

BBSR-
Online-Publikation
28/2023

FVK-Verankerung

Entwicklung neuartiger, praxistauglicher
Verankerungs- und Übergreifungslösungen von
Bewehrung aus Faserverbundkunststoff

von

Marina Stümpel
Jiafeng Zhou
Dr.-Ing. Alexander Flohr
Dr. Torben Wiegand
Dr.-Ing. Chongjie Kang
Prof. Dr.-Ing. Steffen Marx
Prof. Dr.-Ing. Andrea Osburg

FVK-Verankerung

Entwicklung neuartiger, praxistauglicher Verankerungs- und Übergreifungslösungen von Bewehrung aus Faserverbundkunststoff

Gefördert durch:



Bundesministerium
für Wohnen, Stadtentwicklung
und Bauwesen

aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

ZUKUNFT BAU
FORSCHUNGSFÖRDERUNG

Dieses Projekt wurde gefördert vom Bundesinstitut für Bau-, Stadt- und Raumforschung (BBSR) im Auftrag des Bundesministeriums für Wohnen, Stadtentwicklung und Bauwesen (BMWSB) aus Mitteln des Innovationsprogramms Zukunft Bau.

Aktenzeichen: 10.08.18.7-18.56

Projektlaufzeit: 03.2020 bis 08.2022

IMPRESSUM

Herausgeber

Bundesinstitut für Bau-, Stadt- und Raumforschung (BBSR)
im Bundesamt für Bauwesen und Raumordnung (BBR)
Deichmanns Aue 31–37
53179 Bonn

Fachbetreuer

Michael Brüggemann, Brüggemann Kisseler Ingenieure
im Auftrag des BBSR, Referat WB 3 „Forschung und Innovation im Bauwesen“
zb@bbr.bund.de

Autorinnen und Autoren

TU Dresden, Institut für Massivbau
Professur für Ingenieurbau
Prof. Dr.-Ing. Steffen Marx (Projektleitung)
steffen.marx1@tu-dresden.de

Marina Stümpel, M. Sc.
marina.stuempel@tu-dresden.de

Jiafeng Zhou, M. Eng.
jiafeng.zhou@tu-dresden.de

Dr.-Ing. Chongjie Kang
chongjie.kang@tu-dresden.de

Bauhaus-Universität Weimar
Professur Bauchemie und Polymere Werkstoffe
Prof. Dr.-Ing. Andrea Osburg
andrea.osburg@uni-weimar.de

Dr.-Ing. Alexander Flohr
alexander.flohr@uni-weimar.de

Dr. rer. nat. Torben Wiegand
torben.wiegand@uni-weimar.de

Redaktion

TU Dresden / Bauhaus-Universität Weimar

Stand

April 2023

Gestaltung

TU Dresden / Bauhaus-Universität Weimar

Bildnachweis

Titelbild: Jiafeng Zhou
Alexander Flohr: S. 28–31; Chongjie Kang: S. 61, 76, 78, 79; Jiafeng Zhou: S. 49, 51, 52, 62, 73, 80, 81

Vervielfältigung

Alle Rechte vorbehalten

Der Herausgeber übernimmt keine Gewähr für die Richtigkeit, die Genauigkeit und Vollständigkeit der Angaben sowie für die Beachtung privater Rechte Dritter. Die geäußerten Ansichten und Meinungen müssen nicht mit denen des Herausgebers übereinstimmen.

Zitierweise

Stümpel, Marina; Zhou, Jiafeng; Flohr, Alexander; Wiegand, Torben; Kang, Chongjie; Marx, Steffen; Osburg, Andrea, 2023: FVK-Verankerung: Entwicklung neuartiger, praxistauglicher Verankerungs- und Übergreifungslösungen von Bewehrung aus Faserverbundkunststoff. BBSR-Online-Publikation 28/2023, Bonn.

Inhalt

Kurzfassung	6
Abstract	7
1 Einführung	8
1.1 Themenfeld und Untersuchungsgegenstand	8
2 Problemstellung	9
2.1 Stand der Forschung/Baupraxis	9
2.2 Forschungslücke und Entwicklungsbedarf	16
3 Zielstellung	17
3.1 Konkrete Projektziele	17
3.2 Übergeordnete Ziele und der Beitrag des Projekts dazu	17
4 Forschungsdesign	19
4.1 Arbeitshypothesen	19
4.2 Methodischer Ansatz	19
4.3 Projektteam und Organisation, Kooperationspartner	20
4.4 Arbeitspakete und Meilensteine	20
5 Projektverlauf	21
6 Ergebnisse	23
6.1 AP A.1 Numerische Simulation und Optimierung und A.3 Numerische Simulation und Optimierung (TUD)	23
6.2 AP A.2 Baustofftechnologische Untersuchungen Polymerwerkstoffe (BUW)	26
6.3 AP B.1 Verbundversuche an FVK Stäben (BUW)	28
6.4 AP B.2 Numerische Modellierung des Verbundverhaltens (TUD)	36
6.5 AP B.3 Biegeversuche an plattenartigen Bauteilen (TUD)	49
6.6 Wissenschaftliche und wirtschaftliche Anschlussfähigkeit der Ergebnisse	93

7	Zusammenfassung	94
8	Mitwirkende	96
8.1	Autorinnen und Autoren	96
8.2	Projektpartner und weitere Fördermittelgeber	96
8.3	Fachliche Betreuung	96
9	Literaturverzeichnis	97
10	Abbildungsverzeichnis	100
11	Tabellenverzeichnis	106
12	Anlagen	107
12.1	Anlage 1 – Rezepturen der Harz-Härter-Kombinationen	107
12.2	Anlage 2 – Rezepturen der Polymerwerkstoffe	108

Kurzfassung

Im Fokus dieses Forschungsvorhabens stehen die Entwicklung und Untersuchung von neuartigen, praxistauglichen Verankerungsmöglichkeiten für Bewehrung aus Faserverbundkunststoff (FVK). Hierzu sollen sowohl experimentelle als auch numerische Untersuchungen an FVK-Bewehrungen aus glasfaserverstärkten Kunststoffen (GFK) und Betonstählen für vergleichende Betrachtungen durchgeführt werden. Bei der schlaffen FVK-Bewehrung liegt der Fokus auf der Untersuchung und Optimierung des Verbundverhaltens, um vergleichsweise kurze Verankerungs- und Übergreifungslängen sicher realisieren zu können. Verglichen mit Verankerungs- und Übergreifungsbereichen von Stabstahlbewehrung sind diese häufig überdimensioniert, was einen wirtschaftlichen Einsatz von FVK-Bewehrung und mitunter die konstruktive Durchbildung erschwert.

Darüber hinaus sind Untersuchungen vorgesehen, die das Ziel haben, eine neuartige lokale Verankerung von schlaffer FVK-Bewehrung aus einem geeigneten Polymerwerkstoff zu entwickeln, um Verankerungs- und Übergreifungslängen zusätzlich reduzieren zu können. Eine sichere und effiziente Verankerung von FVK-Bewehrungen ermöglicht weitere Anwendungsgebiete für diese korrosionsbeständige und äußerst zugfeste Art des Bewehrens.

Ein weiteres Ziel des Forschungsvorhabens ist es, für FVK-Spannglieder aus kohlefaserverstärkten Kunststoffen (CFK) eine neuartige lokale Verankerung durch einen Polymerwerkstoff zu entwickeln, da der Einsatz herkömmlicher Stahlkeile, wie sie bei der Verankerung von Stahlspanngliedern eingesetzt werden, aufgrund der Querdruckempfindlichkeit anisotroper CFK-Spannstäbe nicht effizient möglich ist. Vor diesem Hintergrund sollen „weichere“ Polymerwerkstoffe zum Verkeilen der FVK-Stäbe eingesetzt und die Querpressungen an der Verankerungsstelle so weit reduziert werden, dass ein Versagen der FVK-Stäbe im Verankerungsbereich nach Möglichkeit ausgeschlossen werden kann. Dieses Forschungsziel hat sich im Laufe der Projektbearbeitung als nicht zielführend herausgestellt, sodass der Fokus der Untersuchungen auf der Verankerung und Übergreifung schlaffer FVK-Bewehrung sowie geeigneter Messmethoden zur Beurteilung der Stabdehnungen gelegt wurde.

Abstract

In this research project, novel, practical anchoring options for fibre reinforced plastic (FRP) reinforcement will be developed and investigated. For this purpose, experimental and numerical investigations will be carried out on FRP reinforcement made of glass-fibre reinforced plastics (GFRP) and concrete steels for comparative considerations. In the case of FRP reinforcement, the focus is on the investigation and optimisation of the bond behaviour in order to be able to safely realise comparatively short anchorage and overlapping lengths. Compared to the anchorage and overlapping areas of steel bars, these are often overdimensioned, which makes the economic use of FRP reinforcement and sometimes the structural design more difficult.

In addition, investigations will be carried out with the aim of developing a new type of local anchoring of slack FRP reinforcement made of a suitable polymer material in order to be able to additionally reduce anchoring and overlapping lengths. A safe and efficient anchorage of FRP reinforcement enables further areas of application for this corrosion-resistant and extremely efficient type of reinforcement.

Another objective of the research project is to develop a new type of local anchorage by means of a polymer material for FRP tendons made of carbon fibre-reinforced plastics (CFRP), since the use of conventional steel wedges, as used in the anchorage of steel tendons, is not efficiently possible due to the transverse pressure sensitivity of anisotropic CFRP tendons. Against this background, "softer" polymer materials should be used to wedge the FRP tendons and the transverse pressures at the anchorage point should be reduced to such an extent that failure of the FRP tendons in the anchorage area can be excluded as far as possible. However, in the course of the project work, this research objective turned out not to be feasible, so that the focus of the investigations was placed on suitable bar and anchorage geometries as well as suitable measurement methods for determining the bar strains for slack FRP reinforcement.

1 Einführung

1.1 Themenfeld und Untersuchungsgegenstand

In diesem Forschungsvorhaben werden neuartige, praxistaugliche Verankerungsmöglichkeiten für Bewehrung aus Faserverbundkunststoff (FVK) entwickelt. Als schlaife Bewehrung stehen glasfaserverstärkte Kunststoffe (GFK) wegen ihrer – im Vergleich zu Kohlenfaserverstärkten Kunststoffen (CFK) – erheblich kostengünstigeren Herstellung und ihren zu Normalbeton passfähigeren Festigkeitseigenschaften im Mittelpunkt der Untersuchungen. In diesem Zusammenhang werden experimentelle und numerische Untersuchungen an GFK-Bewehrung und Betonstählen für vergleichende Betrachtungen durchgeführt. Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen werden zunächst zwei Betone unterschiedlicher Festigkeitsklasse projiziert, hergestellt und im Rahmen einer Erstprüfung die Festbetonkennwerte ermittelt und mit dem Projektierungsziel verglichen. Anschließend werden FVK-Stabbewehrungen mit unterschiedlichen Rippengeometrien und Oberflächenbeschaffenheiten ausgewählt und Auszugsproben hergestellt, wobei zwei Stabdurchmesser verwendet werden. Bei den Ausziehversuchen wird der Schlupf und die Verankerungskräfte ermittelt und die Ergebnisse der einzelnen Stab-Beton-Kombinationen vergleichend gegenübergestellt. Darüber hinaus werden numerische Modelle der Ausziehversuche mit den unterschiedlichen Stabvarianten erstellt, um weiterführende Erkenntnisse zu gewinnen. Die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen werden den Ergebnissen der Ausziehversuche gegenübergestellt.

Zudem wird im Rahmen dieses Forschungsvorhabens das Tragverhalten von übergreifender GFK-Bewehrung und herkömmlichem Bewehrungsstahl untersucht. In diesem Zusammenhang werden verschiedene Arten von Versuchen realisiert: Zugversuche an reinen FVK-Stäben zur Bestimmung der Materialeigenschaften wie Zugfestigkeiten und E-Moduln der FVK- und Stahlstäbe sowie Übergreifungsversuche zwischen FVK- und Stahlstäben, um den Lastabtrag im Übergreifungsbereich zu untersuchen. Im Rahmen der Übergreifungsversuche werden drei Übergreifungslängen gewählt. Bei allen Versuchen werden quasikontinuierliche faseroptische Dehnungsmessungen herangezogen um die Dehnungsentwicklung in den Stäben zu quantifizieren. Als begleitende Untersuchungen werden Verbundversuche mit langer Verbundlänge durchgeführt, um die Eignung verschiedener faseroptischen Sensoren und verschiedener Applikationsvarianten für die Übergreifungsversuche abzuschätzen.

Ein weiterer Schwerpunkt der experimentellen Untersuchungen ist die Entwicklung eines polymerbasierenden Materials, welches sich als Verankerungsendkörper bei schlaffen oder auch als Ankerkeil bei vorgespannten FVK-Stäben eignet. Dazu wird mittels Kombination verschiedener Harze und Härter unter Verwendung von Flexibilisierungsmitteln unterschiedlich duktile Epoxidharze hergestellt, die als Bindemittel für die jeweilige Verankerungslösung herangezogen werden können. Diese Bindemittel werden anschließend mit einem geeigneten Mineralmehl gefüllt und daraus Proben hergestellt. Die Proben dienen der Ermittlung der Festigkeitseigenschaften und Beständigkeit gegenüber Temperaturwechselbeanspruchungen, wie sie innerhalb eines Betonbauteils zu erwarten sind. Die Tragfähigkeit der Verankerungsendkörper wird mittels numerischer Untersuchungen untersucht und deren Verankerungswirkung bewertet.

2 Problemstellung

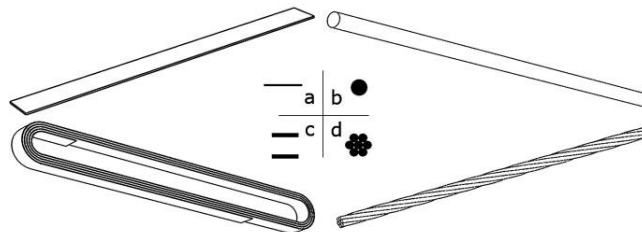
2.1 Stand der Forschung/Baupraxis

Faserverbundkunststoffe (FVK) haben im Bauwesen in den vergangenen Jahren an Bedeutung gewonnen. Grund dafür sind die positiven Eigenschaften von FVK wie die Korrosionsbeständigkeit und die hohe Tragfähigkeit bezogen auf das geringe Eigengewicht der FVK. Während Lamellen und Gelege aus FVK bereits in einigen Bereichen gut erforscht sind, besteht bei Bewehrungsstäben aus FVK noch erheblicher Forschungs- und Entwicklungsbedarf (Schumann/May/Curbach 2018). Hintergrund dieses Forschungs-vorhabens ist vor allem das noch unzureichend untersuchte Verbundverhalten von FVK-Stäben und Beton. Bei schlaffer Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff- (CFK-) und Glasfaserverstärkter Kunststoff-(GFK-) Bewehrung führt dies zu überdimensionierten Verankerungs- und Übergreifungslängen, bei CFK-Spanngliedern wird deren Festigkeit nicht effizient ausgenutzt. Im Nachfolgenden wird daher ein Überblick über den aktuellen Stand der Forschung und Baupraxis gegeben um daraus den Forschungsbedarf abzuleiten. Dabei wird zunächst auf den Stand der Forschung und Baupraxis zur Verankerung von CFK-Spanngliedern eingegangen. Anschließend wird dieser zum Verbundverhalten von schlaffen FVK-Bewehrungen dargelegt.

2.1.1 Stand der Forschung und Baupraxis zur Verankerung vorgespannter CFK-Spanngliedern

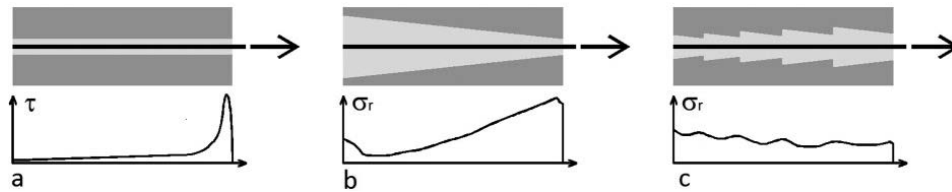
Bei CFK-Spanngliedern (vgl. Abbildung 1) muss die Kraft in den Fasern über die Verankerung in die angrenzenden Bauteile übertragen werden. Herkömmliche Keilverankerungen für hochfeste Stahl-zugglieder sind für CFK nicht geeignet, da sie die in Querrichtung empfindlichen Fasern schädigen, Spannungskonzentrationen erzeugen und so zum Versagen der CFK-Zugelemente deutlich vor Erreichen der Zugfestigkeit führen.

Abbildung 1: Verschiedene CFK-Spannglieder; a) Lamelle, b) Rundstab, c) Strangschleife d) Stab aus verseilten Rovings nach (Schlaich et al. 2012)



Aktuell stehen mehrere, spezielle Ankerformen und -verfahren zur Verfügung um CFK-Spannglieder zum Zeitpunkt des Vorspannvorgangs und nach dem Vorspannen zu fixieren. Viele dieser Verankerungen beruhen auf dem Prinzip des Steifigkeitsgradienten (s. Abbildung 2b und c), um eine über die gesamte Verankerungslänge gleichmäßige Krafteinleitung zu gewährleisten. Bei Verankerungen mit konstanter Steifigkeit führt diese zu einer Dehnungsbehinderung im hinteren Bereich, sodass die Zugkraft innerhalb eines kurzen Abschnitts eingeleitet werden muss (s. Abbildung 2a). Dadurch kommt es zu hohen Schubbeanspruchungen τ (s. Abbildung 2a) bzw. zu hohen Querpressungen σ , (s. Abbildung 2b), die zu einer Schädigung der Verklebung und der empfindlichen Fasern führen können. Um eine gleichmäßige Dehnung zu ermöglichen, muss die Verankerung so ausgebildet werden, dass die Steifigkeit kontinuierlich mit der Länge zunimmt (s. Abbildung 2c). Der Steifigkeitsgradient kann dabei durch Variation des E-Moduls (Meier 2012) und des Volumens des Vergussmaterials (Kollegger/Gaubinger/Horvatis), die Höhe und Art der Quervorspannung (Dehn 2005; Bergmeister 2003), die Abstufung des Ankerquerschnitts (Andrä et al. 2007) oder die Variation der Materialien des Ankerkörpers (Burtscher 2004) gesteuert werden.

Abbildung 2: Schub- und Radialspannung in verschiedenen Verankerungskörper (Dehn 2005)








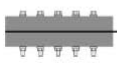

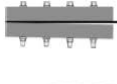







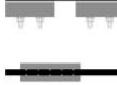






In Abbildung 3 ist eine Übersicht der wichtigsten Verankerungen für CFK-Zugelementen dargestellt. Wie aus dieser hervorgeht, wird zwischen

- Verankerung durch Umlenkung,
- Vergussverankerung und
- Klemmverankerung

unterschieden. Welche Art der Verankerung für welche Art von CFK-Zugelementen geeignet ist, ist ebenfalls in der Übersicht in Abbildung 3 dargestellt. Rundstäbe und Stäbe aus verseilten Rovings sind in dieser zu Stäben zusammengefasst.

Abbildung 3: Übersicht der Verankerungen von CFK-Zugelementen (Schlaich et al. 2012)

Verankerungen	Verankerungen
 Nichtlamierte Strangschlaufe Verankerung durch Umlenkung für Strangschlaufen, Tragfähigkeit < 100 % [27], in der Anwendung	 Klemmkeile Klemmverankerung für Stäbe, in der Anwendung
 Vorgespannte Strangschlaufe Verankerung durch Umlenkung für Strangschlaufen, in der Anwendung	 Verdickter Lamellenkopf Klemmverankerung für Lamellen, Tragfähigkeit < 100 % [30], in der Anwendung
 3D-verstärkte Strangschlaufe Verankerung durch Umlenkung für Strangschlaufen, Tragfähigkeit < 100 % [28], in der Entwicklung	 Zweikomponentenkeil Klemmverankerung für Lamellen, Tragfähigkeit 100 % [30], in der Anwendung
 Zylindr. Vergussverankerung Vergussverankerung für Stäbe, Tragfähigkeit < 100 %, in der Anwendung	 Vorgespannte Schrauben Klemmverankerung für Rundstäbe, in der Entwicklung
 Konische Vergussverankerung Vergussverankerung für Stäbe, Tragfähigkeit < 100 % [29], in der Anwendung	 Lamellenanker Klemmverankerung für Lamellen, Tragfähigkeit > 100 % [5], in der Anwendung
 Gradientenvergussmasse Vergussverankerung für Stäbe, Tragfähigkeit < 100% [5], in der Anwendung	 Dehnungsklemmanker Klemmverankerung für Lamellen, Tragfähigkeit > 100 % [5], in der Anwendung
 Inverser Konus Vergussverankerung für Stäbe, in der Entwicklung < 100 % [5], in der Anwendung	 Avenit-Spannanker Klemmverankerung für Lamellen, Tragfähigkeit < 100% [20], in der Anwendung
 Inverser segmentierter Konus Vergussverankerung für Stäbe, Tragfähigkeit > 100 % [5], in der Anwendung	 Spannrahmen mit Walze Klemmverankerung für Lamellen [5], in der Entwicklung
 Expansiver Vergussmörtel Vergussverankerung für Stäbe, Tragfähigkeit < 100 % [25], in der Anwendung	 Klebe-Klemm-Verankerung Klemmverankerung für Lamellen, Tragfähigkeit > 100 % [30], in der Entwicklung
 Aufspalten des Stabendes Vergussverankerung für Stäbe und Lamellen in der Anwendung	 Heiß aufpressen Formschlussanker für Rundstäbe, Tragfähigkeit < 100 % [31], in der Entwicklung
 Abtreppen des Stabendes Vergussverankerung für Rundstäbe, in der Entwicklung	 CFK/Titan-Verbund Verbundanker für Lamellen, Tragfähigkeit < 100 % [32], in der Entwicklung

Wie bereits eingangs dargestellt wurde, soll im Rahmen dieses Forschungsprojekts eine Verankerung für FVK-Spannstäbe und -litzen entwickelt werden. Dementsprechend werden im Nachfolgenden der Stand der Technik und Baupraxis zu den Vergussverankerungen (s. Abbildung 3, rote Markierung) und den Klemmverankerungen (s. Abbildung 3, grüne Markierung) detaillierter beschrieben.

Bei der Klemmverankerung sind Klemmkeile mit einer konisch zulaufenden Geometrie die gebräuchlichsten. Es existieren bereits Untersuchungen von Keilen aus metallischen Werkstoffen, aus Beton und aus Verbundwerkstoffen. Neben der Verwendung von unterschiedlichen Materialien wurde auch an geometrischen Verbesserungen zur Minimierung von Querpressungen im Endbereich des Ankers geforscht. Um die Querpressungen bei metallischen Keilen zu reduzieren, wurden bspw. die CFK-Spannglieder in (Sayed-Ahmed/Shrive 1998) durch eine besandete Oberfläche (s. Abbildung 4) oder in (Al-Mayah/Soudki/Plumtree 2006) durch eine Aluminiumhülle (s. Abbildung 5) geschützt. Dieser zusätzliche Schutz erhöhte zwar die Leistungsfähigkeit der Verankerung, führte aber noch zu keinen zufriedenstellenden Ergebnissen. Somit wurde in (Al-Mayah/Soudki/Plumtree 2013) versucht für den Stahlkeil einen weicheren Stahl (ärmer legiert) einzusetzen und es wurde die Schlitzung der Keile optimiert. Dadurch konnten die Querpressungen auf das Kohlefaserspannglied zwar reduziert werden, gleichzeitig nahm der Schlupf aber deutlich zu.

Abbildung 4: Klemmverankerung mit besandeter Oberfläche nach (Sayed-Ahmed/Shrive 1998)

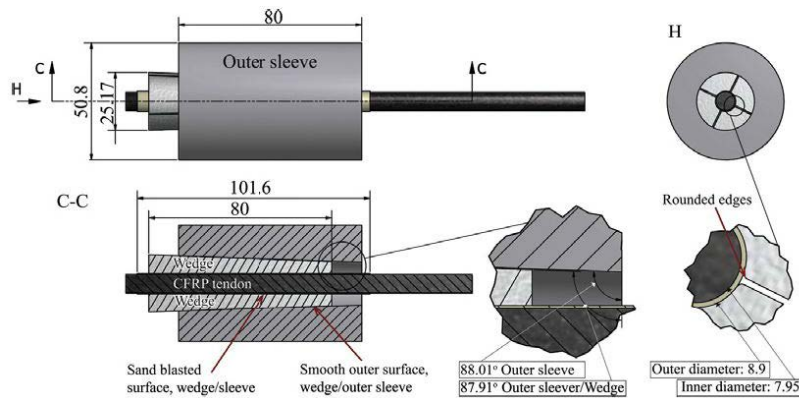
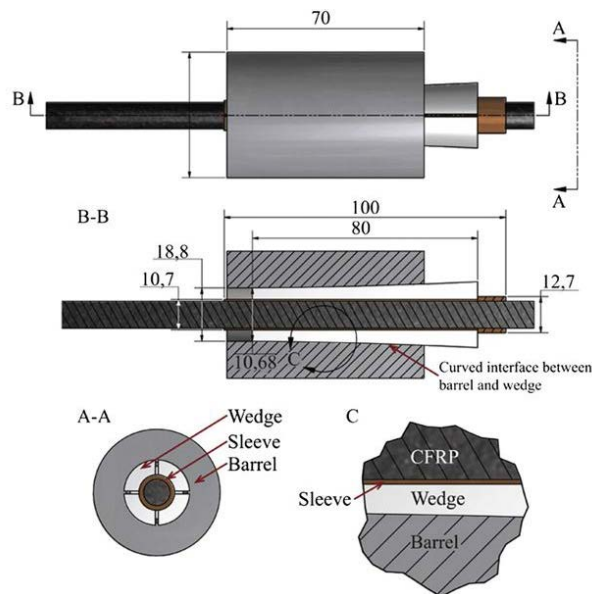


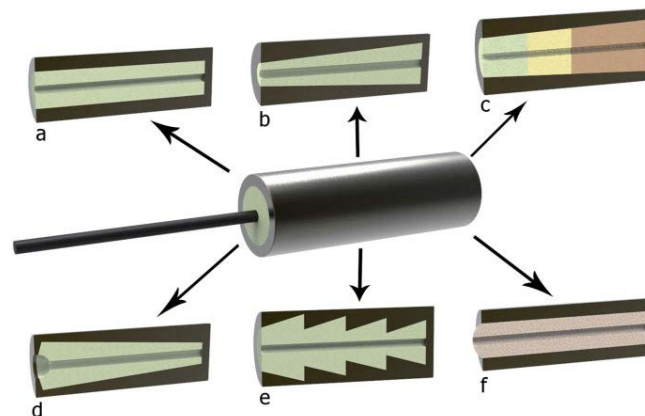
Abbildung 5: Klemmverankerung mit Aluminiumhülle (Sleeve) nach (Al-Mayah/Soudki/Plumtree 2013)



Bei den Vergussverankerungen werden die CFK-Zugelemente durch einen Vergusskörper aus mineralischem Mörtel oder einer Kunststoffmatrix in Kombination mit einem Metallzylinder (Zhang/Benmokrane/Chennouf 2000) oder einem CFK-Zylinder (Keller 2003) verankert (s. Abbildung 6). Die Vergussmasse bildet dabei eine schubfeste Verbindung zwischen dem Zylinder und dem Zugstab. Der Zylinder wirkt als Zugring und verhindert durch den sich einstellenden dreidimensionalen Spannungszustand das Abplatzen der Vergussmasse. In (Noisternig 2000) werden Vergussverankerungen auch mit konischem Vergusskörper verwendet (s. Abbildung 6b). Die Verjüngung im Übergangsbereich führt jedoch zu hohen Spannungskonzentrationen, die die Tragfähigkeit der Verankerung begrenzen (Roos/Noisternig 1999). Zur Reduzierung der Spannungen am Übergang eignen sich Gradientenwerkstoffe (Meier/Meier/Kim 2000), deren E-Modul durch Zugabe von keramischem Granulat in Richtung des Stabendes vergrößert wird (Meier/Farshad 1996). Da die Vergussmasse schichtenweise einzubringen ist (s. Abbildung 6c), muss der Verankerungskörper allerdings senkrecht hergestellt werden. Insgesamt ist damit diese Technologie als nicht baustellengeeignet zu bezeichnen.

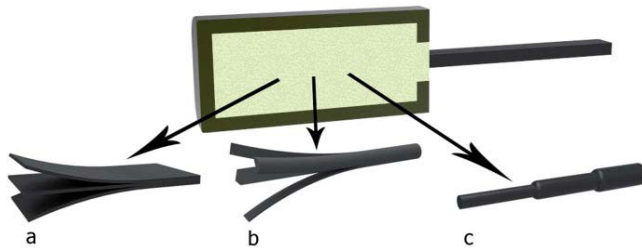
Zur Ausbildung eines Steifigkeitsgradienten kann auch ein inverser Konus verwendet werden. Inverse Konusse sind durch ein über die Länge linear oder nichtlinear abnehmendes Volumen der Matrix gekennzeichnet (s. Abbildung 6d), wodurch die Steifigkeit über die Länge zunimmt. Dabei ist zu beachten, dass zwischen dem keilförmigen Vergusskörper und der Metallhülse – anders als bei einem herkömmlichen Konus – kein Formschluss besteht. Um eine ausreichende Kohäsion zwischen Matrix und Ankerkörper zu gewährleisten muss daher ein Formschluss durch Rippen an der Innenseite oder durch einen Verschluss am Ende ausgebildet werden. (Horvatis et al. 2004) schlägt zur Ausbildung eines Steifigkeitsgradienten einen invers segmentierten Konus vor, der aus entgegengesetzt angeordneten Segmenten eines herkömmlichen Konus besteht (s. Abbildung 6e). Der Formschluss ist bei dieser Verankerung durch die Verjüngung der Vergussmatrix eines Segmentes zum freien Stabende hin gewährleistet. Verseilte Rovings können zudem durch zylindrische Stahlhülsen mit hoch expansivem, mineralischen Mörtel verankert werden (Karbhari 1998; Bergmeister 2003). Die Stahlhülsen behindern dabei die freie Ausdehnung des Mörtels, sodass ein radialer Innendruck entsteht, der die Reibung zwischen CFK-Stab und Mörtel erhöht (s. Abbildung 6f).

Abbildung 6: Vergussverankerungen für CFK-Stäbe (Schlaich et al. 2012)



Um Vergussverankerungen mit hoher Tragfähigkeit zu erzeugen ist eine große Oberfläche zwischen Stab und Matrix erforderlich. Dies kann durch das Aufspalten der Stabenden (Schwengler 1999) (s. Abbildung 7a und b) oder bei Zugstäben mit großem Durchmesser durch eine stufenweise Verkleinerung des Stabquerschnitts (Mönig/Preis) (s. Abbildung 7c) sichergestellt werden. Bei letzterer wird die Kraft der äußeren Fasern am Anfang des Ankers in die Vergussmasse eingeleitet und die inneren Fasern werden im hinteren Teil verankert, wo sie freigelegt sind.

Abbildung 7: Vergussverankerungen mit (a und b) aufgespalteten Stabende und mit (c) angestuftem Stabende (Schlaich et al. 2012)

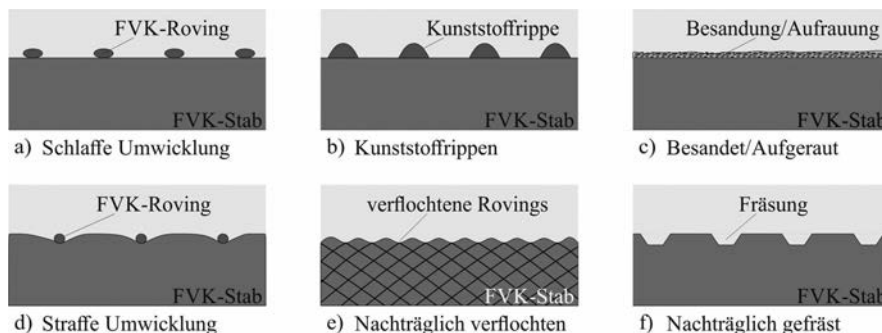


Wie aus den vorigen Darstellungen hervorgeht, stehen derzeit verschiedene Systeme zur Verankerung von CFK-Zugelementen zur Verfügung. Neben der aufwendigen Fertigung bzw. Handhabung und den hohen Materialkosten besteht bei einem Großteil der Verankerungssysteme weiterhin ein gravierender Nachteil im geringen mechanischen Wirkungsgrad der Verankerung (s. Abbildung 3, Angaben zur Tragfähigkeit). Dadurch wird ein umfassender Praxiseinsatz von CFK-Spanngliedern als Alternative zu konventionellen Stahlspanngliedern noch erheblich erschwert (Liu/Zwingmann/Schlaich 2015). Um einen breiteren Einsatz zu ermöglichen ist weiterer Forschungsbedarf erforderlich. Dieser wird im Abschnitt „Forschungslücke und Entwicklungsbedarf“ dargestellt.

2.1.2 Stand der Forschung und Baupraxis zur Verankerung von schlaffer FVK-Bewehrung

FVK-Bewehrungsstäbe stehen heute in einer Vielzahl von Konfigurationen zur Verfügung. Die Stäbe variieren dabei im Matrixsystem, der Faserart, dem Herstellungsverfahren und der Oberflächenprofilierung (s. Abbildung 8). Während als Verstärkungsfasern vor allem Glas-, Carbon- und Basaltfilamente zum Einsatz kommen, ist ein entscheidender Einflussparameter die Oberflächenprofilierung der Stäbe (Schumann et al. 2020). Diese agiert als mechanische Verzahnung und stellt den Formschluss zwischen Stab und Beton sicher. Die Verankerungs- und Übergreifungslänge steht somit in direktem Zusammenhang mit dem Verbundverhalten der Stäbe (ebd.).

Abbildung 8: Verschiedene Oberflächenprofilierungen für FVK-Stäbe (Curbach et al. 2023)



Um eine optimale Ausnutzung der FVK-Stäbe im Beton zu erlangen, sind wesentliche Kenntnisse zum Verbundverhalten erforderlich. Durch das im Vergleich zum Betonstahl grundlegend verschiedene Materialverhalten können die Konstruktions- und Bemessungsansätze aus dem Stahlbetonbau nicht ohne Weiteres übertragen werden (Schumann/May/Curbach 2018). Infolgedessen müssen für den Einsatz von FVK-Stäben neue Konstruktionsprinzipien entwickelt werden. Für die breite Anwendung der FVK-Stäbe fehlen in Deutschland jedoch immer noch normative Regelungen und Zulassungen (ebd.). Auch der Stand der Forschung zum Verbundverhalten von FVK-Stäben und Beton ist im Vergleich zu dem von Betonstahl und Beton nicht so weit fortgeschritten. International wurde das Verbundverhalten von nichtmetallischen Bewehrungselementen u. a. in (Achillides/Pilakoutas 2004; Tepfers/Lorenzis 2003; Sándor Sólyom/Matteo Di Benedetti/György L. Balázs 2018; Yan/Lin/Yang 2016) untersucht. In Deutschland wurden erste Untersuchungen dazu u. a. in (Füllsack-Köditz 2004; Niewels 2008; Schumann et al. 2020) vorgenommen. Die bisher gewonnenen Erkenntnisse zum Verbundverhalten von FVK-Stäben im Beton werden nachfolgend zusammengefasst.

Das Verbundverhalten von FVK-Stäben und Beton ist vom äußeren und inneren Verbund geprägt. Während der äußere Verbund die Interaktion zwischen der Bewehrung und der Betonmatrix beschreibt, stellt der innere Verbund die Wechselwirkung zwischen den Verstärkungsfasern und der Tränkung dar. Der innere Verbund beruht dabei auf Adhäsionskräften zwischen den in der Tränkung eingebetteten Fasern (Curbach et al. 2023). Der äußere Verbund wird dagegen durch die in der Grenzfläche wirkenden Schub- bzw. Verbundspannung τ und der dazugehörigen Relativverschiebung zwischen Stab und Beton, dem sogenannten Schlupf s , charakterisiert. Die Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung kann dabei in folgende Bereiche unterteilt werden (s. Abbildung 9) (Schumann et al. 2020):

1. Haftverbund
2. Scherverbund (Kombination aus Reib- und Formverbund)
3. Reibverbund

Wie aus Abbildung 9 hervorgeht, liegen dem äußeren Verbund zwischen FVK-Stäben und Beton prinzipiell die gleichen Verbundmechanismen wie bei herkömmlichen Bewehrungsstäben aus Stahl zugrunde. Im Vergleich zum Stahlbeton variiert bei FVK-Stäben jedoch der Anteil der einzelnen Mechanismen am Gesamt-Verbundwiderstand je nach Stabkonfiguration stark (Betz et al. 2021).

Abbildung 9 Darstellung der grundlegenden Verbundmechanismen (Curbach et al. 2023)

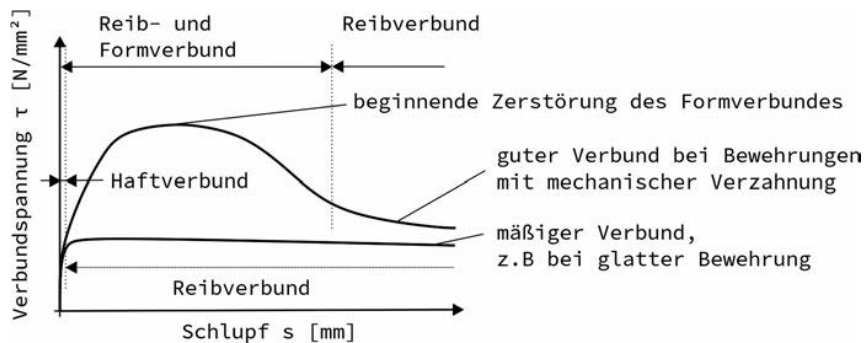
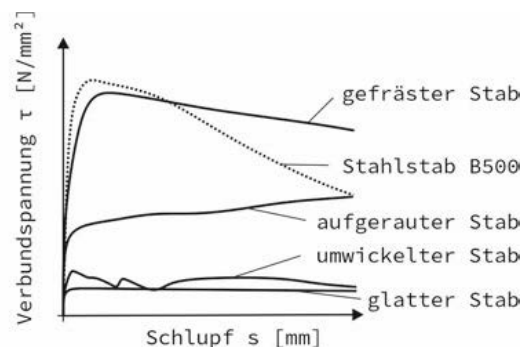


Abbildung 10: Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung für verschiedene FVK-Stäbe aus Carbon (Curbach et al. 2023)



In Abbildung 10 sind die Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen für verschieden FVK-Stäbe aus Carbon dargestellt. Wie aus diesen hervorgeht, hat die Art der Oberflächenprofilierung einen maßgeblichen Einfluss auf die Höhe der übertragbaren Verbundspannung. Aber auch der Versagensmodus wird durch die Art der Oberflächenprofilierung beeinflusst. Während bei Stahlbeton das Ausziehversagen durch Abscheren der Betonkonsolen oder Spalten des Probekörpers eintritt, kommt es bei FVK-Stäben aufgrund der Unterschiede in der Materialcharakteristik, bei der Oberflächenausbildung sowie der verwendeten Kunststoffmatrix zu zusätzlichen Einflüssen auf das Verbundverhalten. Dabei sind folgende Versagensmodi im Beton möglich:

- Abscheren der Betonkonsolen zwischen den Rippen
- Spaltbruch des Betons

Seitens der FVK-Stäbe kann dagegen auch ein Versagen durch

- Abscheren der Profilierung und
- Auszug des Stabkerns

eintreten. Ein kombiniertes Versagen der Versagensmodi ist ebenfalls möglich. (Curbach et al. 2023)

Neben der Oberflächenprofilierung haben auch die Betonfestigkeit (s. Abbildung 11) und die Verbundlänge (s. Abbildung 12) einen Einfluss auf das Verbundverhalten. Bei Untersuchungen zum Einfluss der Betonfestigkeit konnte festgestellt werden, dass die maximal übertragbaren Verbundspannungen und die Verbundsteifigkeit – definiert als Steigung der Verbundspannungs-Schlupf-Kurve im linearen Bereich – mit steigender Betonfestigkeit zunehmen (s. Abbildung 11) (Betz et al. 2021). In diesem Zusammenhang wurde bei Versuchen an CFK-Stäben beobachtet, dass sich ab einem bestimmten Grenzwert der Betonfestigkeit das Versagen vom Beton in die Bewehrungsebene verschiebt (Achillides/Pilakoutas 2004). Bei diesen Versuchen kam es durch Abscheren der Oberflächenprofilierung zu keiner weiteren Steigerung der maximal übertragbaren Verbundspannung mehr.

In Abbildung 12 sind die Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen für unterschiedliche Verbundlängen dargestellt. Wie aus diesen hervorgeht, stellt sich ab einer Verbundlänge von $5d_v$ ein nahezu konstantes Niveau der maximalen Verbundspannung ein. Bei kurzen Verbundlängen waren die maximalen Verbundspannungen dagegen deutlich kleiner (Betz et al. 2021). Grund dafür ist, dass bei zu kurzen Verbundlängen eine hohe Kraftkonzentration auf die einzelnen Rippen stattfindet, was zu einem Abscheren der jeweiligen Rippen führt. Dieser Effekt ist aus dem Stahlbetonbau nicht bekannt. Bei Stahlbetonbauteilen nehmen die maximalen Verbundspannungen mit zunehmender Verbundlänge ab, s. z. B. (Rehm 1961).

Abbildung 11: Einfluss der Betonfestigkeit auf die Verbundspannungen von CFK-Stäben (Legende: NC – Normalbeton; HC – hochfester Beton; UHPC – ultrahochfester Beton) (Betz et al. 2021)

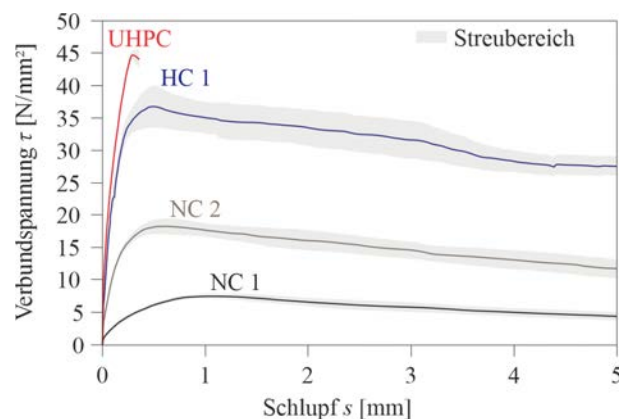
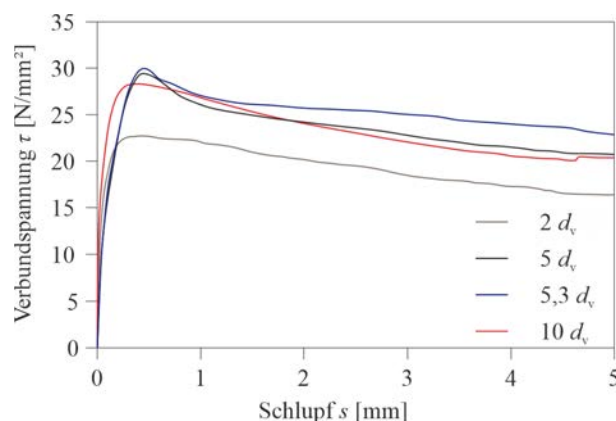


Abbildung 12: Einfluss der Verbundlänge auf die Verbundspannungen von CFK-Stäben (Betz et al. 2021)



Im Hinblick auf die spezifischen Verbundeigenschaften sind die oben genannten Erkenntnisse nicht zwangsläufig auf andere Produkte von FVK-Stäben übertragbar. Wegen der zusätzlich möglichen Versagensformen im Inneren von FVK-Bewehrungen und der damit deutlich komplexeren und spezifischeren Verbundeigenschaften sind bei Neueinführung von FVK-Stäben am Markt grundsätzlich immer Versuchsserien erforderlich.

Darüber hinaus sind auch Kenntnisse zur Kraftübertragung zwischen FVK-Stäben und herkömmlichen Bewehrungsstäben aus Stahl in Übergreifungsstößen erforderlich. Heutzutage gewinnt die Energieeinsparung bei Gebäuden immer mehr an Bedeutung. Außenbauteile wie Balkone und Fassaden stellen in diesem Zusammenhang eine Diskontinuität in der Gebäudehülle dar und verursachen massive Wärmeverluste. Um dieses Problem zu lösen, werden vornehmlich GFK-Bewehrungen mit einer sehr geringen Wärmeleitfähigkeit in den Dämmfugen eingesetzt (Halfen; prk Kunststoffverarbeitung). Dies macht Übergreifungsstöße zwischen FVK-Stäben und den in der Deckenplatte eingesetzten herkömmlichen Bewehrungsstäben erforderlich.

Übergreifungsstöße sind bisher nur für gleiche Arten von Bewehrungsstäben untersucht worden, z. B. zwischen Stabstahlbewehrung oder FVK-Stäben (Nanni/Luca/Jawaheri Zadeh 2014; Mahmoud, Z., Rizkalla, S., Zaghoul, E-E. 1999; American Concrete Institute 2015; fib Fédération internationale du béton 2007). Untersuchungen zu Übergreifungsstößen zwischen GFK-Stäben und herkömmlichen Bewehrungsstäben aus Stahl liegen nur wenige vor, sodass für diese Art der Übergreifungsstöße derzeit große Unsicherheiten bezüglich der tatsächlich erforderlichen Übergreifungslängen bestehen.

2.2 Forschungslücke und Entwicklungsbedarf

Zur Verankerung von CFK-Zugelementen stehen derzeit verschiedene Systeme zur Verfügung. Bei einem Großteil der Verankerungssysteme besteht allerdings neben der aufwendigen Fertigung ein gravierender Nachteil im geringen mechanischen Wirkungsgrad der Verankerungen. Dadurch wird ein umfassender Praxiseinsatz von CFK-Spanngliedern als Alternative zu konventionellen Stahlspanngliedern noch erheblich erschwert. In dem beantragten Projekt soll daher die Entwicklung einer neuartigen, praxistauglichen Polymerverankerung für Spannstäbe und Bewehrungsstäbe aus CFK vorangetrieben werden. Dabei soll auf den – bisher praxisüblichen – Gebrauch von metallischen Hülsen verzichtet werden, um eine langfristig mögliche galvanische Korrosion der Stahlhülsen mit den CFK-Spanngliedern zu vermeiden (Winistörfer/Meier 2002).

Darüber hinaus soll das Zusammenwirken zwischen Beton und FVK-Bewehrung weiter erforscht werden. Aktuell am Markt verfügbare FVK-Stäbe haben eine kontinuierliche Ausbildung des Verbundes und daher im Allgemeinen eine sehr lange Verankerungslänge. Auch sind Übergreifungsbereiche zwischen FVK-Stäben und konventioneller Betonstahlbewehrung häufig überdimensioniert, da nur wenige Erkenntnisse dazu vorliegen. Dies führt zu komplizierten Bewehrungsanordnungen besonders bei Fertigteilen sowie zu erhöhten Baukosten und zur Verschwendung von Ressourcen. Für einen effizienteren Einsatz von FVK-Bewehrung sind daher weitere Untersuchungen zum Verbundverhalten zwischen FVK-Bewehrung und Beton erforderlich.

3 Zielstellung

3.1 Konkrete Projektziele

Das Ziel des Forschungsvorhabens ist ein vertieftes Verständnis des Verbundtragverhaltens zwischen FVK-Stäben und Beton (Projektbereich B). Dadurch soll eine effizientere Planung und Dimensionierung von Verankerungs- und Übergreifungsbereichen möglich werden. Zudem soll ein praxistaugliches Verfahren zur Verankerung von vorgespannten Kohlefaserstäben bzw. -litzen entwickelt werden (Projektbereich A).

In Projektbereich A werden zunächst die Anforderungen an Steifigkeit und Festigkeit des Verankerungsmaterials sowie die Form der Keile anhand von numerischen Simulationen (AP A.1) aufeinander abgestimmt. Die Berechnungen erfolgen mit Hilfe nichtlinearer Materialmodelle und Kontaktbedingungen zwischen dem Spannglied und dem Polymerkeil sowie zwischen dem Polymerkeil und dem Bauteil. Entsprechend den Anforderungen aus den numerischen Simulationen werden die chemische Zusammensetzung der Polymere (AP A.2) erarbeitet und Materialuntersuchungen durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Materialuntersuchungen fließen wiederum in die numerischen Untersuchungen ein und die Berechnungen werden aktualisiert. Auf der Grundlage dieser materialspezifischen und numerischen Untersuchungen war es vorgesehen Polymerkeile zur Verankerung herzustellen. Die Verankerungswirkung dieser Keile sollte in einaxialen Zugversuchen an Kohlefaserstäben (AP A.3) erprobt werden. Dieses Ziel konnte im Rahmen der Bearbeitung nicht erreicht werden. Die Gründe hierfür sind im Abschnitt „Projektverlauf“ dargelegt.

In Projektbereich B sollen die Verbundeigenschaften von FVK-Stäben mit verschiedenen Durchmessern und Geometrien untersucht und damit ein effizienter Übergreifungsbereich entwickelt werden. Hierzu werden zunächst Verbundversuche (AP B.1: Pull-Out Versuche) durchgeführt und die erfolgversprechendste Variante ausgewählt. Die Versuche werden zusätzlich numerisch simuliert, um die Geometrie der Stäbe umfangreicher zu untersuchen (AP B.2). Die ausgewählte Variante wird anschließend in Biegeversuchen an plattenartigen Bauteilen untersucht und hinsichtlich der Übergreifungslängen optimiert (AP B.3) werden. Im Rahmen dieser Untersuchungen kommen quasikontinuierliche faseroptische Sensoren zur Messung und Bewertung der Stabdehnungen zur Anwendung, die bisher nur bei Bewehrungsstäben aus Stahl erprobt sind.

3.2 Übergeordnete Ziele und der Beitrag des Projekts dazu

Faserverbundkunststoffe werden in vielen Bereichen der Technik äußerst erfolgreich eingesetzt und ermöglichen auch im Bauwesen besonders effiziente, leichte und wirtschaftliche Bauteile. So zeichnen sich FVK-Bewehrungen durch hohe Zugfestigkeiten, Korrosionsunempfindlichkeit und sehr geringe Wärmeleitfähigkeit und GFK-Bewehrung durch keine elektrische Leitfähigkeit aus. Insbesondere bei schlanken, hoch beanspruchten Betonbauteilen sowie in aggressiver Umgebung können FVK-Bewehrungen dauerhaft eingesetzt werden. Um das Potential dieser innovativen Werkstoffe nutzen zu können, sind experimentell verifizierte Kenntnisse zum Verbundtragverhalten erforderlich, um Verankerungs- und Übergreifungslängen sicher und wirtschaftlicher bemessen zu können.

Als schlaffe Bewehrung stehen dabei glasfaserverstärkte Kunststoffe (GFK) wegen ihrer kostengünstigen Herstellung und ihren physikalischen Eigenschaften im Mittelpunkt der Untersuchungen. Der allgemeine Einsatz von GFK-Stäben als schlaffe Bewehrung ist in Deutschland noch nicht generell möglich, da für die diversen Stabvarianten keine normative Festlegung und keine allgemeine bautechnische Zulassung vorliegen. Um GFK-Stäbe als Bewehrungselemente weiter zu etablieren, sind daher weiterführende Untersuchungen notwendig.

Zur Verankerung von Kohlefaser-spanngliedern wird zudem eine Technologie benötigt, die das schnelle Verankern auf der Baustelle zulässt. Eine vielversprechende Technologie ist die Verwendung von Keilen aus einem weichen und flexiblen Werkstoff, die über ihre innere Verformungsenergie ihre Verteilungseigenschaften aktivieren. In Japan, der USA sowie der Schweiz wurden bereits erste Verfahren zur Verankerung

von Kohlfaserspanngliedern mit alternativen und korrosionsfreien Werkstoffen entwickelt. Diese Verfahren bedürfen aber spezieller Umwicklungen bzw. Ummantelungen der Spannglieder oder erfordern komplizierte Verankerungssysteme.

Durch das Vorhaben soll es möglich sein, GFK-Stäbe sowie Kohlfaserspannglieder ohne Schädigung der Oberflächenstruktur bei voller Kraftübertragung zu verankern, um so die hervorragenden bautechnischen Eigenschaften der FVK-Werkstoffe nutzbar zu machen. Durch Optimierung der Übergreifungslängen bei GFK-Stäben und Verwendung von Polymerwerkstoffen bei CFK-Spanngliedern können korrosionsfreie, langlebige und wartungsarme Bauteile hergestellt werden. Dank dieser Studien werden die Anwendungsgebiete von Polymer- und Kohlenstoff-Werkstoffen im Bauwesen in Deutschland weiter vorangetrieben und die Grundlagen für zukünftige normative Festlegungen und allgemeine bautechnische Zulassungen geschaffen.

4 Forschungsdesign

4.1 Arbeitshypothesen

Im Rahmen dieses Projekts wurden folgende Arbeitshypothesen verfolgt:

1. Durch den Einsatz eines „weichen“ Polymerwerkstoffs zur Verankerung können die Querpressungen auf FVK-Stäbe reduziert werden. Dadurch können höhere Vorspannungskräfte eingeleitet und die Stäbe effizienter eingesetzt werden.
2. Durch den Einsatz eines vorgefertigten Polymerkeils wird eine effiziente Verankerung, sowie eine sichere und schnelle Ausführung auf der Baustelle möglich (vergleichbar mit dem Verankerungsprozess von Stahlspanngliedern). Durch die Substitution des Stahlkeils durch eine Polymerverankerung wird zudem das letzte korrodierende Stahlelement, der Stahlkeil, im Bauteil ersetzt, wodurch die Instandhaltungskosten sinken.
3. Durch ausführliche Untersuchungen des Verbundverhaltens zwischen FVK-Bewehrungsstäben und Beton sollen die Verankerungs- und Übergreifungslängen optimiert werden.

4.2 Methodischer Ansatz

Das Forschungsvorhaben baut auf einer umfangreichen Literaturrecherche und Voruntersuchungen auf. Die geplanten Untersuchungen können in die folgenden zwei Teile und jeweils drei Arbeitspakete unterteilt werden:

- AP A.1 Numerische Simulation und Optimierung des Verankerungskonzepts
- AP A.2 Baustofftechnologische Untersuchungen der Polymerwerkstoffe
- AP A.3 Zugversuche an Verankerungselementen
- AP B.1 Untersuchung des Verbundes zwischen Beton und CFK- bzw. GFK-Stäben
- AP B.2 Numerische Modellierung des Verbundverhaltens
- AP B.3 Biegeversuche an plattenartigen Bauteilen.

Im AP A.1 wird das numerische Modell der Voruntersuchungen detailliert: So werden Materialverhalten und Kontaktbedingungen zwischen Kohlefaserspannglied und Polymerkeil nichtlinear abgebildet. Dieses Modell wird genutzt, um die Keilgeometrie und die Materialeigenschaften des Polymers optimal aufeinander abzustimmen. Gleichzeitig werden anhand des Modells die notwendigen Polymereigenschaften (Festigkeit, Steifigkeit) definiert. Auf Grundlage der materiellen Anforderungen an den Polymerwerkstoff aus den numerischen Simulationen wird im AP A.2 eine Rezeptur für den Polymerwerkstoff entworfen. Die tatsächlichen Materialeigenschaften des entwickelten Polymerwerkstoffs werden in Materialuntersuchungen bestimmt. Im AP A.3 wird die Verankerung der Kohlefaserspannglieder im Maßstab 1:1 untersucht. Es werden die Polymerverankerungen hergestellt und kurz- und langzeitige Zugversuche an den damit verankerten Kohlefaserspanngliedern durchgeführt. Während der Versuche werden die aufnehmbaren Kräfte und Verformungen bzw. Dehnungen zwischen Polymerkeil und Bauteil messtechnisch erfasst. Zudem wird die Beständigkeit der Verankerung unter Feuchte- und Witterungseinfluss in einer Bewitterungskammer quantifiziert.

Im AP B.1 werden Pull-out Versuche an einbetonierten FVK-Stäben durchgeführt. Hierbei werden verschiedene Geometrien der Stäbe (Durchmesser, Stäbe mit gefrästen oder gewickelten Rippen) getestet. Im AP B.2 werden die Versuche numerisch simuliert und eine optimale Variante anhand der Versuchs- und Simulationsergebnisse für weitere Untersuchungen ausgewählt. Im AP B.3 werden Biegeversuche durchgeführt, um die Übergreifungslänge zu optimieren. Hierbei werden das Tragverhalten detailliert untersucht (mithilfe Durchbiegungs-, Dehnungs- und Kraftmessungen) und mehrere Varianten miteinander verglichen.

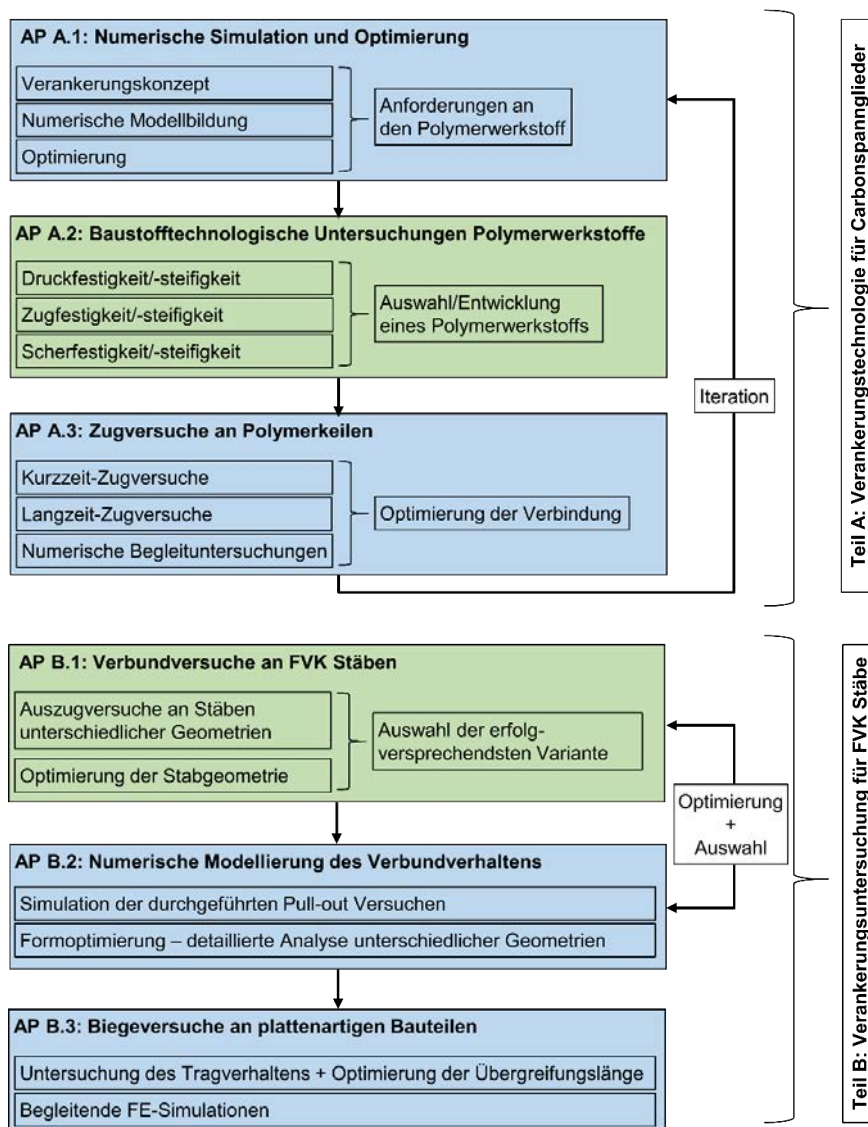
4.3 Projektteam und Organisation, Kooperationspartner

Die Bearbeitung des AP A.1 erfolgt federführend seitens des Instituts für Massivbau der Technischen Universität Dresden. Die weiteren Forschungspartner beteiligen sich beratend an dem ersten Arbeitspaket (Stakeholder-Wissen). Das AP A.2 wird seitens der Professur für Bauchemie und Polymere Werkstoffe der Bauhaus-Universität Weimar bearbeitet, die Untersuchungen des AP A.3 erfolgen seitens des Instituts für Massivbau. Die Untersuchungen und Arbeitsschritte der AP A.2 und A.3 erfolgen iterativ. Im Rahmen des AP B.1 wird das Verbundverhalten seitens der Professur für Bauchemie und Polymere Werkstoffe getestet, die Untersuchungen an plattenartigen Bauteilen (B.3) erfolgen seitens des Instituts für Massivbau. Die Firma Leviat GmbH bringt Beratungsleistungen in das Forschungsvorhaben ein. Darüber hinaus stellen sie Materialien und Probekörper für die Untersuchungen zur Verfügung.

4.4 Arbeitspakete und Meilensteine

Die beschriebene Zielstellung sollte mit dem nachfolgenden Arbeitsplan umgesetzt werden. Die geplanten Untersuchungen wurden in die Arbeitsbereiche A und B aufgeteilt:

- (A) Verankerungstechnologie für Carbonspannglieder
- (B) Verankerungsuntersuchung für FVK Stäbe



5 Projektverlauf

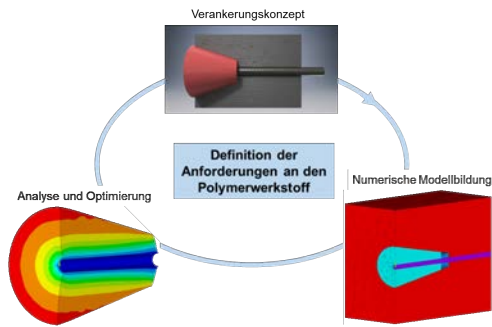
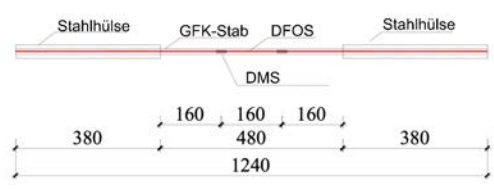

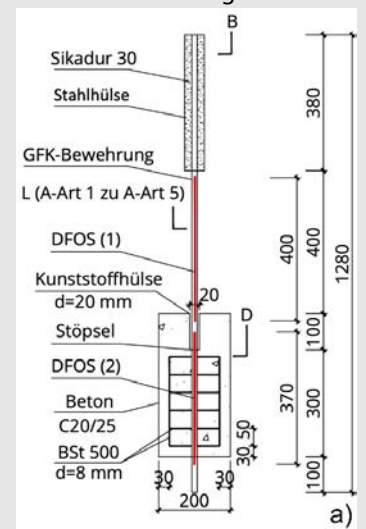
Aufgrund von unerwarteten Erkenntnissen musste von dem ursprünglichen Arbeitsplan abgewichen werden. Während die Versuche im Projektbereich B planmäßig durchgeführt werden konnten, kam es im Projektbereich A zu Abweichungen. Die Gründe hierfür werden nachfolgend erläutert.

Im Rahmen des AP A.1 sollte die Steifigkeit und Festigkeit des Verankerungsmaterials sowie die Form der Keile anhand von numerischen Simulationen festgelegt werden. Die auf den Voruntersuchungen aufbauenden numerischen Untersuchungen haben jedoch gezeigt, dass es unabhängig von der Form und Steifigkeit der Keile zu einem Versagen der CFK-Zuglemente durch Delamination der Kohlefaserumwicklung vom Stabkern kommt. Dementsprechend konnte das ursprünglich angedachte Forschungsziel nicht erreicht werden, sodass die Versuche des AP A.1 und A.3 durch weiterführende Untersuchungen im Projektbereich B ersetzt wurden. Da das AP A.2 parallel zu den Arbeiten des A.1 durchgeführt wurde, sind die Ergebnisse des AP A.2 dennoch im Rahmen dieses Berichts zur weiteren Verwendung dargestellt.

In Tabelle 1 sind die – statt der ursprünglich im AP A.1 und A.3 geplanten – durchgeführten Versuche dargestellt. Wie aus dieser hervorgeht wurden statt der numerischen Simulation und Optimierung im AP A.1 Zugversuche an FVK-Stäben durchgeführt. Im AP A.3 wurden dagegen statt der Zugversuche an Polymerkeilen Ausziehversuche an GFK-Stäben mit langer Verbundlänge realisiert. Abweichend vom Forschungsantrag wurde zudem im AP B.3 eine neuartige Messmethodik bestehend aus quasikontinuierlichen faseroptischen Sensoren eingesetzt, die erstmals die Möglichkeit bietet die Kraftübertragung in der Verbundzone zwischen Stab und Beton kontinuierlich zu erfassen. In diesem Zusammenhang war es sowohl während der Zugversuche als auch der Ausziehversuche mit langer Verbundlänge erstmals möglich, das Verbundverhalten von FVK-Stäben über die gesamte Einleitungslänge kontinuierlich messtechnisch zu beobachten und damit den Versagensmechanismus auch quantitativ zu erfassen. Die Dehnungsmessung mit quasikontinuierlichen faseroptischen Sensoren ist eine relativ neue Messmethode und wurde bisher hauptsächlich zur Dehnungsmessung auf herkömmlichen Bewehrungsstahl herangezogen (Zdanowicz et al. 2022). Um zu untersuchen, welcher faseroptische Sensor und welche Applikationsvariante für die Dehnungsmessung bei FVK-Stäben geeignet ist, war es daher zwingend erforderlich die Zugversuche und die Ausziehversuche mit langer Verbundlänge begleitend zu den Untersuchungen im AP B.3 durchzuführen. Nur dadurch gelang es, das Tragverhalten umfassend zu verstehen und die Zusammenhänge zu analysieren. Dies ist eine grundlegende Voraussetzung, um die Beobachtungen auch auf andere Fragestellungen wie der Übergreifungsversuche übertragen zu können.

Im AP B.3 war zudem vorgesehen, die Stababstände und die Betondeckung als Untersuchungsparameter zu variieren. Unter den äußerst erschwerten Arbeitsbedingungen während der Coronapandemie war die Durchführung großer Versuche mit einem erheblichen Mehraufwand verbunden (Einhaltung von Abstandsregeln, Maskengebot, Sperrzeiten im Labor, Ausfall durch Erkrankungen bzw. Quarantäne, teilweise Betretungsverbote bei ausgebrochenen Infektionen etc.). Aufgrund der Größe und des Umfangs der Übergreifungsversuche wurden daher für diese Parameter „ungünstige“ Werte gewählt, sodass ein unterer Wert der Tragfähigkeit abgeschätzt werden konnte. Darüber hinaus waren im Projektbereich B ursprünglich Untersuchungen an CFK- und GFK-Stäben vorgesehen. In Abstimmung mit dem Industriepartner Leviat wurde auch hier eine Fokussierung der Versuche auf GFK-Stäbe festgelegt, um die Projektziele trotz der erschwerten Laborbedingungen zu erreichen. Da GFK-Stäbe im Gegensatz zu CFK-Stäben deutlich stärker auf dem Markt etabliert sind, bestand das Interesse des Industriepartners vornehmlich an Ergebnissen zu diesen Stäben. Zudem werden an CFK-Stäben derzeit nach wie vor Produktentwicklungen durchgeführt, sodass mit diesen Stäben keine allgemein zulässigen Aussagen zum Verbundverhalten getroffen hätten werden können.

Tabelle 1: Abweichungen vom Arbeitsplan

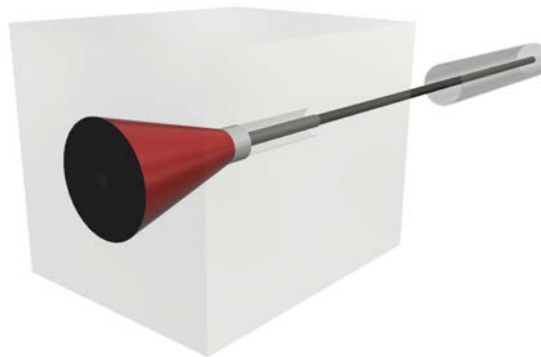
AP	geplante Untersuchungen	durchgeführte Untersuchungen
A.1	<p style="text-align: center;">Numerische Simulation und Optimierung</p> 	<p style="text-align: center;">Zugversuche</p> 
A.3	<p style="text-align: center;">Zugversuche an Polymerkeilen</p> 	<p style="text-align: center;">Ausziehversuche mit langer Verbundlänge</p> 

6 Ergebnisse

6.1 AP A.1 Numerische Simulation und Optimierung und A.3 Numerische Simulation und Optimierung (TUD)

Ziel des AP A.1 war die Steifigkeit und Festigkeit des Verankerungsmaterials sowie die Form der Keile für eine neuartige Verankerung von CFK-Spanngliedern (s. Abbildung 13) anhand von numerischen Simulationen festzulegen. Aus den numerischen Untersuchungen ging jedoch hervor, dass es unabhängig von der Form und Steifigkeit der Keile zu einem Versagen der CFK-Spannstäbe kommt. Da das ursprünglich angedachte Forschungsziel somit nicht erreicht werden konnte, wurden die Versuche des AP A.1 und A.3 durch ergänzende Untersuchungen im Projektbereich B ersetzt wurden (s. Abschnitt AP B.3 Biegeversuche an plattenartigen Bauteilen (TUD)). Die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen sind dennoch nachfolgend dargestellt.

Abbildung 13: Vorschlag einer neuartigen Verankerung von CFK-Spannstäben mit einem Polymerkeil



Für die numerischen Untersuchungen wurde das in Abbildung 14 dargestellte FE-Modell mit der FE-Software ABAQUS erstellt und berechnet. Die wesentliche Grundlage für die Modellierung stellen die Festlegungen der Materialkennwerte für die Werkstoffe CFK, Beton und den in AP A.2 entwickelten Polymerwerkstoff dar. Während für den Beton und den CFK-Stab vereinfacht ein linear-elastisches Materialverhalten angesetzt wurde, wurde für den Polymerwerkstoff ein nicht-lineares Materialmodell herangezogen. Als Materialkennwerte wurden die Ergebnisse der Materialuntersuchungen aus AP A.2 in Form einer Datentabelle dem Programm übergeben.

Für die Berechnung des FE-Modells ist eine Vernetzung der Geometrie mit finiten Elementen erforderlich. Dabei werden die Elemente zum Kohlefaserstab hin immer kleiner gewählt, um eine detaillierte Schädigungsanalyse auf der Staboberfläche durchzuführen. Durch die Wahl eines runden Betonkörpers konnten einheitlich quadratische Elemente des Typs C3D20 gewählt werden.

Abbildung 14: FE-Modell der neuartigen Verankerung von CFK-Spanngliedern mit einem Polymerkeil

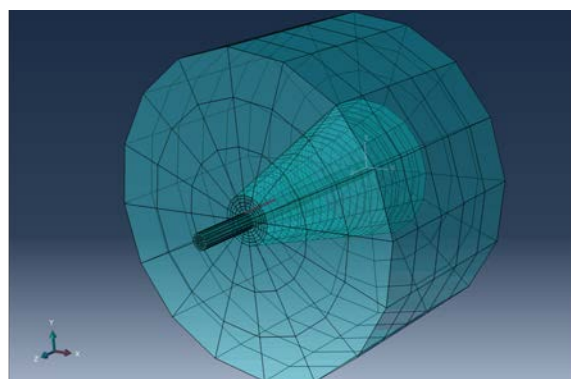
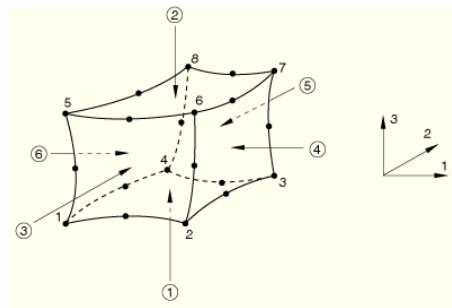


Abbildung 15: Elementtyp C3D20 (20-Knoten-Quadelement) (ABAQUS, Inc.)



Bei der Modellierung des Kohlefaserstabes ist es zum einen erforderlich die anisotropen Materialeigenschaften wie den E-Modul quer zur Faserrichtung und den Schubmodul in allen Raumrichtungen einzugeben (s. Abbildung 16) und zum anderen ein Schädigungsmodell, welches die mögliche Delamination der Kohlefaserstabumwicklung vom Stabkern berücksichtigt, zu implementieren. Als Schädigungsmodell wird in diesem Zusammenhang ein Kohäsives-Zonen-Modell (CZM) verwendet (s. Abbildung 17), welches nach Überschreiten der Adhäsionskräfte nur eine geringe Restspannung zwischen der Kohlefaserumwicklung und dem Stabkern berücksichtigt.

Abbildung 16: Berücksichtigung der materiellen Eigenschaften des Kohlefaserstabes



Die Delamination kann als eine Rissstrennung der Einzelschichten – in diesem Fall durch interlaminaire Schubspannungen – auf der verklebten Kohlefaserumwicklung zum Kohlefaserstabkern verstanden werden. Die Folgen der Delamination sind durch ein instabiles Risswachstum mit plötzlichem Versagen gekennzeichnet. Das Kohäsive-Zonen-Modell wird dabei über das Verhältnis von Rissfortschritt zu Rissöffnung definiert. Grundsätzlich kann das Kohäsive-Zonen-Modell als Modell beschrieben werden, dass die Kraftwechselwirkung zwischen den beiden Grenzflächen beschreibt. Zunächst handelt es sich dabei um ein rein lokal, materielles Versagen das unabhängig von seiner äußeren Belastung reagiert. Das Kohäsivgesetz wird dabei über die Schubspannung τ und der Separation Δ an der Grenzfläche dargestellt und beschreibt, wie in Abbildung 17 zu sehen ist, mit

1. Elastisches Verhalten, bei Entlastung Rückkehr in Ausgangslage
2. Grenzverschiebung zu Δ_0 , Erreichen der maximalen Schubspannung τ_0
3. Lineare Entfestigung
4. Vollständige Verschiebung zu Δ_f
5. Zerstörung der kohäsiven Schicht

den Ablauf der Schädigung von zwei miteinander verklebten Materialien. Die Fläche unter der Kurve wird auch als Bruchenergie beschrieben und kann dabei durch mehrere Moden (Mode I: vertikale Öffnung; Mode II: horizontale Verschiebung; Mode III: Scherung in der Ebene) sowie unter kombinierter Beanspruchung als Mixed Mode, wie in Abbildung 17 zu sehen ist, abgebildet werden. (Kärger 2017)

Neben der möglichen Delamination des CFK-Spannglieds ist auch die Interaktion zwischen den verschiedenen Komponenten zur berücksichtigen. In diesem Zusammenhang wird der Verbund zwischen Keil und Beton sowie Stab und Keil (s. Abbildung 17) durch surface-to-surface Kontaktelemente (ABAQUS, Inc.) berücksichtigt. Die Reibkoeffizienten wurden im Rahmen einer Parameterstudie variiert.

Für die Berechnung des FE-Modells wurde eine Verschiebung auf den Kohlefaserstab aufgebracht. Abbildung 19 zeigt das Ergebnis der FE-Berechnung mit dem geschädigten Kohlefaserstab der aufgrund von Delamination aus dem Keil herausgezogen wurde. Die Schädigung tritt dabei an der Stelle mit der maximalen Querdrukraft auf und setzt sich fortlaufend entgegengesetzt der Zugrichtung fort.

Abbildung 17: Beschreibung und Ablauf des Kohäsiven-Zonen-Modells als Schädigungsvariable in der FEM-Analyse (Kärger 2017)

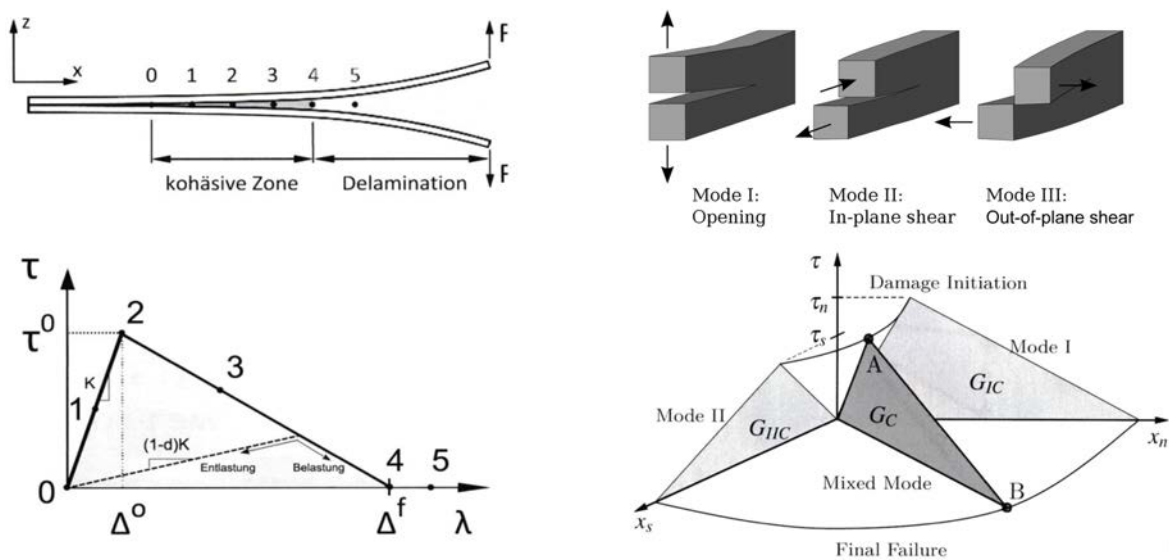


Abbildung 18: Implementierte Kontaktelemente, links: zwischen Keil und Betonkörperinnenseite, rechts: Kohlefaserstaboberfläche und Keil

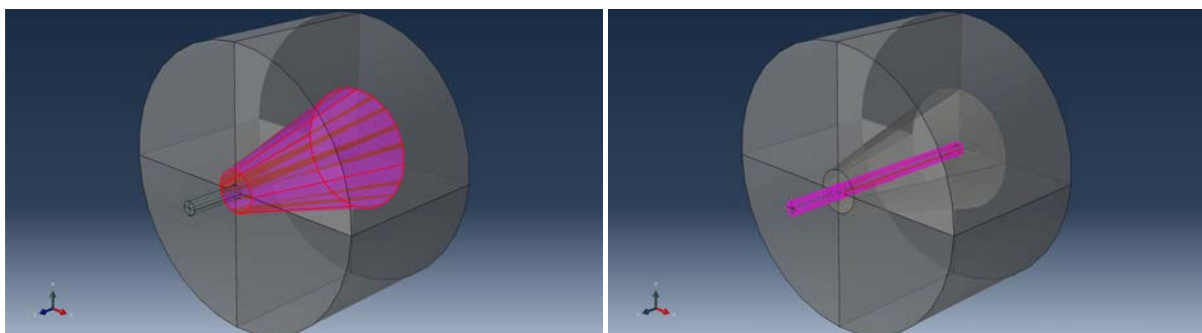
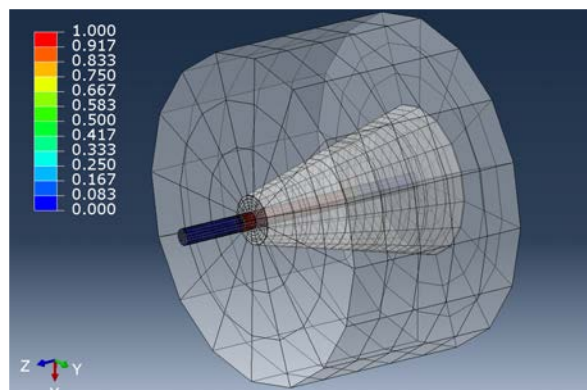
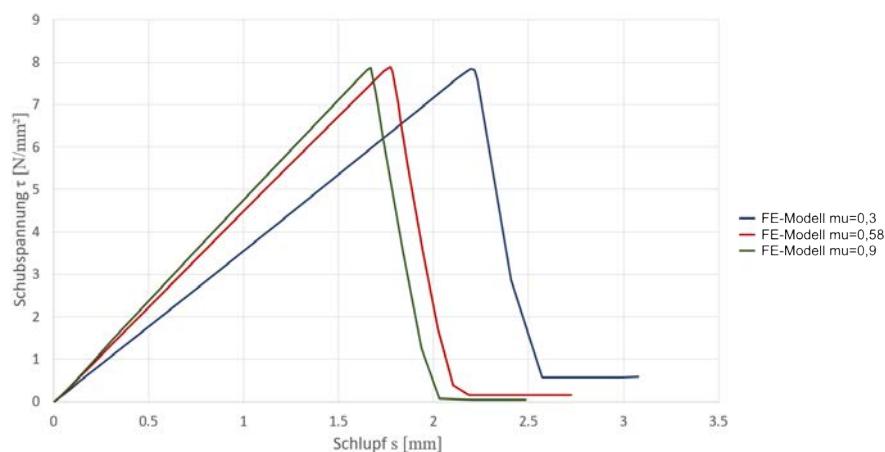


Abbildung 19: Ergebnis der FE-Berechnung – Ausziehversagen des CFK-Stabs aufgrund von Delamination



Wird die Schubspannung über den Schlupf auf der Kohlefaserstaboberfläche ausgewertet ergibt sich das Diagramm aus Abbildung 20. Bei der Finite-Elemente-Berechnung wurden im Rahmen der Parameterstudie unterschiedliche Reibbeiwerte zwischen Keil und Betonkörper verwendet um die Querpressung auf den Kohlefaserstab zu untersuchen. Dabei konnte festgestellt werden, dass je geringer der Reibbeiwert (grüner Verlauf mit $\mu=0,3$) desto höher ist die restliche Reibspannung. Bei allen Modellen kommt es jedoch zu einem schlagartigen Versagen, welches mit der Delamination der Kohlefaserumwicklung vom Stab zu begründen ist.

Abbildung 20: Ergebnis der FE-Berechnung – Schubspannungs-Schlupf-Beziehung

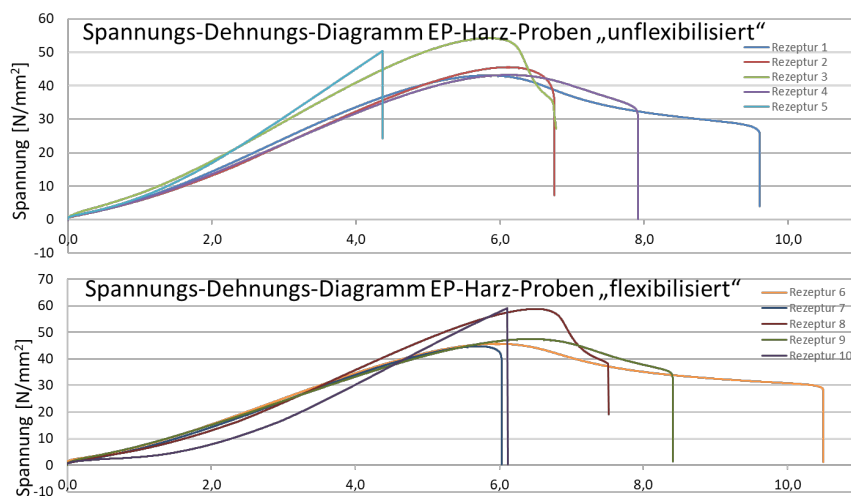


Zusammengefasst lässt sich festhalten, dass die im Rahmen dieser Studie untersuchte Verankerung für CFK-Spannstäbe nicht zielführend ist, da es unabhängig von der Keilgeometrie und den Materialeigenschaften zu einem Versagen des CFK-Stabs kommt. Derzeit gibt es zahlreiche Weiterentwicklungen von CFK-Zugelementen, die neue Möglichkeiten der Verankerung, beispielweise Schlingenverankerungen (Schlaich/Apitz/Jesse 2020) ermöglichen. Zukünftige Forschungsarbeiten sollten daher neben der Art der Verankerung auch Weiterentwicklungen zu den Geometrien der Zugelemente berücksichtigen.

6.2 AP A.2 Baustofftechnologische Untersuchungen Polymerwerkstoffe (BUW)

Zur Entwicklung des Materials für Verankerungsendkörper wurden zunächst Voruntersuchungen durchgeführt mit dem Ziel, ein geeignetes Bindemittel zu ermitteln. Hierfür wurden Kleinstprismen ($1 \times 1 \times 6 \text{ cm}^3$) und Schulterstäbe (Typ 1A nach DIN EN ISO 527-2 (Deutsches Institut für Normung e.V 2012) mit einem Probenquerschnitt von $10 \times 4 \text{ mm}^2$ im mittleren Bereich) unterschiedlicher Harz-Härter-Kombinationen hergestellt und nach DIN EN ISO 604 (Deutsches Institut für Normung e.V 2003) (Druckeigenschaften), DIN EN ISO 178 (Deutsches Institut für Normung e.V 2019b) (Biegeeigenschaften) und DIN EN ISO 527 (Deutsches Institut für Normung e.V 2012) (Zugeigenschaften) geprüft. Die Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Zugversuche unterschiedlicher Rezepturen (siehe Anlage 1) sind in Abbildung 21 dargestellt.

Abbildung 21: Spannungs-Dehnungs-Diagramme unterschiedlicher Harz-Härter-Kombinationen aus Zugversuchen



Auf Basis dieser Ergebnisse wurden je zwei flexibilisierte und Basis-Varianten für weitere Untersuchungen ausgewählt (siehe Anlage 2). Kombinationen, die einen plötzlichen Bruch ohne vorherigen Fließbereich zeigten, wurden für die weitere Entwicklung des Polymerwerkstoffs zum Verankern der FVK-Stäbe nicht berücksichtigt.

Es wurde sich auf Kalksteinmehl als Füllmaterial für den Polymerkeil geeinigt. Ein Epoxidharz-Kalksteinmehl-Massenverhältnis von 1:1,3 hat sich als noch gießfähig erwiesen und wurde für die Herstellung der Proben zur Überprüfung der Festigkeits- und Witterungsbeständigkeitsuntersuchungen verwendet. Die Biegezug- und Druckfestigkeit der hergestellten Normprismen ($4 \times 4 \times 16 \text{ cm}^3$) wurde in Anlehnung an DIN EN 196-1 (Deutsches Institut für Normung e.V 2016) ermittelt (s. Tabelle 2) und der Druck-E-Modul bestimmt. Die Witterungsstabilität des Polymerwerkstoffs mit dem niedrigsten E-Modul wurde im weiteren Projektverlauf untersucht.

Tabelle 2: Festigkeitseigenschaften der Polymerwerkstoffe

Probe		Druckfestigkeit	BZ-Festigkeit	E-Modul
PCM 1	Mittelwert [N/mm^2]	81,8	29,2	6100
	Standardabw. [N/mm^2]	0,4	2,9	57,7
	Variationskoeffizient [%]	0,4	10,0	1,0
PCM 2	Mittelwert [N/mm^2]	81,0	29,74	6300
	Standardabw. [N/mm^2]	1,4	3,7	57,7
	Variationskoeffizient [%]	1,75	12,3	0,9

Zur Untersuchung der Witterungsstabilität wurde zunächst einer der mit Kalksteinmehl gefüllten Polymerwerkstoffe ausgewählt und ein Bewitterungsregime festgelegt, welches eine Temperaturwechselbeanspruchung im Temperaturbereich von -20 °C bis $+40 \text{ °C}$ vorsieht. Die Aufheiz- und Abkühlrate betrug 40 K/h , wobei die Minimal- bzw. Maximaltemperatur jeweils für $1,5 \text{ h}$ gehalten wurde. Somit erfuhren die Proben vier Temperaturzyklen innerhalb von 24 h (Abbildung 22). Die Temperaturwechselbeanspruchung erstreckte sich insgesamt über einen Zeitraum von zwei Wochen. Im Anschluss wurde der Einfluss der Bewitterung durch den Vergleich der Festigkeiten und E-Moduln der bewitterten Proben mit Referenzproben, die im Labor bei 20 °C und 55 % rel. LF lagerten, eingeschätzt. Die Festigkeiten und E-Moduln der Proben vor (PCM (20 °C)) und nach der Bewitterung (PCM (TWL)) sind in Abbildung 23 dargestellt.

Abbildung 22: Bewitterungsregime zur Untersuchung der Witterungsstabilität der Polymerwerkstoffe für die Verankerungsendkörper

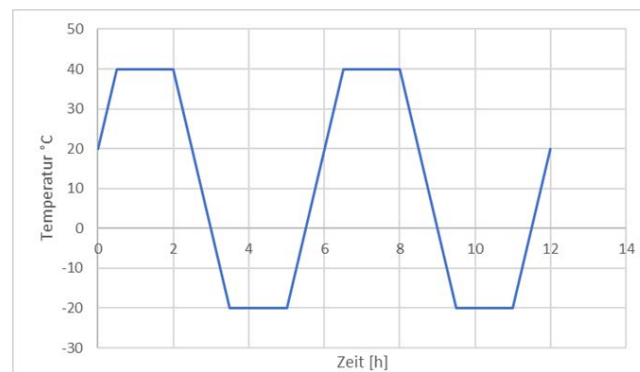
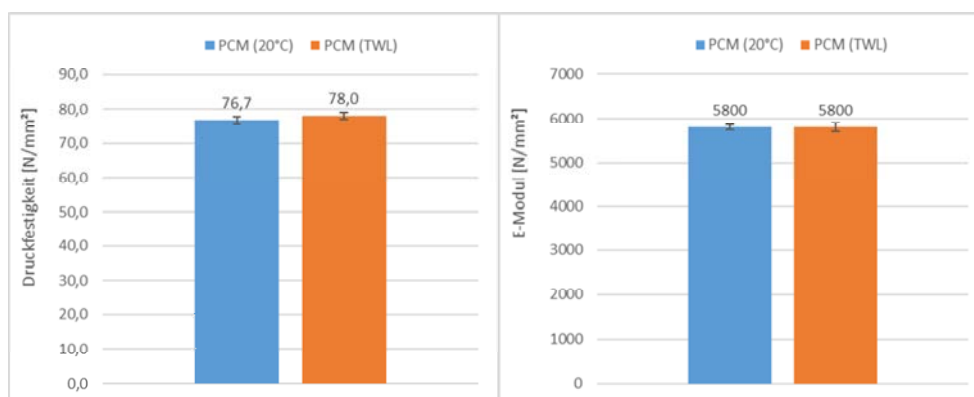


Abbildung 23: Einfluss der Bewitterung auf die Festigkeit (links) und den E-Modul (rechts) auf den Polymerwerkstoff für die Verankerungsendkörper



In Abbildung 23 ist deutlich zu erkennen, dass die Bewitterung, im Sinne einer 14-tägigen Temperaturwechselbeanspruchung, weder zu einer Abnahme der Druckfestigkeit noch zu einer Verringerung des E-Moduls führt. Dementsprechend kann das entwickelte Material im Bezug auf die verwendungsbedingte Exposition als witterungsstabil eingeschätzt werden.

6.3 AP B.1 Verbundversuche an FVK Stäben (BUW)

Inhalte des Arbeitspakets B.1 waren die Planung, die Vorbereitung und die Durchführung von Auszugversuchen an unterschiedlichen FVK-Bewehrungen und Stahlbewehrung. Die Untersuchung der Stabstahlbewehrung diente in erster Linie für vergleichende Betrachtungen und die Einordnung der Ergebnisse der FVK-Bewehrung, wobei der Fokus der Untersuchungen GFK-Bewehrungen gelegt wurde.

Für die Herstellung der Auszugsprobekörper wurden Betone mit zwei Betonfestigkeitsklassen (C20/25 und C30/37) verwendet. Die gewählten Festigkeiten sind dabei repräsentativ für die Einsatzbereiche, bei denen GFK-Bewehrungen zum Einsatz kommen. Weiterhin wurden unterschiedliche Bewehrungsarten festgelegt, wobei Bewehrungsstahl als Referenz fungiert. Hierbei wurden je Bewehrungsart zwei Stabdurchmesser ($d=12$ mm und 16 mm) für die Untersuchungen herangezogen. Darüber hinaus wurde bei einer Bewehrungsart (umwickelt, 16 mm) untersucht, ob durch eine Modifizierung der Oberfläche (Abkürzung: Stab-OF mod.) des Glasfaserstabes oder den Verzicht auf der finale Oberflächenbeschichtung die Haftung des Betons an der Bewehrung verbessert werden kann. Eine Übersicht der geplanten und durchgeführten Versuche ist in Tabelle 3 dargestellt. Für jeden Versuch wurde mindestens eine Fünffachbestimmung durchgeführt.

Die Tabelle 4 zeigt die unterschiedlichen Gestaltungsvarianten der Bewehrungsstäbe. Der für die Untersuchungen erforderliche Versuchsaufbau ist der EN 10080 (Deutsches Institut für Normung e.V 2005) zu entnehmen (s. Abbildung 24) und basiert auf der RILEM-Empfehlung RC 6 (International Union of Testing and Research Laboratories for Materials and Structures 1994).

Um ein Abscheren der Glasfaserstäbe beim Einspannen in die Prüfmaschine und während der Prüfung an den hydraulischen Klemmböcken der Prüfmaschine zu vermeiden, war es erforderlich, diese in Stahlhülsen einzukleben. Hierfür wurde ein geeignetes Epoxidharz ausgewählt und verwendet. Um einen einheitlichen Abstand des Bewehrungsstabes von der Innenwand der Stahlhülsen während des Aushärtens des Epoxidharzes zu gewährleisten, wurden passende Abstandhalter konstruiert und mittels additiver Fertigung (3D-Druck) aus einem thermoplastischen Kunststoff hergestellt (s. Abbildung 25, links u. Mitte).

Tabelle 3: Übersicht der Auszugsversuche zu AP B.1 (BUW)

Betonfestigkeitsklasse	Bewehrungsart	GFK gefräst		GFK umwickelt		GFK umseilt	Betonstahl		Edelstahl
		12	16	12	16	12	12	16	8
C20/25	Original	x	x	x	x	x	x	x	x
	Stab-OF mod.				x				
	Stab unbesch.			x					
C30/37	Original	x	x	x	x	x	x	x	
	Stab-OF mod.				x				

Tabelle 4: Übersicht zu den untersuchten Bewehrungsvarianten

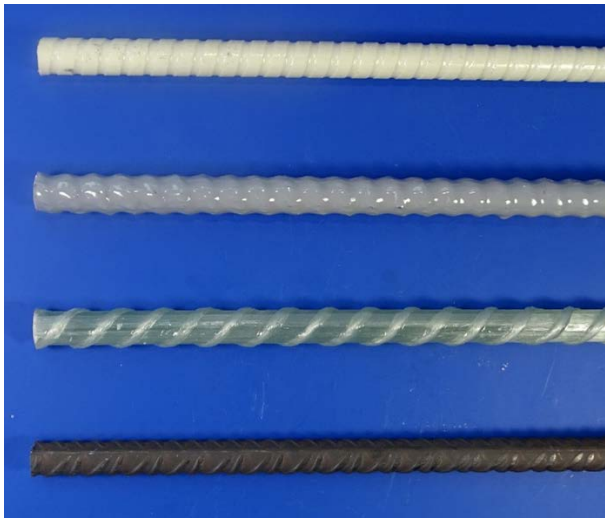
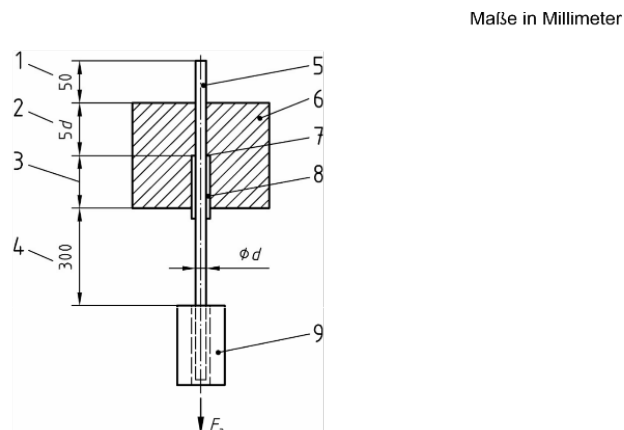
Bewehrungsart	
GFK gefräst	
GFK umwickelt	
GFK umseilt	
Stahl	

Foto: Alexander Flohr

Abbildung 24: Schematische Darstellung des für das AP B.1 (BUW) verwendeten Versuchsaufbaus nach (Deutsches Institut für Normung e.V 2005)



Legende

- 1 Teil des Stabes bis zu der Stelle, an der die Vorrichtung für die Messung der Verschiebung angebracht ist
- 2 Verbundlänge
- 3 Freie Vorlänge $5d$, mind. $200\text{ mm} - 5d$
- 4 Teil des Stabes bis zu der Stelle, an der die Zugkraft aufgebracht wird
- 5 Bewehrungsstab
- 6 Beton
- 7 Stopfen
- 8 Plastikmanschette
- 9 Einspannung der Prüfmaschine

Während der ersten Versuche wurde festgestellt, dass der Anpressdruck der hydraulischen Klemmbacken der Prüfmaschine nicht zu hoch gewählt werden darf, da es sonst zu einer Quetschung der Stahlhülse und damit zu einem Bruch im Epoxidharz kommt, was zu einem Verlust des Haftverbunds führt (s. Abbildung 25, rechts).

Um die Eignung der verwendeten Methode des Einklebens in Stahlhülsen für die Ausziehversuche zu bestätigen, wurden GFK-Stäbe beidseitig in Stahlhülsen eingeklebt und mit der Prüfmaschine Zugversuche durchgeführt. Das Ergebnis ist in Abbildung 26 dargestellt.

Abbildung 25: links und Mitte: Verwendete Abstandhalter für das Einkleben der Bewehrungsstäbe in die Stahlhülsen; rechts: Durch zu hohen Anpressdruck der Klemmbacken geschädigte Stahlhülse

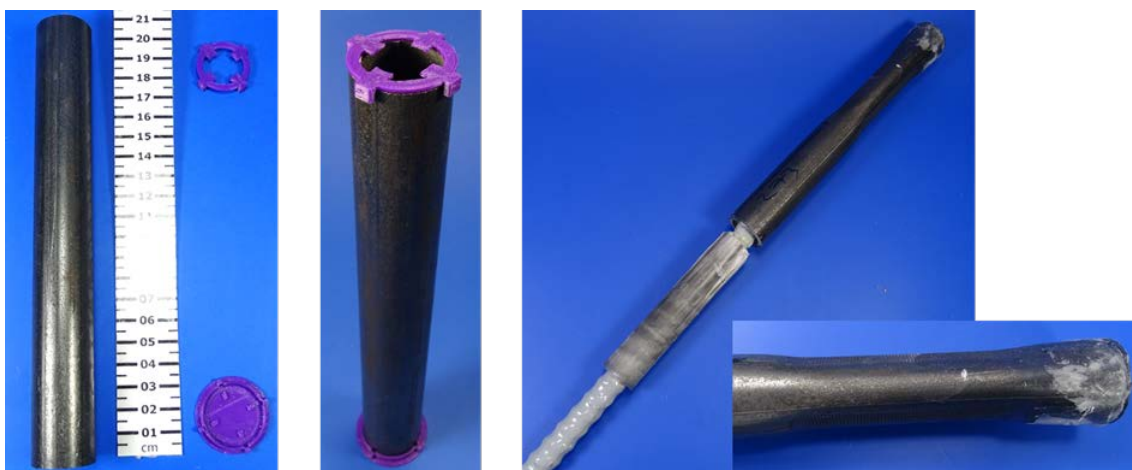


Foto: Alexander Flohr

Abbildung 26: Bruchbild der bis zum Versagen gezogenen Glasfaserstäbe



Foto: Alexander Flohr

Für die Herstellung der Auszugsproben wurden Schalungen aus Kanalgrundrohren gefertigt sowie passende Muffen präpariert (s. Abbildung 27). In Abbildung 28 (Mitte) ist ein so hergestellter Probekörper im Vergleich zum Schema aus EN 10080 (Deutsches Institut für Normung e.V 2005) (s. Abbildung 28, links) abgebildet. Die Probekörper wurden in einem hierfür vorgesehenen Rahmen (s. Abbildung 28, rechts), der fest mit der Prüfmaschine verschraubt wurde, eingehängt. Die Zugkräfte und der Schlupf der Bewehrung im Beton wurden während des Prüfvorganges kontinuierlich erfasst. Abbildung 29 zeigt einen Probekörper während der Prüfung. Um den induktiven Wegaufnehmer vor herunterfallenden Betonteilen zu schützen, wurden zusätzlich Podeste aus Holz montiert.

Abbildung 27: Als Schalung für die Herstellung der Betonprobekörper verwendete Kanalgrundrohre und aufgesetzte Muffenstopfen



Foto: Alexander Flohr

Abbildung 28 links: schematischer Probekörperaufbau; Mitte: Probekörper (Nullserie); rechts: Rahmen für die Zugversuche

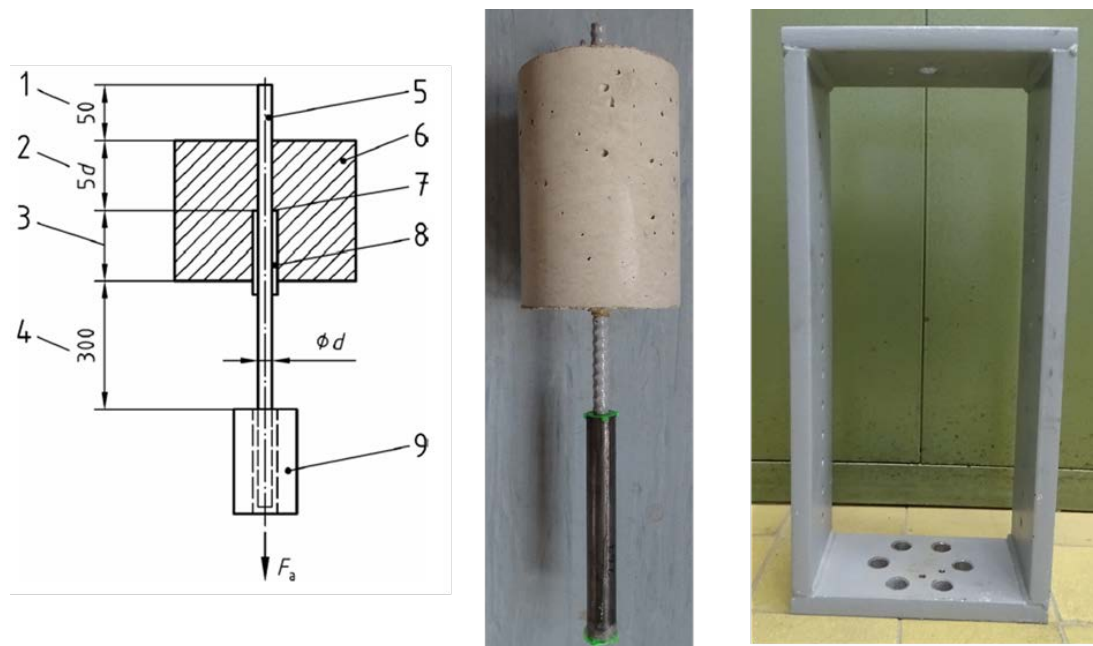


Foto: Alexander Flohr

Abbildung 29: Probekörper mit Bewehrungsstahl während der Ausziehversuche



Foto: Alexander Flohr

Die in der Versuchsmatrix (s. Tabelle 3) aufgeführten Prüfungen wurden im Projektverlauf sukzessive durchgeführt. Die Ergebnisse der Versuche sind in Tabelle 5 dargestellt.

Die Ermittlung der Druckfestigkeit und des statischen E-Moduls zur Sicherstellung der Einhaltung der festgelegten Festigkeitsklassen erfolgte nach DIN EN 12390-3 (Deutsches Institut für Normung e.V 2019a) bzw. DIN EN 12390-13 (Deutsches Institut für Normung e.V 2021). Dabei wurden für den Beton der Festigkeitsklasse C20/25 im Mittel Festigkeiten von $f_{c,cyl} = 25,8 \text{ N/mm}^2$ und $f_{c,cube150} = 31,0 \text{ N/mm}^2$ bei einem E-Modul von

$E_{cm} = 27.700 \text{ N/mm}^2$ und für den C30/37 im Mittel Festigkeiten von $f_{c,cyl} = 37,3 \text{ N/mm}^2$ und $f_{c,cube150} = 44,4 \text{ N/mm}^2$ bei einem E-Modul von $E_{cm} = 30.900 \text{ N/mm}^2$ ermittelt.

Tabelle 5: Übersicht der ermittelten maximalen Auszugskräfte in kN des AP B.1 (BUW)

Betonfestigkeitsklasse	Bewehrungsart	GFK gefräst		GFK umwickelt		GFK umseit	Betonstahl		Edelstahl
		12	16	12	16	12	12	16	8
C20/25	Original	15,8	33,4	33,3	49,2	29,5	21,3	43,4	7,8
	Stab-OF mod.				54,4				
	Stab unbesch.			26,0					
C30/37	Original	30,9	52,0	34,0	57,1	28,5	27,8	47,1	
	Stab-OF mod.				58,4				

Die Abbildung 30 und Abbildung 31 zeigen die maximalen Zugkräfte und den dazugehörigen Ankerschlupf beim Verbundversagen bzw. die Ankerschlupf-Zugkraft-Beziehung der untersuchten Proben. Es handelt sich dabei um die Mittelkurven der jeweiligen Versuchsreihe. Wie aus den Abbildungen hervorgeht, weisen die umwickelten und gefrästen GFK-Stäbe höhere Zugkräfte bei teils geringeren Schlupfen als die Betonstahlstäbe auf. Um das Verbundverhalten der umwickelten und gefrästen GFK-Stäbe weiter zu untersuchen, werden diese Varianten daher im Rahmen der numerischen Untersuchungen im AP B.2 weiter untersucht.

Abbildung 30: Maximale Zugkräfte in kN und Ankerschlupf in mm beim Verbundversagen

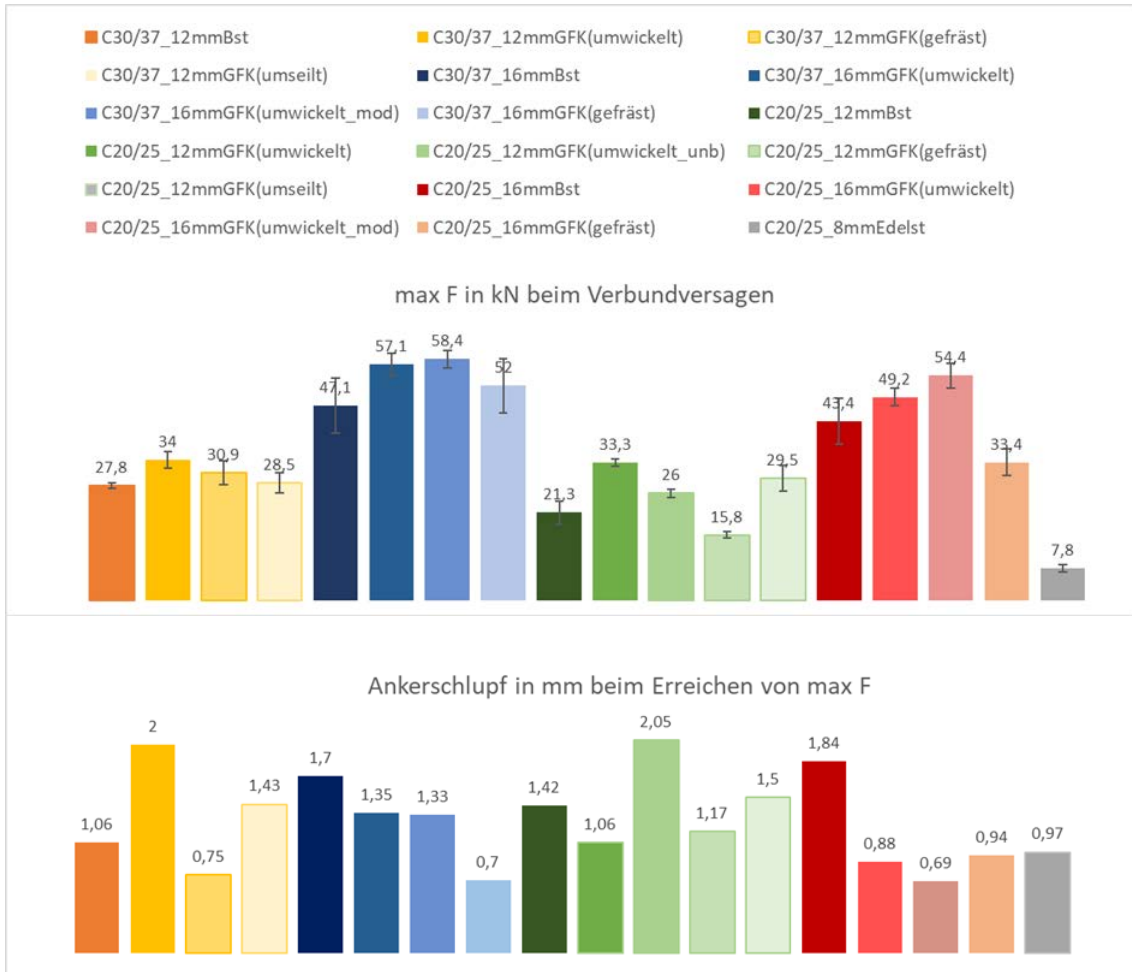
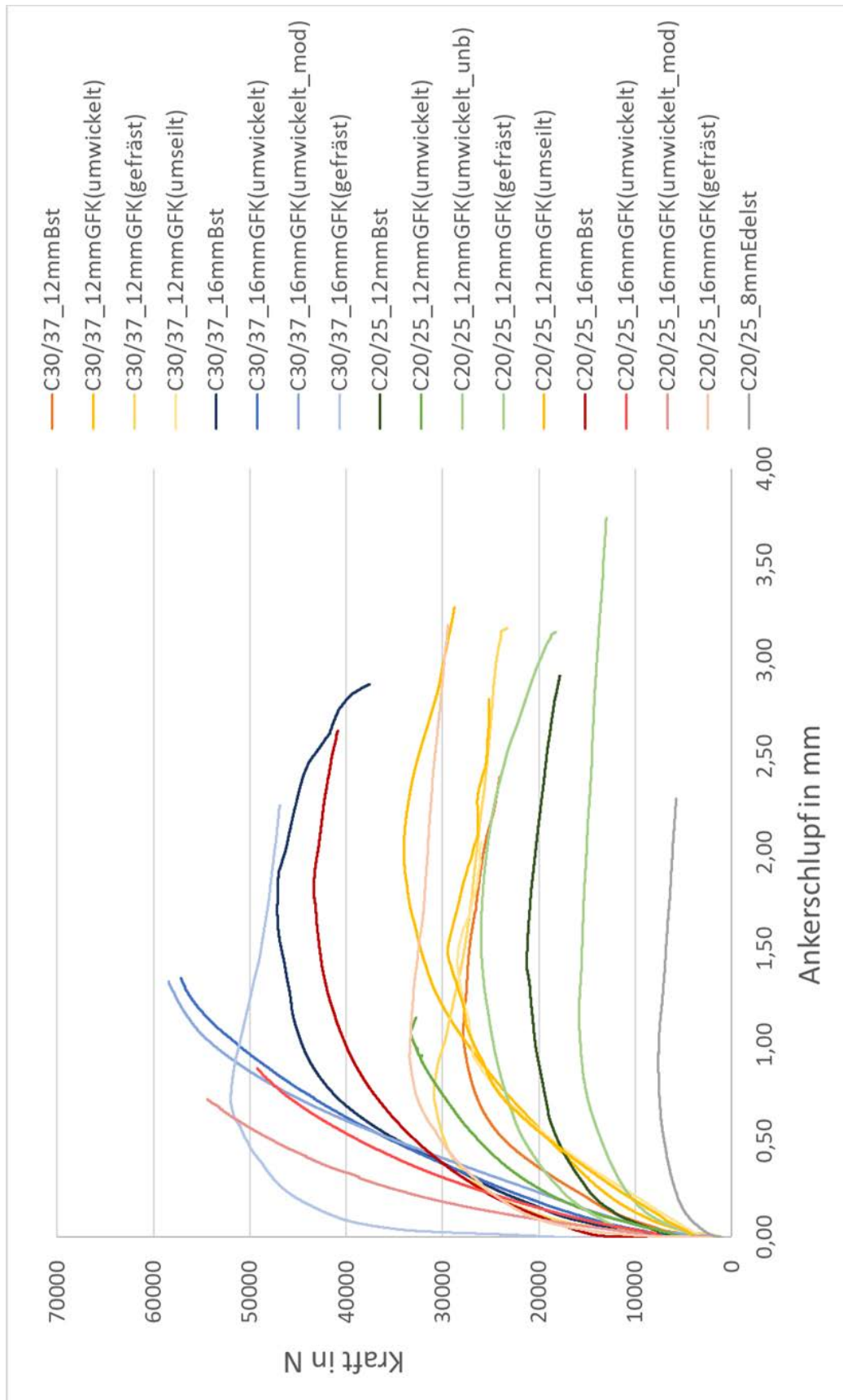


Abbildung 31: Ankerschlupf-Zugkraft-Beziehung



6.4 AP B.2 Numerische Modellierung des Verbundverhaltens (TUD)

Um das Verbundverhalten zwischen GFK-Stäben und Beton weitergehend zu untersuchen, wurden begleitend zu den experimentellen Untersuchungen des AP B.1 numerische Untersuchungen mit der nicht-linearen Finite Elemente (FE)-Software ANSYS durchgeführt. Im Nachfolgenden werden die Modellbildung sowie die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen dargestellt.

Im Rahmen dieses AP wurden die in Abbildung 32 dargestellten FE-Modelle des RILEM-Auszugkörpers (s. Abbildung 24) erstellt und mithilfe der Finite-Elemente-Methode (kurz: FEM) berechnet. Im Fokus der Berechnungen standen dabei das lokale Verformungsverhalten des Betons sowie die inneren Spannungszustände und die innere Rissbildung. Dementsprechend wurde eine exakte Modellierung der GFK-Stäbe unter Berücksichtigung der Oberflächengeometrie gewählt. Als Stabvarianten wurden der umwickelte und der gefräste Stab untersucht, da diese als Vorzugsvarianten aus den experimentellen Untersuchungen des AP B.1 hervorgegangen sind.

Abbildung 32: FE-Modelle des Ausziehversuchs am umwickelten Stab, links: 3D-Modell (vereinfacht), rechts: 2D-Modell

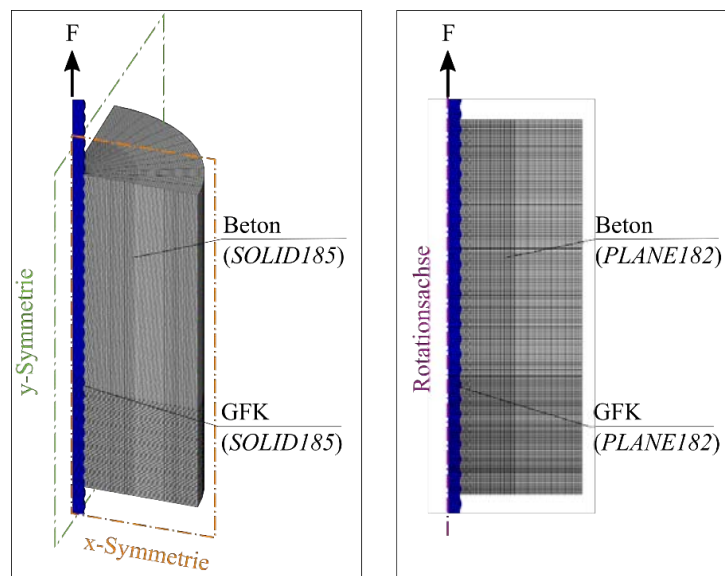
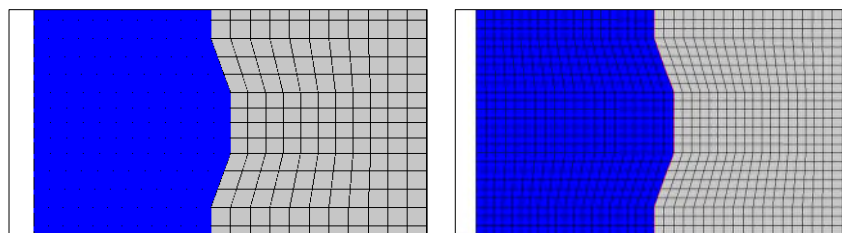


Abbildung 33: Elementnetz, links: 1 Element über die Rippenhöhe, rechts: 2 Elemente über die Rippenhöhe



Wie aus Tabelle 4 hervorgeht, weisen die Oberflächenprofilierungen der untersuchten Stäbe einen Neigungswinkel bezogen auf die Stabachse auf, der bei einer realitätsnahen Modellierung zu einem erheblichen Rechenaufwand führt. Zur Vereinfachung wurde daher bei der Modellbildung der Neigungswinkel der Oberflächenprofilierung vernachlässigt. Unter Ausnutzung von Achsensymmetrie konnte so die Modellgröße des dreidimensionalen FE-Modells auf $\frac{1}{4}$ reduziert werden (s. Abbildung 32, links). Als Elementgröße wurde zunächst ein Element über die Rippenhöhe gewählt (s. Abbildung 33, links).

Die numerischen Untersuchungen an dem vereinfachten 3D-Modell zeigten, dass zur Simulation eines Ausziehversagens mindestens 2 Elemente über die Rippenhöhe anzuordnen sind (s. Abbildung 33, rechts). Die damit einhergehende Netzverfeinerung führte zu sehr hohen Rechenzeiten bei den 3D-Modellen, sodass für

die weiterführenden Untersuchungen das in Abbildung 32 rechts dargestellte rotationssymmetrische, zwei-dimensionale Modell herangezogen wurde. In beiden FE-Modellen werden der Beton und der GFK-Stab mit Kontiumselementen diskretisiert. Dazu wird in dem dreidimensionalen Modell das Volumenelement *SOLID185* und im zweidimensionalen Modell das Flächenelement *PLANE182* verwendet. Um ein Schublocking der Betonelemente zu vermeiden, wird bei beiden Elementtypen die Keyoption *Simplified enhanced strain formulation* aktiviert. Nähere Informationen dazu sind in der Ansys Mechanical APDL (Ansys, Inc. 2022c) dargestellt.

Für eine hohe Qualität der Analysemodelle ist neben der realitätsnahen Erfassung der Einzel-komponenten auch die wirklichkeitsnahe Abbildung des Verbunds zwischen Beton und GFK-Stab erforderlich. Die Annahme eines starren Verbundes führt zwangsläufig zu einem steifen Tragverhalten. Um die in der Realität auftretenden Relativverschiebungen (Schlupf) zwischen den Komponenten abbilden zu können, wird das Verbundverhalten zwischen GFK-Stab und Beton daher mithilfe von Kontaktelementen modelliert. Im 3D-Modell werden dazu die Elementtypen *CONTA174* und *TARGE170* und im 2D-Modell *CONTA172* und *TARGE169* verwendet. Eine Übersicht der in den FE-Modellen verwendeten Elementtypen ist in Tabelle 6 dargestellt. Weiterführende Informationen zu den Elementtypen sind in der ANSYS Mechanical APDL (Ansys, Inc. 2022c) aufgeführt.

Tabelle 6: Verwendete Elementtypen nach (Ansys, Inc. 2022c)

	2D-Modell	3D-Modell
Elemente des Betons und GFK-Stabs	<p>PLANE182</p> <p>(Triangular Option - not recommended)</p>	<p>SOLID185</p> <p>Prism Option Tetrahedral Option - not recommended Pyramid Option - not recommended</p>
Kontakt-elemente	<p>TARGE169 und CONTA172</p> <p>Parabola Target Segment Surface-to-Surface Contact Element CONTA172 Node-to-Surface Contact Element CONTA175</p>	<p>TARGE170 und CONTA174</p> <p>Target Segment Element TARGE170 Surface-to-Surface Contact Element CONTA174 Node-to-Surface Contact Element CONTA175</p>

Um das in den Versuchen aufgetretene nichtlineare Materialverhalten von Beton realitätsnah zu erfassen, sind bei der Simulation die Materialphänomene wie Ver- und Entfestigung, Schädigung, Rissbildung und Dilatanz zu berücksichtigen. Zur Beschreibung kann der Baustoff Beton auf der Meso-Ebene als Zweiphasensystem betrachtet werden, dessen Eigenschaften maßgeblich von den Eigenschaften der einzelnen Komponenten (Zementstein und Gesteinskörnung) sowie deren Zusammenwirken abhängen. Auf dieser Modellvorstellung aufbauend kann das Tragverhalten von Normalbeton sowie die auftretenden Phänomene mathematisch beschrieben werden. Für einen Normalbeton sind diese unter einaxialer Druckbeanspruchung in Abbildung 34 und unter einaxialer Zugbeanspruchung in Abbildung 35 dargestellt.

Abbildung 34: Tragverhalten von normalfesten Beton unter einaxialer Druckbeanspruchung nach (Zilch/Zehetmaier 2010)

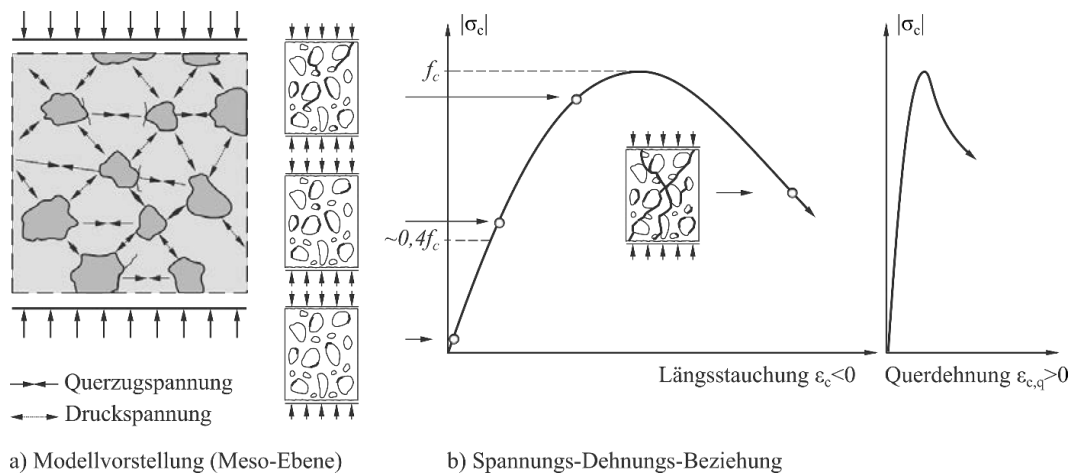
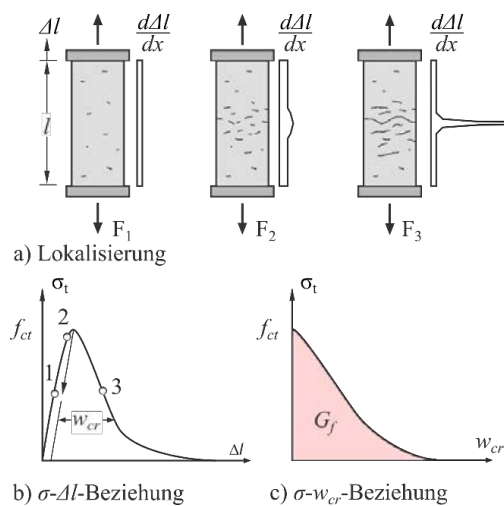
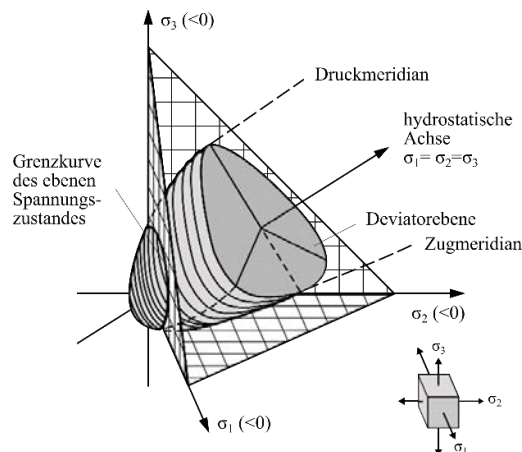


Abbildung 35: Tragverhalten von normalfesten Beton unter einaxialer Zugbeanspruchung nach (Zilch/Zehetmaier 2010)



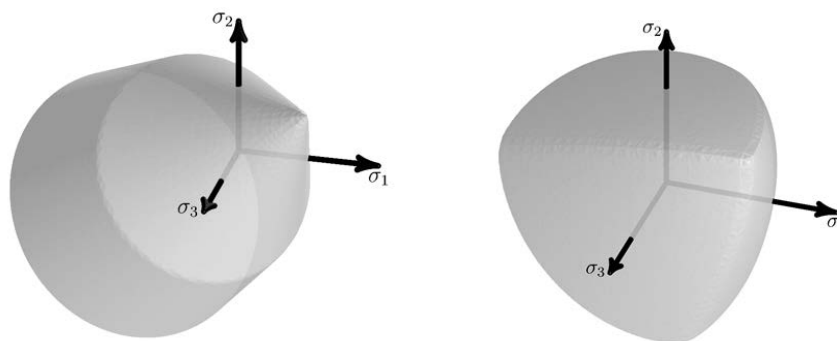
Das Tragverhalten von Beton hängt neben anderen Einflussfaktoren maßgeblich vom vorherrschenden Spannungszustand ab. In diesem Zusammenhang kann das Versagen von Beton unter mehraxialer Beanspruchung mathematisch als geschlossene Grenzfläche beschrieben werden. Die Bruchspannungsfläche von Beton unter mehraxialer Belastung ist schematisch in Abbildung 36 abgebildet.

Abbildung 36: Tragverhalten von Beton unter mehraxialer Beanspruchung nach (Zilch/Zehetmaier 2010)



Im Rahmen der numerischen Untersuchungen wird der Beton durch ein elasto-plastisches Materialmodell abgebildet. In der Materialbibliothek von ANSYS stehen dazu das *Drucker-Prager-Modell* (DP) sowie das *Menetrey-Willam-Modell* (MW) zur Verfügung (Ansys, Inc. 2022d). In diesen Modellen wird der Übergang zwischen dem elastischen und dem plastischen Bereich durch Fließbedingungen definiert. Zur Beschreibung der unterschiedlichen Versagensarten bzw. -mechanismen werden aus mehreren Fließkriterien zusammengesetzte Fließbedingungen formuliert, die grafisch als Fließfläche dargestellt werden können. Die Fließflächen des *Drucker-Prager-Modells* und des *Menetrey-Willam-Modells* sind in Abbildung 37 gegenübergestellt. Bei beiden Modellen ist zu beachten, dass die Rissbildung mit einem verschmierten Rissmodell als plastische Dehnungen simuliert wird.

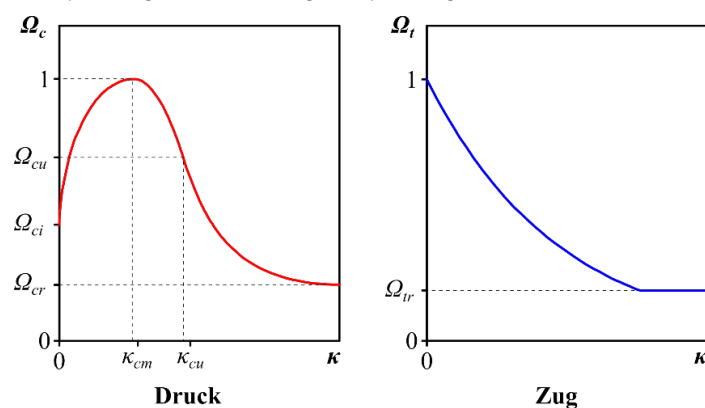
Abbildung 37: Gegenüberstellung der Materialmodelle in ANSYS: links: Fließfläche des *Drucker-Prager-Modells* und rechts: Fließfläche des *Menetrey-Willam-Modells* (Ansys, Inc. 2022d)



Aus den Untersuchungen von (Zobel 2017) geht hervor, dass zur Simulation eines Ausziehversagens das *Menetrey-Willam-Modell* bessere Ergebnisse liefert. Simulationen mit dem *Drucker-Prager-Modell* führten in den Untersuchungen von (ebd.) immer zu einem Spaltversagen. Dementsprechend wird im Rahmen dieser Untersuchungen der Fokus auf das *Menetrey-Willam-Modell* gelegt.

Die numerische Umsetzung des nichtlinearen Materialverhaltens erfolgt in beiden Materialmodellen durch Ver- und Entfestigungsparameter, wobei für die Entfestigung hier ein exponentieller Ansatz gewählt wurde. Dabei steuert der Ver- und Entfestigungsparameter κ unter Druckbeanspruchung die Ver- und Entfestigungsfunktion Ω_c (s. Abbildung 35, links) und unter Zugbeanspruchung die Ver- und Entfestigungsfunktion Ω_t (s. Abbildung 35, rechts) (Ansys, Inc. 2022d).

Abbildung 38: Ver- und Entfestigungsverhalten der Betonmodelle mit exponentieller Entfestigung nach (Ansys, Inc. 2022d), links: unter Druckbeanspruchung, rechts: unter Zugbeanspruchung



In Tabelle 7 sind die Parameter sowie die für den Beton C30 übergebenen Werte zur Definition der exponentiellen Ver- und Entfestigungsfunktion des *Menetrey-Willam-Modells* dargestellt. Grundlage der übergebenen Werte sind die Druck- und E-Modul Untersuchungen des AP B.1.

Tabelle 7: Parameter des Betons C30 zur Definition der exponentiellen Ver- und Entfestigungsfunktion des Mentrey-Willam-Modells

Parameter	Beschreibung	Wert	Einheit
f_{cm}	Einaxiale Betondruckfestigkeit	38	N/mm ²
f_{ct}	Einaxiale Betonzugfestigkeit	2,9	N/mm ²
f_{cb}	Biaxiale Betondruckfestigkeit	44,16	N/mm ²
ψ_C	Dilatationswinkel	10	°
κ_{cm}	Plastische Dehnung bei Erreichen von f_{cm}	0,001	-
κ_{cu}	Plast. Dehnung bei Beginn der exponentiellen Entfestigung	0,0026	-
Ω_{ci}	Bez. Spannung bei Einsetzen der nichtlinearen Verfestigung	0,4	-
Ω_{cu}	Bezogene Bruchspannung	0,81	-
Ω_{cr}	Bezogene Restspannung im Druckbereich	0,25	-
G_{ft}	Bruchenergie	0,07	N/m
Ω_{tr}	Bezogene Restspannung im Zugbereich	0,1	-

Im Gegensatz zum Beton werden die GFK-Stäbe mit einem linear-elastisches Materialverhalten abgebildet, wobei das Kraft-Verformungs-Verhalten der Stäbe von der Ausrichtung der Glasfasern abhängt. Dementsprechend wurden den GFK-Stäben die in Tabelle 8 dargestellten transversal isotropen Materialeigenschaften nach (Kurth 2012) zugewiesen. Eine bildhafte Beschreibung der transversalen Isotropie ist in Abbildung 39 dargestellt.

Abbildung 39: Bildhafte Beschreibung der transversalen Isotropie (Popov/Heß/Willert 2018)

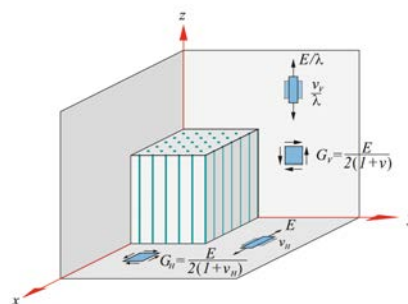
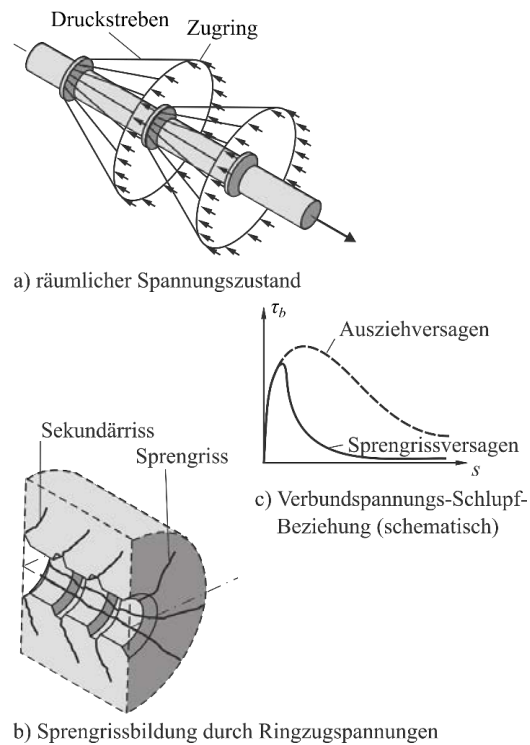


Tabelle 8: Materialparameter der GFK-Stäbe nach (Kurth 2012)

	E _{II}	E _I	G _{II}	G _I	nu _{II}	nu _I
GFK-Material	62600	1800	5500	5500	0,1	0,38

Abbildung 40: Schematische Darstellung des Verbundverhaltens zwischen Bewehrung und Beton nach (Zilch/Zehetmaier 2010)



In Abbildung 40 ist schematisch das Verbundverhalten eines Ausziehversuchs dargestellt. Um dieses numerisch abzubilden, werden in ANSYS Kontaktbereiche definiert, wobei ein Kontaktbereich immer aus mindestens einer Kontaktfläche (Slave) sowie einer Zielfläche (Master) besteht. Für die vorliegenden Untersuchungen wurden die Zielelemente auf den Elementen der GFK-Stäbe und die Kontaktelemente auf denen des Betons angeordnet (s. Abbildung 41)

Die Eigenschaften des Kontakts werden in ANSYS über eine Vielzahl von Realkonstanten, Materialparametern und Keyoptionen gesteuert. Über die Realkonstanten werden Eigenschaften, wie z. B. die zulässige Durchdringung des Zielelements in das Kontaktelement definiert. Eine Auswahl an Realkonstanten des *CONTA174*-Elements ist in Tabelle 9 aufgelistet, wobei noch 35 weitere Realkonstanten zur Verfügung stehen, die im Rahmen dieser Untersuchungen jedoch irrelevant sind.

Abbildung 41: Definition der Kontaktbereiche in ANSYS nach (Zobel 2017)

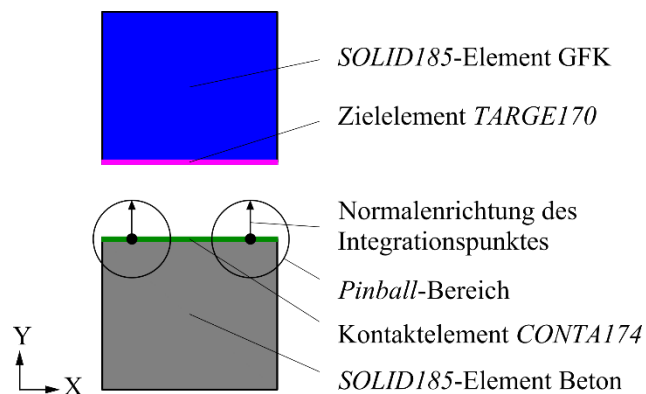
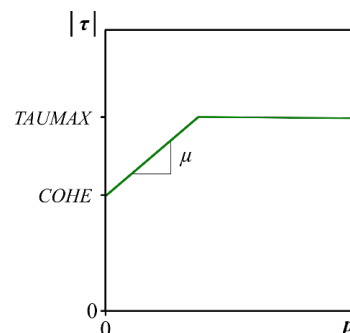


Tabelle 9: Auswahl an Realkonstanten des *CONTA174*-Elements (Ansys, Inc. 2022c)

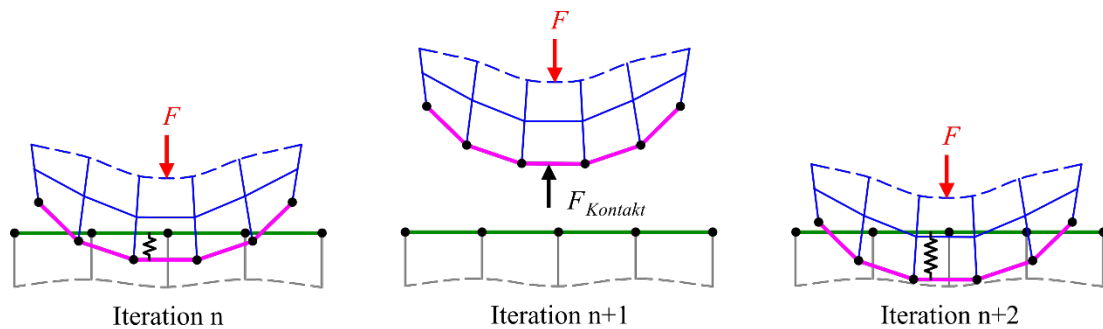
Realkonstante	Beschreibung
<i>R1</i>	Radius des Zielelements
<i>R2</i>	Radius des Kontaktelements
<i>FKN</i>	Kontaktsteifigkeit in Normalrichtung k_N
<i>FTOLN</i>	Durchdringungs-Toleranz-Faktor
<i>ICONT</i>	Initialer Kontaktschluss
<i>PINB</i>	Pinball-Radius
<i>PZER</i>	Druck ohne Durchdringung
<i>CZER</i>	Faktor des Anfangskontaktspiels
<i>TAUMAX</i>	Maximale Reibungsspannung (default = $1e20$) (s. Abbildung 42)
<i>CNOF</i>	Offset der Kontaktfläche
<i>FKOP</i>	Kontaktöffnungs-Steifigkeit
<i>FKT</i>	Kontaktsteifigkeit in Tangentialrichtung k_T
<i>COHE</i>	Kohäsion (default = 0) (s. Abbildung 42)

Mit den Materialparameter werden unter anderem Werte für den Reibkoeffizienten übergeben, der die Beziehung zwischen dem Kontaktdruck p und der übertragbaren Schubspannung $|\tau|$ beschreibt. Diese Beziehung ist schematisch in Abbildung 42 dargestellt. Für die Parameter *TAUMAX* und *COHE* wurden im Rahmen der numerischen Untersuchungen die in Tabelle 9 dargestellten Standardwerte (default) übergeben.

Abbildung 42: Gleitwiderstand der Kontakte (Ansys, Inc. 2022b)



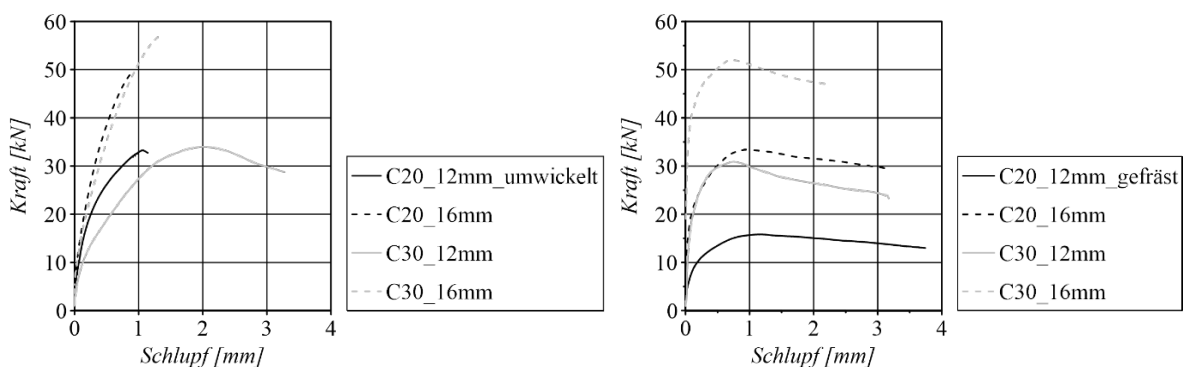
Mit den Keyoptionen werden darüber hinaus Eigenschaften wie das Kontaktverhalten oder der Kontaktalgorithmus festgelegt. Im Rahmen der numerischen Untersuchungen wurde als Kontaktart die Option reibungsbehaftet und als Kontaktalgorithmus das standardmäßige *Augmented-Lagrange*-Verfahren gewählt. Das Lösungsprinzip des *Augmented-Lagrange*-Verfahren ist schematisch in Abbildung 43 abgebildet.

Abbildung 43: Lösungsschritte des *Augmented-Lagrange*-Verfahrens nach (Ansys, Inc. 2010)

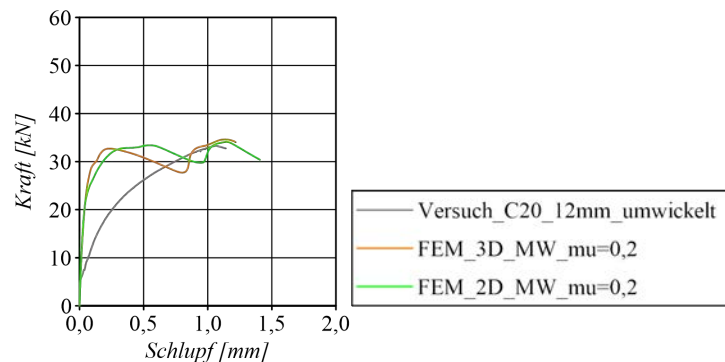
Zur Lösung des FE-Modells wird das implizite *Newton-Raphson*-Verfahren mit unsymmetrischen Elementmatrizen verwendet. Dieses ist ein inkrementell-iteratives Lösungsverfahren, welches in ANSYS zur Lösung von Kontaktproblemen empfohlen wird (Ansys, Inc. 2022a). Nachfolgend werden die Ergebnisse der Nachrechnungen der Ausziehversuche des AP B.1 dargestellt.

In Abbildung 44 sind die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen an den umwickelten und den gefrästen GFK-Stäben zusammengefasst. Da die Einzelversuche starken Streuungen unterlagen, sind die Mittelkurven der Versuche dargestellt.

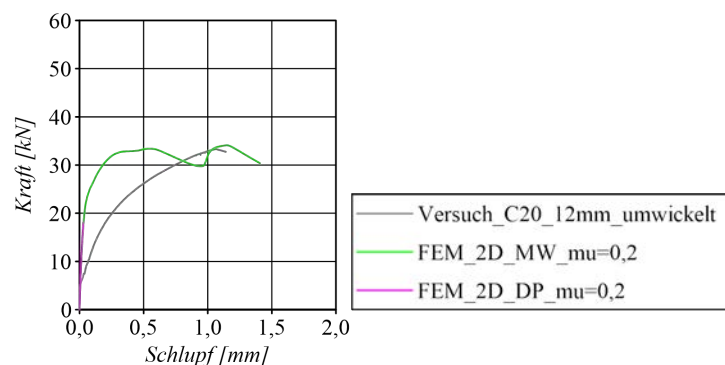
Abbildung 44: Ergebnisse der Ausziehversuche des AP B.1, links: an umwickelten GFK-Stäben, rechts: an gefrästen GFK-Stäben



In Abbildung 45 sind die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen an den in Abbildung 32 dargestellten 3D- und 2D-Modell des umwickelten Stabes (Variante *C20_12mm_umwickelt*) denen der experimentellen Untersuchungen gegenübergestellt. Wie aus der Abbildung hervorgeht, weisen die Simulationsergebnisse des 3D- und des 2D-Modells eine gute Übereinstimmung auf. Während mit den Modellen die Maximalkraft bei Erreichen des Ausziehversagens gut abgeschätzt werden kann, wird das Verformungsverhalten der Ausziehversuchskörper jedoch deutlich überschätzt. Grund dafür sind die im Gegensatz zur Realität modellierte, perfekte Betonzusammensetzung in der Verbundzone der FE-Modelle, die zu Beginn getroffene Vereinfachung hinsichtlich des Neigungswinkels der Oberflächenprofilierung sowie das vereinfacht abgebildete Materialverhalten der anisotropen GFK-Stäbe. Da das 2D-Modell ähnlich gute Ergebnisse wie das 3D-Modell liefert, erfolgten die weiteren numerischen Untersuchungen wegen der geringeren Rechenzeit und der höheren Netzfeinheit an dem zweidimensionalen, rotationssymmetrischen FE-Modell.

Abbildung 45: Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 3D und 2D Modell des umwickelten GFK-Stabes (C20, $d=12$ mm)

Wie bereits eingangs dargestellt wurde, eignet sich zur Simulation eines Ausziehversagens das *Menetrey-Willam* Materialmodell besser als das *Drucker-Prager* Modell. Im Rahmen der vorliegenden numerischen Untersuchungen wurden dennoch Simulationen mit dem *Drucker-Prager* Modell durchgeführt, um den Einfluss des Materialmodells zu untersuchen. Wie dabei aus der Abbildung 46 hervorgeht, kam es bei den Simulationen mit dem *Drucker-Prager* Modell bereits bei kleinen Verformungen zu Konvergenzproblemen, sodass im Weiteren lediglich das *Menetrey-Willam* Modell herangezogen wurde.

Abbildung 46: Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 2D Modell des umwickelten GFK-Stabes (C20, $d=12$ mm) unter Variation des Materialmodells des Betons

In Abbildung 47 bis Abbildung 50 sind die Simulationsergebnisse am umwickelten GFK-Stab für die untersuchten Varianten dargestellt. Um den Einfluss des gewählten Reibkoeffizienten zu untersuchen wurden die Simulationen sowohl mit einem Reibkoeffizienten von $\mu=0,1$ als auch $\mu=0,2$ durchgeführt.

Wie aus Abbildung 47 hervorgeht, werden für die Variante *C20_12mm_umwickelt* die Kräfte bei Erreichen eines Ausziehversagens mit einem Reibkoeffizienten von $\mu=0,2$ gut abgeschätzt. Lediglich das Verformungsverhalten ist deutlich steifer als in den Versuchen.

Im Gegensatz dazu zeigt Abbildung 48, dass für die Variante *C20_16mm_umwickelt* die Ausziehkräfte mit einem Reibkoeffizienten von $\mu=0,2$ leicht unterschätzt werden. Aber auch hier ist das Verformungsverhalten deutlich steifer als in den experimentellen Untersuchungen.

Abbildung 47: Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 2D Modell des umwickelten GFK-Stabes (C20, $d=12$ mm) unter Variation des Reibkoeffizienten μ

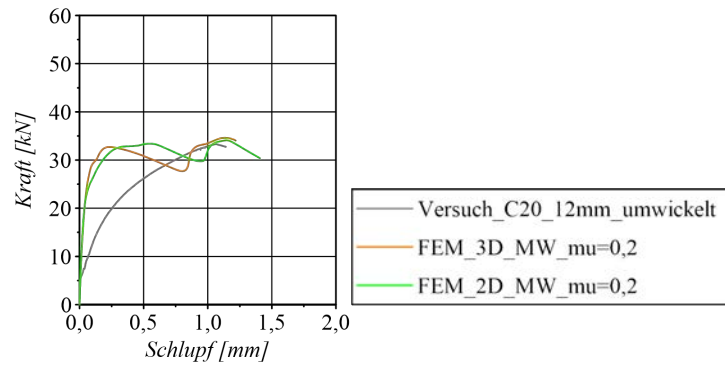


Abbildung 48: Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 2D Modell des umwickelten GFK-Stabes (C20, $d=16$ mm) unter Variation des Reibkoeffizienten μ

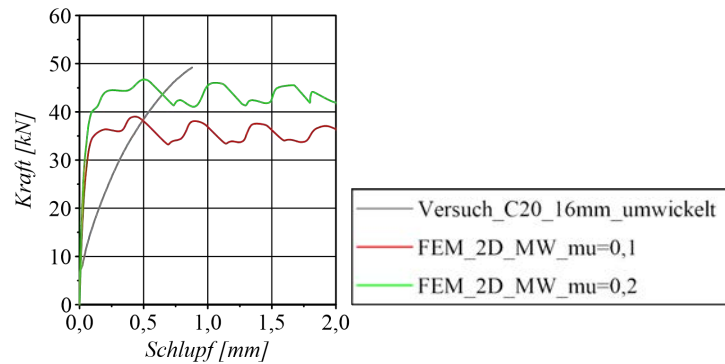
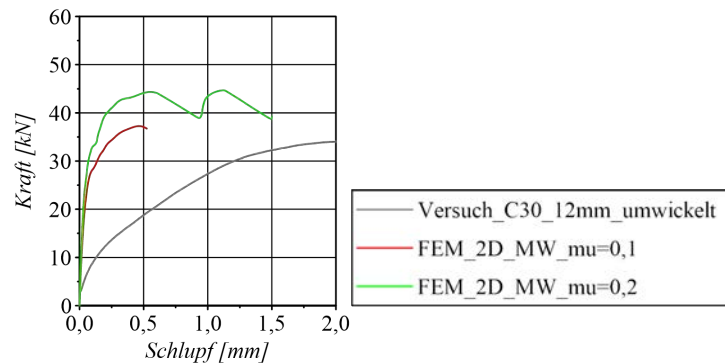
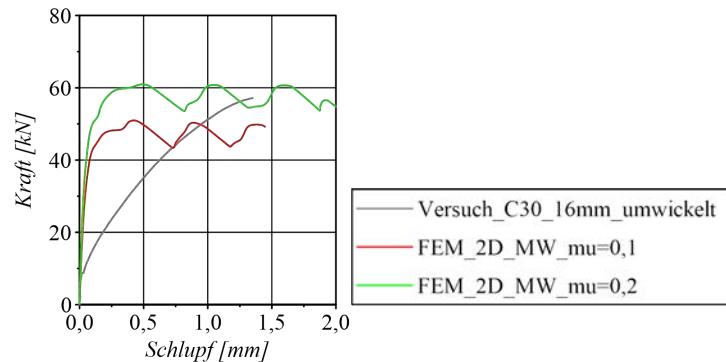


Abbildung 49: Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 2D Modell des umwickelten GFK-Stabes (C30, $d=12$ mm) unter Variation des Reibkoeffizienten μ



Für die Variante *C30_12mm_umwickelt* werden die Kräfte bei Erreichen eines Ausziehversagen mit einem Reibkoeffizienten von $\mu=0,2$ überschätzt. Hier liefern die Simulationen mit einem Reibkoeffizienten von $\mu=0,1$ bessere Übereinstimmungen mit den experimentellen Untersuchungen. Dennoch wird das Verformungsverhalten weiterhin überschätzt.

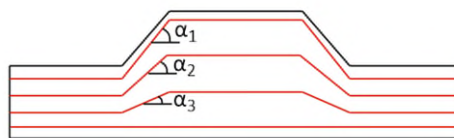
Abbildung 50: Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 2D Modell des umwickelten GFK-Stabes (C30, $d=16$ mm) unter Variation des Reibkoeffizienten μ



Die Ergebnisse der numerischen Simulationen für die Variante *C30_16mm_umwickelt* schätzen die experimentell ermittelte Ausziehkraft mit einem Reibkoeffizienten von $\mu=0,2$ wieder gut ein. Die Verbundsteifigkeit wird auch hier weiterhin überschätzt.

Aus den dargestellten Ergebnissen geht hervor, dass für die Simulation der Ausziehversuche am umwickelten Stab nicht nur ein Modell verwendet werden kann. Neben den bereits eingangs erläuterten Gründen für die Abweichungen im Verformungsverhalten kommt bei den numerischen Simulationen an den umwickelten Stäben die vernachlässigte Faserorientierungen in der Profilierung der Stäbe hinzu (s. Abbildung 51). Während die Fasern in Längsrichtung hohe Steifigkeiten aufweisen, ist der Widerstand quer zur Faser gering. Die Vernachlässigung der Faserorientierung in der Profilierung führt dazu, dass sich die Rippen deutlich steifer als in der Realität verhalten. Dies führt zu einem früheren Versagen des Betons und damit kleineren Ausziehkräften im numerischen Modell.

Abbildung 51: Faserorientierungen in der Profilierung der umwickelten GFK-Stäbe



In Abbildung 52 bis Abbildung 55 sind die Simulationsergebnisse am gefrästen GFK-Stab für die verschiedenen Varianten dargestellt.

Abbildung 52: Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 2D Modell des gefrästen GFK-Stabes (C20, $d=12$ mm) unter Variation des Reibkoeffizienten μ

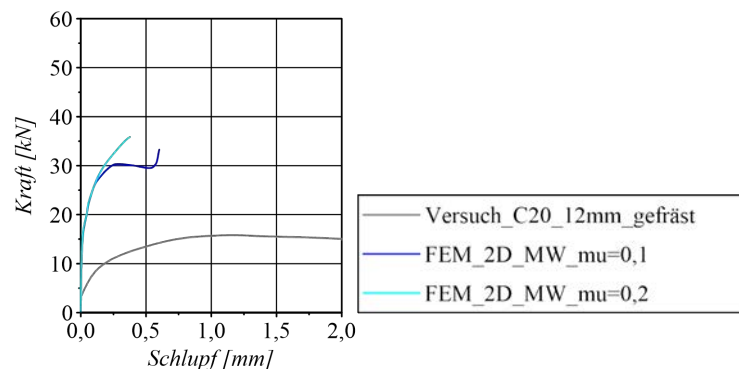
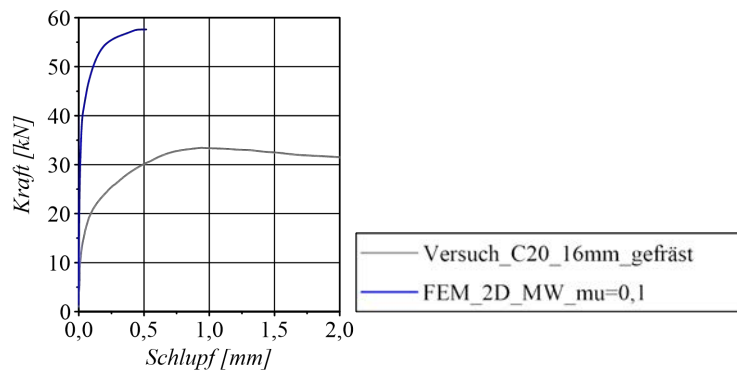
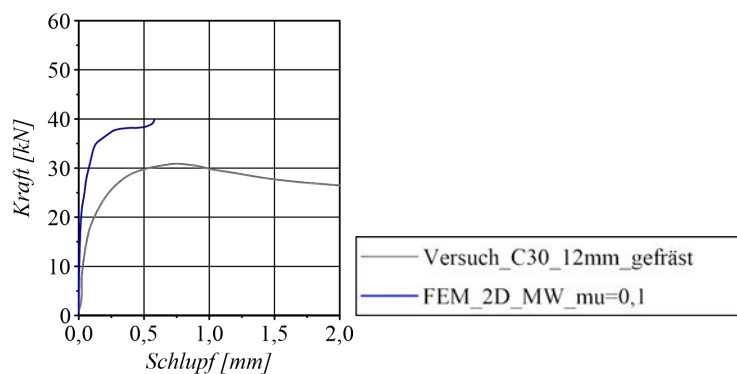
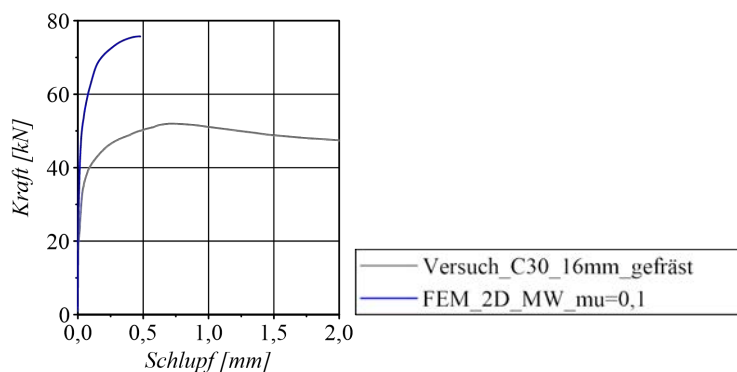


Abbildung 53: Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 2D Modell des umwickelten GFK-Stabes (C20, $d=16$ mm)Abbildung 54: Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 2D Modell des umwickelten GFK-Stabes (C30, $d=12$ mm)Abbildung 55: Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 2D Modell des umwickelten GFK-Stabes (C30, $d=16$ mm)

Wie aus den Diagrammen hervorgeht, werden bei allen Varianten die Ausziehkräfte sowohl mit einem Reibkoeffizienten von $\mu=0,1$ als auch von $\mu=0,2$ deutlich überschätzt. Auch hier ist das Verformungsverhalten deutlich steifer als in den Versuchen. Neben den bereits oben aufgeführten Gründen für die Abweichungen im Verformungsverhalten, spielen bei den gefrästen GFK-Stäben noch der Herstellungsprozess der Stäbe eine wichtige Rolle für das Trag- und Verbundverhalten. Bei den gefrästen Stäben werden die Rippen nachträglich in den ausgehärteten Stab eingefräst, sodass die Rippen nicht – wie der Stabquerschnitt – aus einer Vielzahl endloser in Krafrichtung ausgerichteter Faser besteht (s. Abbildung 56, rechts), sondern aus durchtrennten Fasern gebildet werden (s. Abbildung 57). Die Vernachlässigung dieses Materialverlusts führt zu einer Überschätzung der Rippentragfähigkeit, sodass mit den numerischen Simulationen deutlich höhere Ausziehkräfte erreicht werden.

Abbildung 56: Querschnitt und Längsschnitt eines gefrästen GFK-Stabes (Schöck Bauteile AG)

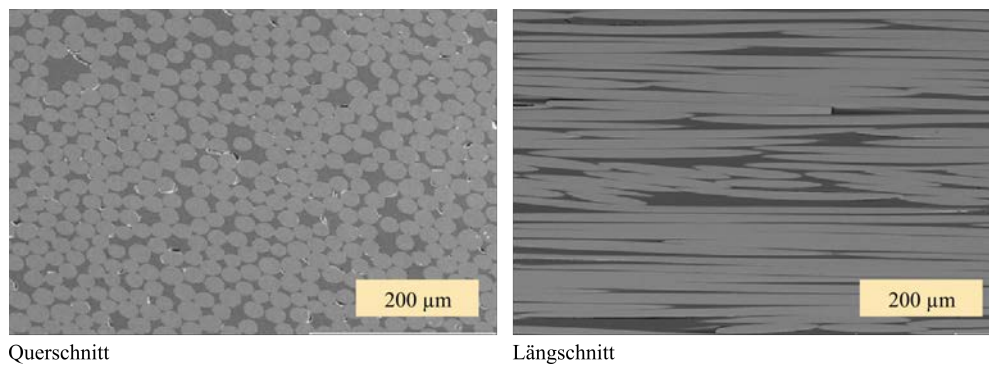
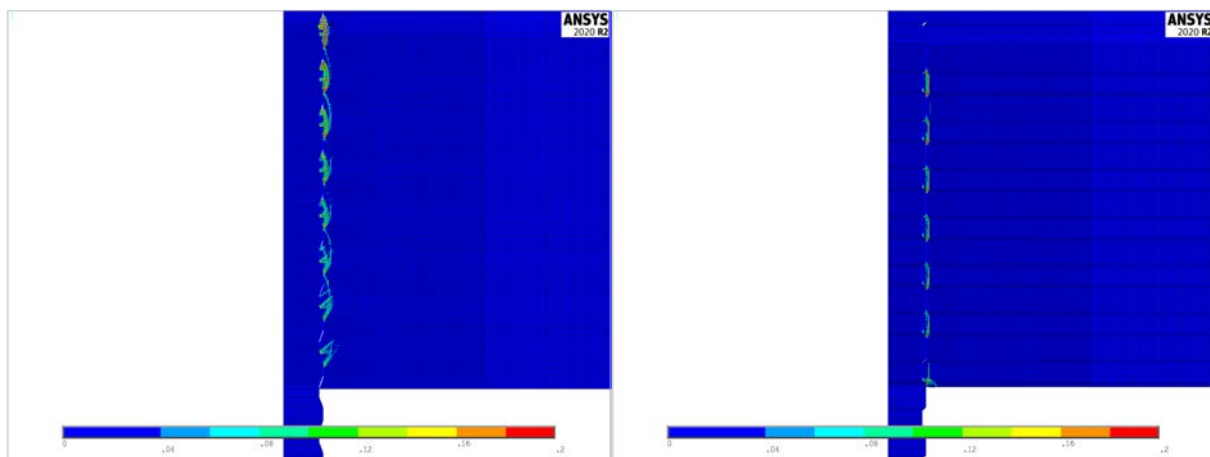


Abbildung 57: Faserorientierungen in der Profilierung der gefrästen GFK-Stäbe

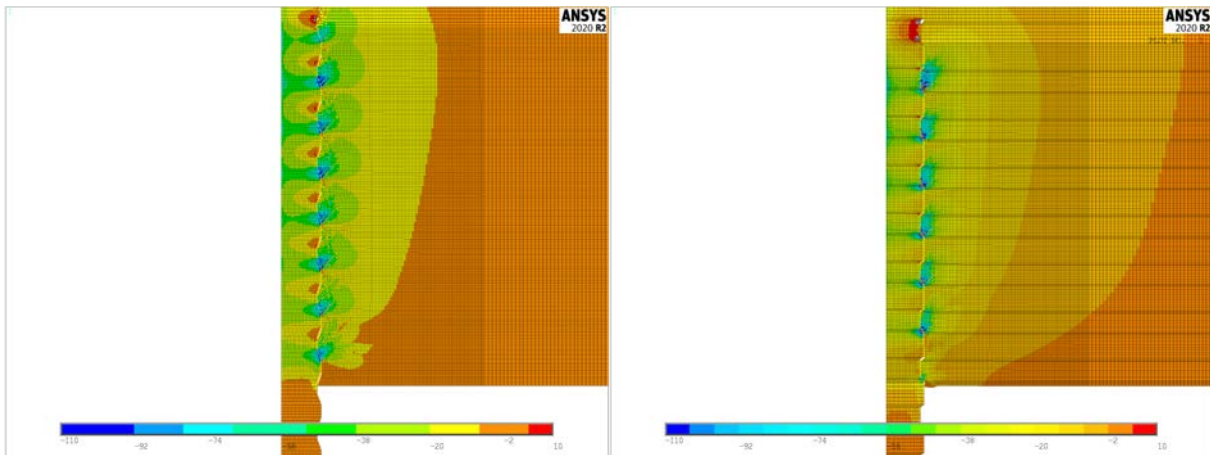


Aus den vorangegangenen Darstellungen geht hervor, dass mit den FE-Modellen die Ausziehkräfte der Varianten des umwickelten Stabes gut abgeschätzt werden können, während diese für die Varianten des gefrästen Stabes deutlich überschätzt werden. Das Verformungsverhalten wird dabei in beiden Modellen zu steif abgebildet. Um das Verformungsverhalten der FE-Modelle zu untersuchen, sind in Abbildung 58 die plastischen Hauptzugdehnungen ε_1 an den Ausziehkörpern des umwickelten und gefrästen Stabes dargestellt. Die plastischen Hauptzugdehnungen geben dabei einen Rückschluss auf die Rissbildung im Beton. Wie aus den Abbildungen hervorgeht, versagt der Beton beider Varianten durch ein Abscheren der Betonkonsolen zwischen den Oberflächenprofilierungen. Dieser Versagensmodus stimmt mit den in den experimentellen Untersuchungen erzielten Ausziehversagen überein.

Abbildung 58: Plastische Hauptzugdehnung ε_1 [-] des 2D Modells bei einer aufgebrauchten Verschiebung von $u=0,5$ mm, links: umwickelter GFK-Stab (C20_12mm_umwickelt), rechts: gefräster GFK-Stab (C20_12mm_gefräst)

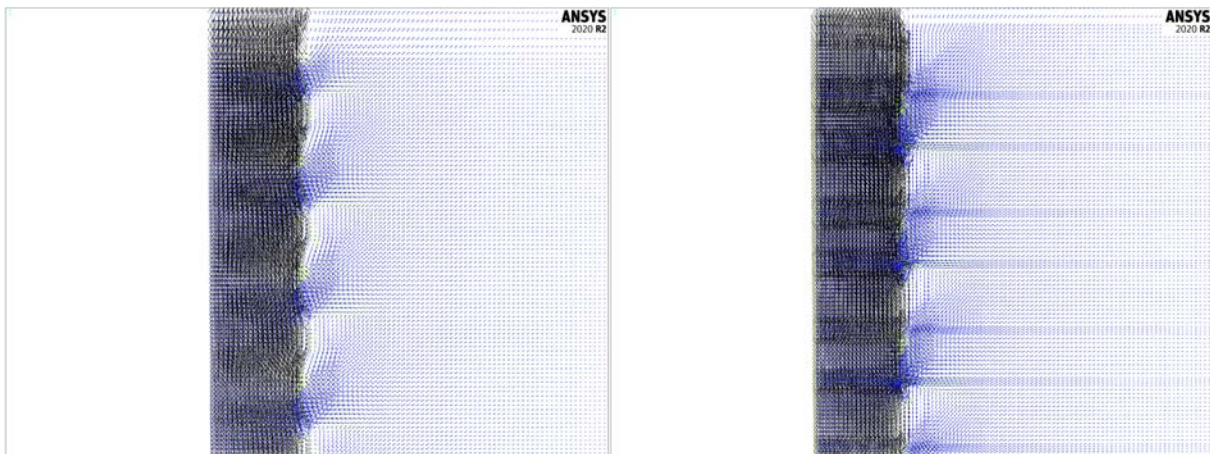
In Abbildung 59 sind darüber hinaus die Hauptdruckspannungen σ_3 des umwickelten und des gefrästen Stabes dargestellt. Aus den Spannungsbildern geht hervor, dass sich bei beiden Varianten schräg von der Oberflächenprofilierung abgehende Druckstreben ausbilden, die die Kraftübertragung vom Stab in den Beton gewährleisten.

Abbildung 59: Hauptdruckspannung σ_3 in $[\text{N}/\text{mm}^2]$ des 2D Modells bei einer aufgetragenen Verschiebung von $u=0,5$ mm, links: umwickelter GFK-Stab (C20_12mm_umwickelt), rechts: gefräster GFK-Stab (C20_12mm_gefräst)



In diesem Zusammenhang zeigt Abbildung 60 die Kraftflüsse der Hauptspannungen. Aus den Kraftflüssen wird deutlich, dass die Größe der übertragenden Spannungen beim gefrästen Stab größer ist als bei der umwickelten Variante. Dieses Ergebnis spiegelt sich auch in den Kraft-Schlupf-Beziehungen der untersuchten Varianten wider.

Abbildung 60: Vektordarstellung der Hauptspannungen des 2D Modells bei einer aufgetragenen Verschiebung von $u=0,5$ mm, links: umwickelter GFK-Stab (C20_12mm_umwickelt), rechts: gefräster GFK-Stab (C20_12mm_gefräst)



Zusammengefasst lässt sich festhalten, dass die Modellierungstiefe der aufgestellten FE-Modelle noch nicht hinreichend genug ist, um das Verformungsverhalten der untersuchten Ausziehkörper abzubilden. Die Vereinfachung, die GFK-Stäbe zwar anisotrop, jedoch linear elastisch ohne Schädigung zu simulieren, führt zu einer Überschätzung der Verbundsteifigkeit und somit zu einer falschen Abbildung der Verbundsteifigkeit. Zur Verbesserung der Modelle sind die Faserorientierung und die Schädigungsmechanismen der GFK-Stäbe in der Modellbildung zu berücksichtigen. Die Berücksichtigung führt jedoch zu deutlich komplexeren FE-Modellen, die aufgrund der sehr hohen Rechenzeiten nicht mehr im Rahmen dieses Projekts untersucht werden konnten.

6.5 AP B.3 Biegeversuche an plattenartigen Bauteilen (TUD)

Zur Verbesserung der Dauerhaftigkeit von Außenbauteilen wird zunehmend die herkömmlich eingesetzte Stahlbewehrung vornehmlich durch GFK-Bewehrung ersetzt. Um dabei den Lastabtrag zwischen Außenbauteil und Innenbauteil zu gewährleisten, sind Übergreifungsstöße zwischen GFK-Stäben und der herkömmlichen Stahlbewehrung erforderlich. Somit war das übergeordnete Ziel dieses AP das Tragverhalten von übergreifender GFK-Bewehrung und herkömmlichem Bewehrungsstahl zu untersuchen.

Im Rahmen dieses AP wurden verschiedene Arten von Versuchen realisiert. Zum einen wurden Zugversuche an reinen GFK-Stäben durchgeführt, um die Materialeigenschaften der GFK- und Stahlstäbe zu bestimmen. Zum anderen wurden Übergreifungsversuche zwischen GFK- und Stahlstäben durchgeführt, um den Lastabtrag im Übergreifungsbereich zu untersuchen. In diesem Zusammenhang wurden drei Versuchskörpervarianten mit übergreifenden GFK- und Edelstahlstäben ausgeführt. Die Übergreifungslängen wurden in Rücksprache mit den Projektpartnern zu 300, 400 und 500 mm gewählt. Die Betondeckung und die Stababstände wurden ebenfalls von den Projektpartnern festgelegt.

Bei beiden Versuchen wurden quasikontinuierliche faseroptische Dehnungsmessungen herangezogen. Damit war es erstmals möglich, die Dehnungsentwicklung in den Stäben zu quantifizieren und den Versagensmechanismus über die gesamte Belastungsgeschichte zu beobachten. Als Referenzgröße für diese Dehnungsmessungen wurden Dehnungsmessstreifen und Extensometer angeordnet. Als Begleituntersuchungen wurden Verbundversuche mit langer Verbundlänge herangezogen um die Eignung verschiedener faseroptischer Sensoren (engl. Distributed Fiber Optical Sensors (DFOS)) und verschiedener Applikationsvarianten zu beurteilen. Faseroptische Sensoren werden derzeit vornehmlich zur Messung der Dehnungen auf herkömmlichen Bewehrungsstahl eingesetzt. Um Aussagen zur Eignung dieser neuartigen Messtechnik bei FVK-Stäben zu erlangen, waren diese Untersuchungen daher zwingend erforderlich. Im Folgenden werden die Ergebnisse der einzelnen Versuche vorgestellt.

6.5.1 Zugversuche

Vor Durchführung der Zugversuche wurde das Oberflächenprofil der umwickelten GFK-Stäbe mit Beschichtung (s. Abbildung 61 a) vermessen. Die in Abbildung 61 b definierten Parameter sind in Tabelle 10 aufgeführt.

Abbildung 61: GFK-Stab mit Beschichtung und Abmessungen

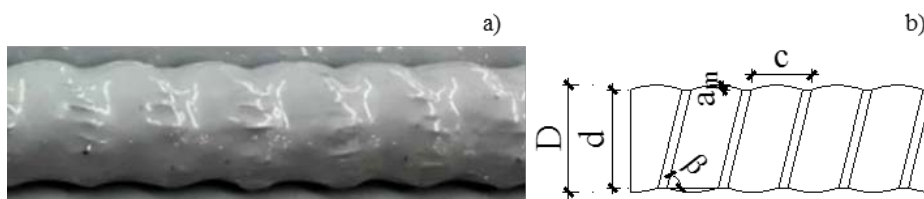
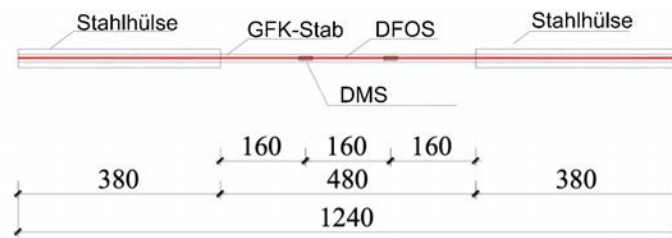


Foto: Jiafeng Zhou

Tabelle 10: Oberflächenprofil der GFK-Stäbe mit Beschichtung

Parameter	Mittelwert
Rippenhöhe a_m	0,91 mm
Rippenabstand c	9,88 mm
Rippenneigung β	78,76°
Innendurchmesser d	13,26 mm
Außendurchmesser D	14,78 mm

Abbildung 62: Versuchskörper für den Zugversuch an umwickelten GFK-Stäben



Gemäß den Empfehlungen in (D30 Committee 2011) wurde die Länge des GFK-Stabs für den Zugversuch zu 1240 mm gewählt (s. Abbildung 62). Die freie Länge beträgt 480 mm. Aufgrund der Querdruckempfindlichkeit der GFK-Stäbe wurden die Stäbe zur Lasteinleitung beidseitig in Stahlrohre mit einer Länge von 380 mm eingeklebt (ebd.). Als Klebstoff wurde Epoxidharz verwendet.

Mit dem Ziel eine geeignete Dehnungsmessmethode für GFK-Stäbe zu finden, wurden drei verschiedene Messeinrichtungen untersucht:

1. DFOS mit Polyimidbeschichtung; Applikation in Nut (Breite: 1 mm / Tiefe: 3 mm) entlang des Stabes,
2. Dehnungsmessstreifen (DMS); Applikation auf der Oberfläche des Stabes und
3. Extensometer (Messlänge: 300 mm).

Eine Übersicht der verwendeten Messaufnehmer ist in Tabelle 11 dargestellt. Die Belastungsgeschwindigkeit während der Zugversuche betrug 1 mm/min.

Tabelle 11: Übersicht der Dehnungsmessungen an GFK-Stäben

Nummer	FOS	DMS	Extensometer
(a)		X	
(b)	X		X
(c)	X	X	X
(d)	X		X
(e)	X	X	X
(f)			X

Analog zu den Untersuchungen an den GFK-Stäben wurde das Oberflächenprofil der Edelstahlstäbe (s. Abbildung 63) vermessen. Die Werte der in Abbildung 64 definierten Parameter sind in Tabelle 12 aufgeführt.

Für die Zugversuche an den Edelstahlstäben wurde die Länge der Stäbe entsprechend den Empfehlungen in (ISO 2019) zu 250 mm gewählt (s. Abbildung 65). Analog zu den Dehnungsmessungen an den GFK-Stäben wurden bei den Edelstahlstäben ebenfalls verschiedene Dehnungsmessmethoden untersucht:

1. DFOS mit Polyimidbeschichtung; Applikation in Nut (Breite: 1 mm / Tiefe: 2 mm) entlang des Stabes,
2. DMS; Applikation auf der Oberfläche des Stabes und
3. Extensometer (Messlänge 50 mm)

Eine Übersicht der Messaufnehmer ist in Abbildung 63 dargestellt. Die Belastungsgeschwindigkeit für diese Zugversuche betrug 30 MPa/s.

Tabelle 12: Oberflächenprofil der Edelstahlstäbe

Parameter	Mittelwert
Höhe der Längsrippe a'	0,23 mm
Breite der Querrippen oben b	2,62 mm
Breite der Querrippen unten d	3,69 mm
Höhe der Querrippen a_m	0,28 mm
Rippenabstand c	4,97 mm
Rippenneigung β	59,65°
Flankenwinkel der Querrippen α	26,95°
Innendurchmesser d	7,70 mm
Außendurchmesser D	8,25 mm

Abbildung 63: Edelstahlstab



Foto: Jiafeng Zhou

Abbildung 64: Abmessungen der Edelstahlstäbe

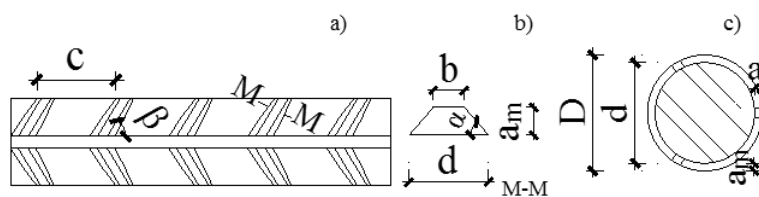


Abbildung 65: Versuchskörper für den Zugversuch an Edelstahlstäben

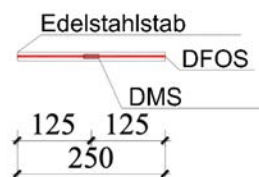


Tabelle 13: Übersicht der Dehnungsmessungen an Edelstahlstäben

Nummer	FOS	DMS	Extensometer
(a)			X
(b)		X	X
(c)		X	X
(d)		X	X
(e)	X	X	X
(f)	X	X	X
(g)	X	X	X
(h)	X	X	X

Abbildung 66: Zugversuch an einem (a) GFK-Stab und (b) Edelstahlstab

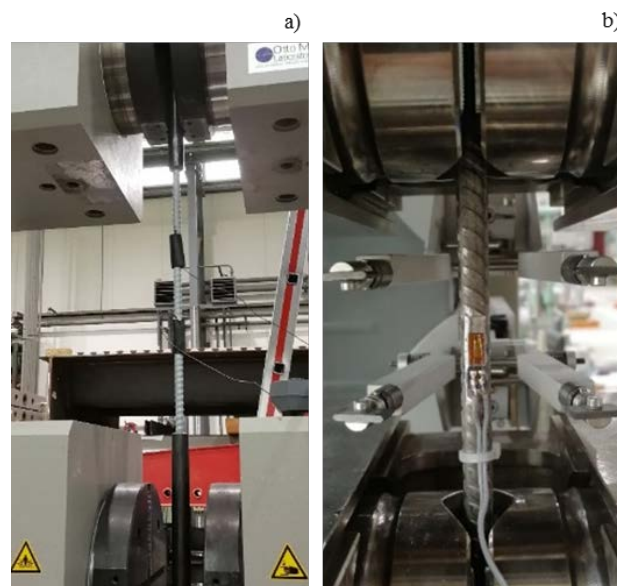


Foto: Jiafeng Zhou

In Abbildung 66 sind der Zugversuch an einem GFK-Stab und einem Edelstahlstab dargestellt. Die Ergebnisse der Zugversuche an GFK-Stäben sind in Tabelle 14 zusammengefasst. In Tabelle 15 ist dagegen der Einfluss der verschiedenen Dehnungsmessmethoden auf die Ergebnisse der Zugversuche gegenübergestellt.

Zur Verwendung von DMS auf GFK-Stäben ist eine Oberflächenvorbereitung notwendig. Dazu wurde die Oberflächenbeschichtung der Stäbe entfernt und die DMS auf die Glasfasern geklebt. Bei diesem Prozess wird ein Teil der Glasfasern durchtrennt, sodass die Tragfähigkeit der Stäbe beeinflusst wird. Ein ähnlicher Effekt tritt durch das Nuten der Stäbe bei der Verwendung der DFOS auf.

Tabelle 14: Ermittelte E-Modul und Zugfestigkeit der GFK-Stäbe

Nummer	E-Modul (GPa)	Zugfestigkeit (MPa)
(a)	54,8	790,9
(b)	46	876,7
(c)	47,7	870,3
(d)	44,9	880,7
(e)	48,0	898,9
(f)	46,6	937,9

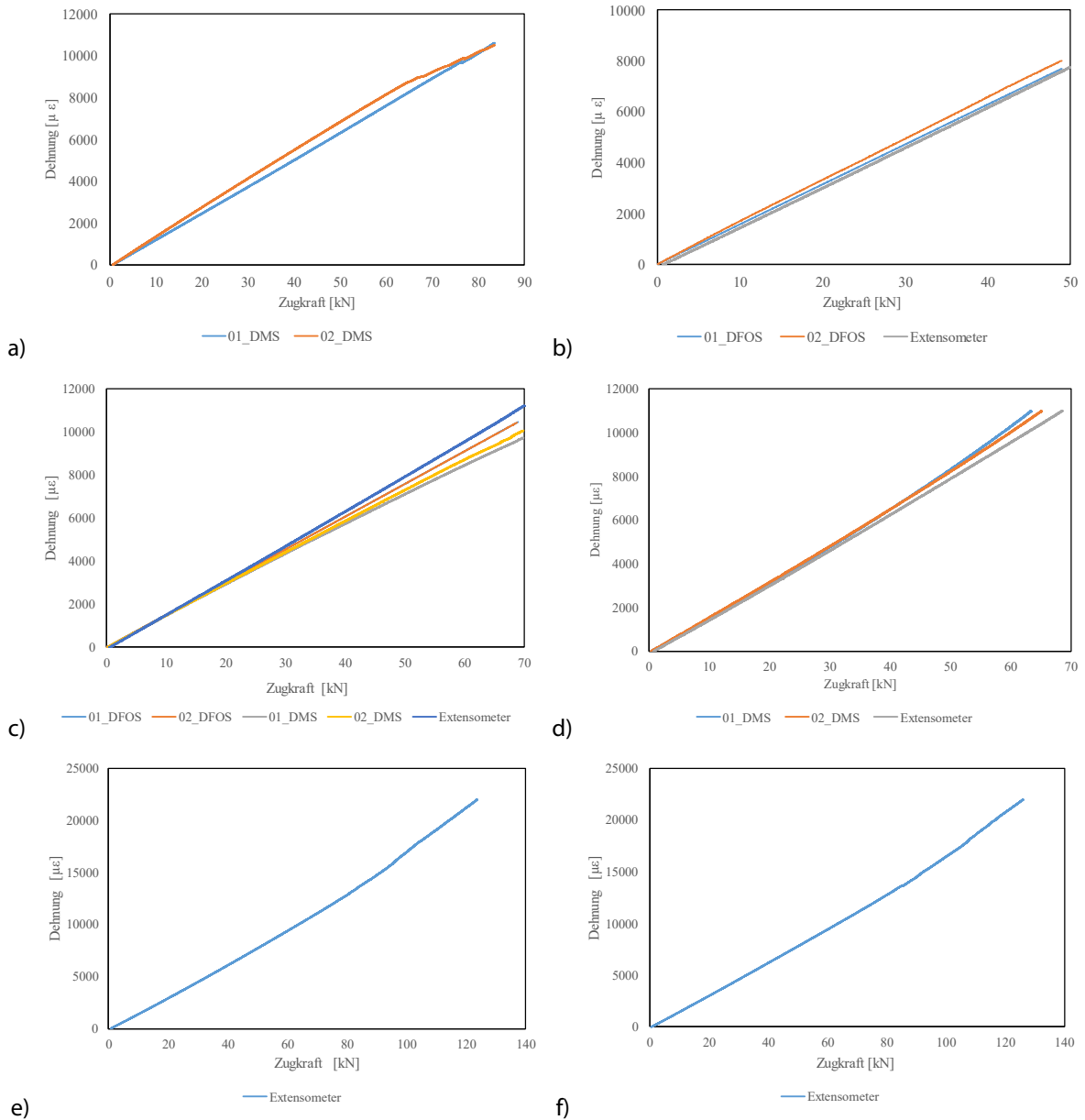
Tabelle 15: Vergleich der ermittelten E-Moduln und Zugfestigkeiten der GFK-Stäbe bei Anwendung verschiedener Dehnungsmessmethoden

Dehnungsaufnehmer (Versuchskörpernummer)	E-Modul (GPa/%)		Zugfestigkeit (MPa/%)	
ohne (f)	46,6	100 %	937,9	100 %
DMS (a)	54,8	118 %	790,9	84 %
DFOS (b, e)	47	101 %	887,8	95 %
DMS+DFOS (c, d)	46,3	99 %	875,5	93 %

Wie aus Tabelle 15 hervorgeht, ist der Einfluss der Dehnungsmessmethode auf den ermittelten E-Modul gering. Der Einfluss auf die Zugfestigkeit ist dagegen deutlich größer. Die für die Versuchskörper (a) bis (f) gemessenen Dehnungen sind in Abbildung 67 dargestellt. Bei den Versuchskörpern (d) und (e) sind die DFOS bereits vor der Versuchsdurchführung ausgefallen, sodass keine Messwerte für diese Aufnehmer zur Verfügung stehen.

In Abbildung 67 b und c stehen die Legendeneinträge „01_Optikfaser“ und „02_Optikfaser“ für die Dehnungen des DFOS an den Stellen, an denen die DMS installiert waren. Wie aus den Dehnungsverläufen hervorgeht sind die Beziehungen zwischen den Dehnungen und den Zugkräften nahezu linear. Darüber hinaus ist zu erkennen, dass die Dehnungen vom DFOS, den DMS und dem Extensometer recht nahe beieinander liegen. Daraus lässt sich schließen, dass alle drei Dehnungsmessmethoden prinzipiell für die Dehnungsmessung bei GFK-Stäben geeignet sind. Im Folgenden werden jedoch DFOS herangezogen, da ihr Einfluss auf das mechanische Verhalten der Stäbe am geringsten ist.

Abbildung 67: Vergleich der gemessenen Dehnungen bei den Zugversuchen an GFK-Stäben



In Abbildung 68 sind die mit den DFOS gemessenen Dehnungsverläufe (z-Achse) über die Länge der GFK-Stäbe (x-Achse) für verschiedene Lastniveaus (y-Achse) aufgetragen. Die Dehnungen nehmen mit steigender Zugkraft linear zu. Die Dehnungsverteilungen der Versuchskörper (b) und (c) liegen dabei nahe beieinander.

In Abbildung 69 ist ein Detailausschnitt einer mit einem DFOS gemessenen Dehnungsverteilung dargestellt. Wie in dieser zu erkennen ist, oszillieren die Dehnungsverläufe. Um dieses Phänomen zu untersuchen, wurden die in Abbildung 69 eingezeichneten Messpunkte analysiert. Dabei wurde der geometrische Abstand der Tiefpunkte ermittelt. Die Auswertung in Tabelle 16 deutet darauf hin, dass die Streuungen auf das Oberflächenprofil der GFK-Stäbe zurückzuführen sind, da der Mittelwert der ermittelten Abstände in etwa dem Abstand der Rippen entspricht.

Abbildung 68: Mit DFOS gemessene Dehnungsentwicklung an den GFK-Stäben (b) und (c)

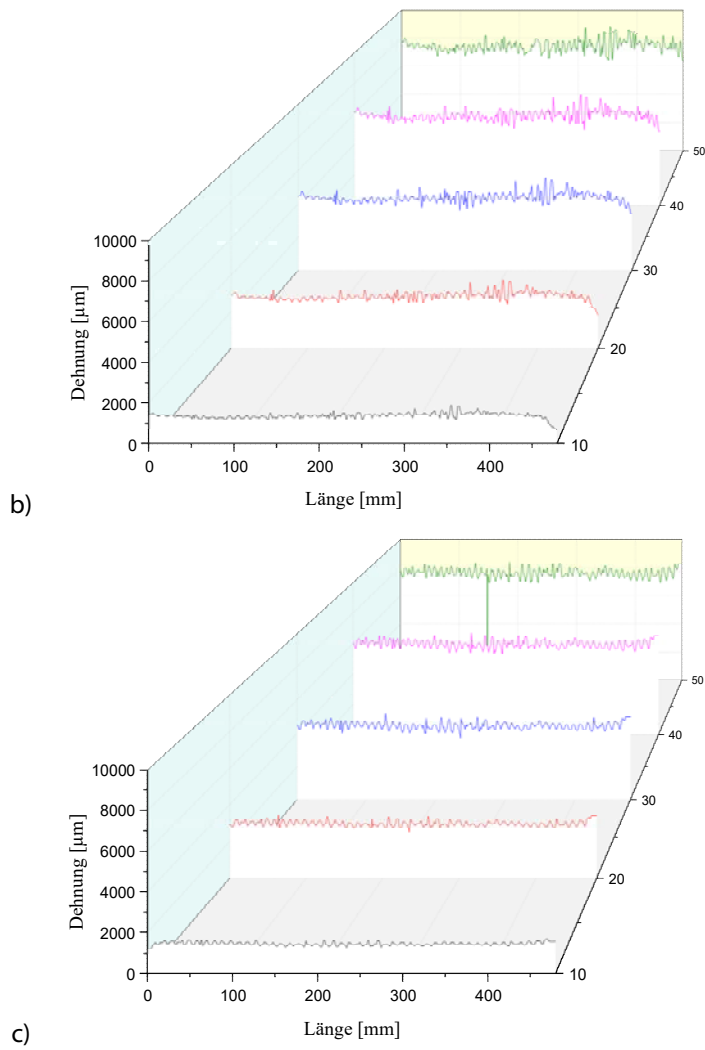


Abbildung 69: Detailausschnitt einer mit einem DFOS gemessenen Dehnungsverteilung an einem GFK-Stab

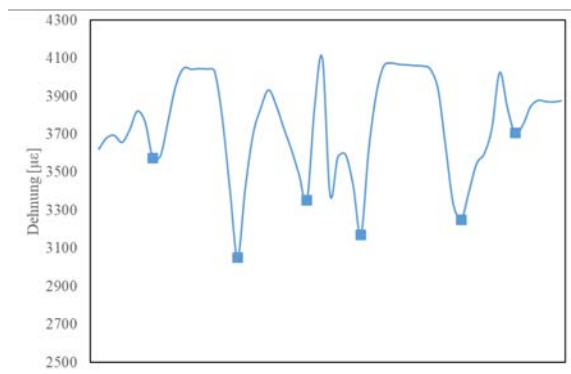


Tabelle 16: Vergleich der Dehnungsverteilung mit dem Oberflächenprofil der GFK-Stäbe

Abstand der Dehnungs-Tiefpunkte	Abstand der Rippen
7,37 mm	9,88 mm

In Tabelle 17 sind die Ergebnisse der Zugversuche an den Edelstahl-Stäben dargestellt. Im Gegensatz zu herkömmlichem Bewehrungsstahl bildet sich bei Edelstahl kein Fließplateau aus. Daher wird die Spannung bei einer Dehnung von 0,2 % ausgewertet (ISO 2019). Analog zu den Zuguntersuchungen an den GFK-Stäben wurden bei den Edelstahl-Stäben verschiedene Dehnungsmessmethoden untersucht. Der Einfluss der Oberflächenvorbereitung für die DMS sowie der Einfluss der Nut für die DFOS auf das mechanische Verhalten der Stäbe ist in Tabelle 17 gegenübergestellt. Wie aus Tabelle 18 hervorgeht führt die Oberflächenvorbereitung für die DMS zu einer Abnahme des E-Moduls und der Fließspannung (Versuch b, c, d). Im Vergleich dazu ist der Einfluss auf die Zugfestigkeit gering. Bei Anwendung von DFOS und DMS (Versuch e, f, g, h) verringern sich der E-Modul, die Fließspannung und die Zugfestigkeit aufgrund der Querschnittsreduktion durch die Oberflächenvorbereitung und das Nuten nochmal deutlich.

In Abbildung 70 sind die gemessenen Dehnungsverläufe über die Kraft dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Dehnungen der DMS, DFOS und Extensometer gut übereinstimmen. Für die nachfolgenden Untersuchungen wurden für die Dehnungsmessungen jedoch nur DFOS herangezogen, da sich diese insbesondere bei den GFK-Stäben als geeigneter herausgestellt haben.

Tabelle 17: Ermittelter E-Modul und Zugfestigkeit der Edelstahl-Stäbe

Nummer	E-Modul (GPa)	Fließspannung (MPa)	Zugfestigkeit (MPa)
(a)	239,3	882,0	1105,0
(b)	200,8	710,0	1075,7
(c)	174,0	793,0	1057,3
(d)	194,7	684,5	1054,9
(e)	182,3	768,5	992,6
(f)	170,3	784,5	1000,0
(g)	171,0	860,0	989,1
(h)	179,3	755,5	994,8

Tabelle 18: Vergleich der ermittelten E-Moduln und Zugfestigkeiten der Edelstahl-Stäbe bei Anwendung verschiedener Dehnungsmessmethoden

Dehnungsaufnehmer (Versuchskörpernummer)	E-Modul (GPa/%)		„Fließspannung“ (MPa/%)		Zugfestigkeit (MPa/%)	
ohne (a)	239,3	100 %	882,0	100 %	1105,0	100 %
DMS (b, c, d)	189,8	79 %	729,2	83 %	1062,6	96 %
DFOS+DMS (e, f, g, h)	175,7	73 %	792,1	83 %	994,1	90 %

Abbildung 70: Vergleich der gemessenen Dehnungen bei den Zugversuchen an Edelstahl-Stäben

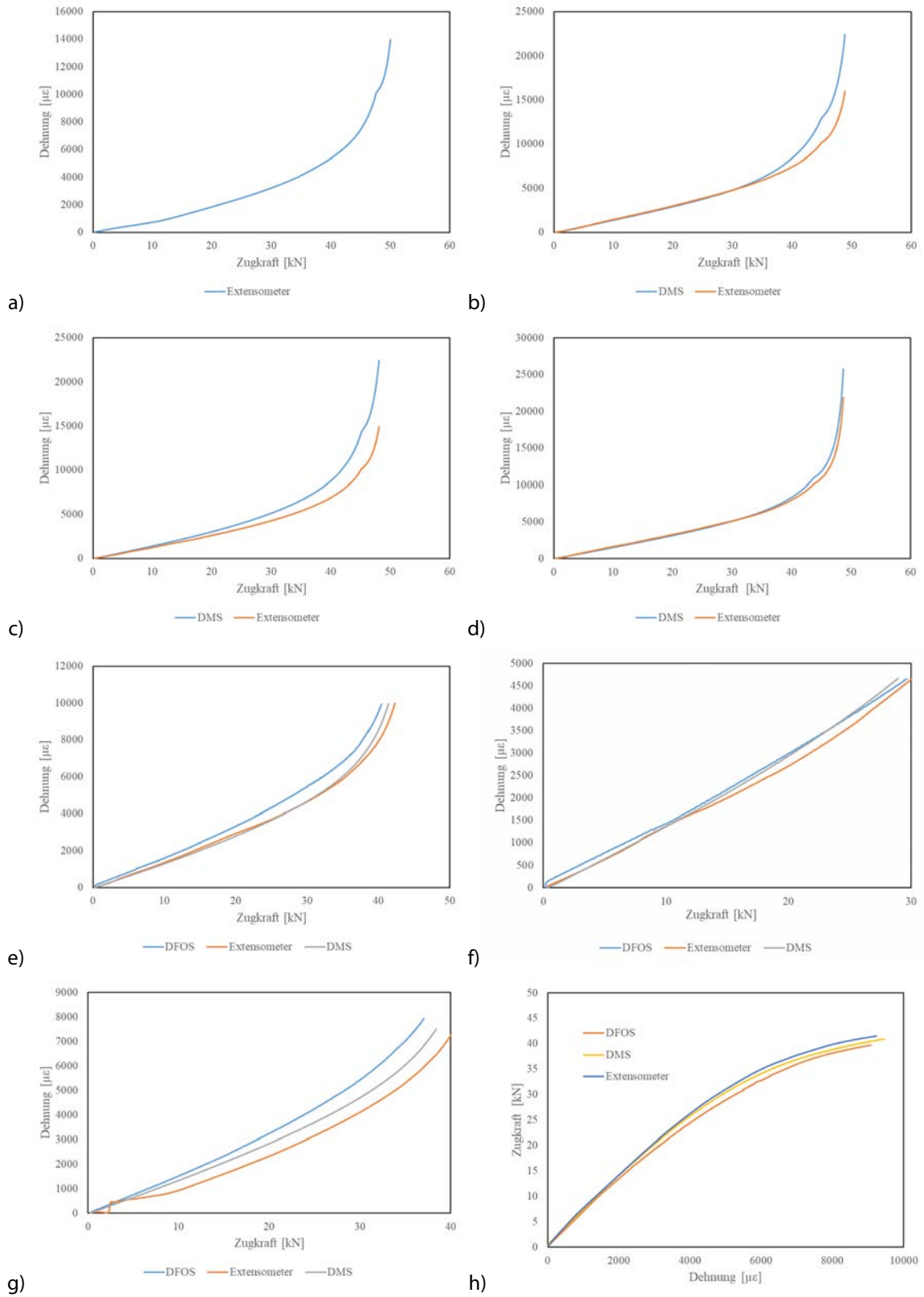


Abbildung 71: Mit DFOS gemessene Dehnungsentwicklung an Edelstahl-Stäben (e) bis (h)

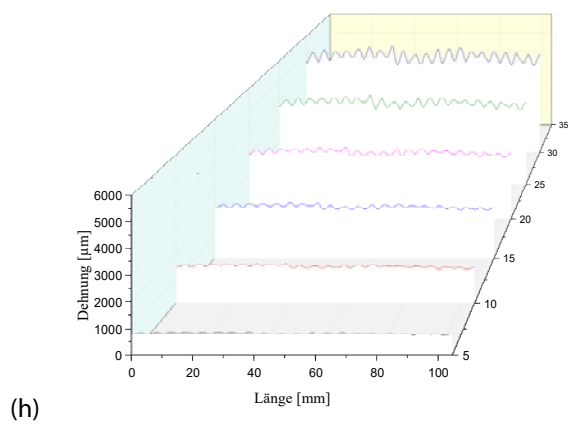
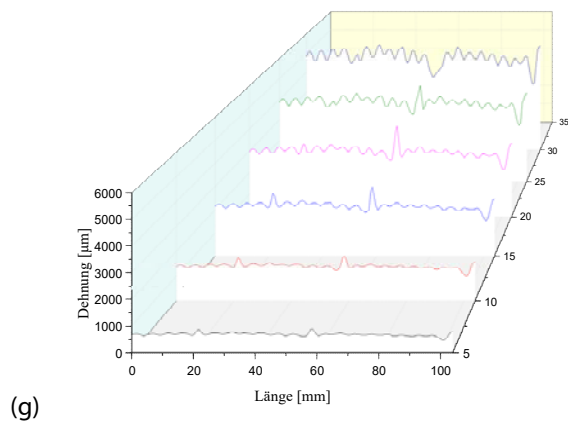
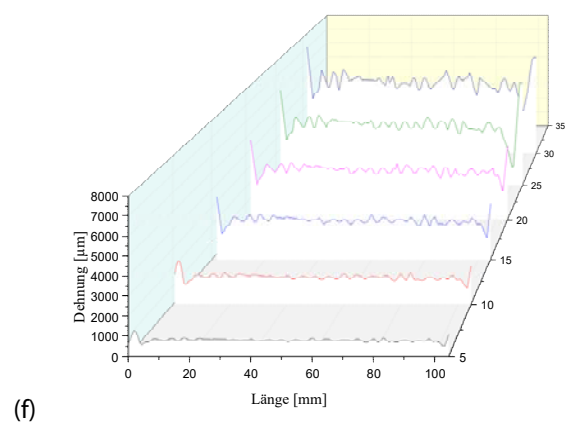
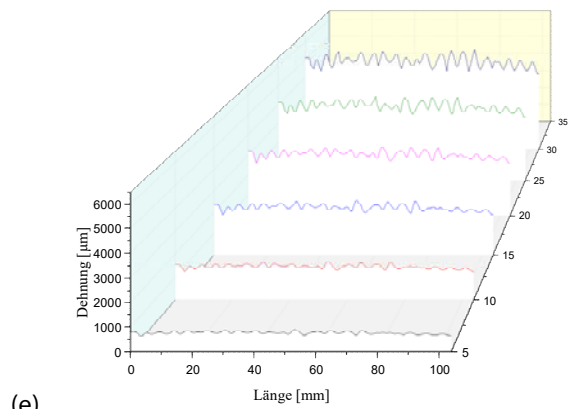


Abbildung 71 zeigt die Dehnungsentwicklungen über die Länge der Edelstahlstäbe für unterschiedliche Lastniveaus. Wie bei den GFK-Stäben liegen die Ergebnisse nahe beieinander. Dabei kommt es wie bei den GFK-Stäben zu einem Oszillieren der Dehnungswerte. Aus diesem Grund wurde auch bei diesen Untersuchungen der geometrische Abstand der in Abbildung 72 dargestellten Dehnungs-Hoch- und Tiefpunkte ausgewertet und mit den gemessenen Rippenabständen verglichen.

Wie aus Tabelle 19 hervorgeht, stimmen die Abstände zwischen den Dehnungs-Hoch- bzw. Tiefpunkten und den Rippenabständen gut überein. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass die mit den DFOS gemessenen Dehnungs-Hoch- bzw. Tiefpunkte auf die Oberflächenprofilierung der Staboberfläche zurückzuführen sind.

Abbildung 72: Detailausschnitt einer mit einem DFOS gemessenen Dehnungsverteilung an einem Edelstahl-Stab

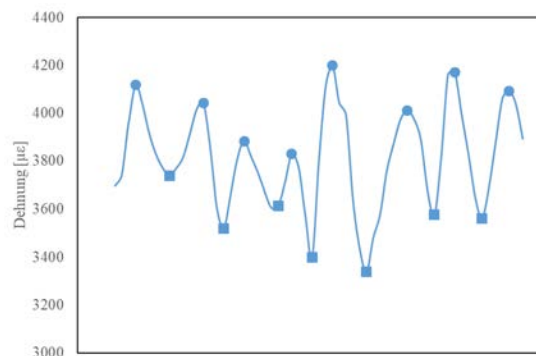


Tabelle 19: Vergleich der Dehnungsverteilung mit dem Oberflächenprofil der GFK-Stäbe

Abstand der Dehnungs-Hochpunkte	Abstand der Dehnungs-Tiefpunkte	Abstand der Rippen
4,89 mm	5,28 mm	4,97 mm

6.5.2 Ausziehversuche mit langer Verbundlänge

Für die Ausziehversuche mit langer Verbundlänge wurden GFK-Stäbe mit Beschichtung gemäß Abbildung 61 verwendet. Die Verbundlänge wurde zu 300 mm gewählt (s. Abbildung 73 a). Um ein Spaltversagen des Betons zu verhindern, wurde Bügelbewehrung entsprechend Abbildung 74 b angeordnet. Die Betonfestigkeit entspricht der Betonfestigkeitsklasse C20/25. Die Betonierichtung wurde senkrecht zu den Stäben gewählt.

Im Rahmen der Ausziehversuche mit langer Verbundlänge wurden zur Dehnungsmessung zwei verschiedene DFOS und zwei verschiedene Klebstoffe (A-Art 1-4) verwendet. Zudem wurde eine Referenzprobe ohne Dehnungsaufnehmer (A-Art 5) untersucht. Eine Übersicht der untersuchten Varianten ist in Abbildung 75 und Tabelle 20 dargestellt.

Zur Messung der Dehnungen wurden zwei DFOS verwendet (s. Abbildung 73). DFOS (1) wurde im Bereich der freien Länge angeordnet, um die Dehnungsentwicklung im freien Abschnitt zu messen (s. b). DFOS (2) wurde dagegen zur Messung der Dehnungen im Verbundbereich in die Nut eingeklebt (s. Abbildung 73 c). Nach (Weisbrich/Holschemacher/Bier 2020) ist bei DFOS mit Acrylatbeschichtung eine Dehnungseinleitungslänge von mindestens 40 mm vorzusehen. Daher wurde die freie Länge um 50 mm verlängert. Am freien Ende wurden 20 mm hinzugefügt. Außerdem wurden bei den Versuchskörpern A-Art 1(2) und A-Art 2(1) DFOS auf die Staboberfläche geklebt. Die Belastungsgeschwindigkeit betrug 0,5 mm/min. Der Versuchsaufbau der Ausziehversuche ist in Abbildung 76 dargestellt.

Abbildung 73: Schematische Darstellung des Ausziehversuchs mit langer Verbundlänge: a) Übersicht, b) Detail des DFOS (1) und Detail des DFOS (2)

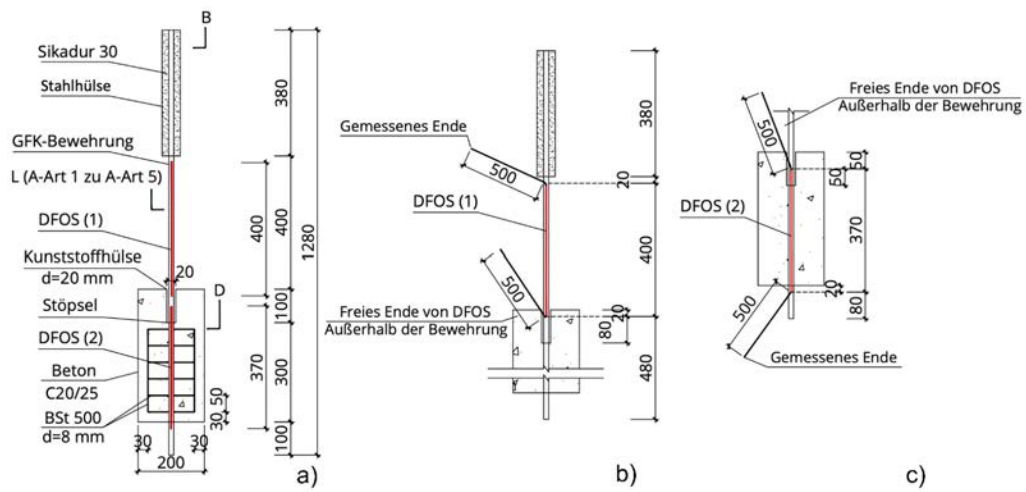


Abbildung 74: Details des Ausziehversuchs mit langer Verbundlänge a): Querschnitt und b): Bügelbewehrung

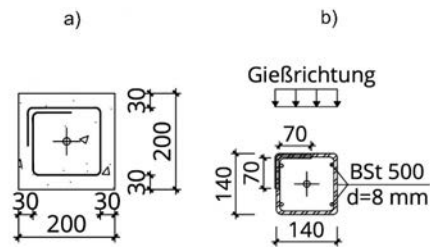


Tabelle 20: Untersuchte Varianten im Ausziehversuch mit langer Verbundlänge

Variante	Beschichtungsmaterial FOS	Applikationskleber
A-Art 1	Acrylat	Epoxidharz
A-Art 2	Polyimid	Cyanacrylat+Silikon
A-Art 3	Acrylat	Cyanacrylat+Silicon
A-Art 4	Polyimid	Epoxidharz
A-Art 5	/	/

Abbildung 75: Schematische Darstellung der untersuchten Varianten im Ausziehversuch mit langer Verbundlänge: (a) A-Art 1, (b): A-Art 2, (c): A-Art 3, (d): A-Art 4 and (e): A-Art 5

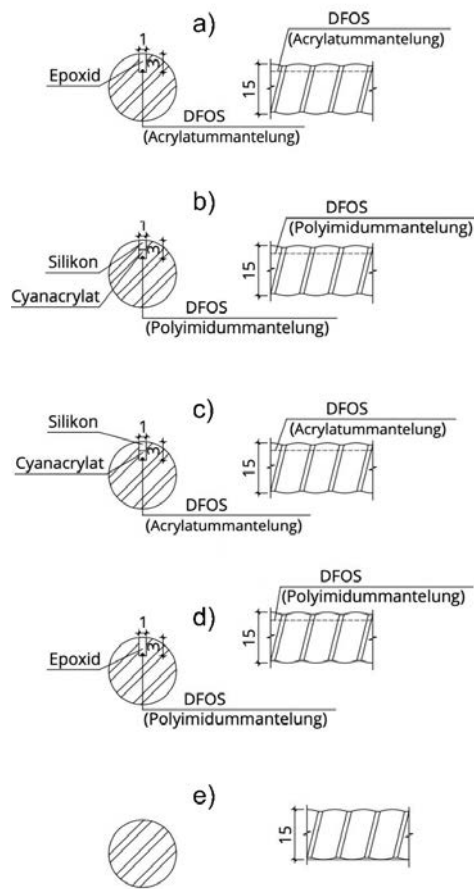


Abbildung 76: Versuchsaufbau der Ausziehversuche mit langer Verbundlänge: a) mit Kalotte, b) ohne Kalotte

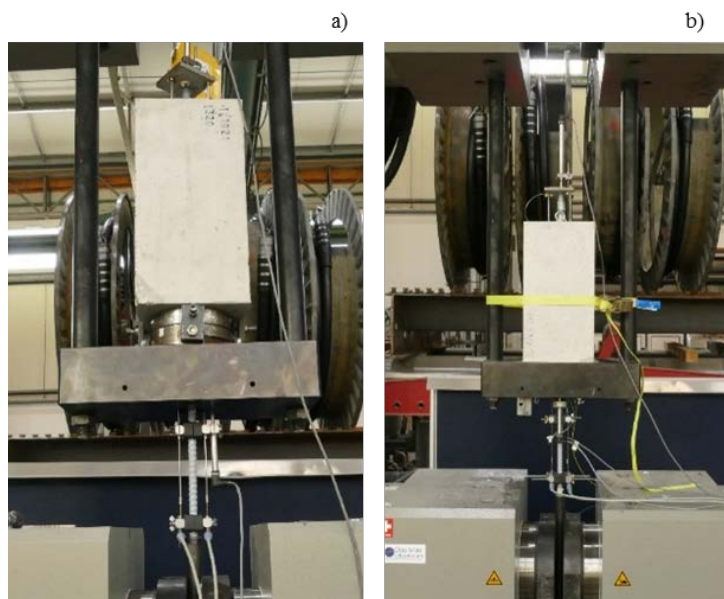


Foto: Chongjie Kang

Die Materialparameter der bei den Ausziehversuchen mit langer Verbundlänge eingesetzten Materialien wie Betondruckfestigkeit und E-Modul des Betons sowie E-Modul der GFK-Stäbe sind in Tabelle 21 aufgeführt.

Tabelle 21: Materialeigenschaften für die Ausziehversuche mit langer Verbundlänge

Versuchskörper	Betondruckfestigkeit (MPa)	E-Modul Beton (MPa)	E-Modul GFK-Stab (MPa)
A-Art 1_1	36,3	32600	56123
A-Art 1_2	34,4	29200	54568
A-Art 2_1	34,4	29200	55016
A-Art 2_2	38,7	28500	46901
A-Art 3_1	38,7	28500	55610
A-Art 3_2	36,3	32600	58170
A-Art 4_1	36,3	32600	57100
A-Art 4_2	34,4	29200	53773
A-Art 5	38,7	28500	62978

Abbildung 77: Versagen der Ausziehkörper mit langer Verbundlänge

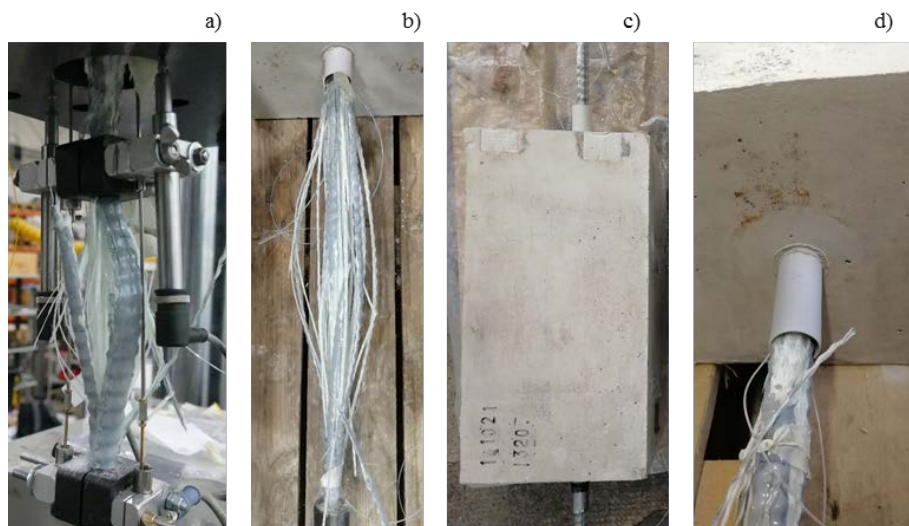
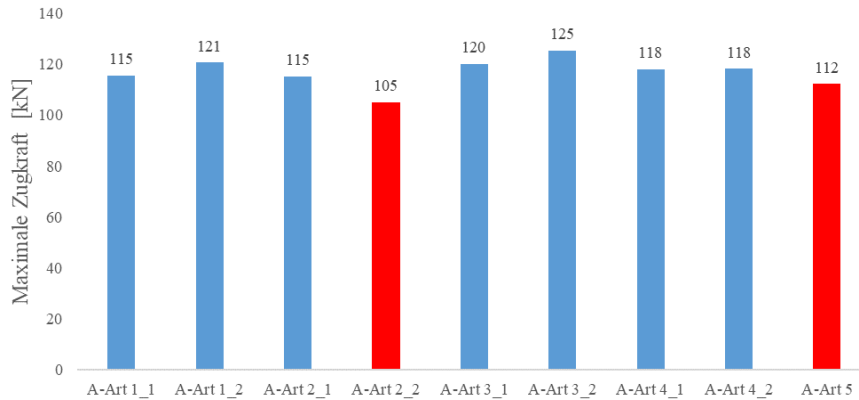


Foto: Jiafeng Zhou

Bei allen Ausziehversuchen mit langer Verbundlänge kam es zu einem Zugversagen der GFK-Stäbe (s. Abbildung 77 a und b), während die Betonkörper nahezu unversehrt blieben (s. Abbildung 77 c und d). Während der Versuche war bei etwa der halben Bruchlast ein Reißen der Filamente in den GFK-Stäben deutlich hörbar, welches mit steigender Last zunahm. Ein charakteristisches Bruchbild der GFK-Stäbe ist in Abbildung 77 b dargestellt.

Abbildung 78 zeigt die erreichten Bruchlasten der Ausziehkörper. Die roten Säulen sind die Varianten mit Kalotte, die die Lage der Versuchskörper während der Versuche gewährleisten sollte. Mit zunehmender Belastung neigte sich die Kalotte jedoch so stark (s. Abbildung 76 a), dass eine Biegebeanspruchung in den Stäben eingeleitet wurde. Diese führte dazu, dass die Ausziehkörper eine geringere Bruchlast als die Ausziehkörper ohne Kalotte aufweisen.

Abbildung 78: Bruchlast der Ausziehkörper mit langer Verbundlänge



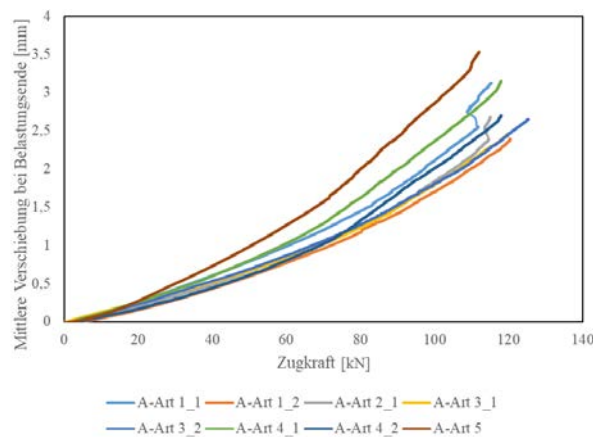
In Tabelle 22 sind die in den Zugversuchen und Ausziehversuchen mit langer Verbundlänge erreichten Zugkräfte gegenübergestellt. Die Ergebnisse der Ausziehversuche mit Kalotte wurden aufgrund ihrer Fehlerhaftigkeit nicht berücksichtigt. Aus der Tabelle geht hervor, dass die erreichten Bruchlasten ähnlich groß sind. Außerdem konnte festgestellt werden, dass die für die Applikation der DFOS benötigte Nut in den GFK-Stäben nur einen geringen Einfluss auf die Tragfähigkeit hat.

Abbildung 79 zeigt die Beziehung zwischen der mittleren Verschiebung am belasteten Ende des Stabes und der aufgetragenen Zugkraft. Aufgrund der unebenen Betonoberfläche wurden zwei LVDTs verwendet und daraus der Mittelwert gebildet. Der Maximalwert liegt für alle Varianten bei etwa 3 mm.

Tabelle 22: Vergleich der max. Zugkraft im Zugversuch und Ausziehversuch mit langer Verbundlänge

Zugversuch		Ausziehversuch mit langer Verbundlänge
GFK-Stab mit Nut	GFK-Stab ohne Nut	GFK-Stab mit Nut
123 kN	130 kN	119 kN

Abbildung 79: Kraft-Verformungs-Kurven der Ausziehversuche mit langer Verbundlänge



Bei den Dehnungs-Ergebnissen der DFOS gibt es einige Messausfälle (s. Abbildung 80 a), die eine Datenbereinigung erforderlich machten. In Abbildung 80 ist das Vorgehen exemplarisch dargestellt. In den Diagrammen in Abbildung 80 a bis d ist auf der horizontalen Achse der Abstand zum freien Ende des Stabes und auf der vertikalen Achse die gemessene Dehnung für verschiedene Lastniveaus aufgetragen. Die Koordinate des freien Endes beträgt 0 mm und des belasteten Endes 300 mm. Wie aus Abbildung 80 a hervorgeht, nehmen die Messausfälle mit zunehmendem Lastniveau zu. Dies kann auf die mit zunehmender Belastung einhergehende Beschädigung der DFOS durch Querdehnung zurückgeführt werden. Im Zuge der Datenbereinigung wurden diese Datenpunkte entfernt (s. Abbildung 80 b) und linear interpoliert (s. Abbildung 80 c). Schließlich wurde die Kurve mit einer polynominalen Regression geglättet (s. Abbildung 80 d).

Abbildung 81 zeigt die Dehnungsverteilung entlang des Stabes des Typs A-Art 1. Wie bereits in den Diagrammen in Abbildung 80 ist auf der horizontalen Achse der Abstand zum freien Ende aufgetragen. Auf der vertikalen Achse sind die Stabdehnungen für vier Lastniveaus aufgetragen. Außerdem sind die Rohdaten und die geglätteten Daten gegenübergestellt. Es wird deutlich, dass die geglätteten Daten die Rohdaten gut wiedergeben. Bei den Versuchskörpern A-Art 1_1 und A-Art 1_2, bei denen der gleiche DFOS und Klebstoff verwendet wurde, weichen die gemessenen Dehnungen allerdings voneinander ab. Dabei nehmen die Abweichungen mit zunehmender Belastung zu. Bei einer Last von 25 kN beträgt der Unterschied zwischen der maximalen Dehnung von A-Art 1_1 und A-Art 1_2 beispielsweise 143 $\mu\epsilon$. Im Vergleich dazu beträgt die Abweichung bei einer Last von 100 kN 1976 $\mu\epsilon$. Zudem fällt auf, dass die Dehnung in dem Bereich zwischen 300 mm und 350 mm, in dem die Dehnung theoretisch konstant ist, steiler wird. Darüber hinaus verschieben sich die Dehnungsspitzen mit steigender Belastung zum freien Ende hin. Dies kann auf die Dehnungseinleitungslänge (Weisbrich/Holschemacher/Bier 2020) zurückgeführt werden. Die Dehnungseinleitungslänge ist die Länge, die benötigt wird, um die tatsächliche Dehnung anzuzeigen. Dies gilt insbesondere für DFOS mit Acrylatbeschichtung. In diesem Zusammenhang geht aus Abbildung 81 hervor, dass die Dehnungseinleitungslänge mit zunehmender Belastung ansteigt.

Abbildung 80: Exemplarische Datenbereinigung der Ergebnisse der DFOS

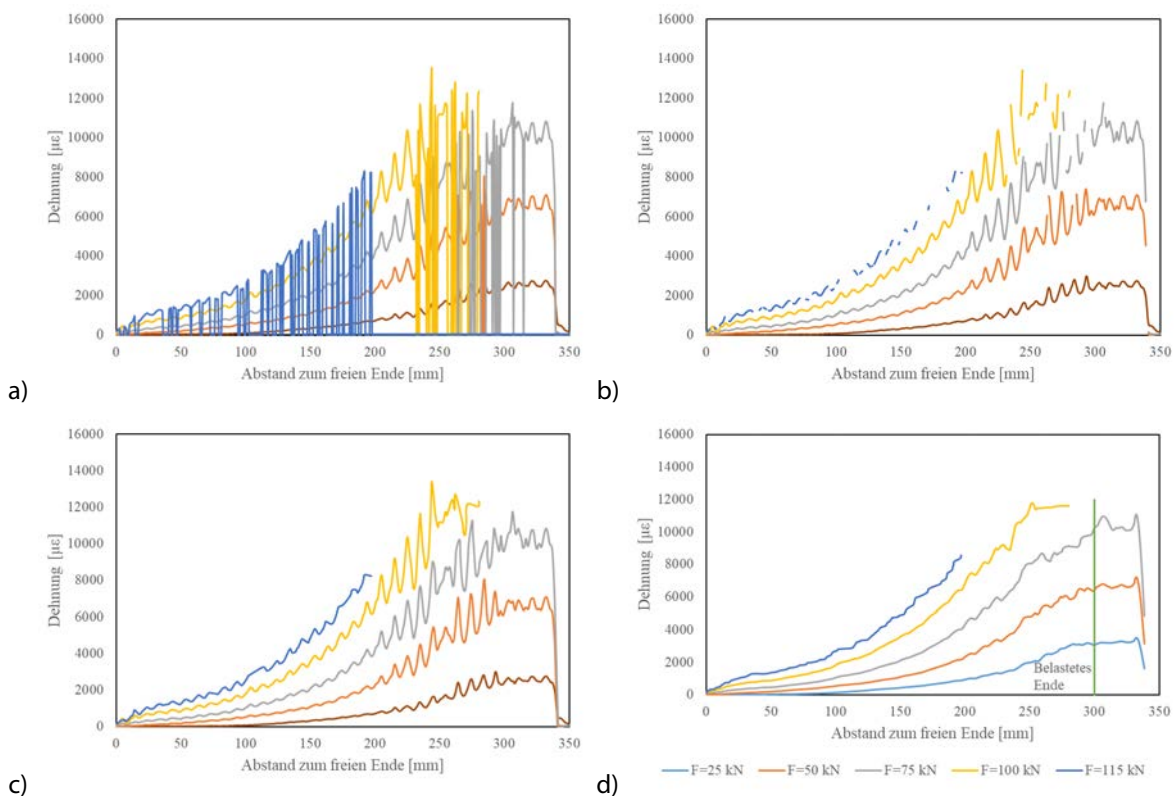


Abbildung 81: Dehnungsverteilung bei den Ausziehversuchen mit langer Verbundlänge, (a): A-Art 1_1 (b): A-Art 1_2

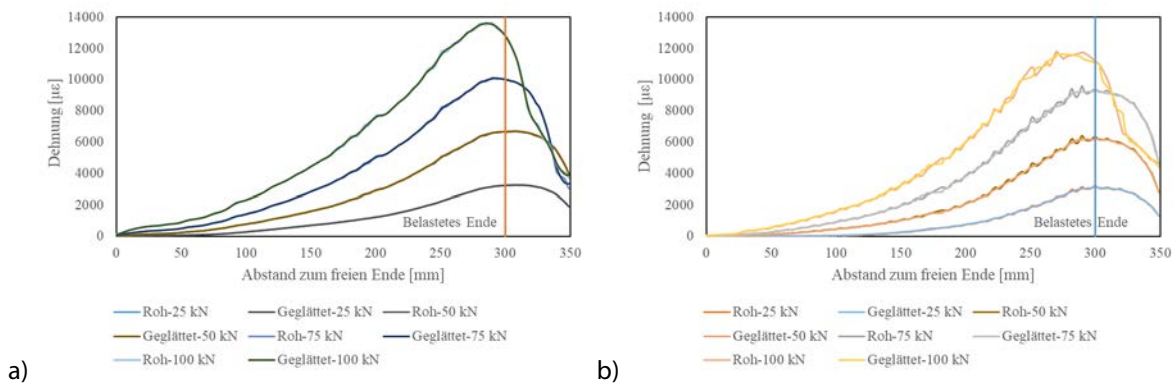
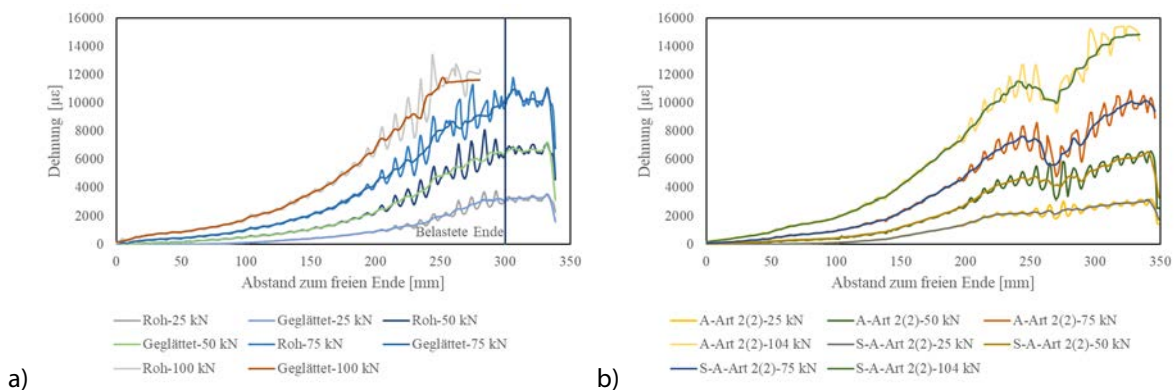


Abbildung 82 zeigt die Dehnungsverteilung entlang der Stäbe des Typs A-Art 2 (Polyimid/Cyanacrylat+Silizium). Im Bereich des belasteten Endes oszillieren die Dehnungen bei beiden Varianten. Bei Versuchskörper A-Art 2_1 bleiben die Dehnungen im verbundlosen Bereich nahezu konstant. Im Bereich zwischen 300 und 350 mm benötigt der DFOS jedoch auch bei dieser Variante eine gewisse Länge, um die tatsächliche Dehnung zu übertragen. Im Gegensatz zu den DFOS mit Acrylatbeschichtung (A-Art 1) ändert sich die Übertragungslänge der DFOS mit Polyimidbeschichtung jedoch nicht mit zunehmender Belastung. Darüberhinaus geht aus den Diagrammen hervor, dass der bei A-Art 2_1 verwendete DFOS bei einer Zugbelastung von 100 kN nicht über die gesamte Länge gemessen hat. Es wird davon ausgegangen, dass die Polyimidbeschichtung beschädigt wurde und so keine Messsignale mehr übertragen werden konnten. Beim Versuchskörper A-Art 2_2 wurde zur Lastaufbringung eine Kalotte verwendet, die mit zunehmender Belastung zu einer Biegung im Stab geführt hat. Aus diesem Grund weicht die Dehnungsverteilung von den anderen ab (s. Abbildung 82b).

Abbildung 82: Dehnungsverteilung bei den Ausziehversuchen mit langer Verbundlänge, (a): A-Art 2_1 (b): A-Art 2_2



Die Dehnungsverteilungen des Typs A-Art 3 (Acrylat / Cyanacrylat+Silizium) sind für verschiedene Lastniveaus in Abbildung 83 dargestellt. Ähnlich wie bei der Variante A-Art 1 verschieben sich die Dehnungsspitzen mit zunehmender Belastung zum freien Ende hin. Daraus kann geschlossen werden, dass der Klebstofftyp wenig Einfluss auf die Dehnungseinleitungslänge der DFOS mit Acrylat-beschichtung hat. Auch treten bei dieser Variante Unterschiede zwischen den Dehnungen der Versuchskörper A-Art 3_1 und A-Art 3_2 bei gleicher Zugbelastung auf. Dies lässt sich auf die durch die Kalotte hervorgerufene Neigung der Versuchskörper erklären, die zur einer Biegebeanspruchung in den GFK-Stäben geführt hat. Im Allgemeinen weisen die mit den DFOS mit Acrylatbeschichtung gemessenen Rohdehnungsverteilungen relativ glatte Kurven auf. Dies kann auf die Unempfindlichkeit der DFOS gegenüber Dehnungsänderungen zurückgeführt werden.

Die Dehnungsverteilungen des Typs A-Art 4 (Polyimid/Epoxid) sind für die vier Lastniveaus in Abbildung 84 dargestellt. Im Gegensatz zu den anderen Varianten ist das Oszillieren der Messwerte auf allen Lastniveaus recht signifikant. Außerdem kommt es auch bei dieser Variante zu einem Ausfall des Sensors bei einer

Belastung von 100 kN. Ähnlich zu den Dehnungsverteilungen des Versuchskörpers A-Art 2_1 ist die gemessene Dehnung in dem Abschnitt zwischen 300 mm und 350 mm konstant. Dies kann auf die kurze Dehnungseinleitung der Polyimid-Beschichtungsfaser zurückgeführt werden.

Abbildung 83: Dehnungsverteilung bei den Ausziehversuchen mit langer Verbundlänge, (a): A-Art 3_1 (b): A-Art 3_2

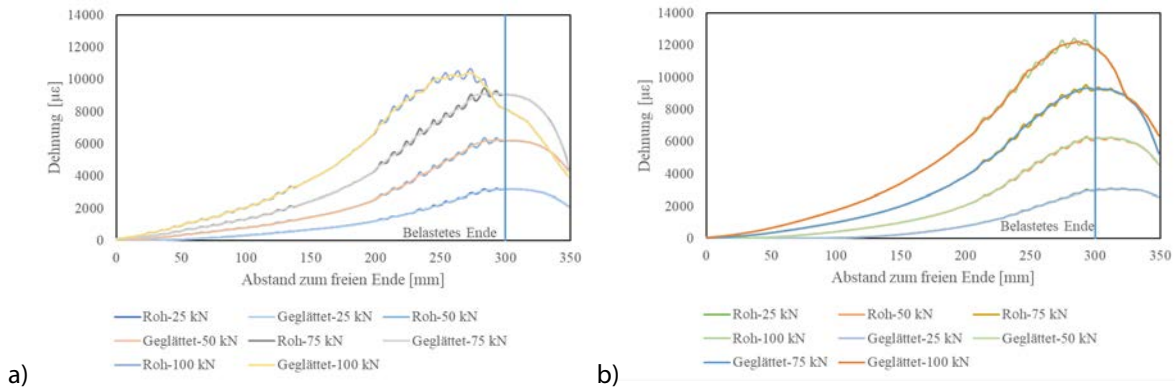
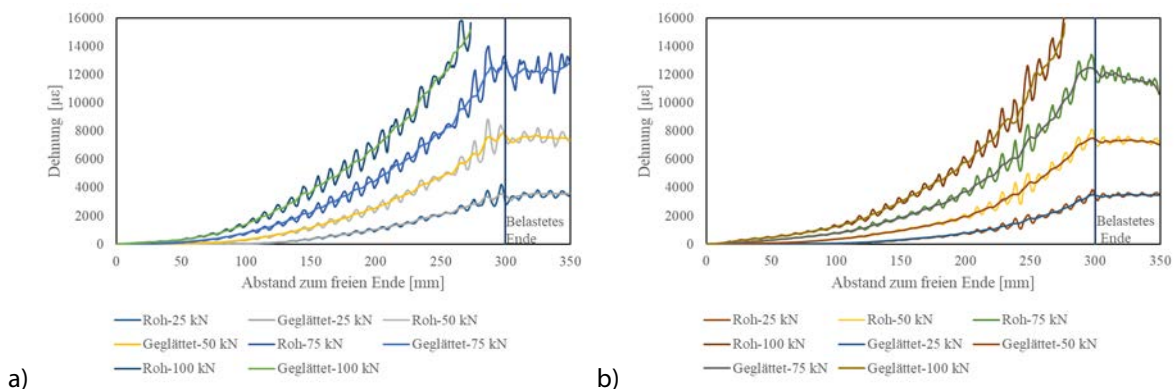


Abbildung 84: Dehnungsverteilung bei den Ausziehversuchen mit langer Verbundlänge, (a): A-Art 4_1 (b): A-Art 4-2



Im Folgenden wird das Messrauschen als Ergebnis der Subtraktion der Rohdaten von den geglätteten Daten ermittelt. Abbildung 85 zeigt das Rauschen für die vier Lastniveaus. Die Störsignale sind um das belastete Ende herum am größten. Im Vergleich dazu sind sie um das freie Ende nahezu 0.

Tabelle 23 zeigt den Vergleich zwischen dem Abstand der Dehnungshochpunkte (s. Abbildung 85) und dem mittleren Rippenabstand der GFK-Stäbe. Es ist zu erkennen, dass der Mittelwert mit dem Rippenabstand übereinstimmt. Daraus lässt sich schließen, dass die Dehnungsspitzen durch die Profilierung der GFK-Stäbe verursacht werden, was bereits bei den Zugversuchen festgestellt wurde.

Wie bereits erwähnt, benötigen DFOS in der Regel eine bestimmte Länge, um die tatsächliche Dehnung zu übertragen. Diese Dehnungseinleitungslänge ist für die Varianten A-Art 1_1 (DFOS mit Acrylatbeschichtung) und A-Art 2_1 (DFOS mit Polyimidbeschichtung) als rot gestrichelten Linie in Abbildung 86 dargestellt. Bei den DFOS mit Acrylatbeschichtung nimmt diese Länge mit zunehmender Belastung zu. Im Gegensatz dazu bleibt die Einleitungslänge bei DFOS mit Polyimidbeschichtung auf allen Belastungsniveaus in etwa gleich. Die spezifische Dehnungslänge für jede Variante in Abbildung 87 dargestellt.

Abbildung 85: Messwert-Rauschen über die Länge der Stäbe bei den Ausziehversuchen mit langer Verbundlänge, (a): A-Art 1_1, (b): A-Art 1_2, (c): A-Art 2_1, (d): A-Art 2_2, (e): A-Art 3_1, (f): A-Art 3_2, (g): A-Art 4_1 und (h): A-Art 4_2

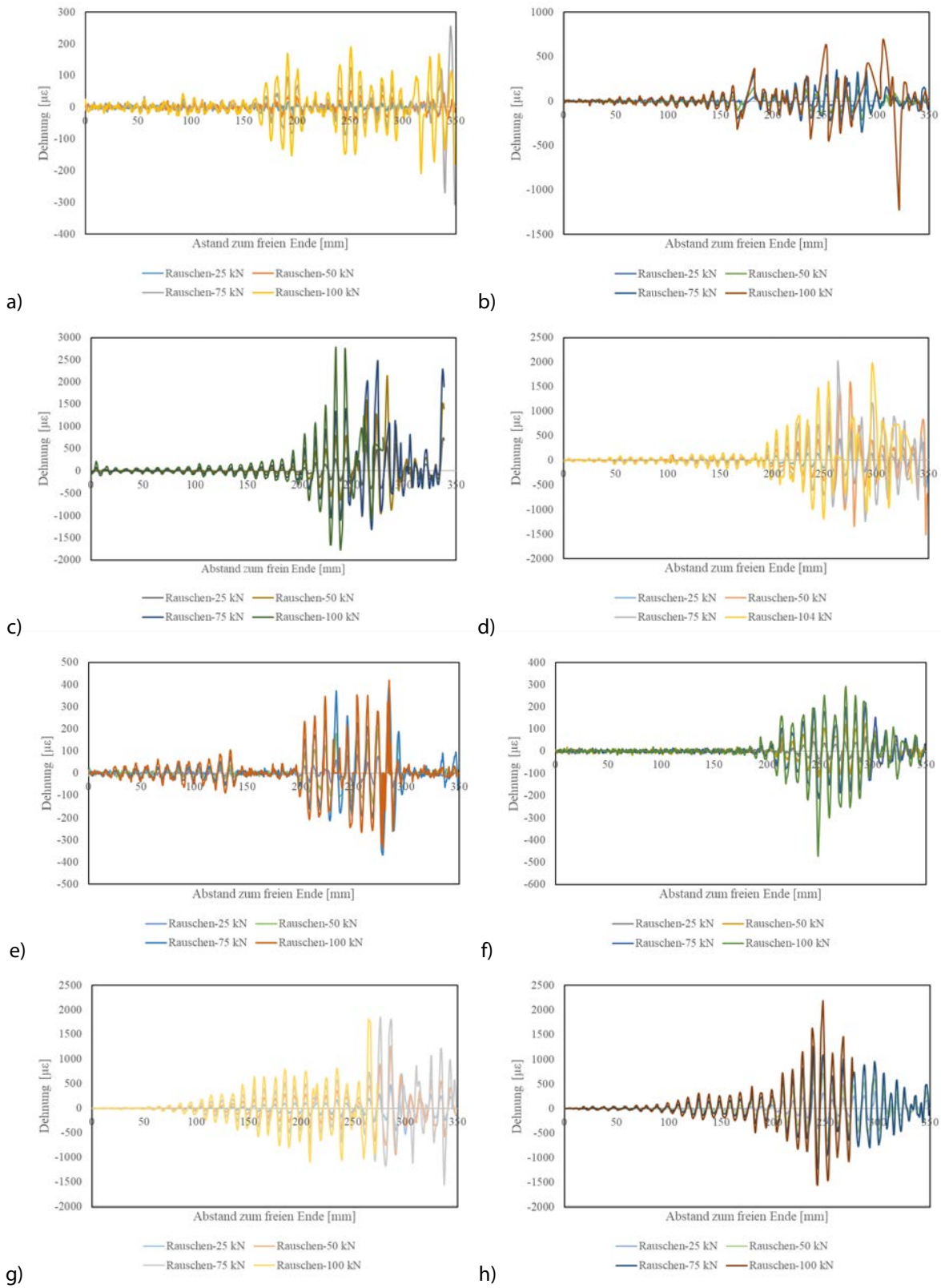
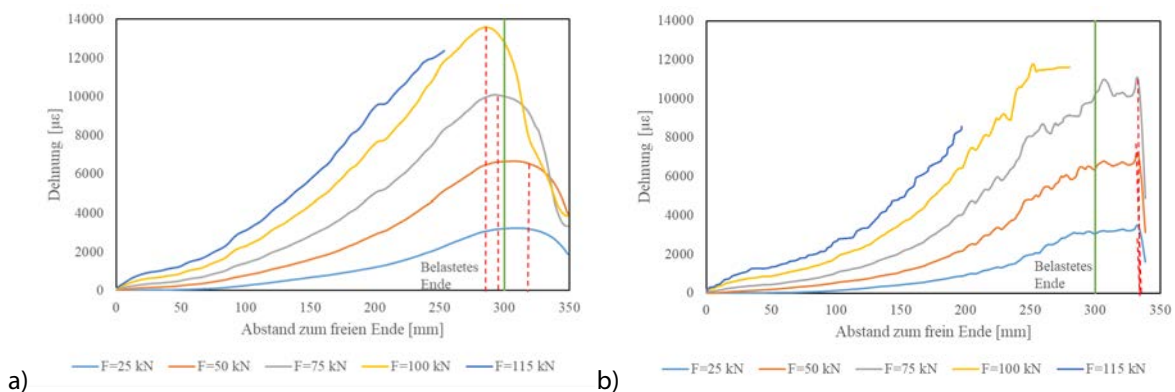


Tabelle 23: Vergleich der Dehnungsverteilung des Messrauschens mit dem Oberflächenprofil der GFK-Stäbe

Variante	Abstand der Dehnungs-Hochpunkte	Abstand der Rippen
A-Art 1_1	9,99 mm	9,88 mm
A-Art 1_2	9,51 mm	
A-Art 2_1	9,84 mm	
A-Art 2_2	10,4 mm	
A-Art 3_1	9,89 mm	
A-Art 3_2	9,75 mm	
A-Art 4_1	9,97 mm	
A-Art 4_2	9,69 mm	
Mean value	9,88 mm	

Abbildung 86: Analyse der Dehnungseinleitungslänge (a): A-Art 1_1, (b): A-Art 2_1



Aus Abbildung 87 geht hervor, dass bei dem DFOS mit Acrylatbeschichtung die Dehnungseinleitungslängen im Vergleich zu den DFOS mit Polyimidbeschichtung recht groß sind. Bei Lastniveaus kleiner als 70 kN ändern sich die Längen kaum. Bei Belastungen größer als 70 kN steigen sie jedoch abrupt an. Darüber hinaus ist die Dehnungseinleitungslänge bei den DFOS mit Acrylatbeschichtung auch vom verwendeten Kleber abhängig. Bei den Varianten mit Epoxidharz ist diese größer als bei den Varianten mit CN+Silizium. Bei dem DFOS mit Polyimidbeschichtung sind die Dehnungseinleitungslängen dagegen bei beiden Varianten fast identisch und liegen bei etwa 8 mm. Dies lässt sich durch die Tatsache erklären, dass eine chemische Verbindung zwischen dem Glasfaserkern und der äußeren Schicht der Faser besteht. Es entsteht eine gute Dehnungsübertragung zwischen den beiden Materialarten. Im Gegensatz zu Polyimidfasern besteht keine chemische Bindung zwischen Glasfaser und Acrylatbeschichtung, sodass sie ein höheres Gleiten zwischen den Zwischenschichten aufweisen (Zdanowicz et al. 2022). Da die Acrylatfasern regelmäßig in Laborversuchen oder beim Structural Health Monitoring (SHM) eingesetzt werden, sind die Dehnungseinleitungslängen zu berücksichtigen.

Abbildung 87: Spezifische Dehnungseinleitungslänge (a): A-Art 1, (b): A-Art 2, (c): A-Art 3 and (d): A-Art 4

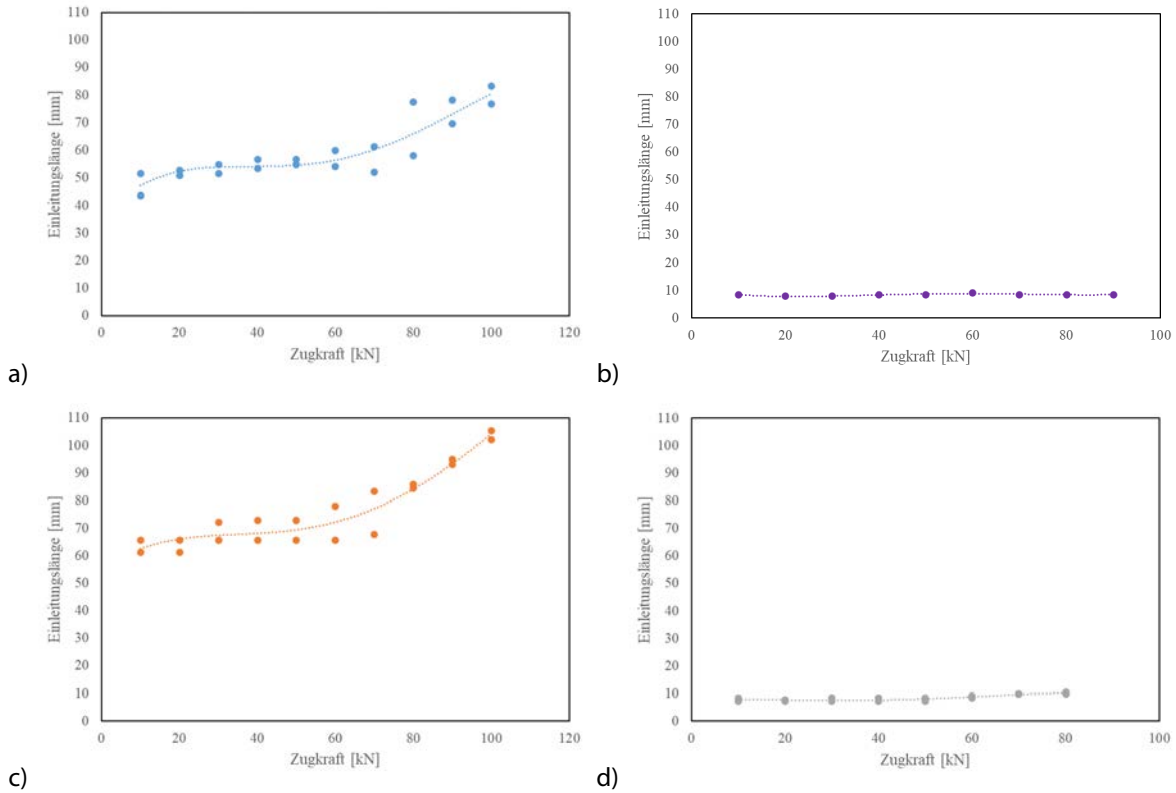


Abbildung 88: Vergleich der Dehnungsverteilung aller Varianten (a): F=25 kN, (b): F=50 kN, (c): F=75 kN, (d): F=100 kN

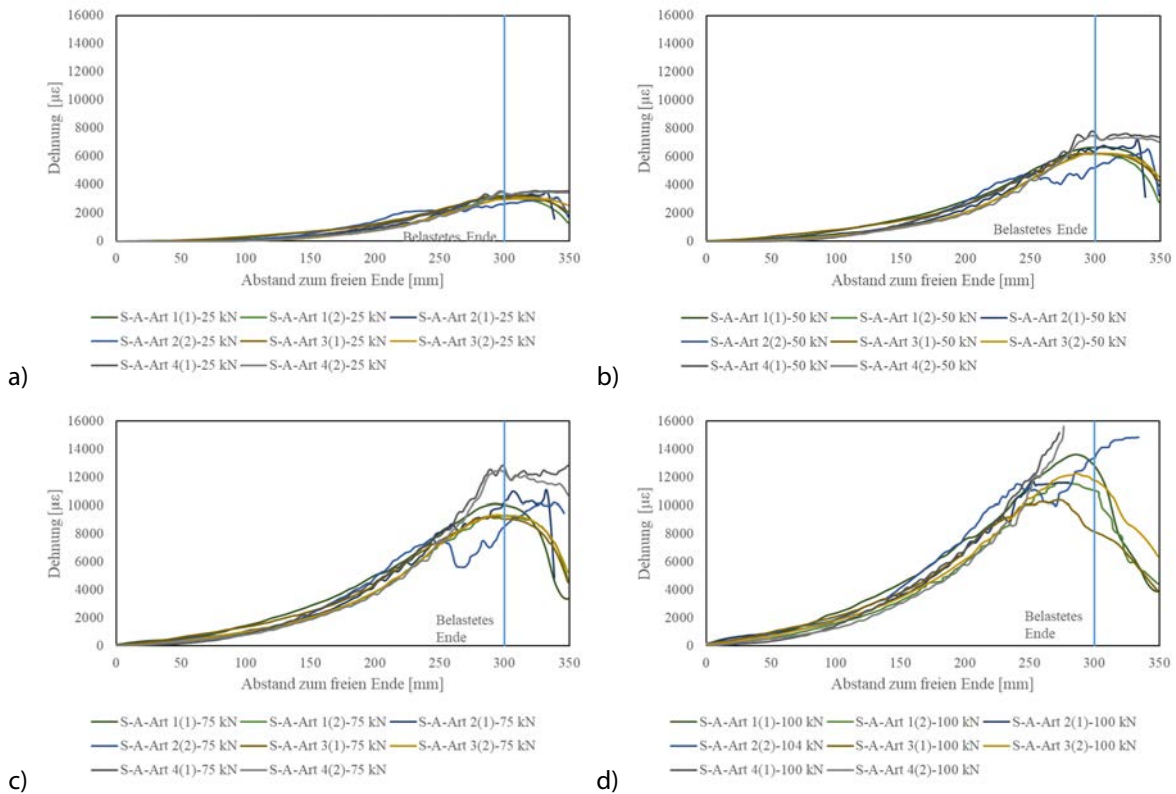


Abbildung 88 zeigt die Dehnungsverteilung aller Varianten für die vier Lastniveaus. Die Bezeichnung S-A-Art 1_1-25 kN steht dabei beispielweise für die geglättete Dehnungsverteilung der Variante A-Art 1_1 bei 25 kN. Aus den Diagrammen geht hervor, dass die Unterschiede in den Dehnungsentwicklungen zwischen den Varianten bei einer Beanspruchung von 25 kN recht gering sind. Bei einer Last von 50 kN sind die gemessenen Dehnungen der DFOS mit Polyimidbeschichtung um das belastete Ende (300 mm) größer. Im Bereich der reinen Zugspannung (300 mm bis 350 mm) ist dies deutlicher. Bei den DFOS mit Acrylatbeschichtung sind die Dehnungsentwicklungen sehr ähnlich. Bei einer Zugbelastung von 75 kN werden die Unterschiede zwischen allen Varianten immer größer. Bei der Kombination aus Polyimidfasern und Epoxidharz wurden die höchsten Dehnungen gemessen. Darauf folgen die Dehnungen der Polyimidfasern mit CN/Silizium-Kleber. Die Acrylatfasern erreichten unabhängig von der Klebstoffart ähnliche Dehnungsentwicklungen. Der Ausfall der DFOS mit Polyimidbeschichtung bei einer Belastung von 100 kN zeigt, dass Acrylat-DFOS im Gegensatz zu Polyimid-DFOS in der Lage sind, größere Dehnungen zu messen.

Neben den dargestellten Untersuchungen wurde auch eine Variante mit einem auf der Staboberfläche appliziertem DFOS mit Polyimidbeschichtung A-Art 2_1 untersucht. Der DFOS an der Oberfläche wurde jedoch bei einer Zugkraft von 20 kN vollständig zerstört. Wie aus Abbildung 89 hervorgeht, stimmen die gemessenen Dehnungen zwischen den beiden Applikationsmethoden jedoch gut überein. Zusätzlich zu den DFOS wurden bei den Ausziehversuchen mit langer Verbundlänge Extensometer im verbundlosen Bereich angeordnet. Abbildung 90 zeigt den Vergleich der Messwerte von den DFOS und dem Extensometer für einen Datenpunkt. Aus dieser geht hervor, dass die Dehnungswerte der DFOS unabhängig von ihrer Applikation gut übereinstimmen, was sich bereits bei den Zugversuchen gezeigt hat. Basierend auf den gemessenen Dehnungen der DFOS wurden die Spannungsverteilungen entlang der eingebetteten Stäbe berechnet. Abbildung 91 zeigt die Verteilung exemplarisch für die Variante A-Art 4_1. Es ist zu erkennen, dass die Verbundspannung vom freien Ende zum belasteten Ende hin allmählich zunimmt. Die Verteilung wird mit zunehmender Belastung auch steiler.

Abbildung 89: Vergleich der Dehnungen von DFOS an der Oberfläche und DFOS in der Nut

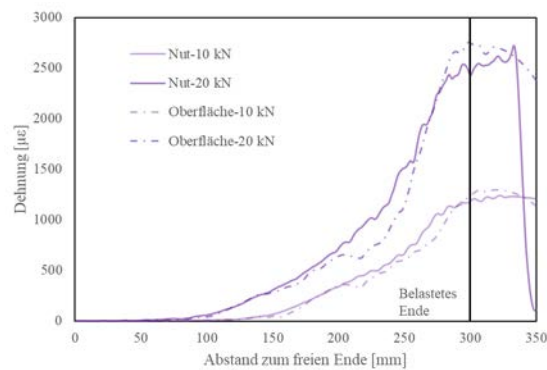


Abbildung 90: Vergleich der verschiedenen Dehnungsmessmethoden (a): A-Art 2_1, (b): A-Art 4_1, und (c): A-Art 4_2

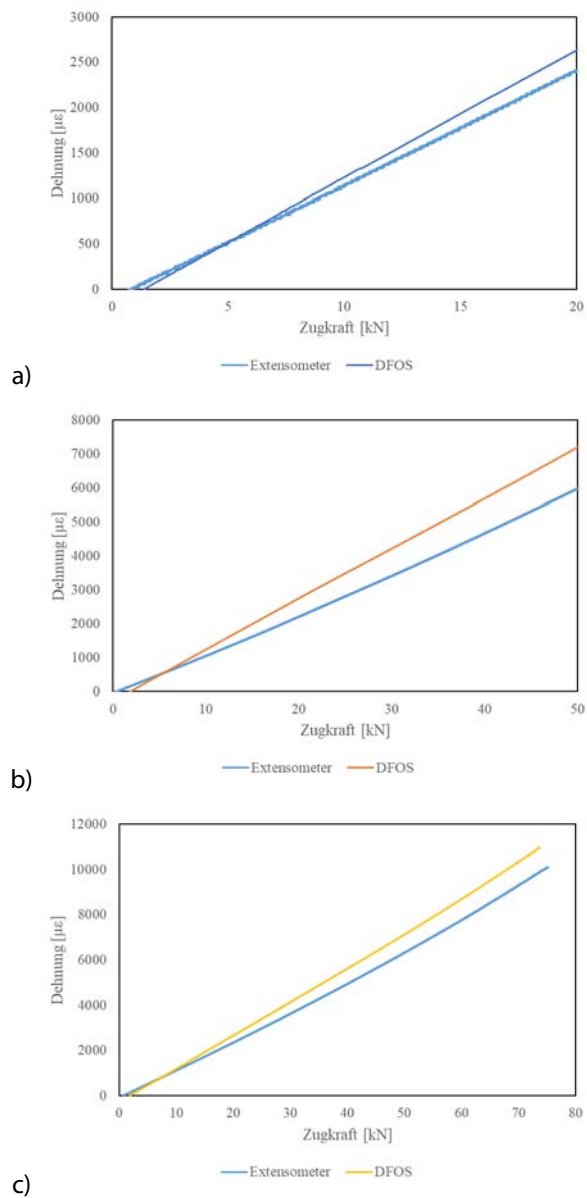
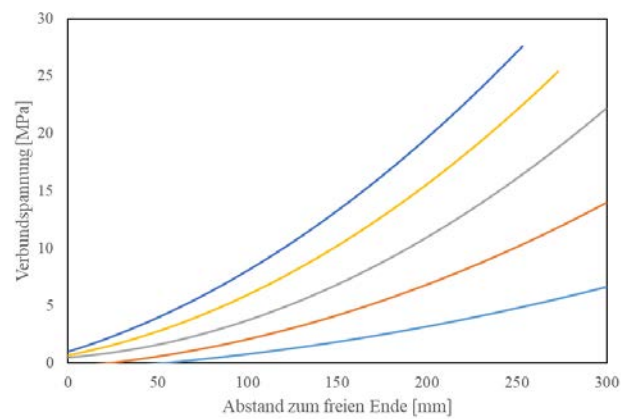


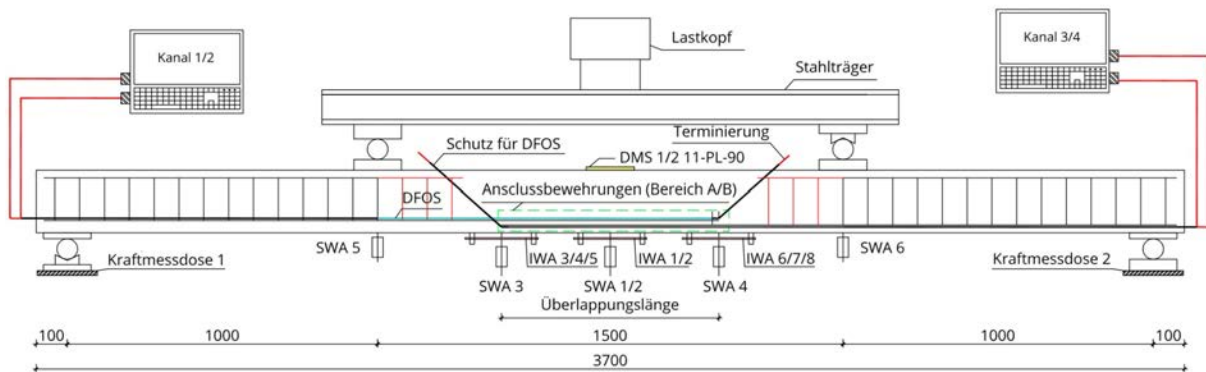
Abbildung 91: Verbundspannungsverteilung von A-Art 4 (1)



6.5.3 Übergreifungsversuche

In Abbildung 92 ist der Versuchsaufbau der Übergreifungsversuche dargestellt. Es handelt dabei um Vier-Punkt-Biegeversuche. Die mittlere Spannweite beträgt 1500 mm. Die Spannweiten im Auflagerbereich betragen jeweils 1000 mm. Weitere Details des Versuchsaufbaus sind Abbildung 92 zu entnehmen.

Abbildung 92: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus der Übergreifungsversuche



Wie in Abbildung 93 und Abbildung 94 dargestellt ist, beträgt die Länge, Höhe und Breite der Versuchskörper für die Übergreifungsversuche 3700, 200 und 550 mm. Die Versuchskörper sind in drei Felder unterteilt, ein Mittelfeld und zwei Auflagerbereiche. In den beiden Auflagerbereichen ist Bügelbewehrung mit einem Stabdurchmesser von 8 mm in einem Abstand von 80 mm angeordnet, um ein Querkraftversagen zu verhindern (s. Abbildung 94). Die Betonfestigkeit entspricht der Betonfestigkeitsklasse C20/25. In den Versuchskörpern werden GFK-Stäbe mit einem Durchmesser von 12 mm und Edelstahl-Stäbe mit einem Durchmesser von 8 mm gestoßen. Anstatt dem herkömmlichen Bewehrungsstahl BSt500 wurde Edelstahl-Bewehrung gewählt, da diese eine höhere Festigkeit aufweist und somit ein Versagen der Stahlbewehrung ausgeschlossen werden konnte. Die Übergreifungslängen betragen 300, 400 und 500 mm. Je Variante wurden 2 Versuchskörper hergestellt. Darüber hinaus wurden 2 Versuchskörper mit übergreifender Edelstahlbewehrung untersucht. Eine Übersicht der Versuche ist in Tabelle 24 dargestellt.

Tabelle 24: Untersuchte Varianten in den Übergreifungsversuchen

Variante	Übergreifung	Übergreifungslänge	Anzahl der Versuche
L-300	GFK-Edelstahl	300	2
L-400	GFK-Edelstahl	400	2
L-500	GFK-Edelstahl	500	2
SL-400	Edelstahl-Edelstahl	400	2

Die Versuchskörpervarianten wurden im Format "A-B" gekennzeichnet. Dabei steht "A" für den Verbindungstyp (L = kombinierte Übergreifung zwischen einem GFK-Stab und einem Edelstahlstab und SL = übergreifende Verbindung zwischen zwei Edelstahlstäben). Das "B" steht für die Übergreifungslänge. Die Werte sind in [mm] angeben.

Abbildung 93: Vorderansicht eines Versuchskörpers der Übergreifungsversuche (GFK-Edelstahl)

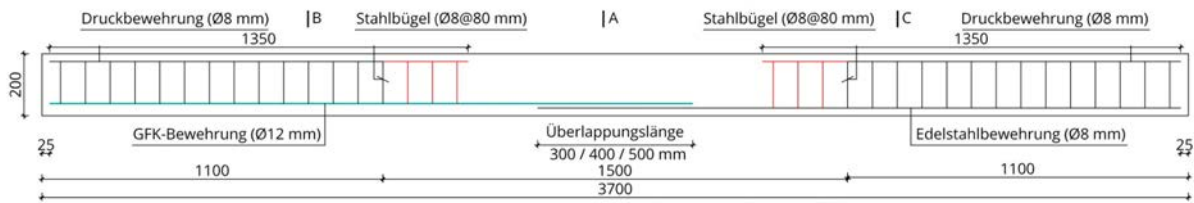
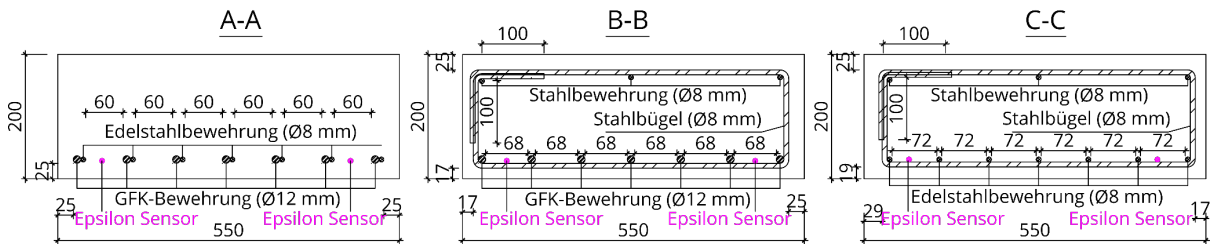


Abbildung 94: Querschnitte eines Versuchskörpers für die Übergreifungsversuche (GFK-Edelstahl)



In Abbildung 95 ist die Herstellung der Versuchskörper dargestellt. Um den Kontakt zwischen den übergreifenden Stäben zu gewährleisten, wurden die Stäbe mit Drähten verrödelt (s. Abbildung 95 b).

Im Rahmen der Übergreifungsversuche wurden die Dehnungen mit verschiedenen Arten von Dehnungsaufnehmern gemessen. Im Bereich A (s. Abbildung 96, grüne Rechtecke), wurden DFOS mit Polyimidbeschichtung zur Messung der Stabdehnungen in einer Nut auf den Stab geklebt (s. Abbildung 97). Entlang der roten Linie in Abbildung 96 wurde dagegen ein Epsilon-Sensor zur Messung der Betondehnung angeordnet. Um den Epsilon-Sensor in der richtigen Position zu halten, wurden diese mit Kabelbindern an den Stäben fixiert (s. Abbildung 98). Darüber hinaus wurden auf der Plattenoberseite zwei DMS geklebt, um die Betondehnung an der Betonoberfläche zu messen (s. Abbildung 99).

Abbildung 95: (a) Schalung zur Herstellung der Versuchskörper für die Übergreifungsversuche, (b) Übergreifungsstoß zwischen GFK-Stab und Edelstahlstab

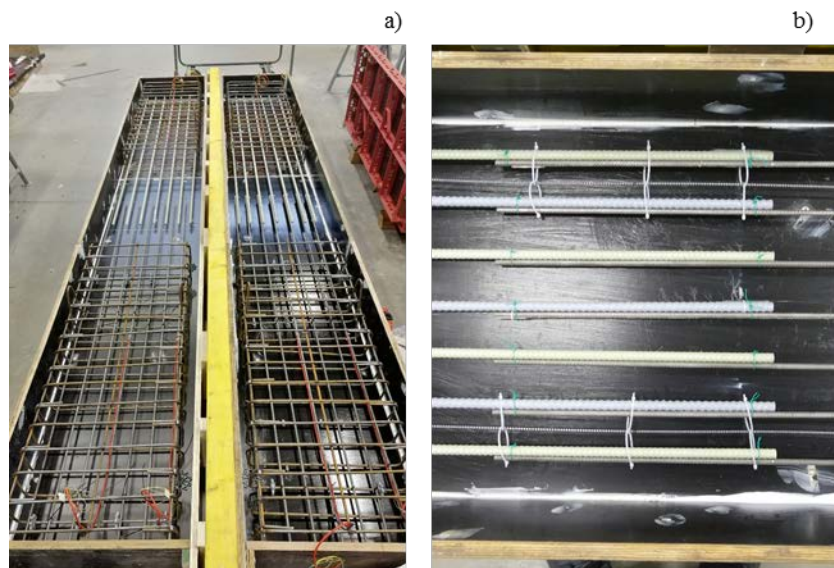


Foto: Jiafeng Zhou

Abbildung 96: Anordnung der DFOS für die Übergreifungsversuche

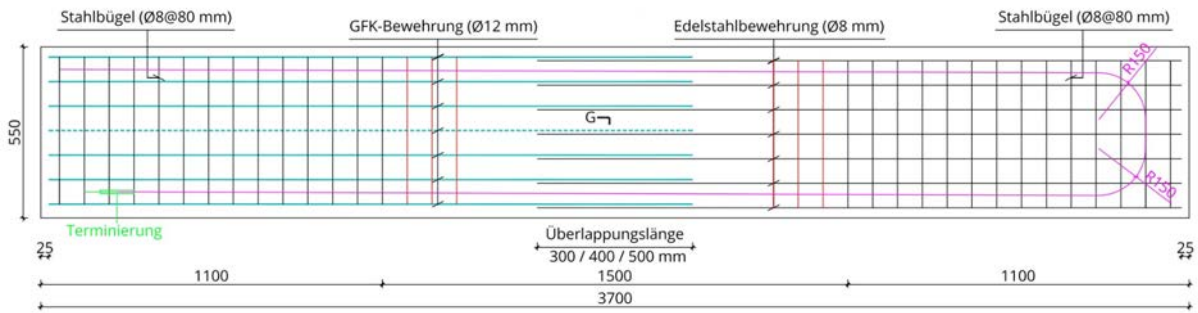


Abbildung 97: Detail eines DFOS mit Poylimidbeschichtung auf einem GFK-Stab (oben) und Edelstahlstab (unten)

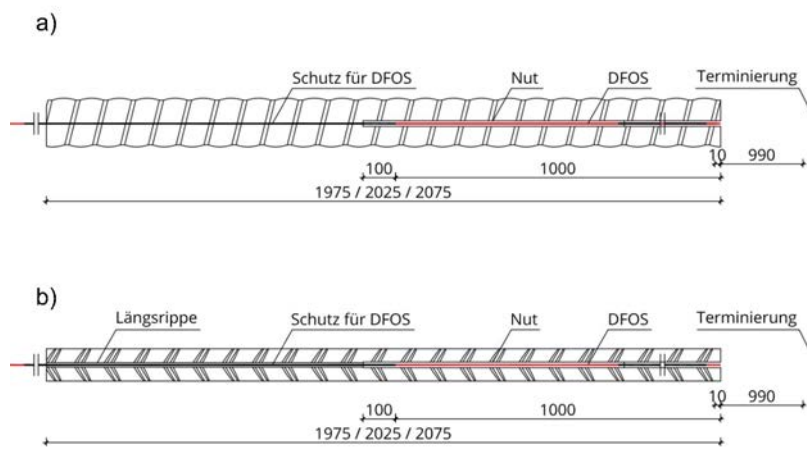


Abbildung 98: Anordnung des Epsilon-Sensors für die Übergreifungsversuche

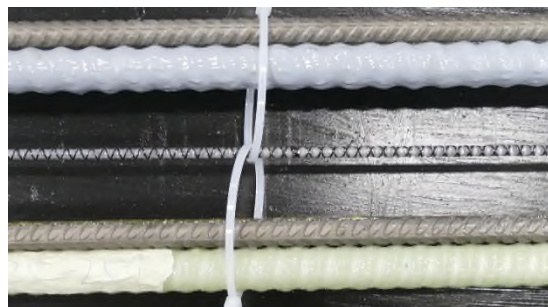
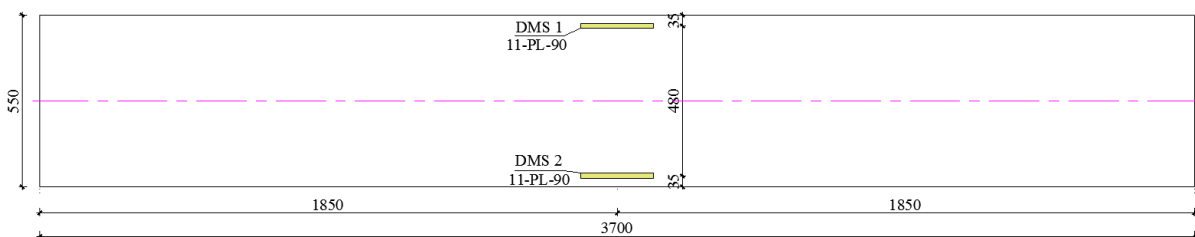


Foto: Jiafeng Zhou

Abbildung 99: Anordnung des DMS für die Übergreifungsversuche



Um die Verformungen des Versuchskörpers zu messen, wurden an der Unterseite der Platten Seilwegaufnehmer (SWA) und induktive Wegaufnehmer (IWA) angeordnet (s. Abbildung 100). SWA 1/2, SWA 3/4/5/6 und SWA 7/8/9/10 wurden jeweils in der Mitte, an den Belastungspunkten und an den Enden des Übergreifungsbereichs angebracht, um die Durchbiegung der Platte zu messen. Die IWA wurden dagegen zur Messung der Rissbreiten in der Mitte und an den Enden des Übergreifungsbereichs angeordnet.

In Abbildung 101 ist das Belastungsschema der Übergreifungsversuche dargestellt. Wie aus dieser hervorgeht, werden die Versuchskörper zunächst mit einer Kraft von bis zu 35 kN mit einer Rate von 0,025 kN/s belastet und dann mit 0,1 kN/s entlastet. Daraufhin wird eine Verformung aufgebracht, wobei diese in Rampen von 20/25/30/35/40 mm gefahren wird. Schließlich wird der Versuchskörper bis zum Versagen belastet.

Der Versuchsaufbau der Übergreifungsversuche ist in Abbildung 102 dargestellt.

Abbildung 100: Anordnung der IWA und SWA für die Übergreifungsversuche

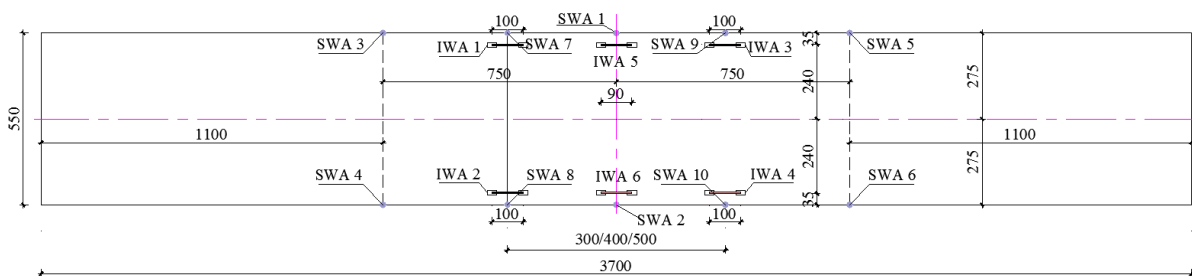


Abbildung 101: Belastungsschema der Übergreifungsversuche

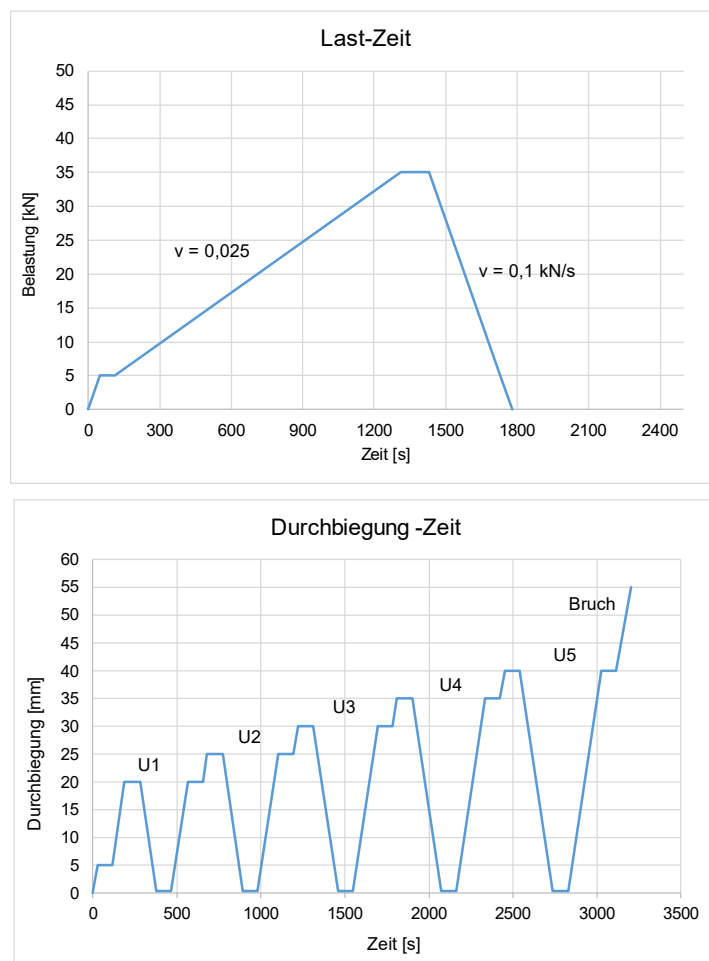


Abbildung 102: Versuchsaufbau der Übergreifungsversuche



Foto: Chongjie Kang

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Übergreifungsversuche dargestellt. Die Druckfestigkeit und der E-Modul des verwendeten Betons sind in Tabelle 25 aufgeführt.

Tabelle 25: Materialeigenschaften für die Übergreifungsversuche

Variante	Betondruckfestigkeit (MPa)	E-Modul Beton (MPa)
L-300 (1)	29,1	27900
L-300 (2)	28,8	27500
L-400 (1)	26,4	28600
L-400 (2)	27,8	28500
L-500 (1)	25,7	27200
L-500 (2)	25,7	27200
SL-400 (1)	23,7	27800
SL-400 (2)	23,7	27800

In Abbildung 103 ist das Versagen der Übergreifungsversuchskörper L-300 unter Biegung dargestellt. Aus den Versagensbildern des Versuchskörpers L-300 (1) geht hervor, dass die Betondeckung im Bereich des Übergreifungsstoßes vollständig abgeplatzt ist. Dabei sind keine offensichtlichen Betonrisse am Ende des Edelstahlstäbe entstanden. Stattdessen wurden die Edelstahlstäbe durch ein Verbundversagen vom Beton getrennt. Im Vergleich dazu ist bei dem Versuchskörper L-300 (2) nur ein Teil der Betondeckung im Übergreifungsbereich abgeplatzt. Dafür sind an beiden Enden des Übergreifungsbereichs Biegerisse aufgetreten (s. Abbildung 103 rote Kästen). Im schwarzen Kasten in Abbildung 103 ist zudem ein Spalttriss entlang der übergreifenden Stäbe zu erkennen. Dies deutet darauf hin, dass Relativverschiebungen zwischen den Stäben und dem Beton aufgetreten sind, die zu einem Spaltversagen geführt haben. Mit zunehmender Belastung haben sich die Risse zur Unterseite fortgepflanzt. Daneben bildeten sich an der Unterseite des Platten Biegerisse, die sich nach oben hin ausbreiteten. Insgesamt waren die Rissweiten auf Seiten der Edelstahlstäbe größer als bei den GFK-Stäben.

In Abbildung 104 ist das Versagen der Versuchskörper L-400 unter Biegung dargestellt. Bei dem Versuchskörper L-400 (1) ist die Betondeckung abgeplatzt. Ähnlich wie bei Versuchskörper L-300 (1) gab es auch hier eine Trennung zwischen den Edelstahlstäben und dem Beton. An den beiden Enden des Übergreifungsbereichs bildeten sich Risse. Im Gegensatz dazu war bei Versuchskörper L-400 (2) die Betondeckung noch intakt. Der Versuchskörper versagte stattdessen durch einen großen Biegeriss am Stabende der Edelstahlstäbe im Übergreifungsbereich.

In Abbildung 105 ist das Bruchbild der Versuchskörper L-500 dargestellt. Bei Versuchskörper L-500 (1) ist während des Versagens ein Teil der Betondeckung abgeplatzt und ein Biegeriss ist am Stabende der Edelstahlstäbe im Übergreifungsbereich aufgetreten. Wie bereits bei Versuchskörper L-400 (2) bildete sich auch bei der Variante L-500 (2) nur ein Versagensriss am Ende der Edelstahlstäbe und die Betondeckung blieb unbeschädigt. Zusammengefasst lässt sich festhalten, dass das Versagen der Versuchskörper L-300, 400 und 500 unsymmetrisch ist und auf einem Verbundversagen zwischen Beton und Edelstahlstäben zurückzuführen ist.

Wie in Abbildung 106 zu erkennen ist, ist das Versagen der Versuchskörper SL-400 mit übergreifenden Edelstahlstäben dagegen symmetrisch. An den beiden Enden des Übergreifungsbereichs bildeten sich jeweils Betonrisse und es kam zu einem vollständigen Abplatzen der Betondeckung. Außerdem trat ein Verbundversagen der Edelstahlstäbe auf.

In Abbildung 107 sind die Ergebnisse aller Übergreifungsversuche gegenübergestellt. Abbildung 107a zeigt die erzielten Bruchlasten. Aus der Grafik geht hervor, dass die Höchstlast mit zunehmender Übergreifungslänge zunimmt. Beim Vergleich der Bruchlasten der Versuchskörper mit gleicher Übergreifungslänge (L-400 und SL-400) wird deutlich, dass die Bruchlast der Versuchskörper L-400 größer ist als die von SL-400. Daraus lässt sich schließen, dass die kombinierte Übergreifung von GFK-Stäben und Edelstahlstäben die Tragfähigkeit nicht negativ beeinflusst, sondern zu einer Steigerung der Tragfähigkeit führt. Abbildung 107b zeigt dagegen die gemessenen Durchbiegungen in Plattenmitte bei Erreichen der Bruchlast. Aus dieser geht hervor, dass die Übergreifungslänge bzw. Art der übergreifenden Stäbe einen untergeordneten Einfluss auf die Durchbiegung hat.

Abbildung 103: Versagen der Versuchskörper L-300 unter Biegung: a) und b): L-300 (1), c) und d): L-300 (2)

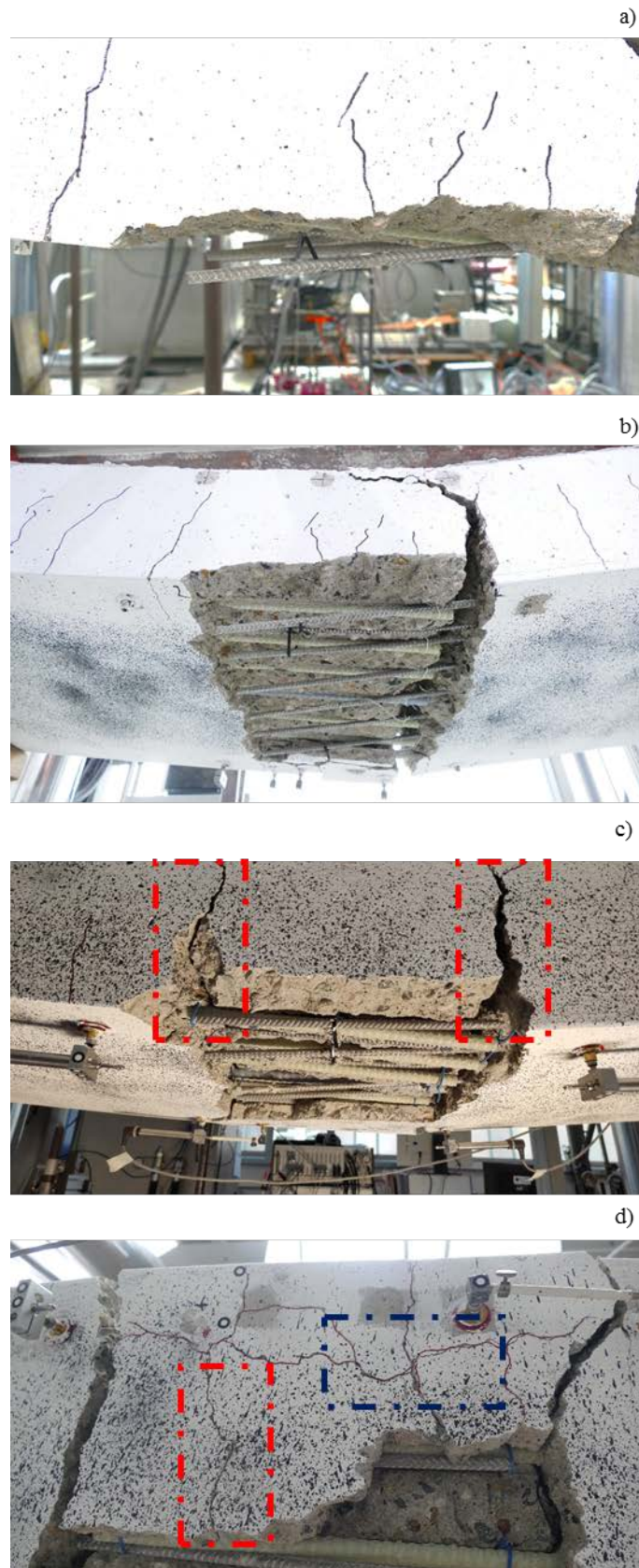


Foto: Chongjie Kang

Abbildung 104: Versagen der Versuchskörper L-400 unter Biegung: a) und b): L-400 (1), c) und d): L-400 (2)

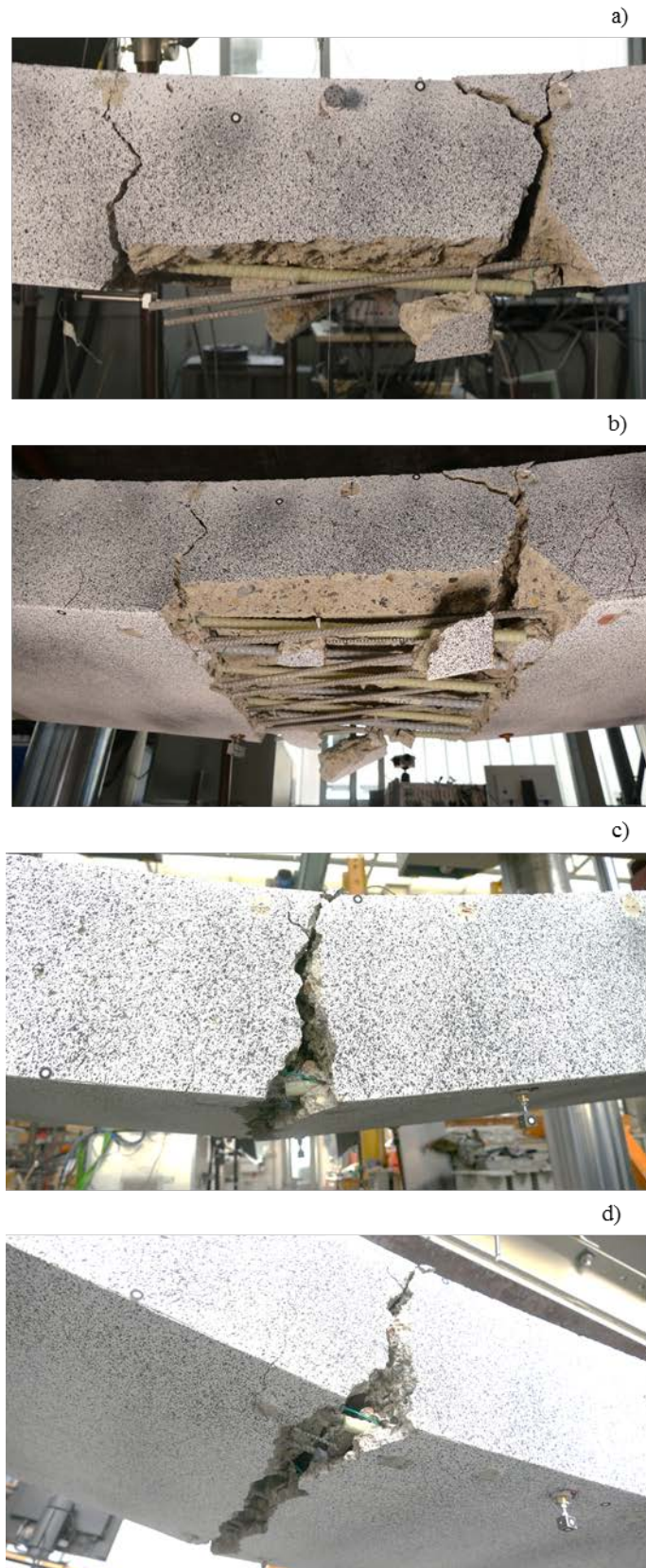


Foto: Chongjie Kang

Abbildung 105: Versagen der Versuchskörper L-500 unter Biegung: a) und b): L-500 (1), c) und d): L-500 (2)

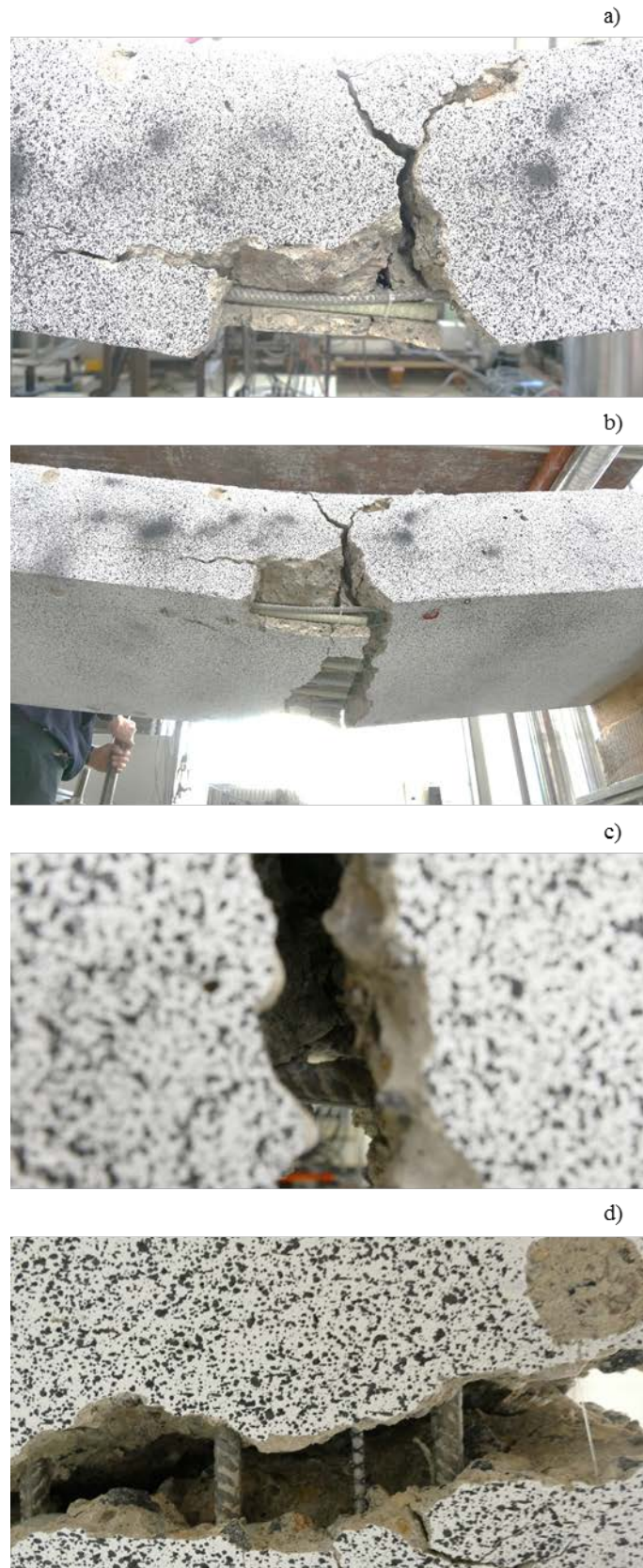


Foto: Jiafeng Zhou

Abbildung 106: Versagen der Versuchskörper SL-400 unter Biegung: a) und b): SL-400 (1), c) und d): SL-400 (2)



Foto: Jiafeng Zhou

Abbildung 107: Ergebnisse der Übergreifungsversuche a): Bruchlasten b): Maximale Durchbiegungen in Probenmitte

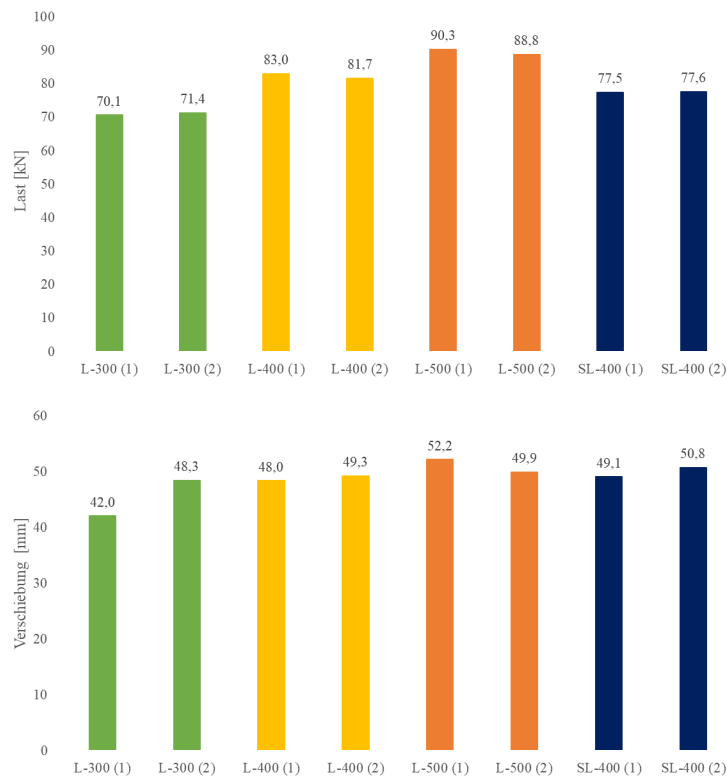


Abbildung 108 zeigt die Kraft-Verformungs-Beziehung in Plattenmitte der Übergreifungsversuchskörper. Es ist zu erkennen, dass alle Versuchskörper – unabhängig von der Übergreifungslänge und der Art der übergreifenden Stäbe – ein linear-elastisches Verhalten bis zur Erstrissbildung zeigen. Die Rissbildung nahm mit steigender Last zu, was mit einer deutlichen Abnahme der Plattensteifigkeit einherging.

Abbildung 109 zeigt die gemessenen Betondehnungen in der Druckzone an der Plattenoberfläche in Abhängigkeit von der aufgebracht Last. Ähnlich wie in Abbildung 108 lässt die Dehnung auf ein linear-elastisches Verhalten bis zur Erstrissbildung schließen. Bei Überschreiten der Erstrisskraft nimmt die Steifigkeit der Platten ab.

Abbildung 110 a zeigt den Vergleich der Verschiebungen auf Höhe der Lasteinleitung. Abbildung 110 b und Abbildung 110 c zeigen dagegen den Vergleich der Verformungen an den beiden Enden des Übergreifungsstoßes. Aus den Diagrammen lässt sich schließen, dass das Verformungsverhalten der Übergreifungsversuchskörper symmetrisch ist.

Abbildung 108: Kraft-Verformungs-Beziehung der Übergreifungsversuche a): L-300 (1), b): L-300 (2), c): L-400 (1), d): L-400 (2), e): L-500 (1) und f): L-500 (2)

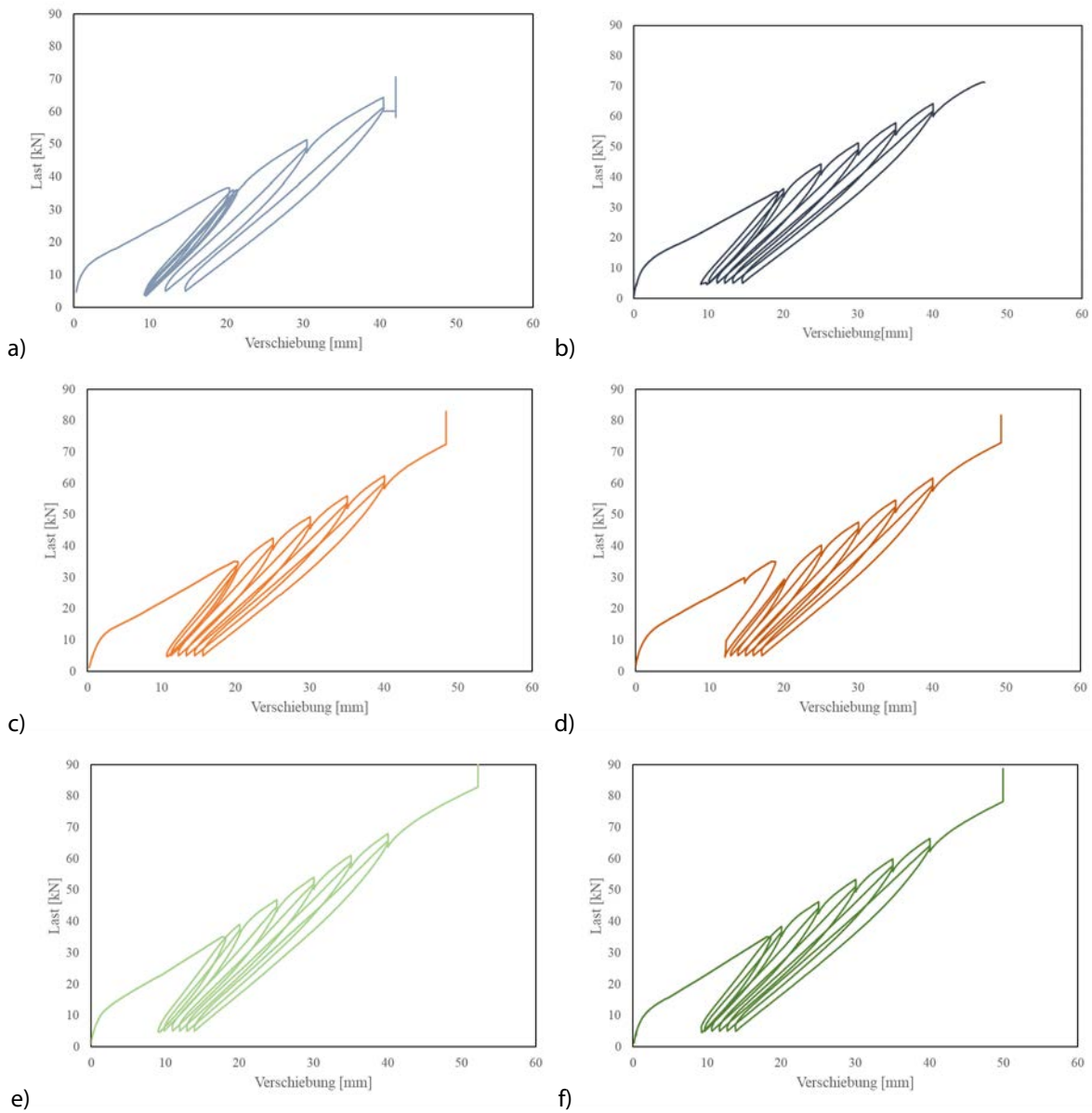


Abbildung 109: Dehnungsentwicklung im Beton in der Druckzone des Versuchskörpers L-300 (1)

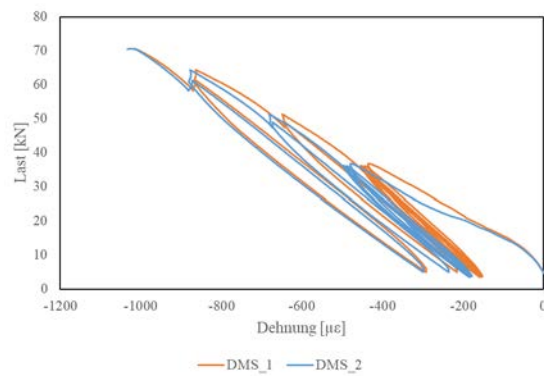
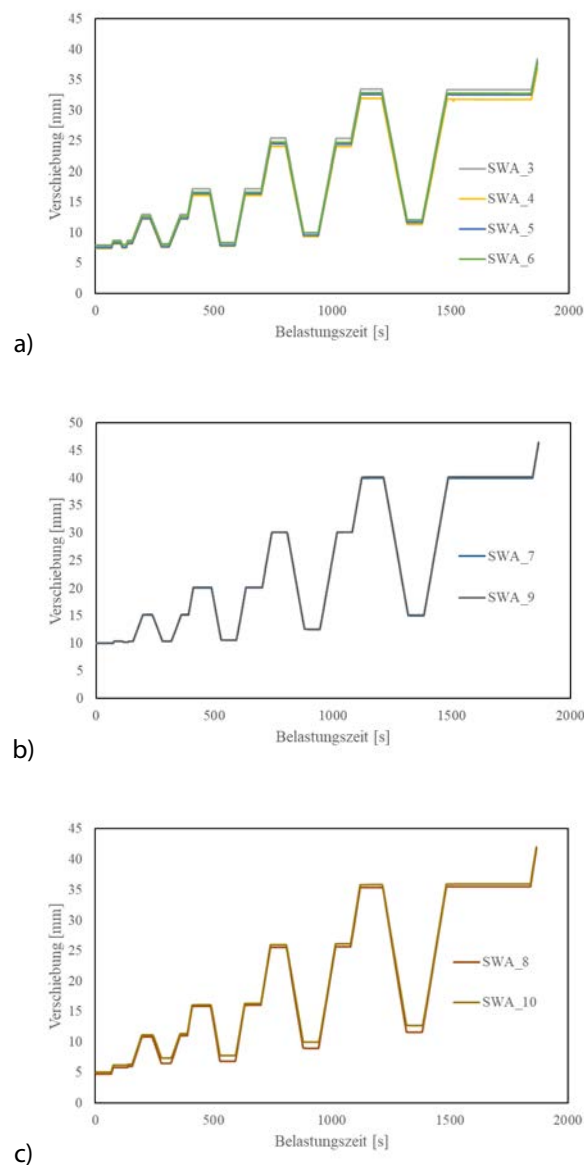
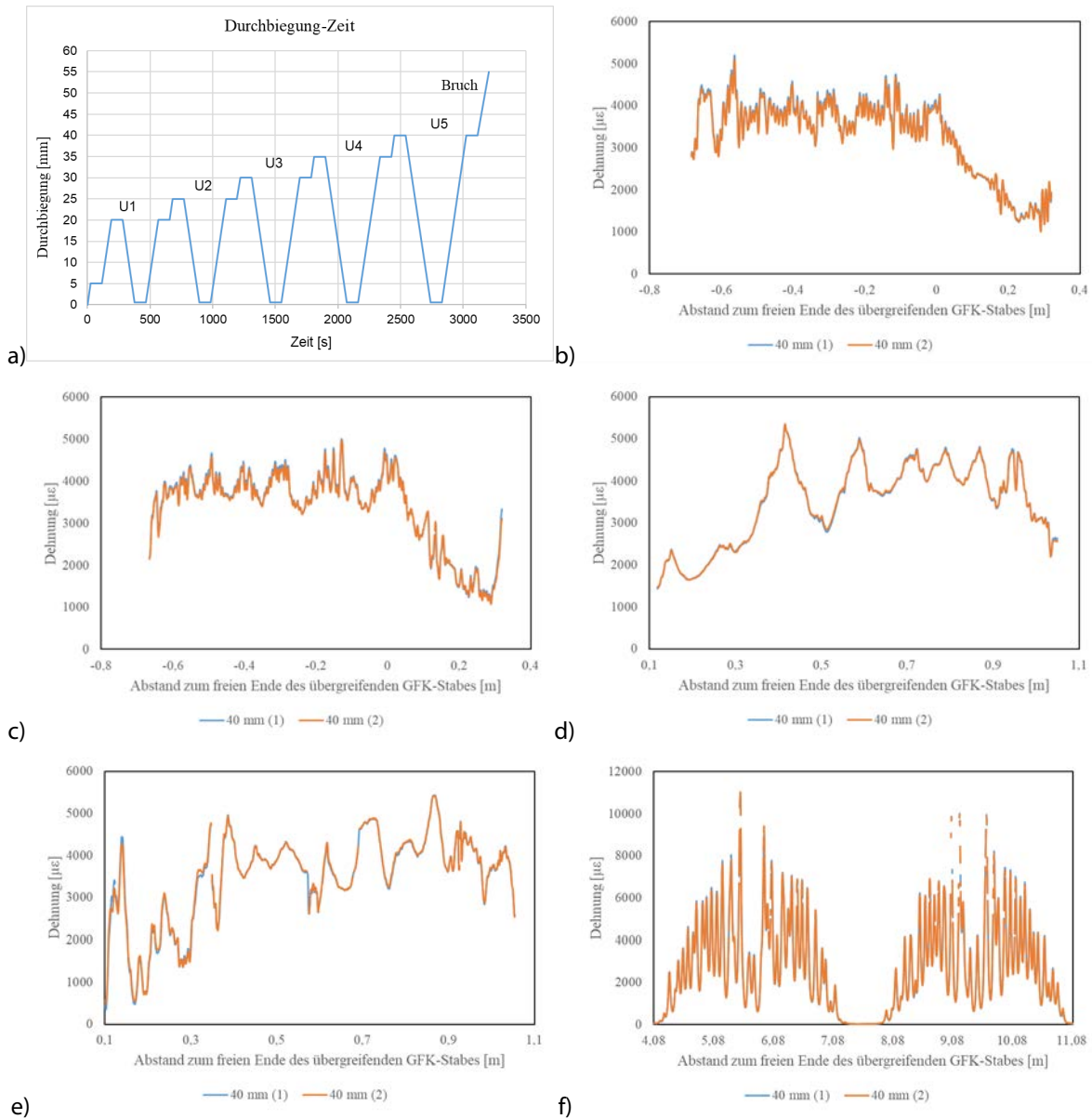


Abbildung 110: Vergleich der Verschiebung zwischen den übergreifenden GFK- und Edelstahlstäben (a): auf Höhe der Lasteinleitung, (b): linker Rand des Übergreifungsstoßes (c): rechter Rand des Übergreifungsstoßes



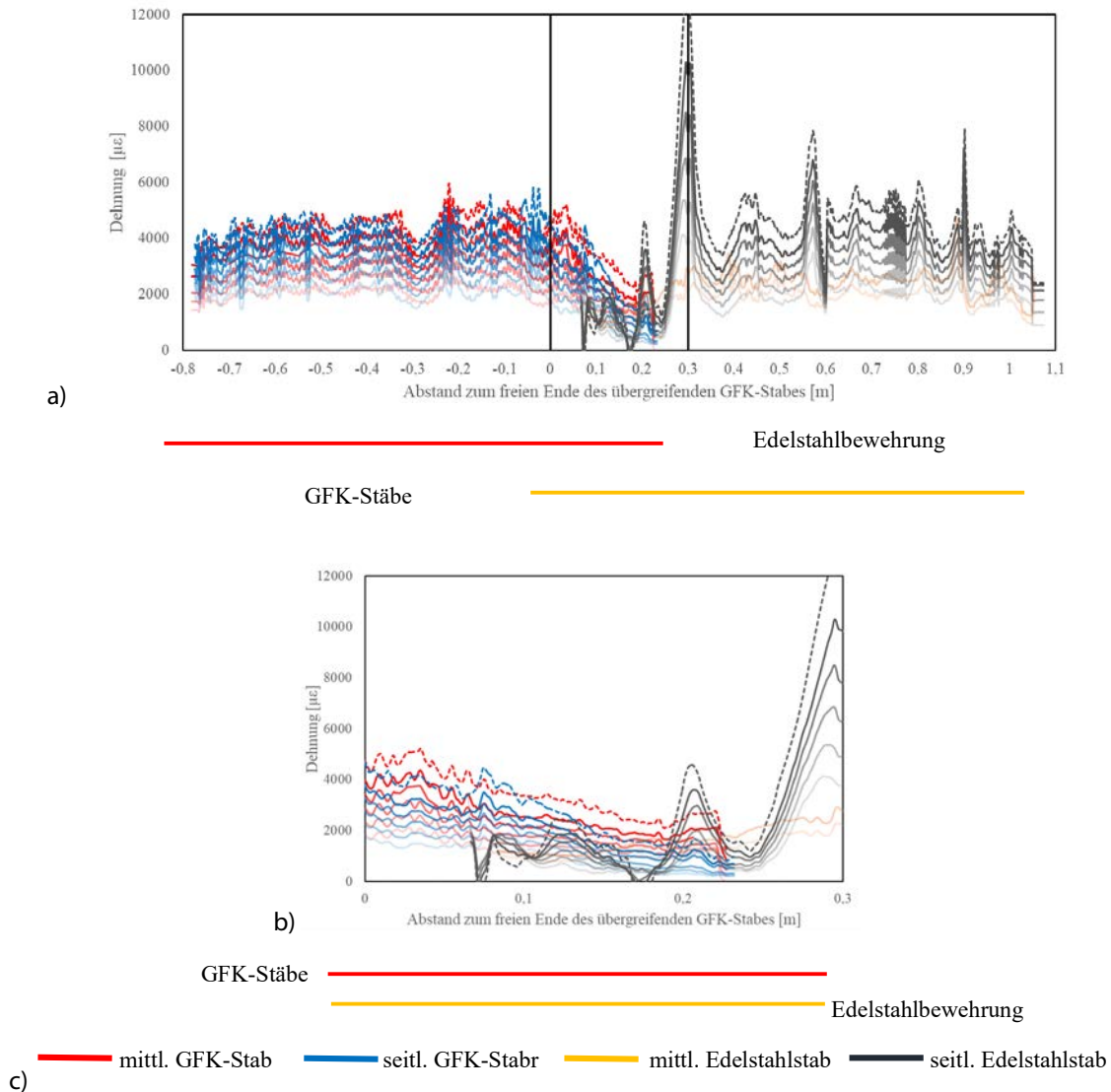
Im Zuge der Versuchsdurchführung wurden die Versuchskörper der Übergreifungsversuche mit einer quasi-statischen, zyklischen Verformung beansprucht. Das Verformungsregime ist in Abbildung 111 a dargestellt. Um den Einfluss der Belastungsgeschichte auf die Ergebnisse der DFOS zu untersuchen, wurden die Ergebnisse für die wiederholte Verformung von 40 mm ausgewertet (s. Abbildung 111 a rote Kästen). In Abbildung 111 b-f repräsentieren die blauen Kurven die gemessenen Dehnungen unter der ersten Durchbiegung von 40 mm und die orangefarbene Kurve die Dehnungen unter der wiederholten Durchbiegung von 40 mm. Für das belastete Ende des GFK-Stabs im Übergreifungsbereich wird die Koordinate 0 m angesetzt. Wie aus den Diagrammen hervorgeht, sind die Unterschiede zwischen den Stabdehnungen vernachlässigbar gering. Im Folgenden werden die Messergebnisse der DFOS ausführlich analysiert.

Abbildung 111: Vergleich der gemessenen DFOS-Dehnungen an Übergreifungsversuchskörper L-400 (1) (a): Betrachtetes Lastniveau, (b): Dehnung des GFK-Stabs in Plattenmitte, (c): Dehnung des GFK-Stabs am Plattenrand, (d): Dehnung des Edelstahlstabs in Plattenmitte, (e): Dehnung des Edelstahlstabs am Plattenrand und (f): Dehnung im Beton



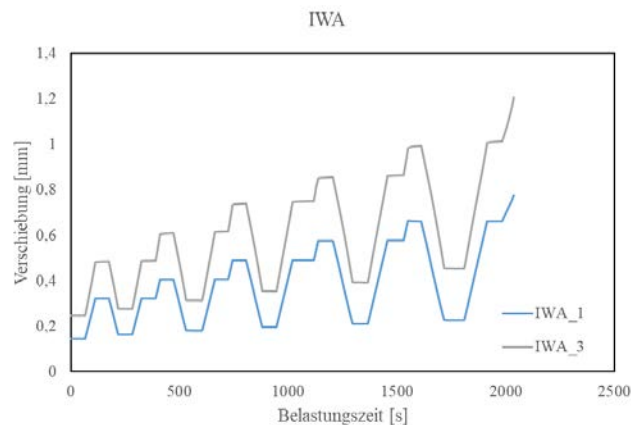
In Abbildung 112 sind links die Dehnungsverläufe der GFK-Stäbe und rechts die der Edelstahlstäbe für Verformungen von 20, 25, 30, 35, 40 mm und die Bruchverformung (gestrichelte Kurven) des Versuchskörpers L-300 (2) dargestellt. Aufgrund der Dehnungseinleitungslänge beträgt die verfügbare Messlänge innerhalb Übergreifungsbereichs etwa 230 mm. Wie aus Abbildung 112 hervorgeht, steigen die Stabdehnungen von den freien Enden hin zu den belasteten Enden an. Im Vergleich dazu blieben sie außerhalb des Übergreifungsstoßes auf demselben Niveau. Die Stabdehnungen der mittleren und der äußeren GFK-Stäbe liegen dabei recht nahe beieinander wohingegen es bei den Dehnungen der Edelstahlstäbe große Unterschiede in Form von Dehnungsspitzen am Rand des Übergreifungsstoßes gibt. Wie in Abbildung 103c zu erkennen ist entstand an dieser Stelle ein Betonriss, sodass die Dehnungen an dieser Stelle deutlich größer sind.

Abbildung 112: Dehnungsverteilung der Stäbe in Plattenmitte und am Rand des Versuchskörpers L-300 (2) (a): Stabdehnungen über die gesamte Stablänge, (b): Stabdehnungen im Übergreifungsbereich (c): Legende



Zur Detektion von Betonrissen wurden neben den DFOS auch IWA auf der Unterseite der Platten installiert. Dabei befindet sich IWA_1 am Ende der GFK-Stäbe und IWA_3 am Ende der Edelstahl-Stäbe im Übergreifungsbereich. Wie aus Abbildung 113 hervorgeht sind die Verformungen des IWA_3 deutlich größer als die des IWA_1. Dies zeigt, dass die Verformungen infolge Rissbildung auf der Seite der Edelstahlstäbe deutlich größer sind als auf der Seite der GFK-Stäbe.

Abbildung 113: Vergleich der Messwerte des IWA_1 und IWA_3 am Übergreifungsversuchskörper L-300 (2)



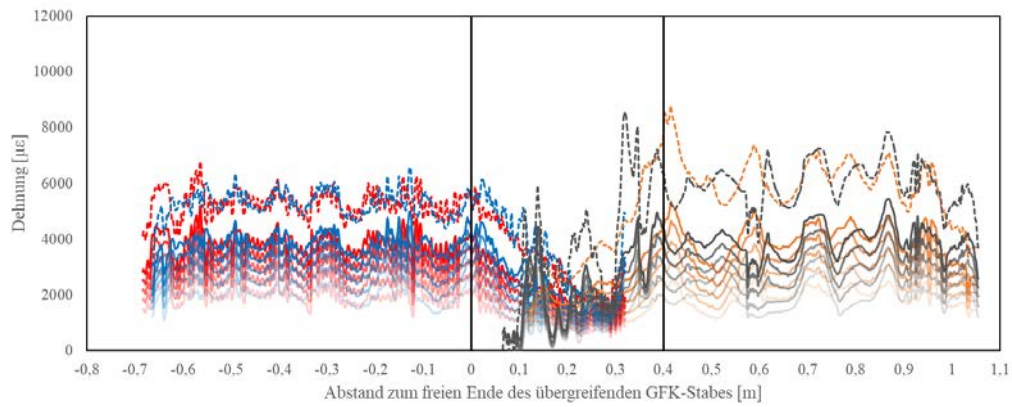
Analog zu Abbildung 112 zeigt Abbildung 114 die Dehnungsverläufe der mittleren und seitlichen übergreifenden Stäbe für Verformungen von 20, 25, 30, 35, 40 mm und die Bruchverformung (gestrichelte Kurven) des Versuchskörpers L-400 (1). Im Allgemeinen nehmen die Dehnungen aller Stäbe im Übergreifungsbereich von den freien Enden zu den belasteten Enden hin zu. Außerdem ist zu erkennen, dass die Stabdehnungen recht nahe beieinander liegen. Ab einer Verformung von 40 mm bis zur Versagensverformung kommt es zu einem abrupten Anstieg der Dehnungen.

In Abbildung 115 sind die Dehnungsverläufe der mittleren und seitlichen übergreifenden Stäbe für Verformungen von 20, 25, 30, 35, 40 mm und die Bruchverformung (gestrichelte Kurven) des Versuchskörpers L-500 (1) dargestellt. Wie aus den Diagrammen hervorgeht, ist es zu Messausfällen bei den DFOS der Edelstahlstäbe im Seitenbereich gekommen. Außerhalb des Übergreifungsbereichs sind die Dehnungsverläufe der Edelstahlstäbe – im Vergleich zu der relativ gleichmäßigen Dehnungsverteilung der GFK-Stäbe – starken Schwankungen unterlegen. Die Dehnungsspitzen sind dabei auf Betonrisse zurückzuführen.

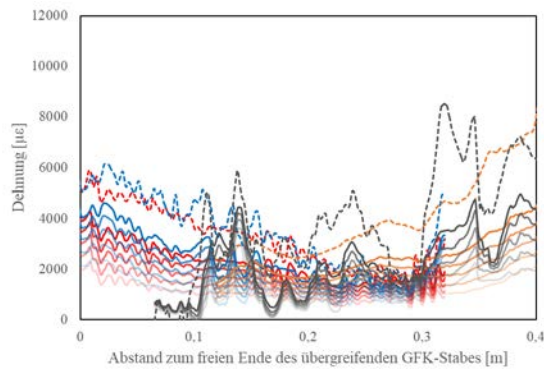
Abbildung 116 zeigt den Vergleich der Stabdehnungen für die unterschiedlichen Versuchskörpervarianten. Mit Ausnahme der Stabdehnungen der Edelstahlstäbe am Plattenrand des Versuchskörpers L-300 (2) (s. Abbildung 116 b) liegen die Dehnungen der anderen Versuchskörper unabhängig von der Lage des Stabes recht nahe beieinander. Dies bestätigt, dass das Verformungsverhalten von Platten, die mit übergreifenden GFK- und Edelstahlstäben bewehrt sind, symmetrisch ist.

In Abbildung 117 sind die Stabspannungen der GFK- und Edelstahlstäbe dargestellt. Die Stabspannungen der Edelstahlstäbe sind dabei deutlich größer als die der GFK-Stäbe. Dies kann auf den höheren E-Modul der Edelstahlstäbe zurückgeführt werden.

Abbildung 114: Dehnungsverteilung der Stäbe in Plattenmitte und am Rand des Versuchskörpers L-400 (1) (a): Stabdehnungen über die gesamte Stablänge, (b): Stabdehnungen im Übergreifungsbereich (c): Legende



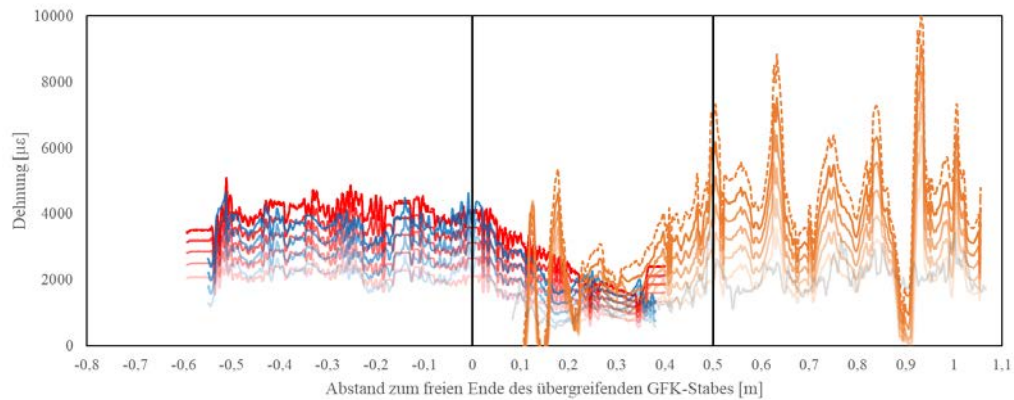
————— ————— ————— —————
 GFK-Stäbe Edelstahlbewehrung



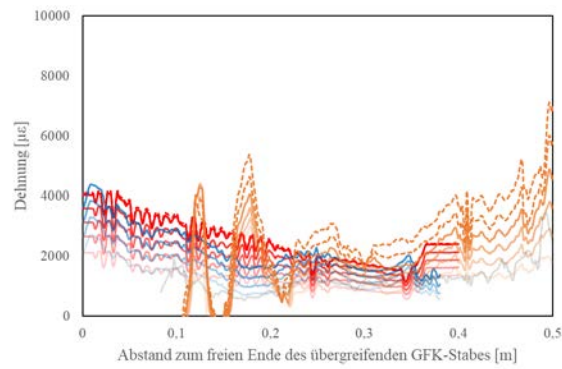
————— ————— ————— —————
 GFK-Stäbe Edelstahlbewehrung

c) — mittl. GFK-Stab — seitl. GFK-Stab — mittl. Edelstahlstab — seitl. Edelstahlstab

Abbildung 115: Dehnungsverteilung der Stäbe in Plattenmitte und am Rand des Versuchskörpers L-500 (1) (a): Stabdehnungen über die gesamte Stablänge, (b): Stabdehnungen im Übergreifungsbereich (c): Legende



Edelstahlbewehrung
 GFK-Stäbe



GFK-Stäbe Edelstahlbewehrung

c) — mittl. GFK-Stab — seidl. GFK-Stabr — mittl. Edelstahlstab — seidl. Edelstahlstab

Abbildung 116: Vergleich der Stabdehnungen der belasteten Enden (a): L-300 (1), (b): L-300 (2), (c): L-400 (1), (d): L-400 (2), (e): L-500 (1), (f): L-500 (2) und (g): Legenden

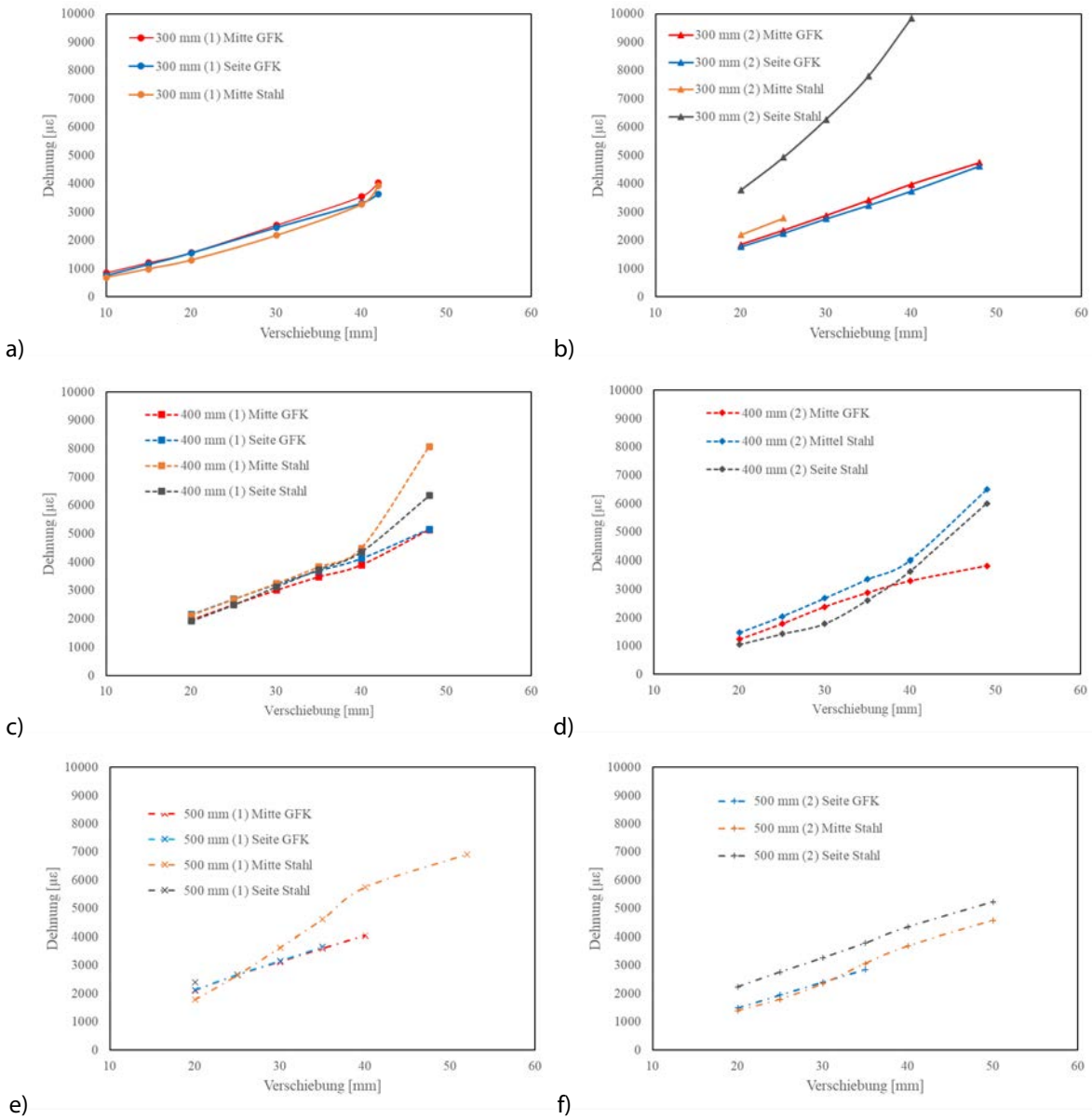


Abbildung 117: Vergleich der maximalen Stabspannungen am belasteten Ende (a): GFK-Stäbe und (b): Edelmetallstäbe

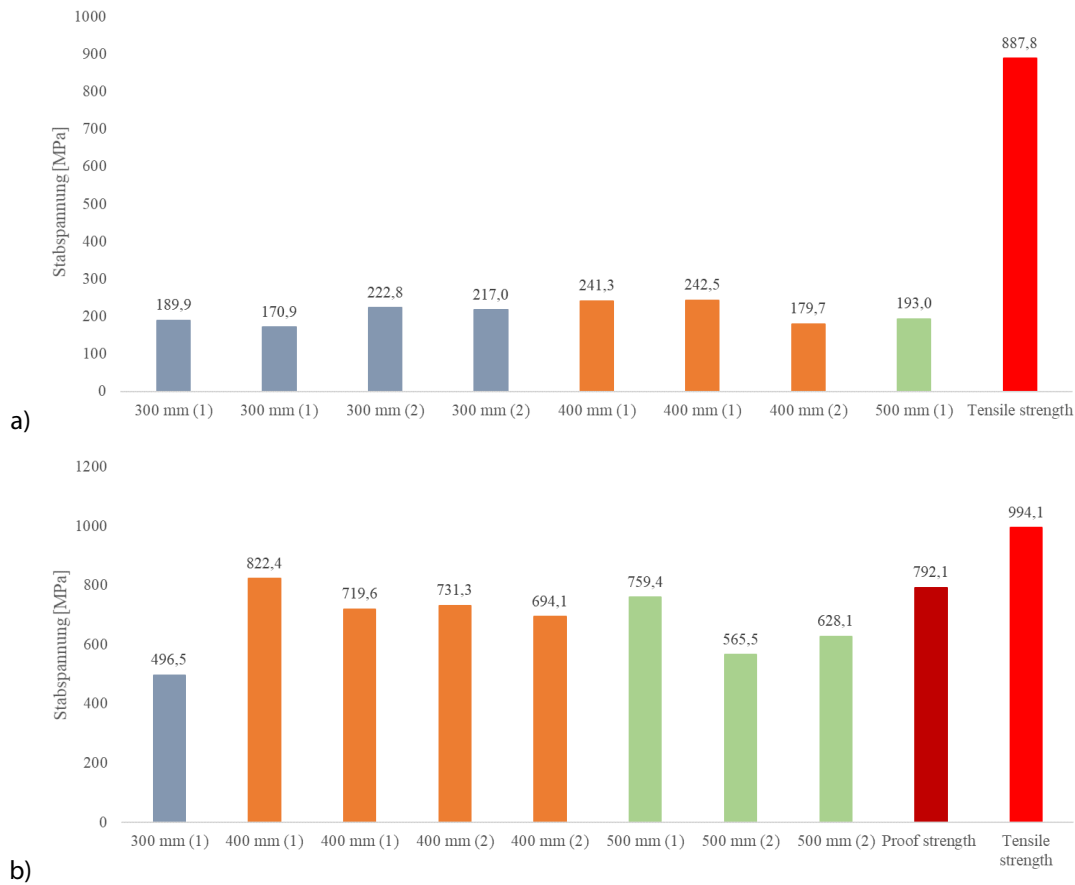
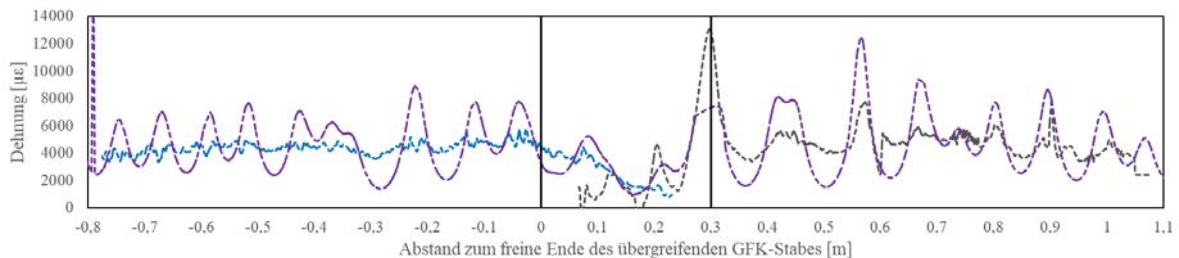


Abbildung 118 zeigt den Vergleich der Dehnungsentwicklung der DFOS und Epsilon-Sensoren für zwei verschiedenen Verformungen. Die Lage der Dehnungsspitzen, die auf Betonrisse hindeuten, stimmt dabei gut überein.

Zusammengefasst lässt sich festhalten, dass die Tragfähigkeit der Versuchskörper mit zunehmender Übergreifungslänge zunimmt. Die Versuchskörper mit einer Übergreifungslänge von 300 mm versagten durch ein Verbundversagen, während bei den Versuchskörpern mit einer Übergreifungslänge von 400 und 500 mm die Betondeckung nur teilweise abgeplatzt ist. Dementsprechend ist eine Übergreifungslänge von 400 und 500 mm ausreichend, um die Kräfte im Übergreifungsstoß zu übertragen.

Abbildung 118: Vergleich der Dehnungsentwicklung der DFOS und Epsilon-Sensoren in L-300 (2)



6.6 Wissenschaftliche und wirtschaftliche Anschlussfähigkeit der Ergebnisse

Mit den Erkenntnissen, die im Rahmen der Verbund- und Übergreifungsversuche an FVK-Bewehrung gewonnen wurden, ist es zukünftig möglich, das Tragverhalten von Betonbauteilen mit den untersuchten Stabvarianten sicherer zu beurteilen. Damit wird der Einsatz dieser hocheffizienten Bewehrungen in der Praxis weiter vorangetrieben und der Weg zu korrosionsfreien, langlebigen und wartungsarmen Bauteilen geschaffen, was eine unbedingte Notwendigkeit jetzt und in Zukunft ist.

Die Erkenntnisse aus den Untersuchungen gingen bereits direkt in den Gelbdruck der Richtlinie des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton (DAfStb) „Betonbauteile mit nichtmetallischer Bewehrung“ ein, an der das Institut für Massivbau der TU Dresden neben dem Institut für Massivbau der RWTH Aachen maßgebend beteiligt ist. Diese Richtlinie stellt einen wesentlichen Meilenstein dar, um Betonbauteile mit nichtmetallischer Bewehrung praktisch einfacher anwendbar und mittelfristig fest am Markt zu etablieren. In diesem Zusammenhang wird die Richtlinie für eine Vielzahl verschiedener Bewehrungstypen bemessungsrelevante Materialkennwerte liefern, wobei das Verbundverhalten einen zentralen Materialkennwert darstellt. Somit sind die in diesem Forschungsprojekt gewonnenen Erkenntnisse ein essentieller Beitrag, um zukünftig allgemeingültige Nachweisverfahren sowie praxis-taugliche Regelungen für Betonbauteile mit nichtmetallischer Bewehrung zur Verfügung zu stellen.

Die durchgeführten Untersuchungen haben sich bewährt und können, ggf. mit leichten Modifikationen, für weitere Materialien/Materialkombinationen adaptiert werden.

Darüber hinaus wurden im Rahmen dieses Forschungsprojekts Erkenntnisse zur Messung der Stabdehnungen von FVK-Stäben mit verteilten faseroptischen Sensoren (DFOS) gewonnen, die kurzfristig in neue Forschungsprojekte einfließen sollen. Damit steht in zukünftigen Forschungsprojekten eine Messmethodik mit hoher Auflösung und wenigen Störstellen zur Verfügung, die in der Lage ist, weiterführende Erkenntnisse zu den Tragmechanismen von FVK-Bewehrungen, aber auch weiteren Materialien zu liefern. Im Gegensatz zu Dehnmessstreifen oder Wegaufnehmern besteht der Vorteil vor allem darin, dass mit den Fasern das Bauteilinnere beobachtet werden kann.

Dieses Verfahren hat enormes Potential in der Grundlagen- und anwendungsorientierten Forschung. Die im Projekt gewonnenen Erfahrungen haben die Expertise des Instituts für Massivbau in diesem Feld nachhaltig gestärkt, was die Chance der Einwerbung von Folgevorhaben eindeutig erhöht.

Außerdem können die Erkenntnisse zum Einsatz von DFOS bei FVK-Stäben auch in der Praxis im Bereich des Structural Health Monitoring Verwendung finden. DFOS werden – neben Schallemissionsverfahren und Fotogrammetrie – bereits erfolgreich für das Monitoring von Massivbauwerken eingesetzt und ermöglichen so die Entwicklung nachhaltiger Lösungen für den Bauwerkserhalt und die prädiktive Bauwerksinstandsetzung. Mit den Erkenntnissen aus diesem Forschungsprojekt stehen diese Methoden auch für Bauwerke mit FVK-Bewehrungen zur Verfügung, die einen weiteren Beitrag zur Einhaltung der Nachhaltigkeitsziele im Bausektor liefern.

Die Erkenntnisse zu nichtmetallischen Bewehrungen und dem Messen mit DFOS fanden bereits in diversen Modulen Eingang in die universitäre Lehre. Somit wird der Wissenstransfer von der Wissenschaft an den Bauingenieurnachwuchs nachhaltig gestaltet, was einerseits die Fähigkeiten der Studierenden, andererseits die Attraktivität unserer Universität im nationalen und internationalen Wettbewerb erhöht.

7 Zusammenfassung

In diesem Forschungsvorhaben wurden neuartige, praxistaugliche Verankerungsmöglichkeiten für Bewehrung aus Faserverbundkunststoff (FVK) entwickelt. Der Fokus der Untersuchungen wurde dabei auf Bewehrungen aus GFK gelegt, da sich diese als Produkte auf dem Markt deutlich stärker etabliert haben. An Bewehrungsstäben aus CFK werden aktuell noch Produktentwicklungen vorgenommen, sodass keine zuverlässigen Aussagen zum Verbundtragverhalten hätten getroffen werden können. Im Nachfolgenden werden die wichtigsten Erkenntnisse zusammengefasst.

Die ursprünglich geplanten Untersuchungen im AP A.1 und AP A.3 waren aufgrund der Delamination der CFK-Stäbe nicht zielführend und wurden durch weiterführende Untersuchungen im AP B.3 ersetzt. Zukünftige Forschungsarbeiten sollten neben der Art der Verankerungen auch Weiterentwicklungen zu den Geometrien der Zuelemente berücksichtigen. Im Rahmen des AP A.2 wurde dennoch ein Material für einen möglichen Verankerungsendkörper für schlaffe FVK-Bewehrung entwickelt. Es wurden Probekörper mit unterschiedlicher Harz-Härter-Kombinationen hergestellt und geprüft. Als Ergebnis der Voruntersuchungen wurden je zwei flexibilisierte und Basis-Varianten für die weiteren Untersuchungen ausgewählt. Dabei hat sich Kalksteinmehl als Füllmaterial für den Polymerkeil als geeignet herausgestellt, wobei sich ein Epoxidharz-Kalksteinmehl-Massenverhältnis von 1:1,3 als noch gießfähig erwiesen hat. An diesem Material wurden Festigkeits- und Witterungsbeständigkeitsuntersuchungen durchgeführt. Die Witterungsstabilität des Polymerwerkstoffs mit dem niedrigsten E-Modul wurde in AP A.2 im weiteren Projektverlauf untersucht.

Zur Untersuchung der Witterungsstabilität wurde im AP A.2 zunächst einer der mit Kalksteinmehl gefüllten Polymerwerkstoffe ausgewählt und ein Bewitterungsregime festgelegt. Um den Einfluss der Bewitterung zu untersuchen, wurden die Festigkeiten und E-Moduln der bewitterten Proben mit denen der Referenzproben verglichen. Dabei stellte sich heraus, dass die Bewitterung, im Sinne einer 14-tägigen Temperaturwechselbeanspruchung, weder zu einer Abnahme der Druckfestigkeit noch zu einer Verringerung des E-Moduls führt. Dementsprechend kann das entwickelte Material in Bezug auf die verwendungsbedingte Exposition als witterungsstabil eingeschätzt werden und ist somit für einen Einsatz als Verankerungsendkörper geeignet.

In AP B.1 wurden Auszugversuchen an verschiedenen GFK- und Stahlbewehrungen durchgeführt. Die Untersuchungen an der Stabstahlbewehrung dienten dabei vor allem für vergleichende Betrachtungen und der Einordnung der Ergebnisse der GFK-Bewehrung. Als Untersuchungsparameter wurden zwei Stabdurchmesser und zwei Betonfestigkeitsklassen gewählt, die repräsentativ für die Einsatzbereiche von GFK-Bewehrungen sind. Während der Auszugsversuche wurden die Zugkraft und der Schlupf der Bewehrung im Beton kontinuierlich erfasst. Als Ergebnis der Untersuchungen sind die Kraft-Schlupf-Beziehungen für die untersuchten Varianten dargestellt. Aus den Untersuchungen geht hervor, dass die umwickelten und gefrästen GFK-Stäbe höhere Zugkräfte bei teils geringeren Schlupfen als die Betonstahlstäbe aufweisen.

Um das Verbundverhalten der umwickelten und gefrästen GFK-Stäbe weiter zu untersuchen, wurden im Rahmen des AP B.2 numerische Untersuchungen mit der FE-Software ANSYS durchgeführt. Im Fokus der Berechnungen standen dabei das lokale Verformungsverhalten des Betons sowie die inneren Spannungszustände, sodass eine exakte Modellierung der GFK-Stäbe unter Berücksichtigung der Oberflächengeometrie gewählt wurde. Das nichtlineare Materialverhalten von Beton wurde durch ein elasto-plastisches Materialmodell abgebildet, während für die GFK-Stäbe ein transversal isotropes, linear-elastisches Materialmodell verwendet wurde. Zur Modellierung des Verbundverhaltens wurden in ANSYS Kontaktbereiche definiert. Mit den FE-Modellen konnten die Ausziehkräfte der Varianten des umwickelten Stabes gut abgeschätzt werden, während diese für die Varianten des gefrästen Stabes deutlich überschätzt wurden. Das Verformungsverhalten wurde für beiden Stabvarianten zu steif abgebildet. Zur Verbesserung der Modelle wird für nachfolgende Projekte empfohlen die Faserorientierung und die Schädigungsmechanismen der GFK-Stäbe in der Modellbildung zu berücksichtigen.

Im Rahmen des AP B.3 war das übergeordnete Ziel das Tragverhalten von übergreifender GFK-Bewehrung und herkömmlichem Bewehrungsstahl zu untersuchen. Diese Verbindungen stellen in der Praxis einen der

wichtigsten Anwendungsfälle dar. Jedoch existieren derzeit keine direkten Untersuchungen dazu, es wurden lediglich Ergebnisse aus sortenreinen Übergreifungsstößen übertragen. Die Stäbe unterscheiden sich aber erheblich hinsichtlich Steifigkeit, Festigkeit und Verankerungsverhalten. Deshalb wurden im Rahmen des AP verschiedene Arten von Versuchen realisiert: Zugversuche an reinen GFK-Stäben zur Bestimmung der Materialeigenschaften wie Zugfestigkeiten und E-Moduln der GFK- und Stahlstäbe sowie Übergreifungsversuche zwischen GFK- und Stahlstäben, um den Lastabtrag im Übergreifungsbereich zu untersuchen. Im Rahmen der Übergreifungsversuche wurden drei Übergreifungslängen von 300, 400 und 500 mm gewählt. Bei allen Versuchen wurden quasikontinuierliche faseroptische Dehnungsmessungen herangezogen um die Dehnungsentwicklung in den Stäben zu quantifizieren. Diese Art der Messmethodik wurde bisher hauptsächlich auf Stabstahlbewehrung eingesetzt, sodass umfangreiche Begleituntersuchungen notwendig waren. Als Begleituntersuchungen wurden Verbundversuche mit langer Verbundlänge durchgeführt, um die Eignung verschiedener faseroptischer Sensoren und verschiedener Applikationsvarianten abzuschätzen. Im Rahmen dieser Begleituntersuchungen wurden zur Dehnungsmessung zwei verschiedene DFOS und zwei verschiedene Klebstoffe verwendet. Bei allen Ausziehversuchen mit langer Verbundlänge kam es zu einem Versagen der GFK-Stäbe. Dabei konnte festgestellt werden, dass die für die Applikation der DFOS benötigte Nut in den GFK-Stäben nur einen geringen Einfluss auf die Tragfähigkeit hat. Zudem stellte sich heraus, dass die DFOS mit Polyimidbeschichtung in Kombination mit einem Epoxidkleber am geeignetsten für die Messung der Stabdehnungen sind. Mit diesen Erkenntnissen stehen nun neue Möglichkeiten zur Quantifizierung der Stabdehnungen bei FVK-Stäben zur Verfügung, die für weiterführende Forschungsarbeiten Anwendung finden können.

Die Übergreifungsversuche wurden als Vier-Punkt-Biegeversuche durchgeführt. In den Versuchskörpern wurden GFK-Stäbe mit einem Durchmesser von 12 mm und Edelstahl-Stäbe mit einem Durchmesser von 8 mm gestoßen. Dies stellt eine übliche Paarung mit gleichen zulässigen Zugkräften dar. Anstatt dem herkömmlichen Bewehrungsstahl BSt500 wurde jedoch Edelstahl-Bewehrung gewählt, da diese eine höhere Festigkeit bei ähnlicher Stabprofilierung aufweist und somit ein vorzeitiges Versagen der Stahlbewehrung ausgeschlossen werden konnte. Darüber hinaus wurden für vergleichende Zwecke Versuchskörper mit übergreifender Edelstahlbewehrung untersucht. Im Rahmen der Übergreifungsversuche wurden zur Messung der Stabdehnungen DFOS mit Polyimidbeschichtung mit einem Epoxidkleber in eine Nut auf die Stäbe geklebt. Aus den Untersuchungen ging hervor, dass die Tragfähigkeit der Versuchskörper mit zunehmender Übergreifungslänge zunimmt. Die Versuchskörper mit einer Übergreifungslänge von 300 mm versagten durch ein Verbundversagen, bei dem die Betondeckung unterhalb des Übergreifungsstoßes fast vollständig abgeplatzt ist. Bei den Versuchskörpern mit einer Übergreifungslänge von 400 und 500 mm war die Betondeckung nur teilweise abgeplatzt. Dies zeigt, dass die Übergreifungslänge von 400 und 500 mm ausreicht, um die Kräfte im Übergreifungsstoß zu übertragen. Darüber hinaus zeigte sich, dass die kombinierte Übergreifung von GFK-Stäben und Edelstahlstäben die Tragfähigkeit nicht negativ beeinflusst, sondern zu höheren Tragfähigkeiten als bei den Versuchskörpern mit übergreifender Edelstahlbewehrung führt.

Da zum jetzigen Zeitpunkt nur wenige Untersuchungen zu Übergreifungsstößen zwischen GFK-Stäben und herkömmlichen Bewehrungsstäben aus Stahl vorliegen, wurden in bisher ausgeführten Konstruktionen sehr konservative Übergreifungslängen angesetzt. Dadurch sind die üblichen Fertigteilkonstruktionen sehr unhandlich und schwierig einzubauen. Mit den Erkenntnissen aus dem Forschungsprojekt ist für zukünftige Konstruktionen eine deutliche Reduktion der Übergreifungslängen zwischen GFK-Stäben und Stabstahlbewehrungen möglich. Das führt zu Materialersparnissen und vor allem zu Vereinfachungen in der Bewehrungsführung und damit zu sicheren und robusten Konstruktionen.

8 Mitwirkende

8.1 Autorinnen und Autoren

Marina Stümpel, M. Sc. (TU Dresden, Institut für Massivbau, Professur für Ingenieurbau)

Jiafeng Zhou, M. Eng. (TU Dresden, Institut für Massivbau, Professur für Ingenieurbau)

Dr.-Ing. Alexander Flohr (Bauhaus-Universität Weimar, Professur Bauchemie und Polymere Werkstoffe)

Dr. rer. nat. Torben Wiegand (Bauhaus-Universität Weimar, Professur Bauchemie und Polymere Werkstoffe)

Dr.-Ing. Chongjie Kang (TU Dresden, Institut für Massivbau, Professur für Ingenieurbau)

Prof. Dr.-Ing. Steffen Marx (TU Dresden, Institut für Massivbau, Professur für Ingenieurbau)

Prof. Dr.-Ing. Andrea Osburg (Bauhaus-Universität Weimar, Professur Bauchemie und Polymere Werkstoffe)

8.2 Projektpartner und weitere Fördermittelgeber

Leviat GmbH, Otto-Brünner-Str., 306556 Artern, Deutschland

8.3 Fachliche Betreuung

Michael Brüggemann (Brüggemann Kisseler Ingenieure)

9 Literaturverzeichnis

- ABAQUS, Inc., o.A.: ABAQUS Analysis User's Manual.
- Achillides, Zenon; Pilakoutas, Kypros, 2004: Bond Behavior of Fiber Reinforced Polymer Bars under Direct Pullout Conditions. *Journal of Composites for Construction*, 8. Jg. (2), S. 173–181.
- Al-Mayah, A.; Soudki, K.; Plumtree, A., 2006: Development and Assessment of a New CFRP Rod–Anchor System for Prestressed Concrete. *Applied Composite Materials*, 13. Jg. (5), S. 321–334.
- Al-Mayah, A.; Soudki, K.; Plumtree, A., 2013: Simplified Anchor System for CFRP Rods. *Journal of Composites for Construction*, 17. Jg. (5), S. 584–590.
- American Concrete Institute, 2015: Guide for the design and construction of structural concrete reinforced with fiber-reinforced polymer (FRP) bars. ACI, ACI-440.1R-15. Farmington Hills, Mich.
- Andrä, H.-P.; Burghagen, K.; Häberle, U.; Svensson, N., 2007: Geh- und Radwegbrücke Weil der Stadt. *Bauingenieur*, 50. Jg., S. 341–345.
- Ansys, Inc., 2010: ANSYS Mechanical Structural Nonlinearities. Lecture 3: Introduction to Contact, 2010.
- Ansys, Inc., 2022a: ANSYS Mechanical APDL. Command Reference. 2022. Auflage. Canonsburg, PA.
- Ansys, Inc., 2022b: ANSYS Mechanical APDL. Contact Technology Guide. 2022. Auflage. Canonsburg, PA.
- Ansys, Inc., 2022c: ANSYS Mechanical APDL. Element Reference. 2022. Auflage. Canonsburg, PA.
- Ansys, Inc., 2022d: ANSYS Mechanical APDL. Material Reference. 2022. Auflage. Canonsburg, PA.
- Bergmeister, Konrad, 2003: Kohlenstofffasern im konstruktiven Ingenieurbau. *Bauingenieur-Praxis*. Berlin.
- Betz, Peter; Schumann, Alexander; Scheerer, Silke; Curbach, Manfred, 2021: Carbonstäbe im Bauwesen – Teil 5: Einflussfaktoren auf das Verbundverhalten. *Beton- und Stahlbetonbau*, 116. Jg. (12), S. 924–934.
- Burtscher, S. L., 2004: Keilverankerung für vorgespannte und/oder belastete Zugelemente. Österreichisches Patent AT 412 564 B.
- Curbach, Manfred; Hegger, Josef; Schladitz, Frank; Tietze, Matthias; Lieboldt, Matthias, 2023: *Handbuch Carbonbeton*.
- D30 Committee, 2011: Test Method for Tensile Properties of Fiber Reinforced Polymer Matrix Composite Bars, 91.100.40. Jg. (D7205/D7205M-06), 2011. West Conshohocken, PA.
- Dehn, Frank (Hrsg.), 2005: *Faserverbundwerkstoffe. Innovationen im Bauwesen - Beiträge aus Praxis und Wissenschaft /der Universität Leipzig und der HTWK Leipzig*. Berlin.
- Deutsches Institut für Normung e.V, 2003: DIN EN ISO 604:2003-12. *Kunststoffe - Bestimmung von Druckeigenschaften*, (604), 2003. Berlin.
- Deutsches Institut für Normung e.V, 2005: EN 10080:2005-08. *Stahl für die Bewehrung von Beton - Schweißgeeigneter Betonstahl - Allgemeines*. 2005. Auflage, 77.140.15; 77.140.60; 77.140.65 (10080), August 2005. Berlin.
- Deutsches Institut für Normung e.V, 2012: DIN EN ISO 527-2:2012-06. *Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil_2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen*, (527-2), 2012. Berlin.
- Deutsches Institut für Normung e.V, 2016: DIN EN 196-1:2016-11. *Prüfverfahren für Zement - Teil 1: Bestimmung der Festigkeit*, (196-1), 2016. Berlin.
- Deutsches Institut für Normung e.V, 2019a: DIN EN 12390-3:2019-10. *Prüfung von Festbeton- Teil 3: Druckfestigkeit von Probekörpern*. 2019. Auflage, 91.100.30. Jg. (12390-3), Oktober 2019. Berlin.

- Deutsches Institut für Normung e.V, 2019b: DIN EN ISO 178:2019-08. Kunststoffe - Bestimmung der Biegeeigenschaften, (178), 2019. Berlin.
- Deutsches Institut für Normung e.V, 2021: DIN EN 12390-13:2021-09. Prüfung von Festbeton - Teil 13: Bestimmung des Elastizitätsmoduls unter Druckbelastung (Sekantenmodul). 2021. Auflage, 91.100.30. Jg. (12390-13), September 2021. Berlin.
- fib Fédération internationale du béton, 2007: Bulletin 40: FRP reinforcement in RC structures: Technical report.
- Füllsack-Köditz, Raimo, 2004: Verbundverhalten von GFK-Bewehrungsstäben und Rissentwicklung in GFK-stabbewehrten Betonbauteilen, Bauhaus-Universität Weimar.
- Halfen, o.A.: Balkonanschlüsse. Zugriff: https://www.halfen.com/de_DE/produktbereiche/beton/bewehrungssysteme/balkonanschluesse.
- Horvatis, J.; Gaubinger, B.; Dorn, M.; Scerno, T.; Kollegger, J., 2004: Entwicklung einer Vergussverankerung aus Faserverbundkunststoff. Bauingenieur, (79), S. 101–110.
- International Union of Testing and Research Laboratories for Materials and Structures, 1994: RILEM technical recommendations for the testing and use of construction materials. London, Weinheim.
- ISO – International Organization for Standardization, 2019: Metallic materials. Tensile testing - Part 1: Method of test at room temperature, 77.040.10. Jg. (6892-1), 2019.
- Karbhari, Vistasp M., 1998: WTEC study on use of composite materials in civil infrastructure in Japan. Baltimore.
- Kärger, L., 2017: Strukturberechnung von Faserverbundlaminaten: Schädigungsanalyse von Mehrschichtlaminaten. Vorlesung. Karlsruhe.
- Keller, Thomas, 2003: Use of fibre reinforced polymers in bridge construction. Structural engineering documents, Bd. 7. Zürich.
- Kollegger, J.; Gaubinger, B.; Horvatis, J., o.A.: Vergussverankerung für Zugglieder aus Faserverbundwerkstoff. Verstärkung der Autobahnüberführung Golling. In: Stritzke, Jürgen (Hrsg.): Planung, Bauausführung und Ertüchtigung von Massivbrücken : 14. Dresdner Brückenbausymposium, 9. März 2004, S. 149–160.
- Kurth, M. C., 2012: Zum Querkrafttragverhalten von Betonbauteilen mit Faserverbundkunststoff-Bewehrung. Dissertation. Aachen, RWTH Aachen.
- Liu, Yue; Zwingmann, Bernd; Schlaich, Mike, 2015: Carbon Fiber Reinforced Polymer for Cable Structures—A Review. Polymers, 7. Jg. (10), S. 2078–2099.
- Mahmoud, Z., Rizkalla, S., Zaghoul, E-E., 1999: Transfer and Development Lengths of Carbon Fiber Reinforced Polymers Prestressing Reinforcement. ACI Struct J, 96. Jg., S. 594–602.
- Meier, U., 2012: Carbon Fiber Reinforced Polymer Cables: Why? Why Not? What If? Arabian Journal for Science and Engineering, 37. Jg. (2), S. 399–411.
- Meier, U.; Meier, H.; Kim, P., 2000: Verankerung für Hochleistungsfaserverbundwerkstoff-Drähte. EP.
- Meier, Urs; Farshad, Mehdi, 1996: Connecting high-performance carbon-fiber-reinforced polymer cables of suspension and cable-stayed bridges through the use of gradient materials. Journal of Computer-Aided Materials Design, 3. Jg. (1-3), S. 379–384.
- Mönig, D.; Preis, L., o.A.: Vorrichtung zum Einleiten von Zugkräften in Zuggliedern aus gerichteten Faserverbundwerkstoffen.
- Nanni, Antonio; Luca, Antonio de; Jawaheri Zadeh, Hany, 2014: Reinforced concrete with FRP bars. Mechanics and design. Boca Raton, Fla.
- Niewels, J., 2008: Zum Tragverhalten von Betonbauteilen mit Faserverbundkunststoff-Bewehrung. Dissertation. Aachen, RWTH Aachen.

- Noisternig, Johannes Fritz, 2000. *Applied Composite Materials*, 7. Jg. (2/3), S. 139–150.
- Popov, Valentin Leonidovič; Heß, Markus; Willert, Emanuel, 2018: *Handbuch der Kontaktmechanik. Exakte Lösungen axialsymmetrischer Kontaktprobleme*. Berlin.
- prk Kunststoffverarbeitung, o.A.: *Einstellbare Wärmeleitfähigkeit bei Verbundwerkstoffen - vom Wärmeisolator bis zum Wärmeleiter*. Zugriff: <https://www.prk-ill.de/index.php?Waermeleitfaehigkeit-Carbon-Glasfaser>.
- Rehm, G., 1961: *Über die Grundlagen des Verbundes zwischen Stahl und Beton*. Berlin.
- Roos, Frank; Noisternig, J. F., 1999: *CFRP-tendons - development and testing*.
- Sándor Sólyom; Matteo Di Benedetti; György L. Balázs, 2018: *Effect of Surface Characteristics of FRP Bars on Bond Behavior in Concrete*. *ACI SP (Special Publication)*, 327. Jg., 41.1-41.20.
- Sayed-Ahmed, Ezzeldin Y.; Shrive, Nigel G., 1998: *A new steel anchorage system for post-tensioning applications using carbon fibre reinforced plastic tendons*. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 25. Jg. (1), S. 113–127.
- Schlaich, Mike; Apitz, Andreas; Jesse, Frank, 2020: *Brücken aus vorgespanntem Carbonbeton*. *Beton- und Stahlbetonbau*, 115. Jg. (9), S. 684–696.
- Schlaich, Mike; Zwingmann, Bernd; Liu, Yue; Goller, Ralf, 2012: *Zuelemente aus CFK und ihre Verankerungen*. *Bautechnik*, 89. Jg. (12), S. 841–850.
- Schöck Bauteile AG, o.A.: *Technische Information. Schöck Combar®*.
- Schumann, Alexander; May, Maximilian; Curbach, Manfred, 2018: *Carbonstäbe im Bauwesen*. *Beton- und Stahlbetonbau*, 113. Jg. (12), S. 868–876.
- Schumann, Alexander; May, Maximilian; Schladitz, Frank; Scheerer, Silke; Curbach, Manfred, 2020: *Carbonstäbe im Bauwesen*. *Beton- und Stahlbetonbau*, 115. Jg. (12), S. 962–971.
- Schwengler, G., 1999: *Reinforcement Device for Supporting Structures*. WO.
- Tepfers, R.; Lorenzis, L. de, 2003: *Bond of FRP Reinforcement in Concrete - a Challenge*. *Mechanics of Composite Materials*, 39. Jg. (4), S. 315–328.
- Weisbrich, Martin; Holschemacher, Klaus; Bier, Thomas, 2020: *Comparison of different fiber coatings for distributed strain measurement in cementitious matrices*. *Journal of Sensors and Sensor Systems*, 9. Jg. (2), S. 189–197.
- Winistörfer, A.; Meier, U., 2002: *CFK-Zugglieder im Brückenbau*. In: 20. Int. Klebtechnik Symposium, *Verbindungstechnik im Bauwesen*.
- Yan, Fei; Lin, Zhibin; Yang, Mijia, 2016: *Bond mechanism and bond strength of GFRP bars to concrete: A review*. *Composites Part B: Engineering*, 98. Jg., S. 56–69.
- Zdanowicz, Katarzyna; Gebauer, Daniel; Koschemann, Marc; Speck, Kerstin; Steinbock, Oliver; Beckmann, Birgit; Marx, Steffen, 2022: *Distributed fiber optic sensors for measuring strains of concrete, steel, and textile reinforcement: Possible fields of application*. *Structural Concrete*.
- Zhang, Burong; Benmokrane, Brahim; Chennouf, Adil, 2000: *Prediction of Tensile Capacity of Bond Anchorages for FRP Tendons*. *Journal of Composites for Construction*, 4. Jg. (2), S. 39–47.
- Zilch, Konrad; Zehetmaier, Gerhard, 2010: *Bemessung im konstruktiven Betonbau*. Nach DIN 1045-1 (Fassung 2008) und EN 1992-1-1 (Eurocode 2). 2. Auflage. Berlin, Heidelberg.
- Zobel, Robert, 2017: *Verbundmodellierung von Beton- und Spannstahl unter Querzug*. Dissertation. Technische Universität Dresden, Fakultät Bauingenieurwesen; Technische Universität Dresden.

10 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1:	Verschiedene CFK-Spannglieder; a) Lamelle, b) Rundstab, c) Strangschlaufe d) Stab aus verseilten Rovings nach (Schlaich et al. 2012)	9
Abbildung 2:	Schub- und Radialspannung in verschiedenen Verankerungskörper (Dehn 2005)	10
Abbildung 3:	Übersicht der Verankerungen von CFK-Zugelementen (Schlaich et al. 2012)	10
Abbildung 4:	Klemmverankerung mit besandeter Oberfläche nach (Sayed-Ahmed/Shrive 1998)	11
Abbildung 5:	Klemmverankerung mit Aluminiumhülle (Sleeve) nach (Al-Mayah/Soudki/Plumtree 2013)	11
Abbildung 6:	Vergussverankerungen für CFK-Stäbe (Schlaich et al. 2012)	12
Abbildung 7:	Vergussverankerungen mit (a und b) aufgespalteten Stabende und mit (c) angestuftem Stabende (Schlaich et al. 2012)	13
Abbildung 8:	Verschiedene Oberflächenprofilierungen für FVK-Stäbe (Curbach et al. 2023)	13
Abbildung 9	Darstellung der grundlegenden Verbundmechanismen (Curbach et al. 2023)	14
Abbildung 10:	Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung für verschiedene FVK-Stäbe aus Carbon (Curbach et al. 2023)	14
Abbildung 11:	Einfluss der Betonfestigkeit auf die Verbundspannungen von CFK-Stäben (Legende: NC – Normalbeton; HC – hochfester Beton; UHPC – ultrahochfester Beton) (Betz et al. 2021)	15
Abbildung 12:	Einfluss der Verbundlänge auf die Verbundspannungen von CFK-Stäben (Betz et al. 2021)	15
Abbildung 13:	Vorschlag einer neuartigen Verankerung von CFK-Spannstäben mit einem Polymerkeil	23
Abbildung 14:	FE-Modell der neuartigen Verankerung von CFK-Spanngliedern mit einem Polymerkeil	23
Abbildung 15:	Elementtyp <i>C3D20</i> (20-Knoten-Quadelement) (ABAQUS, Inc.)	24
Abbildung 16:	Berücksichtigung der materiellen Eigenschaften des Kohlefaserstabes	24
Abbildung 17:	Beschreibung und Ablauf des Kohäsiven-Zonen-Modells als Schädigungsvariable in der FEM-Analyse (Kärger 2017)	25
Abbildung 18:	Implementierte Kontaktelemente, links: zwischen Keil und Betonkörperinnenseite, rechts: Kohlefaserstaboberfläche und Keil	25
Abbildung 19:	Ergebnis der FE-Berechnung – Ausziehversagen des CFK-Stabs aufgrund von Delamination	26
Abbildung 20:	Ergebnis der FE-Berechnung – Schubspannungs-Schlupf-Beziehung	26
Abbildung 21:	Spannungs-Dehnungs-Diagramme unterschiedlicher Harz-Härter-Kombinationen aus Zugversuchen	27
Abbildung 22:	Bewitterungsregime zur Untersuchung der Witterungsstabilität der Polymerwerkstoffe für die Verankerungsendkörper	28
Abbildung 23:	Einfluss der Bewitterung auf die Festigkeit (links) und den E-Modul (rechts) auf den Polymerwerkstoff für die Verankerungsendkörper	28

Abbildung 24:	Schematische Darstellung des für das AP B.1 (BUW) verwendeten Versuchsaufbaus nach (Deutsches Institut für Normung e.V 2005)	30
Abbildung 25:	links und Mitte: Verwendete Abstandhalter für das Einkleben der Bewehrungsstäbe in die Stahlhülsen; rechts: Durch zu hohen Anpressdruck der Klemmbanken geschädigte Stahlhülse	30
Abbildung 26:	Bruchbild der bis zum Versagen gezogenen Glasfaserstäbe	31
Abbildung 27:	Als Schalung für die Herstellung der Betonprobekörper verwendete Kanalgrundrohre und aufgesetzte Muffenstopfen	31
Abbildung 28	links: schematischer Probekörperaufbau; Mitte: Probekörper (Nullserie); rechts: Rahmen für die Zugversuche	32
Abbildung 29:	Probekörper mit Bewehrungsstahl während der Ausziehversuche	32
Abbildung 30:	Maximale Zugkräfte in kN und Ankerschlupf in mm beim Verbundversagen	34
Abbildung 31:	Ankerschlupf-Zugkraft-Beziehung	35
Abbildung 32:	FE-Modelle des Ausziehversuchs am umwickelten Stab, links: 3D-Modell (vereinfacht), rechts: 2D-Modell	36
Abbildung 33:	Elementnetz, links: 1 Element über die Rippenhöhe, rechts: 2 Elemente über die Rippenhöhe	36
Abbildung 34:	Tragverhalten von normalfesten Beton unter einaxialer Druckbeanspruchung nach (Zilch/Zehetmaier 2010)	38
Abbildung 35:	Tragverhalten von normalfesten Beton unter einaxialer Zugbeanspruchung nach (Zilch/Zehetmaier 2010)	38
Abbildung 36:	Tragverhalten von Beton unter mehraxialer Beanspruchung nach (Zilch/Zehetmaier 2010)	38
Abbildung 37:	Gegenüberstellung der Materialmodelle in ANSYS: links: Fließfläche des <i>Drucker-Prager</i> -Modells und rechts: Fließfläche des <i>Menetrey-Willam</i> -Modells (Ansys, Inc. 2022d)	39
Abbildung 38:	Ver- und Entfestigungsverhalten der Betonmodelle mit exponentieller Entfestigung nach (Ansys, Inc. 2022d), links: unter Druckbeanspruchung, rechts: unter Zugbeanspruchung	39
Abbildung 39:	Bildhafte Beschreibung der transversalen Isotropie (Popov/Heß/Willert 2018)	40
Abbildung 40:	Schematische Darstellung des Verbundverhaltens zwischen Bewehrung und Beton nach (Zilch/Zehetmaier 2010)	41
Abbildung 41:	Definition der Kontaktbereiche in ANSYS nach (Zobel 2017)	41
Abbildung 42:	Gleitwiderstand der Kontakte (Ansys, Inc. 2022b)	42
Abbildung 43:	Lösungsschritte des <i>Augmented-Lagrange</i> -Verfahrens nach (Ansys, Inc. 2010)	43
Abbildung 44:	Ergebnisse der Ausziehversuche des AP B.1, links: an umwickelten GFK-Stäben, rechts: an gefrästen GFK-Stäben	43
Abbildung 45:	Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 3D und 2D Modell des umwickelten GFK-Stabes (C20, $d=12$ mm)	44
Abbildung 46:	Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 2D Modell des umwickelten GFK-Stabes (C20, $d=12$ mm) unter Variation des Materialmodells des Betons	44

Abbildung 47:	Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 2D Modell des umwickelten GFK-Stabes (C20, $d=12$ mm) unter Variation des Reibkoeffizienten μ	45
Abbildung 48:	Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 2D Modell des umwickelten GFK-Stabes (C20, $d=16$ mm) unter Variation des Reibkoeffizienten μ	45
Abbildung 49:	Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 2D Modell des umwickelten GFK-Stabes (C30, $d=12$ mm) unter Variation des Reibkoeffizienten μ	45
Abbildung 50:	Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 2D Modell des umwickelten GFK-Stabes (C30, $d=16$ mm) unter Variation des Reibkoeffizienten μ	46
Abbildung 51:	Faserorientierungen in der Profilierung der umwickelten GFK-Stäbe	46
Abbildung 52:	Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 2D Modell des gefrästen GFK-Stabes (C20, $d=12$ mm) unter Variation des Reibkoeffizienten μ	46
Abbildung 53:	Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 2D Modell des umwickelten GFK-Stabes (C20, $d=16$ mm)	47
Abbildung 54:	Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 2D Modell des umwickelten GFK-Stabes (C30, $d=12$ mm)	47
Abbildung 55:	Ergebnisse der numerischen Untersuchungen am 2D Modell des umwickelten GFK-Stabes (C30, $d=16$ mm)	47
Abbildung 56:	Querschnitt und Längsschnitt eines gefrästen GFK-Stabes (Schöck Bauteile AG)	48
Abbildung 57:	Faserorientierungen in der Profilierung der gefrästen GFK-Stäbe	48
Abbildung 58:	Plastische Hauptzugdehnung ε_1 [-] des 2D Modells bei einer aufgebrachtten Verschiebung von $u=0,5$ mm, links: umwickelter GFK-Stab (C20_12mm_umwickelt), rechts: gefräster GFK-Stab (C20_12mm_gefräst)	48
Abbildung 59:	Hauptdruckspannung σ_3 in $[N/mm^2]$ des 2D Modells bei einer aufgebrachtten Verschiebung von $u=0,5$ mm, links: umwickelter GFK-Stab (C20_12mm_umwickelt), rechts: gefräster GFK-Stab (C20_12mm_gefräst)	49
Abbildung 60:	Vektordarstellung der Hauptspannungen des 2D Modells bei einer aufgebrachtten Verschiebung von $u=0,5$ mm, links: umwickelter GFK-Stab (C20_12mm_umwickelt), rechts: gefräster GFK-Stab (C20_12mm_gefräst)	49
Abbildung 61:	GFK-Stab mit Beschichtung und Abmessungen	50
Abbildung 62:	Versuchskörper für den Zugversuch an umwickelten GFK-Stäben	51
Abbildung 63:	Edelstahlstab	52
Abbildung 64:	Abmessungen der Edelstahlstäbe	52
Abbildung 65:	Versuchskörper für den Zugversuch an Edelstahlstäben	52
Abbildung 66:	Zugversuch an einem (a) GFK-Stab und (b) Edelstahlstab	53
Abbildung 67:	Vergleich der gemessenen Dehnungen bei den Zugversuchen an GFK-Stäben	55
Abbildung 68:	Mit DFOS gemessene Dehnungsentwicklung an den GFK-Stäben (b) und (c)	56
Abbildung 69:	Detailausschnitt einer mit einem DFOS gemessenen Dehnungsverteilung an einem GFK-Stab	56
Abbildung 70:	Vergleich der gemessenen Dehnungen bei den Zugversuchen an Edelstahl-Stäben	58
Abbildung 71:	Mit DFOS gemessene Dehnungsentwicklung an Edelstahl-Stäben (e) bis (h)	59

Abbildung 72:	Detailausschnitt einer mit einem DFOS gemessenen Dehnungsverteilung an einem Edelstahl-Stab	60
Abbildung 73:	Schematische Darstellung des Ausziehversuchs mit langer Verbundlänge: a) Übersicht, b) Detail des DFOS (1) und c) Detail des DFOS (2)	61
Abbildung 74:	Details des Ausziehversuchs mit langer Verbundlänge a): Querschnitt und b): Bügelbewehrung	61
Abbildung 75:	Schematische Darstellung der untersuchten Varianten im Ausziehversuch mit langer Verbundlänge: (a) A-Art 1, (b): A-Art 2, (c): A-Art 3, (d): A-Art 4 and (e): A-Art 5	62
Abbildung 76:	Versuchsaufbau der Ausziehversuche mit langer Verbundlänge: a) mit Kalotte, b) ohne Kalotte	62
Abbildung 77:	Versagen der Ausziehkörper mit langer Verbundlänge	63
Abbildung 78:	Bruchlast der Ausziehkörper mit langer Verbundlänge	64
Abbildung 79:	Kraft-Verformungs-Kurven der Ausziehversuche mit langer Verbundlänge	64
Abbildung 80:	Exemplarische Datenbereinigung der Ergebnisse der DFOS	65
Abbildung 81:	Dehnungsverteilung bei den Ausziehversuchen mit langer Verbundlänge, (a): A-Art 1_1 (b): A-Art 1_2	66
Abbildung 82:	Dehnungsverteilung bei den Ausziehversuchen mit langer Verbundlänge, (a): A-Art 2_1 (b): A-Art 2_2	66
Abbildung 83:	Dehnungsverteilung bei den Ausziehversuchen mit langer Verbundlänge, (a): A-Art 3_1 (b): A-Art 3_2	67
Abbildung 84:	Dehnungsverteilung bei den Ausziehversuchen mit langer Verbundlänge, (a): A-Art 4_1 (b): A-Art 4-2	67
Abbildung 85:	Messwert-Rauschen über die Länge der Stäbe bei den Ausziehversuchen mit langer Verbundlänge, (a): A-Art 1_1, (b): A-Art 1_2, (c): A-Art 2_1, (d): A-Art 2_2, (e): A-Art 3_1, (f): A-Art 3_2, (g): A-Art 4_1 und (h): A-Art 4_2	68
Abbildung 86:	Analyse der Dehnungseinleitungslänge (a): A-Art 1_1, (b): A-Art 2_1	69
Abbildung 87:	Spezifische Dehnungseinleitungslänge (a): A-Art 1, (b): A-Art 2, (c): A-Art 3 and (d): A-Art 4	70
Abbildung 88:	Vergleich der Dehnungsverteilung aller Varianten (a): F=25 kN, (b): F=50 kN, (c): F=75 kN, (d): F=100 kN	70
Abbildung 89:	Vergleich der Dehnungen von DFOS an der Oberfläche und DFOS in der Nut	71
Abbildung 90:	Vergleich der verschiedenen Dehnungsmessmethoden (a): A-Art 2_1, (b): A-Art 4_1, und (c): A-Art 4_2	72
Abbildung 91:	Verbundspannungsverteilung von A-Art 4 (1)	72
Abbildung 92:	Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus der Übergreifungsversuche	73
Abbildung 93:	Vorderansicht eines Versuchskörpers der Übergreifungsversuche (GFK-Edelstahl)	74
Abbildung 94:	Querschnitte eines Versuchskörpers für die Übergreifungsversuche (GFK-Edelstahl)	74
Abbildung 95:	(a) Schalung zur Herstellung der Versuchskörper für die Übergreifungsversuche, (b) Übergreifungsstoß zwischen GFK-Stab und Edelstahlstab	74

Abbildung 96:	Anordnung der DFOS für die Übergreifungsversuche	75
Abbildung 97:	Detail eines DFOS mit Poylimidbeschichtung auf einem GFK-Stab (oben) und Edelstahlstab (unten)	75
Abbildung 98:	Anordnung des Epsilon-Sensors für die Übergreifungsversuche	75
Abbildung 99:	Anordnung des DMS für die Übergreifungsversuche	75
Abbildung 100:	Anordnung der IWA und SWA für die Übergreifungsversuche	76
Abbildung 101:	Belastungsschema der Übergreifungsversuche	76
Abbildung 102:	Versuchsaufbau der Übergreifungsversuche	77
Abbildung 103:	Versagen der Versuchskörper L-300 unter Biegung: a) und b): L-300 (1), c) und d): L-300 (2)	79
Abbildung 104:	Versagen der Versuchskörper L-400 unter Biegung: a) und b): L-400 (1), c) und d): L-400 (2)	80
Abbildung 105:	Versagen der Versuchskörper L-500 unter Biegung: a) und b): L-500 (1), c) und d): L-500 (2)	81
Abbildung 106:	Versagen der Versuchskörper SL-400 unter Biegung: a) und b): SL-400 (1), c) und d): SL-400 (2)	82
Abbildung 107:	Ergebnisse der Übergreifungsversuche a): Bruchlasten b): Maximale Durchbiegungen in Probenmitte	83
Abbildung 108:	Kraft-Verformungs-Beziehung der Übergreifungsversuche a): L-300 (1), b): L-300 (2), c): L-400 (1), d): L-400 (2), e): L-500 (1) und f): L-500 (2)	84
Abbildung 109:	Dehnungsentwicklung im Beton in der Druckzone des Versuchskörpers L-300 (1)	84
Abbildung 110:	Vergleich der Verschiebung zwischen den übergreifenden GFK- und Edelstahlstäben (a): auf Höhe der Lasteinleitung, (b): linker Rand des Übergreifungsstoßes (c): rechter Rand des Übergreifungsstoßes	85
Abbildung 111:	Vergleich der gemessenen DFOS-Dehnungen an Übergreifungsversuchskörper L-400 (1) (a): Betrachtetes Lastniveau, (b): Dehnung des GFK-Stabs in Plattenmitte, (c): Dehnung des GFK-Stabs am Plattenrand, (d): Dehnung des Edelstahlstabs in Plattenmitte, (e): Dehnung des Edelstahlstabs am Plattenrand und (f): Dehnung im Beton	86
Abbildung 112:	Dehnungsverteilung der Stäbe in Plattenmitte und am Rand des Versuchskörpers L-300 (2) (a): Stabdehnungen über die gesamte Stablänge, (b): Stabdehnungen im Übergreifungsbereich (c): Legende	87
Abbildung 113:	Vergleich der Messwerte des IWA_1 und IWA_3 am Übergreifungsversuchskörper L-300 (2)	88
Abbildung 114:	Dehnungsverteilung der Stäbe in Plattenmitte und am Rand des Versuchskörpers L-400 (1) (a): Stabdehnungen über die gesamte Stablänge, (b): Stabdehnungen im Übergreifungsbereich (c): Legende	89
Abbildung 115:	Dehnungsverteilung der Stäbe in Plattenmitte und am Rand des Versuchskörpers L-500 (1) (a): Stabdehnungen über die gesamte Stablänge, (b): Stabdehnungen im Übergreifungsbereich (c): Legende	90
Abbildung 116:	Vergleich der Stabdehnungen der belasteten Enden (a): L-300 (1), (b): L-300 (2), (c): L-400 (1), (d): L-400 (2), (e): L-500 (1), (f): L-500 (2) und (g): Legenden	91

Abbildung 117: Vergleich der maximalen Stabspannungen am belasteten Ende (a): GFK-Stäbe und (b): Edelstahlstäbe	92
Abbildung 118: Vergleich der Dehnungsentwicklung der DFOS und Epsilon-Sensoren in L-300 (2)	92

11 Tabellenverzeichnis

Tabelle 1:	Abweichungen vom Arbeitsplan	22
Tabelle 2:	Festigkeitseigenschaften der Polymerwerkstoffe	27
Tabelle 3:	Übersicht der Auszugsversuche zu AP B.1 (BUW)	29
Tabelle 4:	Übersicht zu den untersuchten Bewehrungsvarianten	29
Tabelle 5:	Übersicht der ermittelten maximalen Auszugskräfte in kN des AP B.1 (BUW)	33
Tabelle 6:	Verwendete Elementtypen nach (Ansys, Inc. 2022c)	37
Tabelle 7:	Parameter des Betons C30 zur Definition der exponentiellen Ver- und Entfestigungsfunktion des Mentrey-Willam-Modells	40
Tabelle 8:	Materialparameter der GFK-Stäbe nach (Kurth 2012)	40
Tabelle 9:	Auswahl an Realkonstanten des <i>CONTA174</i> -Elements (Ansys, Inc. 2022c)	42
Tabelle 10:	Oberflächenprofil der GFK-Stäbe mit Beschichtung	50
Tabelle 11:	Übersicht der Dehnungsmessungen an GFK-Stäben	51
Tabelle 12:	Oberflächenprofil der Edelstahlstäbe	52
Tabelle 13:	Übersicht der Dehnungsmessungen an Edelstahlstäben	53
Tabelle 14:	Ermittelter E-Modul und Zugfestigkeit der GFK-Stäbe	54
Tabelle 15:	Vergleich der ermittelten E-Moduln und Zugfestigkeiten der GFK-Stäbe bei Anwendung verschiedener Dehnungsmessmethoden	54
Tabelle 16:	Vergleich der Dehnungsverteilung mit dem Oberflächenprofil der GFK-Stäbe	56
Tabelle 17:	Ermittelter E-Modul und Zugfestigkeit der Edelstahl-Stäbe	57
Tabelle 18:	Vergleich der ermittelten E-Moduln und Zugfestigkeiten der Edelstahl-Stäbe bei Anwendung verschiedener Dehnungsmessmethoden	57
Tabelle 19:	Vergleich der Dehnungsverteilung mit dem Oberflächenprofil der GFK-Stäbe	60
Tabelle 20:	Untersuchte Varianten im Ausziehversuch mit langer Verbundlänge	61
Tabelle 21:	Materialeigenschaften für die Ausziehversuche mit langer Verbundlänge	63
Tabelle 22:	Vergleich der max. Zugkraft im Zugversuch und Ausziehversuch mit langer Verbundlänge	64
Tabelle 23:	Vergleich der Dehnungsverteilung des Messrauschens mit dem Oberflächenprofil der GFK-Stäbe	69
Tabelle 24:	Untersuchte Varianten in den Übergreifungsversuchen	73
Tabelle 25:	Materialeigenschaften für die Übergreifungsversuche	77

12 Anlagen

12.1 Anlage 1 – Rezepturen der Harz-Härter-Kombinationen

Rezeptur	Name Harz	Menge Harz [g]	Name Härter	Menge Härter [g]	Gesamt [g]
1	T 19-32 / 1000	65,6	H 10-30	34,4	100
2	T 19-32 / 1000	61,3	H 10-31	38,7	100
3	T 19-32 / 1000	67,6	H 10-32	32,4	100
4	T 19-32 / 1000	65,6	H 10-34	34,4	100
5	T 19-32 / 1000	79,4	H 10-69	20,6	100
6	T 19-32 / 1000	59,9	H 10-30	33,4	100
	Te 19-50	6,7			
7	T 19-32 / 1000	56,1	H 10-31	37,7	100
	Te 19-50	6,2			
8	T 19-32 / 1000	61,7	H 10-32	31,5	100,1
	Te 19-50	6,9			
9	T 19-32 / 1000	59,9	H 10-34	33,4	100
	Te 19-50	6,7			
10	T 19-32 / 1000	72,1	H 10-69	19,9	100
	Te 19-50	8,0			

12.2 Anlage 2 – Rezepturen der Polymerwerkstoffe

Rezeptur	Name Harz	Menge Harz [g]	Name Härter	Menge Härter [g]	Menge KSM [g]	Gesamt [g]
PCM1	T 19-32 / 1000	674,4	H 10-31	425,6	1430	2530
PCM2	T 19-32 / 1000	678,6	H 10-32	346	1430	2530
	Te 19-50	75,4				