Lebensdauer wieder vollständig vom Träger trennbar (recyclbar).
- Die Stahlimplantatverankerungen weisen ein Optimierungspotential auf. Durch die Anordnung eines weiteren Schubleches normal zu dem bereits vorhandenen und/oder durch die Anordnung eines weiteren „Fähnchen“ sowie durch die Variation der Schublechdicken, Fähnchendicken und deren geometrischen Abmessungen könnte die Verbundverankerung optimiert werden.

Folgende Stärken zeigt das vollverankerte Stahlimplantattyp 3 (Abb. 2.8):

- Kein Versuchsträger mit Stahlimplantattyp 3 versagt im Bereich des Stahlimplantates.
- Die Versuchsträger weisen hohe Tragfähigkeiten auf.
- Der CFK-Stab ist lagemäßig in der Einsteckhülse des Stahlimplantates fixiert.

### 6.1.3 Vorschläge zur Optimierung der Versuchsträger

Die experimentellen Untersuchungen umfassen nicht nur die Untersuchung des Stahlimplantates sondern des gesamten Versuchsträgers. Die Tragfähigkeit könnte durch folgende Maßnahmen verbessert werden:

- Aufnahme der entstehenden Ringzugspannungen durch gezielte Anordnung von Bewehrung um den CFK-Stab. Ringförmige Bewehrungstextile um den CFK-Stab könnten die entstehenden Ringzugspannungen aufnehmen und somit die Verbundrissbreiten an der Versuchsträgerunterkante reduzieren.
- Durch die Verbreiterung der Betondruckfläche an der Versuchsträgeroberkante kann die Spannungskonzentration bei steigender Lastaufbringungskraft aufgenommen werden.
- Verbesserung der Maßhaltigkeit der Schalung der Versuchsträger, um genauere Versuchsergebnisse zu erhalten.

### 6.1.4 Stärken der Versuchsträger

Folgende Stärken kennzeichnen die Versuchsträger:

- Die Versuchsträger weisen eine hohe Tragfähigkeit und ein geringes Gewicht auf.
- Das Versagen kündigt sich „optisch“ durch deutlich sichtbare Risse und deutlich erkennbare Durchbiegung der Versuchsträger an.
- Die Montage der Versuchsträger gestaltet sich als sehr einfach.
- hohe Zugfestigkeit der CFK-Bewehrung.
- Korrosionsbeständigkeit der Bewehrung.
- Die geringe Betondeckung führt zu geringen Trägerabmessungen und somit zu einem geringen Materialverbrauch.



# Literaturverzeichnis

- [1] M. Curbach und F. Jesse. „Eigenschaften und Anwendung von Textilbeton“. In: *Beton- und Stahlbetonbau* Bd. 104.Ausg. 1 (Jän. 2009), S. 9–16. DOI: 10.1002/best.200800653.
- [2] P. Dobromil und J. Cervenka. *ATENA Program Documetation Part 11 Troubleshooting*. Hrsg. von Cervenka. Prag, Tschechien, Jän. 2017. URL: <http://www.cervenka.cz/assets/files/atena-pdf/ATENA-Troubleshooting.pdf> (besucht am 21.04.2017).
- [3] I. G. Doka. *Schalungsplatten*. Amstetten, Österreich, Feb. 2012. URL: [https://www.doka.com/\\_ext/downloads/downloadcenter/999792001\\_2012\\_02\\_online.pdf](https://www.doka.com/_ext/downloads/downloadcenter/999792001_2012_02_online.pdf) (besucht am 16.03.2017).
- [4] M. Dominique. „Eigenschaften und Abbrandverhalten von Faserverbundwerkstoffen, speziell Kohlefaserverbundwerkstoffen (CFK), sowie erforderliche Maßnahmen“. In: *Brandschutzforschung der Bundesländer* Ausg. 177 (2015), S. 1–36. DOI: 0170-0060.
- [5] F. Eberth. *Sanieren und Verstärken von Betonbauteilen mit CFK- Lamellen*. 2015. URL: <http://www.db-bauzeitung.de/db-metamorphose/schwachstellen/im-verborgenen/> (besucht am 21.04.2017).
- [6] J. Fink. *Studienblätter zur Vorlesung Stahlbau 2*. Hrsg. von I. für Tragkonstruktionen-Stahlbau. Wien: TU-Wien, 2016.
- [7] O. Fischer, M. Henke, H. Weiher und S. Hock. *Innovative Hybridverankerungen von Zuggliedern aus ultra-hochfesten Betonen und Stahl oder faserverstärkten Kunststoffen*. Bd. F 2913. Stuttgart, Deutschland: Fraunhofer IRB Verlag, 2014, S. 1–370.
- [8] M. Frenzel, M. Lieboldt und M. Curbach. „Leicht Bauen mit Beton: Balkonplatten mit Carbonbewehrung“. In: *Beton- und Stahlbetonbau* Bd. 109.Ausg. 10 (Okt. 2014), S. 713–725. DOI: 10.1002/best.201400056.
- [9] J. Füssl, G. Kandler, C. Hellmich und H. Mang. *Skriptum zur VU Finite Elemente Methoden*. Hrsg. von I. für Mechanik der Werkstoffe und Strukturen. Wien: TU-Wien, 2014, S. 1–166.
- [10] GOMmbH. *ARAMIS Benutzerinformation - Software*. Braunschweig, Deutschland, Juli 2009. URL: [http://tu-freiberg.de/sites/default/files/media/institut-fuer-mechanik-und-fluiddynamik-15832/Lehre/lehrveranstaltungen/mechanik/MMM/aramis\\_handbuch.pdf](http://tu-freiberg.de/sites/default/files/media/institut-fuer-mechanik-und-fluiddynamik-15832/Lehre/lehrveranstaltungen/mechanik/MMM/aramis_handbuch.pdf) (besucht am 23.04.2017).
- [11] F. Jesse und M. Curbach. *Verstärken mit Textilbeton*. Hrsg. von K. Bergmeister, F. Fingerloos und J.-D. Wörner. Bd. Betonkalender 2010. Weinheim, Deutschland: Wiley-VCH Verlag GmbH & co. KGaA, 2009, S. 459–565. DOI: 10.1002/9783433600443.ch7.
- [12] M. Kobler. „Ein Implantat zur Einleitung konzentrierter Lasten in Bauteile aus ultra-hochfestem Beton“. Diss. Stuttgart: Fakultät Bau- und Umweltingenieurwissenschaften, Institut für Leichtbau Entwerfen und Konstruieren, 2013. DOI: <http://dx.doi.org/10.18419/opus-502>.
- [13] J. Kollegger, P. Egger, S. Gmainer, P. Huber, B. Kromoser, J. Novoszel, S. Pirringer, A. Schweighofer, W. Träger und D. Wimmer. *Betonbau 1*. Hrsg. von I. für Tragkonstruktionen-Betonbau. Bd. V. Auflage. Wien: TU-Wien, 2012.

- [14] KovacStahl. *Laserschneiden*. Graz, Österreich. URL: <http://www.kovac.com/stahl/DEU/download/DatenbltterAN10stkDeutschaktuellgedrucktusort2011.pdf> (besucht am 21.04.2017).
- [15] B. Kromoser und M. Ritt. „Optimierte Formen aus Textilbeton am Beispiel der Grillmöbel "Donauwelle"“. In: *Bauingenieur* Bd. 91.Ausg. 10 (2016), S. 425–433.
- [16] C. H. Kulas. „Zum Tragverhalten getränkter textiler Bewehrungselemente für Betonbauteile“. Diss. Aachen: Lehrstuhl und Institut für Massivbau, 2013.
- [17] N. Markunovic. „Untersuchungen zur Spannkrafteinleitung von vorgespannten CFRP-Stäben in dünnwandige Bauteile aus UHPC“. Entwurf der Diplomarbeit, Wien: TU-Wien. März 2017.
- [18] M. Miremadi. „Optimierung der Frühfestigkeit von Ultra High Performance Concrete“. Magisterarb. Wien: Institut für Hochbau und Technologie, 2016.
- [19] *ÖNORM EN1992-1-1. Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken. Teil 1-1: Grundlagen und Anwendungsregeln für den Hochbau*. Austrian Standards Institute/ Österreichisches Normungsinstitut, Wien. 2011.
- [20] I. Peneder. „Uniaxiales Bruchverhalten von ultrahochfestem Beton mit und ohne Temperatureinflüssen“. Magisterarb. Wien: Institut für Hochbau und Technologie, 2016, S. 1–171.
- [21] B. Pichler und J. Eberhardsteiner. *Skriptum zur Vorlesung Baustatik*. Hrsg. von I. für Mechanik der Werkstoffe und Strukturen. Wien: TU-Wien, 2012, S. 1–497.
- [22] R. Pickhardt und W. Schäfer. „Nachbehandlung und Schutz des jungen Betons“. In: *Betontechnik* Bd. 8.Ausg. 4 (Mai 2014), S. 1–6.
- [23] A. Pritschow. „Zum Verbundverhalten von CFK-Bewehrungsstäben in Bauteilen aus ultrahochfestem Beton“. Diss. Stuttgart: Institut für Leichtbau Entwerfen und Konstruktion, 2016. DOI: 10.18419/opus-8800.
- [24] V. Schmid. *Hochleistungsverbindungen mit Zahnleisten in hybriden Tragwerken aus Stahl und Beton*. Hrsg. von F. E. und Konstruieren- Verbundkonstruktionen. Berlin, Deutschland: TU-Berlin, S. 1–14.
- [25] U. Schneider, B. Heinrich und J. Kirnbauer. *Festbeton*. Hrsg. von U. Schneider. Bd. 18. Auflage. Wien: TU-Wien, 2010, S. 1–73.
- [26] J. Schnell, C. Kohlmeyer, D. Bayer und F. Müller. „Werkstoffgerechtes Konstruieren mit Hochleistungsbetonen“. In: *Beton und Stahlbetonbau* Bd. 108.Ausg. 6 (Juni 2013), S. 404–413. DOI: 10.1002/best.201300015.
- [27] H. Schreier und R. Lichtenberger. *Kombination von Stereoskopie und digitalen Korrelationsverfahren zur Messung von Kontur, Verformung und Dehnung*. 2003. URL: <http://www.limess.com/download/3D-TagOldenburg2003> (besucht am 23.04.2017).
- [28] W. Sobek, J. Mittelstädt und M. Kobler. „Fügung schlanker Bauteile“. In: *Beton- und Stahlbetonbau* Bd. 106.Heft 11 (Nov. 2011), S. 779–784. DOI: 10.1002/best.201100062.
- [29] Solidian. *Ebene Textile Bewehrung*. URL: <http://www.solidian.com/produkte/> (besucht am 21.04.2017).
- [30] J. Tandler und V. Schmid. „Experimentelle und numerische Untersuchungen an Hochleistungsverbindungen mit Zahnleisten“. In: *Stahlbau* Bd. 85.Heft 8 (Aug. 2016), S. 528–533. DOI: 10.1002/stab.201610402.

- [31] A. Vorwagner, S. L. Burtscher, G. Grass und J. Kollegger. „Verstärkung mit vorgespannten eingeschlitzten Lamellen; Strengthening using prestressed near surface mounted strips“. In: *Beton- und Stahlbetonbau* Bd. 105.Ausg. 1 (Dez. 2010), S. 9–18. DOI: 10.1002/best.200900062.
- [32] M. Waldmann und C. Cherif. *Textiles Flächengebilde*. DE Patent App. DE201,410,105,795. 2015. URL: <https://www.google.com/patents/DE102014105795A1?c1=de> (besucht am 26.05.2017).