Verstärkung von Stahlbetonstützen mit Kreisquerschnitt durch Umschnürung mit CFK-Werkstoffen

Von der Fakultät Bauingenieurwesen
der Technischen Universität Dresden
genehmigte

DISSERTATION

Zur Erlangung der Würde eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

vorgelegt von
M. Sc. Stefan Käseberg
geboren am 23. September 1982 in Elsterwerda

Gutachter:
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Manfred Curbach
Prof. Dr.-Ing. Klaus Holschemacher
Dr.-Ing. habil. Regine Ortlepp
verteidigt am: 14.09.2016

durch Europäischen Sozialfonds (ESF) und Freistaat Sachsen gefördert

Vorwort:

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Zeit als Promotionsstudent und wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Betonbau der Hochschule für Technik, Wirtschaft und Kultur Leipzig (HTWK Leipzig) im Rahmen eines kooperativen Promotionsverfahrens mit der Technischen Universität Dresden.

Das Promotionsvorhaben wurde mit Mitteln des Europäischen Sozialfonds (ESF) und des Freistaates Sachsen gefördert.

An dieser Stelle sei allen gedankt, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Mein besonderer Dank gilt zunächst Herrn Prof. Dr.-Ing. Klaus Holschemacher, der mir den Zugang zu einer wissenschaftlichen Laufbahn ermöglichte und durch Rat, Zuspruch, konstruktive Kritik und großzügige Förderung zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen hat. Mit dem Anvertrauen von interessanten Aufgaben, Herausforderungen und Anregungen bot er mir die Gelegenheit mich stetig weiterzuentwickeln und zu entfalten.

Herrn Univ.- Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Manfred Curbach danke ich für die Betreuung meiner Promotion, die stets aufschlussreichen Kolloquien externer Doktoranden sowie für die wertvollen Hinweise und Ratschläge und seine stete Diskussionsbereitschaft.

Danken möchte ich auch Frau Dr.-Ing. habil. Regine Ortlepp für die Übernahme des Koreferates.

Besonderer Dank gilt darüber hinaus Frau Dr.-Ing. Silke Scheerer für die stetige Diskussionsbereitschaft und konstruktive Kritik, die mich in vielen Punkten wachsen ließ.

Meinen Kollegen am Institut für Betonbau sowie den Mitarbeitern im gemeinsamen Laborbetrieb der Fakultät Bauwesen der HTWK Leipzig danke ich an dieser Stelle für die sehr gute Zusammenarbeit und Unterstützung. Besonders hervorheben möchte ich Herrn M. Sc. Dipl.-Ing. Hubertus Kieslich, Herrn Dr.-Ing. Torsten Müller und Frau Dipl.-Ing. Yvette Klug. Ihre Hilfe, Kameradschaft und Freundschaft waren sehr starke Stützen in den vergangenen Jahren.

Außerdem gilt mein Dank den vielen Studenten, die mich im Zuge der Anfertigung von Diplom-, Bachelor- und Masterarbeiten oder als studentische Hilfskräfte tatkräftig unterstützten. Besonders erwähnen möchte ich Herrn M. Sc. René Kautzsch und Herrn M. Sc. Dipl.-Ing. Markus Ritschel. Ihnen danke ich für ihr außerordentliches Interesse an der Thematik und für ihre große Hilfsbereitschaft.

Zuletzt gebührt meinen Eltern besonderer Dank. Ihre Liebe und Aufopferung ist mit Worten nicht zu beschreiben. Sie sind der Grund, warum ich heute diese Zeilen schreiben kann.

Verstärkung von Stahlbetonstützen mit Kreisquerschnitt durch Umschnürung mit CFK-Werkstoffen

Kurzfassung:

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit der Umschnürung von gedrungenen Stahlbetonstützen mittels Kohlefasergelegen. Die durch Epoxidharz mit dem Altbeton verbundenen Kohlefasern (CFK-Umschnürung) bewirken hierbei eine starke Behinderung der Querdehnung des Betons, wodurch dieser in einen dreidimensionalen Spannungszustand versetzt wird. Die Betondruckfestigkeit kann dadurch nachträglich deutlich gesteigert und das Verformungsverhalten positiv beeinflusst werden.

Forschungsaufgabe war es, Wissenslücken und aufgeworfene Fragen, die sich aus einer intensiven Literaturrecherche zur Thematik ergaben, zu schließen und einen eigenen Bemessungsansatz zu entwickeln.

Hierzu wurden Beton- und Stahlbetondruckglieder mit verschiedenen Abmessungen und Durchmessern sowie unterschiedlichen Längs- und Querbewehrungsgehalten hergestellt. Danach erfolgte die Umschnürung dieser Prüfkörper mit verschiedenen CFK-Materialien in variierenden Dicken und anschließende Bauteiltests in Form von weggesteuerten Druckversuchen. Neben dem Materialverhalten konnten mittels elektrischen Messsystemen, wie z. B. induktiven Wegaufnehmern sowie auf den Prüfkörpern aufgebrachten Dehnungsmessstreifen, auch die Versagenszustände zuverlässig bestimmt werden.

Die Auswertung und Interpretation der gewonnenen Daten mündete in empirischen Gleichungen zur Beschreibung der maximalen Druckfestigkeit und Dehnung von CFK-umschnürten Bauteilen aus unbewehrtem oder bewehrtem Beton.

Darüber hinaus konnten Aussagen zur tatsächlichen Bruchdehnung der eingesetzten Kohlefasern getroffen und entsprechende Abminderungsfaktoren abgeleitet werden.

Unter Berücksichtigung der Datenreihen anderer Forschergruppen wurde die eigene Datenbasis vergrößert und die gewonnenen Erkenntnisse bestätigt. Als Ergebnis steht ein empirischer Bemessungsansatz zur Verfügung, der Bemessungsgleichungen zur Querschnittstragfähigkeit und zugehörigen Dehnung von CFK-umschnürten unbewehrten und bewehrten kreisrunden Stützenquerschnitten bietet. Darüber hinaus können Spannungs-Dehnungs-Beziehungen hergeleitet werden. Durch die Entwicklung von charakteristischen Bemessungsgleichungen gelingt eine einfache Implementierung in bestehende Sicherheitskonzepte. Das entwickelte Modell oder Teile davon eignen sich zur Verwendung in den zur Entstehungszeit der Dissertation vorhandenen Bemessungsvorschriften oder können zu deren Verbesserung herangezogen werden.

Strengthening of existing circular reinforced concrete columns by CFRP confinement

Abstract:

This thesis deals with the confinement of short reinforced concrete (RC) columns by carbon-fibre-sheets (CF sheet). In doing so, the connection of concrete surface and CF sheet is enabled by an epoxy resin (CFRP confinement). Thereby, concrete's lateral expansion is efficiently restricted in cases of imposed axial compressive deformation; therefore, the elastic CFRP resisting response generates an ever increasing lateral compressive stress state on concrete, leading to structural upgrade of the member core to provide a remarkable higher concrete strength and sufficient deformability.

Research assignment was to solve open-ended questions and knowledge gaps, which unfolded during an intense literature review, and to present an own proposal of a material model.

For this, plain and reinforced concrete columns with different geometrical shape, variable diameter, and different longitudinal and transverse reinforcement elements were produced, and were confined with different CF sheets in variable thickness. Executed deformation controlled compression tests provided investigations concerning the structural behaviour of the test specimens, and electrical measurement techniques such as LVTD and strain gauges enabled a sufficient monitoring of failure modes.

The evaluation and interpretation of the received data resulted in empirical equations to predict the ultimate strength and accompanying ultimate axial strain of CFRP confined columns with and without reinforcement.

Furthermore, the tests allowed conclusions concerning the rupture strain of the deployed CFRP confinements, and leaded to FRP efficiency factors, capable to predict the actual ultimate strain of the reinforcing fibres.

Further data bases, which are available in literature, confirmed the own proposals. As a result, this thesis provides an empirical material model, which deals with proper design equations to predict the load bearing capacity and the deformability of CFRP confined plain and reinforced circular concrete columns. Moreover, it is possible to generate entire stress-strain curves in axial direction. Developed characteristic equations and values allow an easy implementation in existing limit state concepts. The developed model or parts of it are sufficient to be implemented in design guidelines, or they may help to enhance them.

1 Einleitung 5

1.1 Problemstellung und Ziel 5
1.2 Abgrenzung der Arbeit 7
1.3 Aufbau und Gliederung 7

2 Stand der Technik 9

2.1 Faserverbundwerkstoffe im Bauwesen 9
2.1.1 Einordnung der Faserverbundwerkstoffe sowie allgemeine Betrachtungen 9
2.1.2 Faserverstärkte Kunststoffe – Matrix und Faserarten 10
2.1.3 Tragverhalten von faserverstärkten Kunststoffen 12
2.1.4 Verarbeitungsverfahren 13
2.1.5 CFK-Lamellen und Kohlefasergelege als geklebte Bewehrung zur Ertüchtigung von Betonbauteilen 15
2.2 Umschnürung von Stahlbetonstützen 18
2.2.1 Allgemeine Grundlagen sowie geschichtliche Entwicklung in Deutschland 18
2.2.2 Systeme und Verfahren zur nachträglichen Stützenumschnürung und -verstärkung 24
2.2.3 Umschnürung mittels Querbewehrung 27
2.3 Umschnürungen aus CFK-Werkstoffen 38
2.3.1 Generelle Betrachtungen 38
2.3.2 Eingesetzte Materialien und Betrachtungen zur Dauerhaftigkeit 39
2.3.3 Geometrische Einflüsse der Stütze und der Umschnürung 43
2.3.4 Einführung zu experimentellen Untersuchungen zum Materialverhalten CFK-umschnürter Betondruckglieder 50

3 Modelle und Bemessungsansätze zur Abschätzung des Materialverhaltens von mit Faserverbundwerkstoffen umschnürten Betondruckgliedern 57

3.1 Allgemeine Betrachtungen 57
3.1.1 Materialspezifische Besonderheiten bei CFK-Umschnürungen 57
3.1.2 Unterscheidung vorhandener Bemessungsansätze 62
3.1.3 Unterscheidung der Modelle nach beachteten Randbedingungen 65
3.2 Ausgewählte Bemessungsansätze zur Beschreibung des Materialverhaltens umschnürter unbewehrter Betondruckglieder 66
3.2.1 Bemessungsansatz nach M. SAMAAN et al. 66
3.2.2 Modellvorschlag nach M. R. SPOELSTRA und G. MONTI 68
3.2.3 Modelle und Bemessungsvorschläge der Polytechnischen Universität Hongkong 69
3.2.4 Bemessungsansatz nach Y. XIAO und H. WU 74
3.2.5 Fazit zu den vorgestellten Bemessungsansätzen für CFK-umschnürte unbewehrte Betondruckglieder 77
3.3 Ausgewählte Modelle zur Beschreibung des Materialverhaltens CFK-umschnürter bewehrter Betondruckglieder 80
3.3.1 Bemessungsansatz nach C. PELLEGRINO und C. MODENA 80
3.3.2 Bemessungsansatz nach H. HU et al. 83
3.3.3 Vorgehensweise und Modell nach R. EID und P. PAULTRE 87
3.3.4 Bemessungsansatz nach R. NIEDERMEIER 90

3.3.5 Fazit zu den vorgestellten Bemessungsansätzen für CFK-umschnürte bewehrte Betondruckglieder ... 93
3.4 Überblick über internationale und nationale Bemessungsvorschriften ... 95
3.4.1 Richtlinie des American Concrete Institute (ACI 440.2R-08) ... 96
3.4.2 DAfStb-Richtlinie „Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung“ ... 97
3.5 Zusammenfassung der relevanten Materialparameter ... 100

4 Experimentelle Untersuchungen ... 105

4.1 Abgrenzung und Erläuterung des Versuchsprogramms ... 105
4.2 Verwendete Baustoffe und Verarbeitung ... 106
4.2.1 Beton ... 106
4.2.2 Betonstahl ... 107
4.2.3 CFK-Werkstoff ... 108
4.3 Versuchsdurchführung ... 109
4.3.1 Probekörperabmessungen ... 109
4.3.2 Variation der CFK-Verstärkung in Art und Form ... 110
4.3.3 Verwendete Längs- und Querbewehrungen ... 112
4.3.4 Herstellung der Prüfkörper ... 113
4.3.5 Genutzte Prüf- und Messtechnik ... 115
4.4 Zusammenstellung der durchgeführten Versuche ... 118

5 Auswertung der eigenen Datenbasis ... 121

5.1 Vorgehen bei der Auswertung sowie allgemeine Beobachtungen ... 121
5.2 Auswertung der Versuchsreihen an CFK-umschnürten unbewehrten Betondruckgliedern ... 125
5.2.1 Einfluss der Prüfkörpergeometrie und der verwendeten Kohlefasergelegelagen ... 125
5.2.2 Einfluss der einaxialen Betondruckfestigkeit ... 128
5.2.3 Kohlefaserart und Einfluss der Kohlefasereigenschaften ... 133
5.3 Auswertung der Versuche an bewehrten CFK-umschnürten Betondruckgliedern ... 137
5.3.1 Gegenüberstellung bewehrter und unbewehrter Prüfkörper mit CFK-Umschnürung ... 137
5.3.2 Einfluss einer Querbewehrung bestehend aus Bügeln oder Wendeln ... 141
5.3.3 Einfluss der vorhandenen Längsbewehrung ... 145
5.3.4 Einfluss der Prüfkörperhöhe ... 148
5.4 Zusammenfassung der aus eigenen Versuchen ermittelten Ergebnisse ... 154

6 Einordnung der eigenen Versuchsergebnisse und Vergleich mit Ergebnissen anderer Forschergruppen ... 157

6.1 Vergleichende Betrachtungen zwischen eigener Datenbasis und international veröffentlichten Bemessungsansätzen ... 157
6.2 Erweiterung und Vergleich der eigenen Datenbasis mittels Versuchsergebnissen anderer Forschergruppen ... 168
6.2.1 Herangezogene Datensätze und Versuchsergebnisse ... 168

6.2.2 Einbeziehung von international veröffentlichten Versuchsdaten zu CFK-umschnürtem unbewehrtem Beton 169
6.2.3 Einbeziehung von Versuchsergebnissen zu CFK-umschnürten bewehrtem Beton 175

7 Eigener Bemessungsansatz 181

7.1 Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit CFK-umschnürter unbewehrter und bewehrter zentrisch gedrückter Betondruckglieder 181
7.2 Vorschlag zur Abschätzung des Materialverhaltens / Spannungs-Dehnungs-Kurven 189
7.2.1 Nutzung des bilinearen Ansatzes nach LAM und TENG zur Bildung eines vollständigen empirischen Materialmodells 189
7.2.2 Vergleichende Betrachtungen zwischen experimentellen und berechneten Spannungs-Dehnungsbeziehungen 195

8 Zusammenfassung und Ausblick 205

8.1 Durchgeführtes Untersuchungsprogramm 206
8.2 Bruchdehnung der verwendeten CFK-Umschnürung 206
8.3 Einfluss der vorhandenen Querbewehrung 207
8.4 Einfluss der einaxialen Betondruckfestigkeit 207
8.5 Einfluss der Prüfkörperhöhe 208
8.6 Entwickelter Bemessungsansatz 208
8.7 Ausblick und weiterer Forschungsbedarf 212

Literatur 213

Anhänge:

A Symbolverzeichnis ……...…….225

B Ergebnisse von KARBHARI et al. nach zyklischer Temperaturbeaufschlagung ...……230

C Vorversuche hinsichtlich einer partiellen Umschnürung ……231

D Erläuterungen zum Modell nach PELLEGRINO und MODENA ……234

E Erläuterungen zur Beispielrechnung zum Modell nach HU et al. in Bild 3-19 …….235

F Berechnung der rechnerischen Dicke *e* der verschmierten Querbewehrung ……..236

G Erläuterungen zur Beispielrechnung aus Bild 3-23 (Vergleich Bemessungsmodelle)...237

H Material der eigenen Probekörper ……...238

I Ergebnisse der Festbetonprüfungen zu den hergestellten Prüfserien ……..244

J Hergestellte Referenzprüfkörper zur jeweiligen Prüfkörpergeometrie ……...247

K Tabellarische Zusammenstellung der Hauptergebnisse zu CFK-umschnürten unbewehrten Betondruckgliedern ...250

L Tabellarische Zusammenstellung der Hauptergebnisse zu CFK-umschnürten bewehrten Betondruckgliedern ...254

M Auswertung von Forschungsergebnissen anderer Forschergruppen ...258

N Auswertung Ergebnisse verschiedener Modelle hinsichtlich eigenen Versuchen ...269

O Bilderfolgen zum Versagen der CFK-Umschnürung ...278

P In Versuchen genutzte Messstellen ...280

Q Spannungs-Dehnungs-Kurven der einzelnen Serien ...283

1 Einleitung

1.1 Problemstellung und Ziel

Die Erhaltung der bestehenden Bausubstanz nimmt heute einen immer größeren Stellenwert im Bauwesen ein. Zu diesem Tätigkeitsfeld gehören die Überwachung, Überprüfung, Unterhaltung und Umgestaltung von Bauwerken [108]. Besonders große Bedeutung hat der letzte Punkt dieser Aufzählung. Vor allem Nutzungsänderungen bewirken, dass zum Teil starke Veränderungen an der Bausubstanz verbunden mit Umbaumaßnahmen an der Tragstruktur vorgenommen werden müssen. Veränderte und erhöhte Anforderungen, ein strengerer normativer Rahmen aber auch aufgetretene Schäden können dazu führen, dass die Tragfähigkeit einzelner Bauteile oder eines gesamten statischen Systems zu verbessern ist [140]. In diesem Fall wird von einer Verstärkungsmaßnahme gesprochen.

Im Sachstandsbericht im Heft 467 des DAfStb [109] werden verschiedene Verstärkungsmaßnahmen genannt und klassifiziert. Zu diesen zählen im Wesentlichen Querschnittsergänzungen, Änderungen am Tragsystem, Injektionen und die Technik des Vorspannens. Querschnittsergänzungen können durch Spritz- oder Ortbeton realisiert werden, wobei bewehrter und unbewehrter Beton möglich ist. Zusätzlich gibt es neuere Verfahren wie die Textilbetonverstärkung [39]. Der Einsatz von geklebten Stahllaschen und Lamellen aus carbonfaserverstärktem Kunststoff oder Kohlefasergelegen gewährt darüber hinaus eine Verstärkung der vorhandenen Zugbewehrung [140].

Besonders der Einsatz von CFK-Lamellen ist seit den 1990er Jahren in Deutschland aber auch weltweit Gegenstand intensiver Forschungsbemühungen [140]. Dabei steht die Verstärkung von Biegebalken und Deckenkonstruktionen im Fokus. Die genutzten CFK-Lamellen werden dazu an die Zugzonen der zu verstärkenden Bauteile geklebt [141]. Die hervorragenden Materialeigenschaften von CFK-Lamellen, z. B. die hohe Steifigkeit und Festigkeit bei gleichzeitigem geringen Gewicht und Abmessungen, prädestinieren diese als Ertüchtigungsmaterialien. Demgegenüber steht bei der Anwendung als geklebte Bewehrung der geringe Verbund zwischen Lamelle und Oberflächenbeton, welcher für die Bemessung oft entscheident ist. Das Verbundverhalten war dabei Gegenstand nahezu unzähliger Forschungsarbeiten, die darin mündeten, dass nach heutigen Regelwerken der Verbund über die gesamte Länge der verklebten Lamelle nachzuweisen ist. CFK-Materialien lassen sich aber auch an anderer Stelle zur Verstärkung von Tragwerken nutzen.

Die Umschnürung von gedrungenen Stahlbetonstützen mit Kohlefasergelegen ist ein innovatives Verfahren zur Ertüchtigung bestehender Gebäude und Tragwerke. Die Kohlefasern bewirken hierbei eine starke Behinderung der Querdehnung des Betons, wodurch dieser in einen dreidimensionalen Spannungszustand versetzt wird, z. B. [34]. Die Betondruckfestigkeit kann dadurch nachträglich deutlich gesteigert werden. Die Applikation der Kohlefasern am Betonbauteil gelingt durch den Einsatz von

Epoxidharzen, die als Kleber fungieren und gleichzeitig die Fasern durchdringen. Auf der Oberfläche des Bauteils entsteht ein dauerhafter Kohlfaserverbundwerkstoff. Die Kohlefasern werden dabei an der Oberfläche der Stützen um deren Umfang herum angeordnet.

In den letzten zwanzig Jahren betrieb man im Ausland großen Forschungsaufwand, um Bemessungsansätze zur zuverlässigen Abschätzung der gesteigerten Betondruckfestigkeit zu entwickeln [83]. Aber diese zumeist empirischen Modelle beruhen oft auf einer sehr kleinen Datenbasis. In vielen Fällen umfasst diese nur ein Kohlefasermaterial sowie eine Stützengeometrie und Betonsorte. Weiterhin wurden oft wesentliche Randbedingungen außer Acht gelassen, wodurch ein effizienter Einsatz der preisintensiven Kohlefaserumschnürungen erschwert wird. Zu diesen Randbedingungen zählen vor allem die vorhandenen innen liegenden Bewehrungselemente der Stahlbetonstützen in Längs- und Querrichtung. Diese leisten einen signifikanten Beitrag zum Tragverhalten. In den jetzigen Bemessungsvorschriften (z.B. vom American Concrete Institute [2]) finden sie jedoch keine Beachtung. Besonders vorhandene Querbewehrungselemente sollten aber bei der Vorhersage des Materialverhaltens einer CFK-umschnürten Stütze in die Untersuchungen mit einbezogen werden, da diese eine zum Teil starke Umschnürungswirkung entfalten können. Im deutschsprachigen Raum gibt es zur Stützenumschnürung mit CFK-Materialien zum Zeitpunkt der Entstehung dieser Arbeit überhaupt nur ein Bemessungsmodell. Dieser von NIEDERMEIER [92] vorgeschlagene Ansatz beruht allerdings nur auf Testergebnissen anderer Forschergruppen und ist nicht ausreichend statistisch abgesichert. Dies betont auch NIEDERMEIER selbst.

Aufgrund der beschriebenen Wissenslücken wurden in einem umfangreichen Projekt Beton- und Stahlbetondruckglieder mit verschiedenen Abmessungen und Durchmessern sowie differierenden Bewehrungsgehalten hergestellt, mit verschiedenen CFK-Materialien umschnürt und in weggesteuerten Druckversuchen getestet. Ziel dieser experimentellen Arbeit war es, eine möglichst große eigene Datenbasis für einen empirischen Bemessungsansatz zur Vorhersage der Querschnittstragfähigkeit von CFK-umschnürten unbewehrten und bewehrten Betondruckgliedern zu schaffen. Der theoretische Teil der Arbeit sollte neben der Reflektion und Bewertung des internationalen Forschungsstandes vor allem die eigene Datenbasis mit vorhandenen Bemessungsansätzen vergleichen und relevante Materialparameter und Effekte herausfiltern und miteinander verknüpfen. Durch die gezielte Einbeziehung weiterer in der Literatur zugänglicher Datenreihen anderer internationaler Forschergruppen sollten die eigenen Ergebnisse erweitert und komplettiert werden. Aus der Gesamtheit der Datensätze sollte dann ein statistisch abgesicherter Bemessungsansatz erstellt werden. Die Konzeption des Ansatzes ermöglicht dabei eine Integration in das zur Entstehungszeit dieser Arbeit gültige Bemessungskonzept für die Ermittlung der Bauteiltragfähigkeit CFK-umschnürter Stahlbetonstützen in Deutschland.

1.2 Abgrenzung der Arbeit

Der Schwerpunkt dieser Arbeit bezieht sich auf die Querschnittstragfähigkeit zentrisch belasteter kreisrunder Druckglieder unter Kurzzeitbelastung. Rechteckige Querschnittsformen werden nicht behandelt. Die Querschnittstragfähigkeit kann sich bei Betonstützen deutlich von der Bauteiltragfähigkeit unterscheiden. Mit zunehmender Schlankheit der Stütze vergrößern sich diese Abweichungen, da Einflüsse wie eine außerplanmäßige Ausmitte sowie Effekte nach Theorie II. Ordnung an Bedeutung gewinnen. Dennoch sind gesicherte Aussagen zur Querschnittstragfähigkeit von CFK-umschnürten Druckgliedern elementar wichtig, da in dieser das komplizierte Beziehungsgeflecht zwischen dem von der CFK-Umschnürung und möglichen Umschnürungspartnern wie Bügeln oder Wendeln verursachten Querdruck und der Festigkeit des Betons erfasst werden.

In dieser Arbeit werden das zeitabhängige Verformungsverhalten des umschnürten Betons sowie das ebenfalls zeitabhängige Verhalten der Faserverbundwerkstoffe nicht berücksichtigt. Da aber für eine realistische Abschätzung des Tragverhaltens CFK-umschnürter Stahlbetonstützen alle vorgenannten Aspekte wichtig sind, wird die Arbeit immer wieder auch die nicht konkret untersuchten Themen, die Schlankheit oder das Dauerstandsverhalten betreffend, aufgreifen. Dies ist auch vor dem Hintergrund der Darstellung und Einordnung der eigenen Ergebnisse unvermeidlich.

1.3 Aufbau und Gliederung

In der vorliegenden Dissertation wird zunächst im Kapitel 2 eine kurze Einordnung der Thematik Faserverbundwerkstoffe im Bauwesen, verbunden mit einer Differenzierung zwischen den allgemein bekannten Kohlefaserlamellen (CFK-Lamellen) und den so genannten Kohlefasergelegen vorgenommen. Danach werden einige Verstärkungs-möglichkeiten mit CFK-Werkstoffen aufgezeigt und von einander abgegrenzt. Die folgenden Erläuterungen zu den Aspekten einer Umschnürung von Betonbauteilen schaffen die theoretischen Grundlagen, um schließlich gezielt auf Umschnürungen aus Faserverbundwerkstoffen einzugehen.

Im Kapitel 3 soll in besonderem Maße auf die zum Zeitpunkt der Entstehung dieser Arbeit vorhandenen wesentlichen Bemessungsansätze eingegangen, Vorteile aber auch Lücken und Widersprüche aufgezeigt und die in den einzelnen Modellen wichtigen Materialparameter herausgearbeitet werden. Die Ein- und Zuordnung dieser Modelle in den internationalen und nationalen Rahmen ist wichtig, um eine spätere Verwertung der eigenen Versuchsergebnisse zu gewährleisten.

Die Kapitel 4 und 5 erläutern das ausgeführte Versuchsprogramm und dessen Auswertung. Offene Fragen und Wissenslücken zum Thema sollen beantwortet und eine ausreichend große Datenbasis für einen empirischen Bemessungsansatz aufgebaut werden. Da sowohl Quellen in der Literatur als auch die eigenen Erfahrungen zeigten, dass eine Trennung in unbewehrte und bewehrte CFK-umschnürte Druckglieder sinnvoll ist, wurde die Auswertung der Versuchsergebnisse im Kapitel 5 entsprechend getrennt.

In den Kapiteln 6 und 7 werden die Erkenntnisse der eigenen Experimente mit internationalen Forschungsergebnissen verknüpft. Es werden allgemeingültige Regressionen und Ansätze zur mathematischen Interpretation, unter Einbeziehung der wichtigsten Materialparameter der Baustoffe Beton, Bewehrungsstahl und CFK-Werkstoff, aufgestellt und ein verbesserter Bemessungsansatz vorgeschlagen. Diese Betrachtungen zielen auf das Hinarbeiten zu empirischen Materialmodellen, welche für den praktischen Einsatz verwendbar sind. Dabei wird der Vergleich zu bestehenden Materialmodellen und eigenen experimentellen Ergebnissen gesucht.

Kapitel 8 fasst die wesentlichen Erkenntnisse der Arbeit zusammen. Zusätzlich wird ein Ausblick gegeben und Empfehlungen für zukünftige Forschungsprojekte getroffen.

2 Stand der Technik

2.1 Faserverbundwerkstoffe im Bauwesen

2.1.1 Einordnung der Faserverbundwerkstoffe sowie allgemeine Betrachtungen

Unter dem Begriff Faserverbundwerkstoffe verbirgt sich eine sehr große Anzahl von Baustoffen. Sie stellen eine Kombination verschiedener Materialien dar. Allen gemeinsam ist, dass ein Grundmaterial (Matrix) mit eingebetteten Fasern verstärkt wird [57]. Ziel ist, ein Material zu erschaffen, das optimal an den tatsächlichen Kraftfluss angepasst ist. Dies ermöglicht gerichtete Festigkeiten und Steifigkeiten, die Schonung von Umwelt und Ressourcen und die Entwicklung von leichteren Strukturen und Bauteilen [126]. Nach TESCHNER [126] sind die Eigenschaften von Faserverbundwerkstoffen im Allgemeinen von folgenden Aspekten abhängig:

- Faserart,
- geometrische Orientierung der Fasern,
- Menge der eingesetzten Fasern,
- Positionierung der Fasern im Querschnitt des Bauteils,
- Faserdurchmesser,
- Qualität der Matrix,
- Grenzflächen zwischen Matrix und Faser,
- Verbundverhalten der verwendeten Fasern,
- Präparation und Modifikation (z. B. Beschichtungen) der genutzten Fasern.

Die dabei zum Einsatz kommenden Verstärkungsfasern können, je nach Einsatzart, metallischer oder synthetischer Natur sein [57]. Auch Naturfasern kommen zum Einsatz. Unter den metallischen Fasern sind Stahlfasern zu beachten, die vor allem in Betonen Einsatz finden. Ein Überblick ist in Tabelle 2-1 gegeben. Synthetische Fasern werden dagegen in großen Umfang vor allem zur Verstärkung von Kunststoffen genutzt. Nähere Informationen sind in Kapitel 2.1.2 gegeben.

Tabelle 2-1 In Faserverbundwerkstoffen eingesetzte Fasern (Auswahl) [126]

Synthetische Fasern		**Naturfasern**	**Metallische Fasern**
Anorganische Fasern	**Organische Fasern**		
Glasfasern	Aramidfasern	Flachsfasern	Stahlfasern
Keramikfasern	Polyethylenfasern	Holzfasern	Blechfasern
Borfasern	Polyamidfasern	Hanffasern	
Basaltfasern	Polypropylenfasern		
	Kohlefasern		

Die Verarbeitungsform der Fasern variiert. So werden neben Endlosfasern auch Kurzfasern verwendet. Dies macht eine dreidimensionale Faserverteilung möglich. Endlosfasern können dagegen als Gelege und Gewebe angeordnet und gerichtet im Faserverbundbauteil, z. B. in verschiedenen Ebenen, untergebracht werden.

Die Grundmaterialien der Matrix können organisch, mineralisch und metallisch sein. Eine Zusammenstellung kann Tabelle 2-2 entnommen werden. Unter den mineralischen Matrices ist Beton hervorzuheben. Erst durch die Kombination mit gerichteten Bewehrungselementen ist dieser Baustoff für konstruktive Erfordernisse geeignet. Neben klassischen Stabstählen wird zunehmend mit Stahlfasern gearbeitet, um Betonbauteile zu bewehren. Auch textile Bewehrungselemente kommen zum Einsatz, man spricht dann von Textilbeton [65]. Dabei werden verschiedene synthetische Fasern, z.B. Glas- oder Kohlefasern, mittels textiler Verarbeitungsmethoden zu technischen Textilien weiterverarbeitet. Die entstehenden Gelegestrukturen finden dann als Bewehrungselemente Anwendung.

Tabelle 2-2 Matrixmaterialien [57]

Organische Matrices	Metallische Matrices	Mineralische Matrices
Kunststoffe	Aluminium	Beton
Zellulose	Stahl	Glas
Kohlenstoff	Titan	Keramik

Unter den organischen Grundmaterialien sind vor allem Kunststoffe zu nennen. In diesem Fall werden thermo- und duroplastische Polymere mit Fasern gezielt in ihren mechanischen Eigenschaften verbessert. Man nennt diese Werkstoffe faserverstärkte Kunststoffe.

2.1.2 Faserverstärkte Kunststoffe – Matrix und Faserarten

Faserverstärkte Kunststoffe bestehen zu ca. 70 Vol.-% aus hochfesten Fasern, die in eine Epoxidharzmatrix eingebunden sind. Der Grund für das Einlaminieren der Fasern in eine Matrix ist in der Anfälligkeit der Verstärkungsfasern gegen Oberflächenverletzungen zu sehen. Kerben und Fehlstellen können zu schlagartigen Sprödbrüchen führen. Ein duktiles Bauteilversagen wäre somit z.B. mit massiven Kohlenstoffkörpern nicht realisierbar. Durch den Einsatz von Fasern kann die Wahrscheinlichkeit von Fehlstellen minimiert werden und die die Fasern umgebende Harzmatrix ermöglicht bei Bruch einzelner Fasern den erneuten Kraftaufbau über Klebeverbund.

Das Harzmatrixsystem ist somit ein wichtiger Bestandteil des Verbundwerkstoffes. Dabei sollte dieses nicht mit einem Klebstoff für die Verstärkungsfasern verwechselt werden, denn zum Aufbau eines leistungsfähigen Faser-Harz-Verbundes sind genaue Kenntnisse zum verwendeten Harzsystem notwendig, um z.B. die Interphase zwischen Faser und Harz beurteilen zu können [49]. Grundsätzlich ist eine Unterscheidung der

Bettungsmassen von Faserverbundwerkstoffen in Duro- und Thermoplaste möglich. Bei Duroplasten handelt es sich um Kunststoffe, die durch einen Härter eine dreidimensionale Netzwerkstruktur ausbilden. Diese kann im Nachhinein nicht mehr aufgeschmolzen oder gelöst werden. Vertreter sind z.B. Epoxid-, Polyurethan- und Polyesterharze. Thermoplaste bestehen im Gegensatz dazu aus unvernetzten Makromolekülen, die im erstarrten Zustand lang und orientierungslos angeordnet sind. Es bilden sich knäuelartige Fadenmoleküle. Werden Thermoplaste bis zum Schmelzpunkt erhitzt, können reversible Zustandsänderungen und Umformungen auftreten [49]. Weiterhin sind Thermoplaste löslich und schweißbar. Typische Vertreter sind die Polyamide, Polystyrol und Polyethylen.

Bezug nehmend auf Verstärkungssysteme im Bauwesen werden in der Baupraxis vorwiegend Epoxidharze (EP) und die thermoplastischen Polyamide verwendet. EP werden aus Polyphenolen und Epichlorhydrin hergestellt. Die Härtung erfolgt bei der Verarbeitung durch Polyaddition mit Aminoverbindungen [75]. Das Endprodukt hat eine sehr hohe chemische Beständigkeit sowie eine relativ große Härte und Abriebfestigkeit und ist nur gering brennbar. EP haftet dabei sehr gut auf vielen Untergründen. Nachteilig wirkt sich der hohe Materialpreis aus. Insbesondere bei großflächigen Klebebewehrungen ist dieser Aspekt nicht vernachlässigbar.

Polyamide (PA) entstehen durch Polykondensation von Diaminen und Dicarbonsäuren oder Aminosäuren. Es entsteht ein stickstoffhaltiges Thermoplast, das aus kettenförmigen Makromolekülen besteht. PA ist relativ hart, sehr zäh und abriebfest [75]. Der Werkstoff kann geklebt, geschweißt und eingefärbt werden. Problematisch gestaltet sich die niedrige UV-Beständigkeit, durch die die Oberfläche geschädigt werden kann. Nachteilig ist auch die Unbeständigkeit gegenüber Säuren und stärkeren Laugen.

Als Verstärkungsfasern finden z. B. Glas- und Kohlenstofffasern Verwendung, die von der Reaktionsharzmatrix umhüllt werden. Carbonfaserverstärkte Kunststoffe (CFK) haben sich unter den faserverstärkten Kunststoffen durchgesetzt. Grund hierfür sind die überlegenen technischen Eigenschaften des Kohlenstoffs gegenüber anderen hochfesten Fasern aus E- und S-Glas oder Aramid [90]. In Tabelle 2-3 sind die Eigenschaften hochfester Fasern dargestellt. Der sehr hohe Elastizitätsmodul und die große Zugfestigkeit von Kohlefasern sind gut zu erkennen.

Tabelle 2-3 Eigenschaften hochfester Fasern [90]

Faserart	**Dichte**	**axiale Zugfestigkeit**	**axialer Zugelastizitätsmodul**	**Zugbruchdehnung**	**Wärme-dehnzahl**
[-]	**[g/cm³]**	**[kN/mm²]**	**[kN/mm²]**	**[%]**	**[10^{-5}·K^{-1}]**
Glas	2,57	2,60	75	3,5	8,0
Aramid	1,45	3,00	110 - 125	2,4 - 2,7	-2,0
Kohlenstoff	1,80	3,53 - 4,90	230 - 700	1,5 - 2,1	0,5

Die angegebenen Werte sind beispielhaft, da Kohlefasern in hochfeste und ultrahochfeste Fasern mit bis zu 6000 N/mm² Festigkeit unterschieden werden können. Auch die Steifigkeit kann die in Tabelle 2-3 angegebenen Werte bei ultrahochmoduligen Fasern mit E-Moduln von bis zu 700.000 N/mm² noch weit übersteigen. Zur besseren Darstellung bietet Bild 2-1 eine Auswertung der in Tabelle 2-3 aufgeführten Festigkeiten und zum E-Modul durch den Vergleich verschiedener Produkte aus faserverstärkten Kunststoffen und Baustahl.

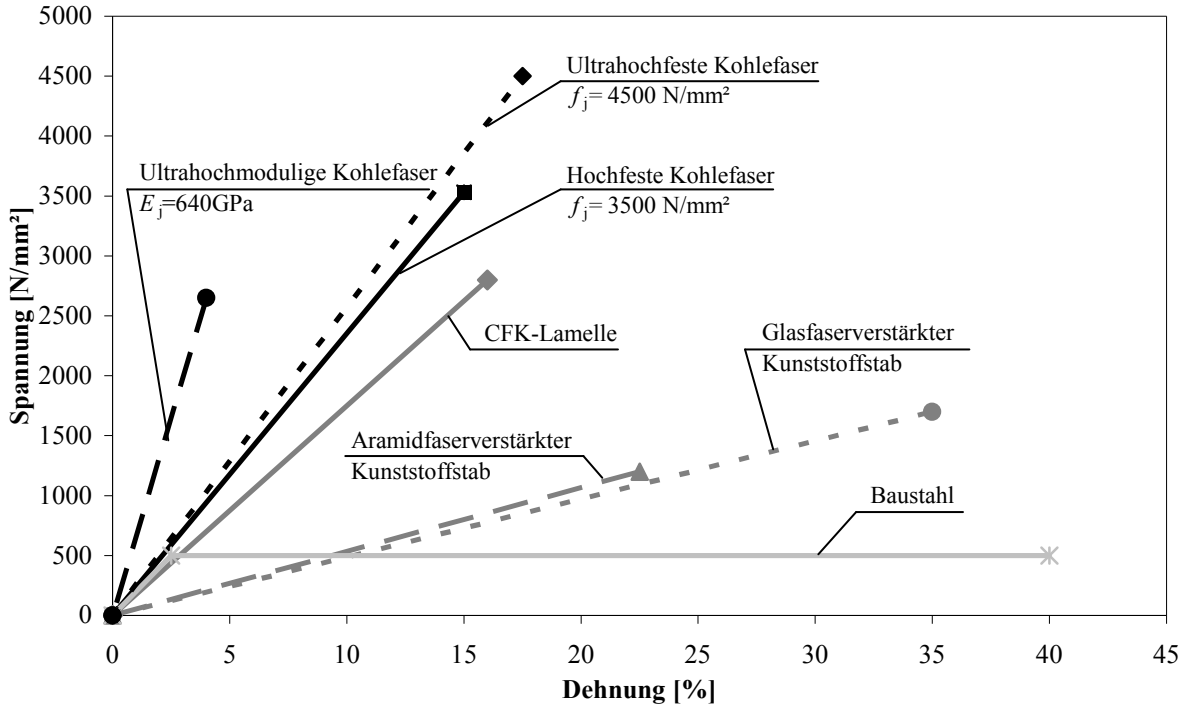


Bild 2-1 Typische Spannungsdehnungslinien verschiedener Produkte aus faserverstärkten Kunststoffen sowie Kohlenstofffasern und Baustahl [90]

Sehr gut erkennt man die starke Abhängigkeit der faserverstärkten Kunststoffe von den verwendeten Verstärkungsfasern. Deren mechanische Eigenschaften prägen in entscheidendem Maß das Materialverhalten des faserverstärkten Kunststoffes und der daraus entstehenden Produkte.

2.1.3 Tragverhalten von faserverstärkten Kunststoffen

Das Tragverhalten von faserverstärkten Kunststoffen wird von den Eigenschaften der Fasern, der Matrix sowie der Grenzschicht zwischen Fasern und Matrix bestimmt [57]. Die Fasern übernehmen in der Regel den wesentlichen Teil der Lastabtragung und bestimmen somit die maßgebenden mechanischen Eigenschaften des Verbundwerkstoffes, wie z.B. Zug- und Biegefestigkeit, Duktilität, Energieaufnahmefähigkeit und Schlagzähigkeit. Die Matrix beteiligt sich kaum an der Kraftaufnahme. Sie muss die verstärkenden Fasern in der gewünschten geometrischen Position fixieren und die Beanspruchungsübertragung und -verteilung zwischen den Fasern gewährleisten. Der Grenzschicht zwischen Fasern und Matrix kommt dabei

eine besondere Bedeutung zu, da diese die Effizienz der Übertragung auf die Fasern maßgeblich beeinflusst. Weiterhin stellt die Harzmatrix den erneuten Kraftaufbau nach dem Bruch einzelner Fasern sicher. Bei äußerer Druckbeanspruchung in Faserlängsrichtung verhindert die Matrix das Ausknicken der Fasern. Durch eine geeignete Matrix muss der Schutz der Fasern vor äußerer mechanischer und chemischer Beanspruchung gegeben sein. Die Dauerhaftigkeit von Faserverbundwerkstoffen wird somit erheblich vom Matrixwerkstoff beeinflusst. Faserverstärkte Kunststoffe sind ebenso wie die verstärkenden Fasern selbst linearelastisch bis zum Bruch (vgl. Bild 2-1). Wegen der großen Anisotropie sind Zugfestigkeit und E-Modul senkrecht zur Faser sehr gering. Dennoch sind die dabei erreichbaren Werte größer als die Festigkeiten des Klebers oder die Zugfestigkeit von Normalbeton.

Das Versagen von auf Zug beanspruchten faserverstärkten Kunststoffen kann prinzipiell durch Reißen der Fasern und/oder der Matrix, durch Verbundversagen von Faser und Matrix oder durch Delamination (Trennen des Zusammenhaltes von zueinander benachbarten Schichten entlang der Schichtgrenzen) erfolgen [60]. Unter Längsdruck stellt sich oft ein Mikrobeulen der Fasern ein. Ebenfalls möglich ist ein Schubversagen der Matrix mit Abknicken und Brechen der Fasern. Die Steifigkeit des Fasermaterials, die Faserform, -menge und -orientierung, der Verbund zwischen Faser und Matrix sowie die Matrixeigenschaften bestimmen in der Regel die richtungsabhängige Steifigkeit und Festigkeit des Faserverbundwerkstoffes [57]. Neben den inneren Versagensformen des Verbundbaustoffes ist weiterhin das Verbundverhalten zwischen faserverstärktem Kunststoff und zu verstärkendem Bauteil zu beachten. Insbesondere bei geklebten Bewehrungen auf Betonbauteilen muss der Kontaktzone zwischen Beton und Harzmatrix besonderes Augenmerk zukommen [47].

2.1.4 Verarbeitungsverfahren

Die im Bauwesen zur Verstärkung von Bauteilen in den meisten Fällen genutzten faserverstärkten Kunststoffe sind werkseitig vorgefertigte Lamellen und die im Handlaminierverfahren zu verarbeitenden Fasergelege.

Das älteste Verfahren zur Herstellung von Faserverbundbauteilen ist das Handlaminieren [49]. Dieses Verfahren hat sich in der Vergangenheit bewährt und zeichnet sich durch einfache Handhabung und Flexibilität aus. Die Aufbringung des Harzes auf das Fasersystem und die Positionierung können in einem Arbeitsgang erfolgen und werden durch das Einrollen bzw. Eindrücken des Harzsystems realisiert. Bei dieser Fertigungsmethode besteht die Möglichkeit, die industriell hergestellten Kohlefasergelege und -gewebe im Trocken- oder Nassverfahren als vorimprägnierte Prepregs am Bauteil zu applizieren. Diese Materialien stellen technische Textilien dar, die auch eine entsprechende textiltechnische Verarbeitung ermöglichen können [70]. Zur Übertragung der Kräfte von Faser zu Faser bzw. in den Untergrund kommen vorwiegend kalt oder thermisch aushärtende Epoxidharzsysteme zum Einsatz.

Bild 2-2 Typisches Kohlefasergelege sowie Harzsystem; Weiterverarbeitung der Ausgangsstoffe zum CFK-Werkstoff

Beim Trockenverfahren wird zunächst der kalt aushärtende Epoxidharz am Bauteil aufgerollt und danach werden die trockenen Gelege in die Matrix eingearbeitet (vgl. Bild 2-2). Werden kalt aushärtende Harze genutzt, können im Trockenverfahren Sheets bis 400 g/m² Flächengewicht und im Nassverfahren von 400 bis 800 g/m² Flächengewicht Anwendung finden. Das Flächengewicht bestimmt dabei die sogenannte theoretische Dicke t_j des Geleges.

Im Nassverfahren erfolgt zuerst die Tränkung der Gelege im kalt aushärtendem Epoxidharz und danach die Applikation im nassen Zustand auf dem Tragwerk. Bei der Bemessung der Verstärkungsmaßnahme werden nur der theoretische Faserquerschnitt sowie die theoretischen Faserkennwerte herangezogen. Die theoretische Gelegedicke t_j ergibt sich dabei aus dem Quotienten des Fasergewichtes und der Dichte der Faser. Die entstehenden Faserquerschnitte betragen ungefähr 100 bis 200 mm²/m, wobei mehrlagiges Laminieren, auch in mehrere Richtungen, grundsätzlich möglich ist. Probleme des Handlaminierverfahrens sind in den starken Streuungen zu sehen, die sich durch das Aufbringen mittels Rollen und Pinseln ergeben. So lassen sich die vorgegebenen Faserrichtungen oft kaum einhalten. Weiterhin besteht die Gefahr der Wellenbildung des Fasersystems oder von Lufteinschlüssen. Insbesondere Luftporen wirken sich nachteilig auf die statischen Festigkeiten und das Ermüdungsverhalten aus.

Die Herstellung der uni- bzw. bidirektionalen Lamellen erfolgt werksmäßig auf Doppelwandpressen oder im Strangziehverfahren und richtet sich nach dem ISO 9001 Qualitätsstandard. Hierbei werden die vorgefertigten Gelege oder Gewebe kontinuierlich in Epoxidharz getränkt und unter Wärmezufuhr ausgehärtet. Danach werden die Profile auf eine gewünschte Länge geschnitten und können zur Baustelle geliefert werden. Technologisch bedingt liegt die maximale Faserfüllung zwischen 60 bis 80 %. Bei der Bemessung, z.B. nach der DAfStb Richtlinie „Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung“ [5], von CFK-Lamellen werden der tatsächliche Lamellenquerschnitt sowie die effektiven Kennwerte des Laminats in Ansatz gebracht, da diese hinter den reinen Fasereigenschaften zurückbleiben.

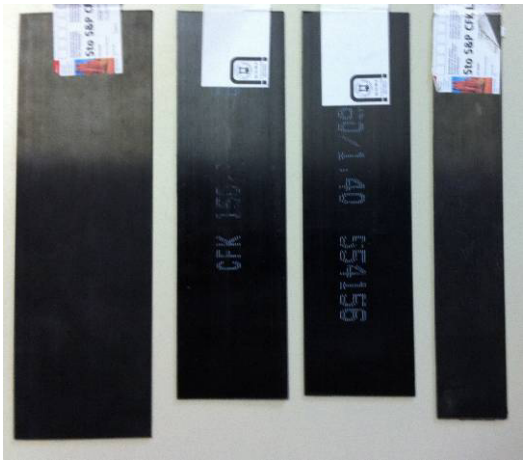


Bild 2-3 Lamellen aus carbonfaserverstärktem Kunststoff mit verschiedenen Größen und Dicken

Die zum Zeitpunkt der Entstehung dieser Arbeit erhältlichen Lamellen weisen Dicken von 0,11-3,00 mm auf. Die Breite kann zwischen 10 mm und 300 mm betragen. Die geringen Dicken erlauben dabei den Transport und Lieferung auf der Rolle. Der Rollendurchmesser beträgt dabei mindestens 60 cm. Auf diese Weise können über 150 m Lamelle transportiert werden [133]. In Bild 2-3 ist beispielhaft eine Auswahl verschiedener Lamellen aus carbonfaserverstärktem Kunststoff aufgezeigt.

2.1.5 CFK-Lamellen und Kohlefasergelege als geklebte Bewehrung zur Ertüchtigung von Betonbauteilen

Die Verstärkung von Tragwerken durch aufgeklebte Zusatzbewehrungen, im Allgemeinen CFK-Lamellen, Stahllaschen oder Kohlefasergelege, wird seit langem erfolgreich praktiziert. Klebebewehrungen können zur Gruppe der Querschnittsergänzungen gezählt werden. Das Einsatzgebiet dieser Verstärkungsmaßnahme ist nicht auf Tragwerke des Stahl- und Spannbetons begrenzt. Grundsätzlich ist die Anwendung baustoffunabhängig und dadurch relativ universell für Sanierungszwecke nutzbar. Die Bewehrung stellen Laschen dar, die aus Stahl oder faserverstärkten Kunststoffen bestehen [109]. Stahllaschen werden dabei seit rund 50 [103] Jahren und faserverstärkte Kunststofflaschen seit ungefähr 25 Jahren eingesetzt. Durch den Einsatz von faserverstärkten Kunststofflaschen ist es möglich, das bei Stahllaschen hohe Korrosionsrisiko zu minimieren. Weiterhin zeichnen sich diese Laschen durch hohe Zugfestigkeiten und geringes Gewicht aus [34]. Auf die CFK-Systeme, als wichtigste Vertreter, soll nun im weiteren Verlauf gezielt eingegangen werden. Zur Verstärkung von horizontalen sowie vertikalen Tragwerken aus Beton-, Holz-, Stahl-, Mauerwerk- und Verbundkonstruktionen können unterschiedliche Varianten von CFK-Systemen eingesetzt werden. Möglich sind z. B. oberflächig aufgeklebte oder in Schlitzen eingeklebte CFK-Lamellen. Weiterhin besteht die Alternative, durch vorgespannte CFK-Lamellen und -Kabel Bauteile zu ertüchtigen. Bei Kabeln kann dies auch ohne Verbund geschehen. Außerdem ist die Umschnürung von Querschnitten mit Kohlefasergeweben und -gelegen möglich. Einige Beispiele zur Anwendung von CFK-Verstärkungssystemen sind in Bild 2-4 aufgezeigt.

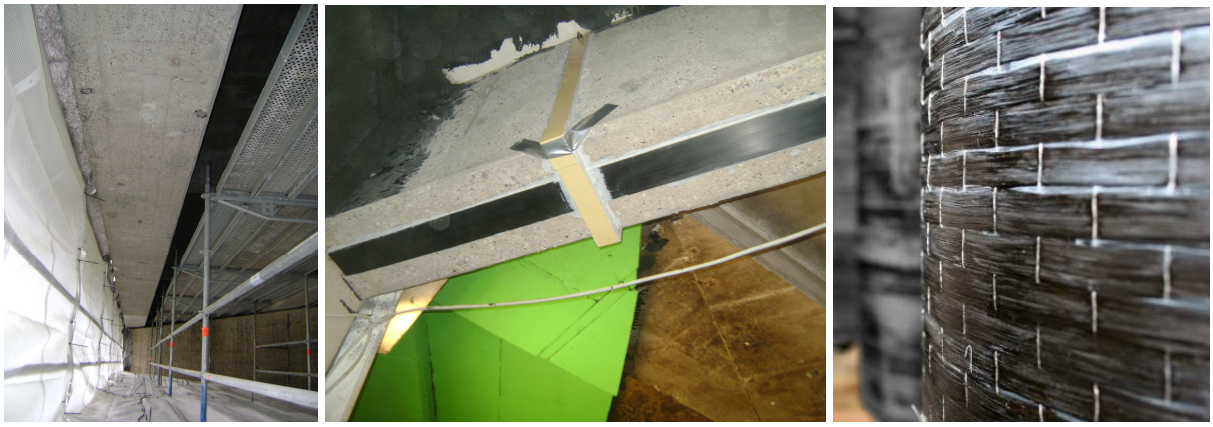


Bild 2-4 Beispiele der Anwendung von CFK-Verstärkungssystemen zur Ertüchtigung von Stahlbetondecken, -balken und -stützen

Ein grober Überblick der Verstärkungsverfahren mit Klebebewehrungen für Betonbauteile ist in Tabelle 2-4 angegeben. Gut zu erkennen ist die große Produktvielfalt und Flexibilität der CFK-Anwendungen gegenüber Stahllaschen.

Tabelle 2-4 Anwendung von Klebebewehrungen im Betonbau [69]

Klebebewehrung					
	oberflächig verklebt			**im Schlitz verklebt**	
	schlaff		**vorgespannt**	**schlaff**	**vorgespannt**
Stahl	**CF-Produkte**		**CF-Produkte**	**CF-Produkte**	**CF-Produkte**
Stahllaschen	**CFK-Lamellen**	**Kohlefaser-gelege**	**CFK-Lamellen**	**CFK-Lamellen**	**CFK-Lamellen**
Biege-verstärkung	Biege-verstärkung	Biege-verstärkung	Biege-verstärkung	Biege-verstärkung	Biege-verstärkung
Querkraft-verstärkung	Querkraft-verstärkung	Querkraft-verstärkung	Querkraft-verstärkung	-	-
-	Umschnürungs-bewehrung	Umschnürungs-bewehrung	Umschnürungs-bewehrung	-	-

Je nach Einsatzart ist mit sehr unterschiedlichen Versagensmechanismen der Klebebewehrung zu rechnen. Werden oberflächig verklebte CFK-Lamellen zur Biegeverstärkung herangezogen, so ist, wie im Stahlbetonbau generell üblich, ein Endverankerungsnachweis zu führen. Anders als bei innen liegender Stabstahlbewehrung liegt nur ein sehr geringer Verbund zwischen der Klebeverstärkung und dem Betonbauteil vor [139]. Die in der CFK-Lamelle auftretenden Spannungen müssen über den Verbund zwischen Lamelle und Beton abgetragen werden. Ziel eines Bemessungskonzeptes für solche geklebten Verstärkungsmaßnahmen muss es also sein, die auftretenden Verbundspannungen

kontinuierlich über die Bauteillänge nachzuweisen. Dies muss zwischen den einzelnen Biegerissen, den Zwischenrisselementen, geschehen. Begrenzendes Kriterium ist dementsprechend weniger die Festigkeit der CFK-Lamelle als vielmehr der Verbund zum oberflächennahen Beton und dessen Zugfestigkeit.

Eingeschlitzte CFK-Lamellen können im Gegensatz zu oberflächig geklebten CFK-Systemen mit zunehmender Verankerungslänge bis zur Bruchkraft belastet werden [140]. Die Effizienz des Systems ist dadurch stark erhöht. Insgesamt ergibt sich ein sehr robustes Verbundverhalten, das zu Bruchmechanismen führt, die mit denen eines konventionell bewehrten Biegebalkens vergleichbar sind.

In Tabelle 2-4 findet sich als angesprochenes Anwendungsgebiet auch die Nutzung von Kohlefasergelegen (in Verbindung mit einem Epoxidharzsystem) als Umschnürung von Betondruckgliedern. Die Nutzung von Gelegen anstatt von CFK-Lamellen ist sinnvoll, da Gelege im Gegensatz zu den vorgefertigten Lamellen zunächst technische Textilien darstellen, die sich an fast jede Untergrundform anpassen (vgl. Kapitel 2.1.4). Am Bauteil entsteht durch die Tränkung und Verbindung mit einem Reaktionsharz ein hochfester, steifer Faserverbundwerkstoff, der die Querausdehnung des Betons unter axialer Belastung wirkungsvoll behindert. Da Kohlefasergelege aber von Hand am zu verstärkenden Bauteil zum Faserverbundwerkstoff weiterverarbeitet werden, können sich Verarbeitungsfehler (siehe Kapitel 2.1.4) einstellen. Aus diesem Grund sind bei der Bemessung von Handlaminiersystemen strengere Teilsicherheitsbeiwerte zu beachten. In Tabelle 2-5 sind z. B. die von der *fib* Task Group 9.3 „FRP“ [16] vorgeschlagenen Teilsicherheitsbeiwerte für Lamellen und Gelege aus verschiedenen faserverstärkten Kunststoffen aufgezeigt.

Tabelle 2-5 Empfohlene Teilsicherheitsbeiwerte für vorgefertigte Lamellen und handlaminierte Gelege, hergestellt mit verschiedenen Verstärkungsfasern [16]

Faserverbundwerkstoff	Vorgefertigte Lamellen	Handlaminierte Gelege
CFK (Kohlefaser)	1,20	1,35
AFK (Aramidfaser)	1,25	1,45
GFK (Glassfaser)	1,30	1,50

Trotz der intensiven Nutzung und Erforschung dieses Anwendungszweiges im Ausland gab es in Deutschland zur Zeit der Erstellung dieser Dissertation lediglich eine Systemzulassung [3], [18] für Kohlefasergelege und deren Einsatz als Verstärkungsmaßnahme. Dieser Sachverhalt macht deutlich, dass eine Erweiterung des Wissens auf dem Gebiet der CFK-Stützenumschnürungen notwendig ist. Zur besseren Einordnung soll nun aber zunächst eine allgemeine Betrachtung zu Stützenumschnürungen im Betonbau erfolgen.

2.2 Umschnürung von Stahlbetonstützen

2.2.1 Allgemeine Grundlagen sowie geschichtliche Entwicklung in Deutschland

Bereits an dieser Stelle ist eine klare Unterscheidung zwischen verformungsbeeinflussten und nicht verformungsbeeinflussten Betonstützen notwendig. Während nicht verformungsbeeinflusste Stützen gedrungen sind und lediglich zentrisch belastet werden, weisen verformungsbeeinflusste Betonstützen im Gegensatz zu ihrer Höhe kleine Querschnittsabmessungen auf, wodurch deutlich schlankere Bauteile erzielt werden [112]. Durch den Einbau und die Verarbeitung bedingte Schiefstellungen und Krümmungen verursachen Ausmitten, die zusätzliche Biegemomente und Querkräfte auf das Bauteil bewirken. Entsprechend ist eine konsequente Unterscheidung in die Querschnittstragfähigkeit (nicht verformungsbeeinflusste gedrungene Betondruckglieder) und die Bauteiltragfähigkeit (verformungsbeeinflusste schlanke Betonstützen) sinnvoll. Als Abgrenzungskriterium dient die Schlankheit λ der Stütze. Gemäß [1] und [7] werden Stützen als schlank eingestuft, wenn ein Grenzwert der Schlankheit λ_{lim} überschritten wird. Die nun folgenden Ausführungen beziehen sich speziell auf die Querschnittstragfähigkeit, auf die eine aus Querbewehrung oder CFK-Materialien bestehende Stützenumschnürung direkten Einfluss nimmt.

Die neben der Längsbewehrung ebenfalls vorhandene Querbewehrung wird aus mehreren Gründen in Stützen eingebaut [96]. Diese soll:

- das Ausknicken der Längsbewehrung verhindern,
- das Risswachstum von Schubrissen wirksam behindern,
- den Betonkernquerschnitt umschnüren,
- dabei helfen, einen stabilen Bewehrungskorb vor und während der Betonage zu bilden und
- Querzugspannungen im Verankerungs- und Übergreifungsbereich der Längsbewehrung aufnehmen.

Die Querbewehrung muss sich dabei den Querschnittsformen anpassen. Gebräuchliche Betonstützen weisen eine große Vielfalt auf. In Bild 2-5 sind die drei wichtigsten Formen von Stützenquerschnitten aufgezeigt.

Dabei sind auch die beiden Hauptbewehrungsarten, welche Bügel und Wendeln darstellen, zu erkennen. Insbesondere Wendeln können aufgrund des hohen erreichbaren Querbewehrungsgehaltes die Querausdehnung des Betons wirksam behindern. Es entsteht ein passiver Querdruck [79]. In der Folge wird ein dreiaxialer Spannungszustand geschaffen, welcher in höheren Betondruckfestigkeiten resultiert. Gleichzeitig erhöhen sich auch die aufnehmbaren Verformungen. Nicht umschnürter Beton wird infolge von Mikrorisswachstum parallel zur Beanspruchungsrichtung in Lamellen aufgespalten. Das Wachstum von Mikrorissen lässt sich in stabil und instabil unterscheiden.

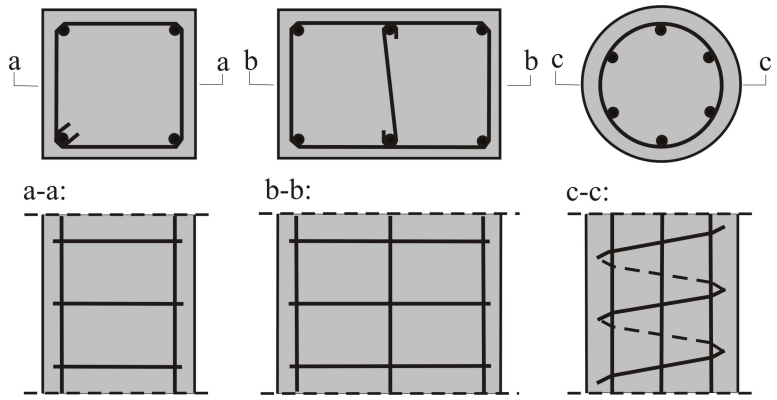


Bild 2-5 Beispiele verschiedener Querschnittsformen von Stahlbetonstützen mit entsprechender Querbewehrung [112]

Das Risswachstum kommt zum Stillstand, wenn die Belastung nicht weiter ansteigt. Wird die Phase des instabilen Wachstums erreicht, vergrößern sich die nun zum Teil bereits vereinigten Mikrorisse zeitabhängig [101]. Das heißt, dass sich das Risswachstum auch unter konstanter Last fortsetzt. Die Grenze zwischen stabilem und instabilem Risswachstum wird für Normalbeton bei ca. 75 % der Betondruckfestigkeit gesehen. Die während des instabilen Risswachstums aus der Verbindung von Mikrorissen entstehenden Gefügerisse entkoppeln schließlich die Betonlamellen voneinander. Zuletzt versagen diese dann einzeln [112].

Im Gegensatz dazu wird die Lamellenbildung bei umschnürtem Beton wirksam behindert. Die eingesetzte Querbewehrung wird dabei im linearelastischen Materialbereich des Betons aufgrund der geringen Querdehnungen kaum aktiviert. Erst bei Erreichen der einaxialen Druckfestigkeit und dem nun einsetzenden starken Risswachstum wird ein Querdruck aktiviert. Dieser steigt bis zum Erreichen der Fließgrenze des eingesetzten Bewehrungsstahls an. Danach herrscht ein hydrostatischer Querdruck. Ähnlich dem Versagen, welches man aus Triaxialversuchen kennt, wird nun das Betongefüge im umschnürten Kernbeton schrittweise zerstört. In dem in Bild 2-6 auf der linken Seite dargestellten Diagramm sind die Spannungspfade, exemplarisch, für einen Triaxialversuch mit konstanter Querlast und für einen Belastungsversuch an betonstahlumschnürten Beton erläutert. Im dargestellten Triaxialversuch wird zunächst ein konstanter Querdruck aufgebracht. Man erreicht Punkt A im Diagramm. Nun wird die axiale Spannung bis zum Bruch der Betonprobe, der am Punkt B erreicht wird, gesteigert.

Während im dargestellten Triaxialversuch zunächst ein allseitiger Querdruck aufgebracht wird, bevor ein axialer Lasteintrag erfolgt, steigt der Querdruck bei umschnürtem Beton mit größer werdender axialer Belastung allmählich an, bis wiederum am Punkt B der Bruch des umschnürten Betonkörpers eintritt. Der Spannungspfad führt demnach vom Punkt I direkt zu Punkt B. Neben einer erhöhten Tragfähigkeit lässt sich hierdurch auch die Duktilität wesentlich steigern. Dies ist im rechten Diagramm für verschiedene Bewehrungsgehalte ρ_w verdeutlicht.

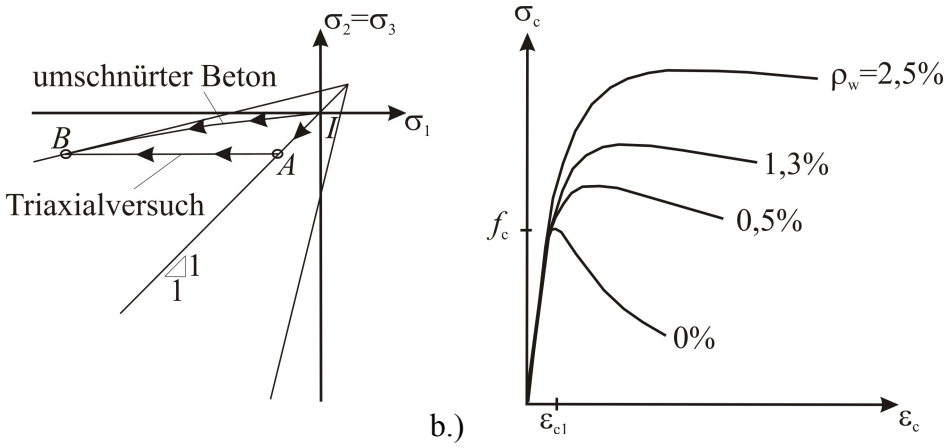


Bild 2-6 Einfluss von Querdruck auf das Materialverhalten von Beton nach [112]
a.) Exemplarischer Vergleich eines Triaxialversuches mit konstantem Querdruck und eines Belastungsversuches an umschnürtem Beton
b.) Spannungs-Dehnungs-Diagramme für umschnürten Beton bei verschiedenen Querbewehrungsgehalten

Bereits in einem preußischen Runderlass für Säulen von 1909 [48] findet sich ein Bemessungsansatz, um den beschriebenen positiven Effekt einer Umschnürungsbewehrung zu nutzen. Ausgangspunkt waren die Forschungen von CONSIDÈRE gewesen. Der französische Forscher hatte um 1900 die Möglichkeiten zur Tragfähigkeitssteigerung und zur Verbesserung der Duktilität von Druckgliedern durch die Umschnürung des Betons erkannt und 1902 ein Patent erhalten, in dem Betondruckglieder beschrieben wurden, die eine Spiralbewehrung aufwiesen [112].

Im preußischen Runderlass wurde ein Bemessungsverfahren vorgeschrieben, um Stahlbetonstützen mit Umschnürungsbewehrung zu berechnen. Hierzu wurde bei der Bemessung der tatsächliche Bauteilquerschnitt, bestehend aus Beton- und Längsbewehrungsquerschnitt, um einen fiktiven Querschnittsanteil, der aus der umschnürend wirkenden Querbewehrung zu ermitteln war, erweitert:

$$A = A_c + 15 \cdot A_s + 30 \cdot A_{sw}' \leq 2 \cdot A_c \quad (1)$$

A_{sw}' Querschnitt einer fiktiven Stahlquerschnittsfläche

Die Berechnung von A_{sw}' erfolgte nach Gl. 2.

$$A_{sw}' = n \cdot \pi \cdot D_c \cdot A_{sw} \quad (2)$$

D_c Durchmesser des betonstahlumschnürten Kernquerschnitts

n Anzahl der Querbewehrungselemente pro Längeneinheit

A_{sw} Stabquerschnitt der umschnürungswirksamen Querbewehrung

Der auf diese Weise ermittelte Querschnitt wurde dann zur Bemessung der maximalen Traglast der Stütze mit der zulässigen Betondruckspannung multipliziert.

Die „Bestimmungen für Ausführung von Bauwerken aus Eisenbeton“ von 1916 [3] sowie die „Deutschen Bestimmungen für Ausführung von Eisenbeton- und Betonbauwerken“ von 1925 [9] des Deutschen Ausschuss für Eisenbeton (DAfEb) enthielten einen modifizierten Ansatz. Die Berechnung des ansetzbaren Bauteilquerschnitts erfolgte nun mit Gl. 3.

$$A = A_{cc} + 15 \cdot A_s + 45 \cdot A_{sw}' \leq 2 \cdot A_c \tag{3}$$

Wobei A_{cc} die von der Querbewehrung umschlossene Betonfläche beschreibt. Die Berechnung von A_{sw}’ erfolgte nun nach Gl. 4.

$$A_{sw}' = \frac{\pi \cdot D_c \cdot A_{sw}}{s_w} \tag{4}$$

s_w Abstand der Bügel bzw. Wendelganghöhe

Die Bestimmungen schlossen dabei quadratische und rechteckige Umschnürungen aus. Nur kreisförmige Wendeln und Bügel konnten für die Bemessung herangezogen werden.

In den Bestimmungen des DAfEb von 1932 [10] wurde der Bemessungsansatz beibehalten, allerdings wurde der ansetzbare Querschnitt mit Gl. 5 beschränkt.

$$A \leq 2 \cdot \left(A_c + 15 \cdot A_s \right) \tag{5}$$

Darüber hinaus wurde in den Bestimmungen von 1932 ein weiterer Bemessungsansatz für Betone höherer Festigkeit angegeben. Die Berechnung des Bauteilquerschnitts erfolgte nun nach Gl. 6.

$$A = A_{cc} + \frac{f_y}{f_{c,cube}} \cdot A_s + \frac{2{,}5 \cdot f_{wy}}{f_{c,cube}} \cdot A_{sw}' \tag{6}$$

f_{wy} Streckgrenze der Betonstahlquerbewehrung

$f_{c,cube}$ Würfeldruckfestigkeit des Betons

Erstmals wurden somit auch die Festigkeiten der verwendeten Materialien bei der Berechnung beachtet.

In der DIN 1045 Teil A „Bestimmungen für Ausführung von Bauwerken aus Stahlbeton“ von 1943 [11] wurde Gl. 6 übernommen, allerdings höhere Anforderungen an den verwendeten Beton gestellt. Der formelmäßige Zusammenhang lässt sich dabei auch folgendermaßen darstellen:

$$N_u = f_{c,cube} \cdot A_{cc} + f_y \cdot A_s + 2{,}5 \cdot f_{wy} \cdot A_{sw}' \tag{7}$$

N_u Bruchlast der Stütze

Die Bruchlast der Stütze ist somit eine Summation der Tragfähigkeiten von Beton- und Längsbewehrungsquerschnitt sowie der 2,5 fachen Tragfähigkeit der Querbewehrungsfläche A_{sw}'. Das Bemessungsmodell wurde auch in der Fassung der DIN 1045 von 1959 [12] beibehalten.

Mit der DIN 1045 in der Fassung von 1972 [13] wurde dann ein Bemessungsansatz etabliert, der bis zur Fassung im Jahr 1988 [15] Bestand hatte. Dazu gestaltete man den festen Wert 2,5 in Gl. 7 variabel und berechnete die tatsächliche Tragwiderstandssteigerung ΔN_u der umschnürten Stütze gegenüber einer unumschnürten Stütze:

$$\Delta N_u = \gamma \cdot f_{wy} \cdot A_{sw}' - \left(A_c - A_{cc}\right) \cdot f_{c,cube} \tag{8}$$

γ Beiwert zur Erfassung der Umschnürungswirkung in Abhängigkeit von der Betondruckfestigkeit (ab DIN 1045 Fassung 1978 [14] auch abhängig von Schlankheit)

Außerdem war nachzuweisen, dass unter Gebrauchlast kein Abplatzen der Betondeckung der Stütze eintreten würde. Dazu wurde eine 1,25 fache Sicherheit angesetzt. Unter Beachtung des damaligen Sicherheitsbeiwerts von 2,1 für umschnürte Stützen ergab sich Gl. 9.

$$A_{sw}' \cdot f_{wy} \leq \delta \cdot \left[\left(2{,}3 \cdot A_c - 1{,}4 \cdot A_{cc}\right) \cdot f_{c,cube} + A_s \cdot f_y\right] \tag{9}$$

δ Beiwert in Abhängigkeit der Betonfestigkeit

Über 100 Jahre wurden auf die dargestellte Weise entsprechende Ansätze zur Bemessung einer Umschnürung in den deutschen Normenwerken präsentiert. Daneben stellte man in zunehmenden Maße Anforderungen an die Art, Form und konstruktive Durchbildung der eingesetzten Längs- und Umschnürungsbewehrung sowie die Betongüte.

Zum Entstehungszeitraum dieser Dissertation werden Umschnürungen aus Bügeln oder Wendeln kaum noch angewendet. Das Vorgehen ist nicht mehr relevant, da z. B. entsprechend genormte, hochfeste Betone zum Einsatz kommen können. Aufgrund gestiegener Dauerhaftigkeitsanforderungen sind darüber hinaus auch die Betondeckungen größer geworden. Somit hat sich der Kernbereich verkleinert, der von der innen liegenden Querbewehrung effektiv umschnürt werden kann. Die Folgen sollen mittels einer Beispielrechnung aufgezeigt werden. In Tabelle 2-6 sind für ein gedrungenes Druckglied (Außenbauteil) mit einem Durchmesser D von 40 cm die Eigenschaften und die Entwicklung von Betondeckung und Tragwiderstand (durch Umschnürung) für die oben beschriebenen Normeneinführungen und -anpassungen aufgezeigt. Weiterhin werden die mittels Umschnürungsansätzen und Additionsformel berechneten Normalkraftwiderstände miteinander verglichen. Gl. 9 kommt aus Gründen der Vergleichbarkeit nicht zur Anwendung.

Tabelle 2-6 Auswertung einer Beispielrechnung für eine umschnürte Stütze für den jeweiligen normativen Rahmen

Preuß. Runderl. / DIN 1045											
Norm:	**[Jahr]**	1909	1916	1925	1932	1943	1959	1972	1978	1988	2001
Betondeckung:	**[cm]**	1,0	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0	3,5	4,0
Beton											
$f_{c,cube}$:	**[N/mm²]**	25									
Umschnürung											
$Ø_w$:	**[cm]**	0,80									
A_{sw}:	**[cm²]**	0,50									
s_w:	**[cm]**	4,00									
f_{yw}:	**[N/mm²]**	420									
Längsbewehrung											
$Ø$:	**[cm]**	2,0									
n:	**[-]**	8									
A_s:	**[cm²]**	25,13									
A_s / A_{cc}:	**[%]**	2,31	2,58	2,58	2,58	2,58	2,58	2,58	2,58	3,09	3,29
f_y:	**[N/mm²]**	420									
Stützengeometrie											
D:	**[cm]**	40									
A_c:	**[cm²]**	1257									
D_c:	**[cm]**	37,20	35,20	35,20	35,20	35,20	35,20	35,20	35,20	32,20	31,20
A_{cc}:	**[cm²]**	1087	973	973	973	973	973	973	973	814	765
A_{cc} / A_c:	**[%]**	86	77	77	77	77	77	77	77	65	61
A_{sw}':	**[cm²]**	14,69	13,90	13,90	13,90	13,90	13,90	13,90	13,90	12,71	12,32
A:	**[cm²]**	2074	2259	2259	1979	1979	1979	1769	1769	1578	1518
A / A_c:	**[%]**	165	180	180	157	157	157	141	141	126	121
Tragfähigkeit											
N_R Umschn.:	**[kN]**	5186	5647	5647	4948	4948	4948	4422	4422	3946	3795
N_R Addition:	**[kN]**	4197									
N_R U. / N_R A.:	**[%]**	124	135	135	118	118	118	105	105	94	90

In Bild 2-7 sind die Entwicklungen von Tragfähigkeit und Betondeckung für das Berechnungsbeispiel nochmals grafisch aufbereitet.

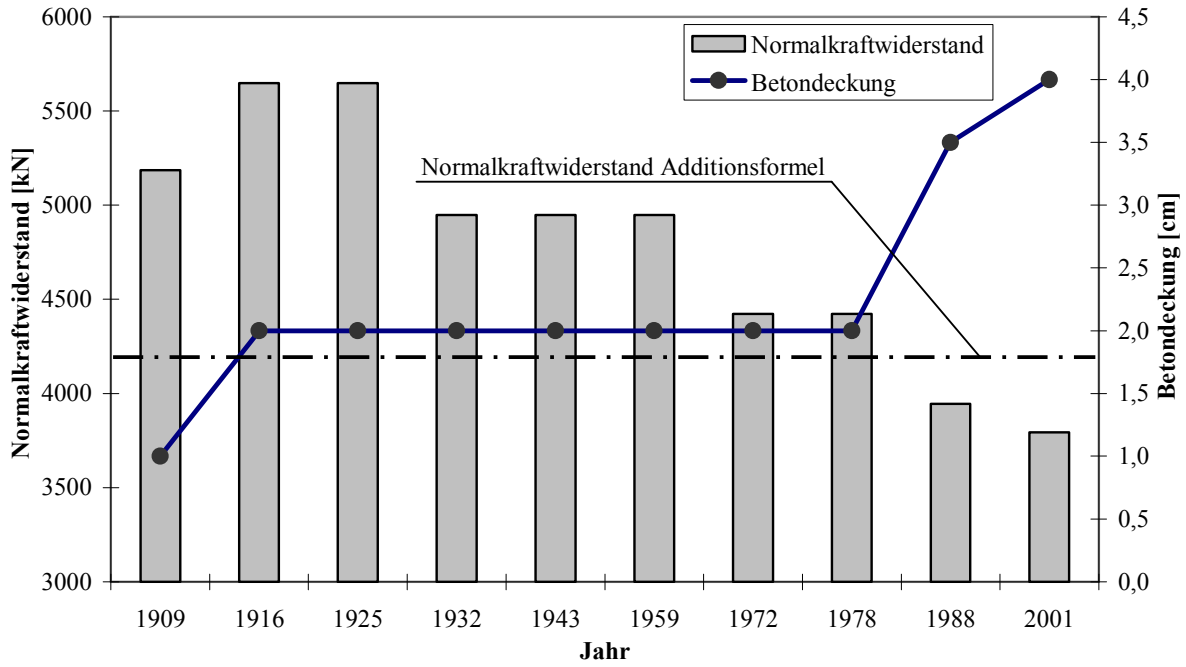


Bild 2-7 Entwicklung von Betondeckung und Tragfähigkeitssteigerung durch eine Umschnürung für das diskutierte Berechnungsbeispiel

Es ist erkennbar, dass mit Einführung von Gl. 8 und der deutlichen Reduzierung des Beiwerts γ die Tragfähigkeitssteigerung durch die Umschnürung ab 1972 stark absinkt. Mit der Erhöhung der Betondeckungen ab 1988 fällt die Umschnürungswirkung für den gewählten Stützenquerschnitt sogar hinter den Additionsansatz zurück. In der Fassung der DIN 1045 von 2001 ist der Berechnungsansatz für umschnürten Beton nicht mehr enthalten. Die Reduktion der Stützenkernfläche machte den Einsatz von innen liegenden Umschnürungen uninteressant.

Für die Nachverstärkung von Stahlbetonstützen kann der Einsatz einer Umschnürung aber noch immer von Interesse sein. Das Umschnürungssystem wird nun aber extern auf der Stützenoberfläche aufgebracht. Im Kapitel 2.2.2 soll ein Überblick zu solchen Ertüchtigungsmaßnahmen gegeben werden.

2.2.2 Systeme und Verfahren zur nachträglichen Stützenumschnürung und -verstärkung

Für die nachträgliche Verstärkung von Stützen mittels Umschnürung stehen verschiedene Systeme zur Verfügung. Einen Überblick bietet Tabelle 2-7. Neben dem Wirkprinzip der Verstärkungsmaßnahme sind auch der erreichbare Verstärkungsgrad und der normative Rahmen angegeben. Hier findet sich die Unterscheidung nach Regelung und Einsatz gemäß Norm (N) oder Zulassung im Einzelfall (ZIE) sowie Methoden im Forschungsstadium (F).

Tabelle 2-7 Verfahren zur nachträglichen Stützenertüchtigung durch eine externe Umschnürung

Nachverstärkung	Wirkprinzip		Verstärkungs-grad	Normativer Rahmen	Quellen
	Umschnürung	Normalkraft			
Spritzbetonschale	ja	ja	2-3,5	N	[32], [28], [55]
Textilbetonschale	ja	ja	1-2	ZIE	[94], [95]
Stahlmantel	ja	nein	keine Angaben	ZIE	[138]
Shape-Memory-Alloy-Wendeln	ja	nein	keine Angaben	F	[116]
CFK-Umschnürung	ja	nein	1-2	ZIE	[24]

Eine allgemein anerkannte Möglichkeit der Ertüchtigung bestehender Betonstützen liegt in der Verwendung eines zusätzlichen Betonmantels. Die nachträgliche Verstärkung von Stahlbetonstützen mit einer solchen zusätzlichen Schicht kann prinzipiell mittels bewehrtem Ort- oder Spritzbeton realisiert werden [32], [66], [28]. Vorteilhaft ist, dass die Altstütze nachträglich zuverlässig gegen Umwelteinflüsse geschützt und passiviert werden kann. Ein weiteres Eindringen von Kohlendioxid wird verzögert und die Karbonatisierung im Beton der Altstütze gestoppt [55]. Außerdem ist die zusätzliche Betonschicht nicht durch spezielle Maßnahmen gegen Brandeinwirkung zu schützen. Dies stellt einen großen Vorteil gegenüber geklebten Bewehrungen dar. Weiterhin kann Spritzbeton günstig auf den senkrechten Flächen der Stützen verarbeitet werden. Bei entsprechender Untergrundvorbereitung, Stemmen oder Abstrahlen, besteht ein guter Verbund zum Altbeton. Durch Vergrößerung des Stützenquerschnitts, die zusätzliche Längsbewehrung und durch die Umschnürungswirkung des Mantels kann die Tragfähigkeit der zu ertüchtigenden Stütze erhöht werden. Wie in Tabelle 2-7 gezeigt, können dabei sehr hohe Verstärkungsgrade erzielt werden.

Nachteilig wirken sich bei dieser Verstärkungsmethode die Verbundfuge zwischen Alt- und Neubeton sowie die Lasteinleitung in die Stütze aus. Diese erfolgt weiterhin über die Altstütze, die die zusätzlich auftretende Normalkraft ΔN aufnehmen muss. Die Folge davon ist, dass der Betonmantel den Lasteinleitungsbereich der Altstütze umschnüren und somit ertüchtigen muss [73]. Die Bügelbewehrung des Mantels ist entsprechend zu bemessen. Die alleinige Einleitung über den Altbeton erzeugt darüber hinaus einen Diskontinuitätsbereich. Die Hauptspannungstrajektorien sind während ihrer Ausbreitung im Verbundquerschnitt über den Gesamtquerschnitt gekrümmt. Es entstehen Querzugspannungen, die ebenfalls durch die Umschnürung des Betonmantels aufgenommen werden müssen. In Bild 2-8 findet sich ein Vorschlag zur Abbildung eines Stabwerkmodells für die Bemessung [28].

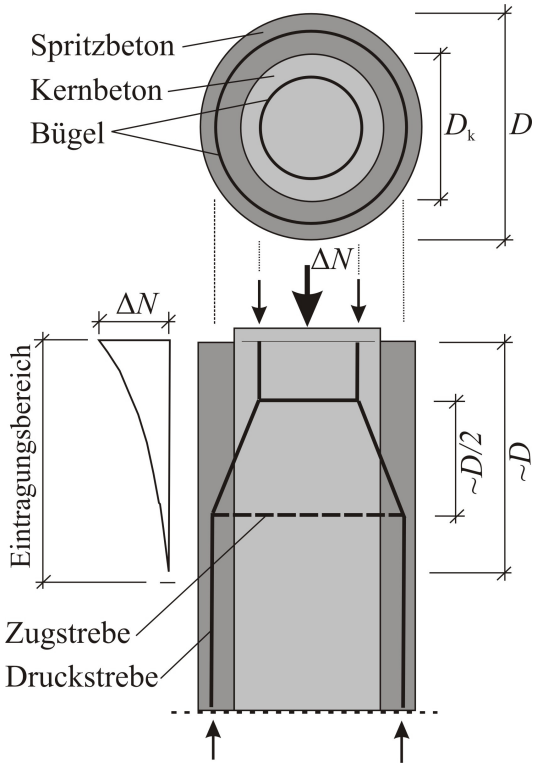


Bild 2-8 Stabwerksmodell am Stützenkopf zur Aufnahme entstehender Spaltzugkräfte [28]

Für die Bemessung von spritzbetonverstärkten Stützen sind deshalb Nachweise am Stützenkopf und in Stützenmitte zu führen [55].

Alt- und Neubeton weisen ein unterschiedliches Verformungsvermögen sowie unterschiedliches Verhalten bezüglich des Betonkriechens und -schwindens auf. Dies ist besonders unter Gebrauchslasten zu beachten. Die Aufteilung der Traganteile zwischen Altbetonstütze und Mantel ist zeitlich veränderlich. So sind Lastumlagerungen vom Neuquerschnitt auf den Altquerschnitt zu erwarten. Diese werden verursacht vom unterschiedlichen Verformungsvermögen aber auch vom unterschiedlichen Belastungszustand (Mantel unbelastet; Altbeton nicht komplett entlastbar) zum Zeitpunkt der Ertüchtigungsmaßnahme. Der Verbund zwischen Alt- und Neubeton hängt in erster Linie bei Überschreiten der Haftfestigkeiten von der noch vorhandenen Reibung in der Kontaktfläche ab. Entscheidenden Einfluss nimmt nun der aufbringbare Querdruck, welcher von der Bügelbewehrung des Mantels bereitgestellt wird. Dieses komplizierte Beziehungsgeflecht erschwert die Erstellung von Bemessungsansätzen und Konstruktionsregeln.

Ein weiterer entscheidender Nachteil ist die für eine ausreichende Dauerhaftigkeit geforderte Betondeckung der Bewehrung des Mantelquerschnitts. Dadurch sind stets Manteldicken größer als 5 cm notwendig, um die Verstärkungsmaßnahme durchführen zu können. Dies führt teilweise zu einer starken Vergrößerung des Stützenquerschnitts. Dies ist oft statisch weder notwendig noch beabsichtigt [93].

Eine Alternative kann hier Textilbeton bieten [65], [95]. Die Nutzung textiler Bewehrungen, bestehend aus Kohlenstoff- oder Glassfasern, erfordert keinen

Korrosionsschutz in Form einer großen Betondeckung. Auch in diesem Fall entsteht ein Verbundbauteil, bestehend aus dem Altbetonquerschnitt und einem Textilbetonmantel. Dieser trägt sowohl durch die Vergrößerung des Querschnitts als auch durch die Möglichkeit der Umschnürung durch die textile Bewehrung zur Vergrößerung der Tragfähigkeit der Stütze bei. In [94] wird von der Forschergruppe um CURBACH ein Bemessungsansatz zur Bestimmung der Traglast von textilbetonverstärkten Stahlbetonstützen, speziell am Stützenkopf, beschrieben. Dabei wird davon ausgegangen, dass entweder die Querschnittsvergrößerung (Normalkrafttragfähigkeit) oder der von der Textilbewehrung bewirkte Querdruck (Umschnürungswirkung) maßgebend wird.

Auch bei der Anwendung von Textilbeton ist der Verbund zwischen Alt- und Neubeton zu beachten. Die Forschergruppe um CURBACH beobachtete im Lasteinleitungsbereich das Abschälen und somit den Lastentzug der Textilbetonschichten. Im Bemessungsvorschlag wird deshalb ein Abminderungsfaktor in diesem Bereich empfohlen. Im Stützenmittelbereich wird dagegen eine starre Verbindung zwischen den Verbundpartnern angenommen. In Experimenten konnten die Forscher eine gute Übereinstimmung zwischen experimentell ermittelten und rechnerisch vorhergesagten Tragfähigkeiten bestätigen. Ungeklärt bleibt allerdings auch hier das Verhalten der verstärkten Stützen unter Gebrauchslast, insbesondere vor dem Hintergrund des auch hier unterschiedlichen Kriech- bzw. Schwindverhaltens zwischen Alt- und Textilbeton.

Die ebenfalls in Tabelle 2-7 aufgezeigte Stützenumschnürung mit CFK-Gelegen geschieht durch Kohlefasergelege und entsprechende Epoxidharze, die das Gelege durchdringen und gleichzeitig den Verbund zum Bauteil herstellen. Dadurch lassen sich wirkungsvolle Querdehnungsbehinderungen realisieren. Da dieses Verstärkungsverfahren Kernanliegen dieser Arbeit ist, geschieht eine ausführliche Beschreibung im Kapitel 2.3. Um die notwendigen theoretischen Grundlagen schaffen zu können, soll aber zunächst ein Überblick über Modellvorstellungen bei der Umschnürung mit innen liegenden Querbewehrungselementen gegeben werden.

2.2.3 Umschnürung mittels Querbewehrung

Bereits im Kapitel 2.1.1 wurde die allgemeine Wirkungsweise einer Umschnürung anhand einer Wendelquerbewehrung erläutert und mittels geschichtlichem Abriss die Tragfähigkeitsermittlung in Deutschland aufgezeigt. Auf Modelle zur Abbildung des kompletten Materialverhaltens von umschnürtem Beton wurde dabei noch nicht eingegangen. Da viele theoretische Ansätze zur Abschätzung des Tragverhaltens einer CFK-umschnürten Stütze auf die Modellvorstellungen zurückgreifen, die für Querbewehrungen erstellt wurden, wird sich dieses Kapitel deshalb zunächst mit bügel- und wendelbewehrten Druckgliedern beschäftigen.

Bereits Bild 2-5 gibt einen groben Überblick über die vielfältigen Möglichkeiten zur Ausbildung der Querbewehrung. Entsprechend ergeben sich mehrere Einflussfaktoren, die auf die Umschnürungswirkung der eingesetzten Bügel und Wendeln wirken. Laut SHEIKH und UZUMERI [114] sind dies der Querbewehrungsgrad, der vertikale

Bügelabstand, die Querschnitts- und Bügelform sowie die Streckgrenze des verwendeten Stahls. Weiterhin wird auch die einaxiale Betonfestigkeit als beeinflussendes Kriterium angeführt. In anderen Modellen wird darüber hinaus angeregt, den Längsbewehrungsgrad zu beachten [84].

Mit Hilfe der vorgenannten Variablen wurde auf vielfältige Weise versucht, analytische Modelle zur Beschreibung des Materialverhaltens zu finden. Einen Überblick bietet z. B. [114]. Solche Modelle, die die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen umschnürten Betons in axialer Richtung beschreiben, sind beispielhaft in Bild 2-9 aufgeführt. Diese von MANDER et al. [84] und CUSSON und PAULTRE [35], [79] entwickelten Modelle halten für die maximale Tragfähigkeit f_{cc} sowie für die Dehnungskennwerte bei maximaler Last ε_{cc} und das darauffolgende Materialverhalten entsprechende Bestimmungsgleichungen bereit.

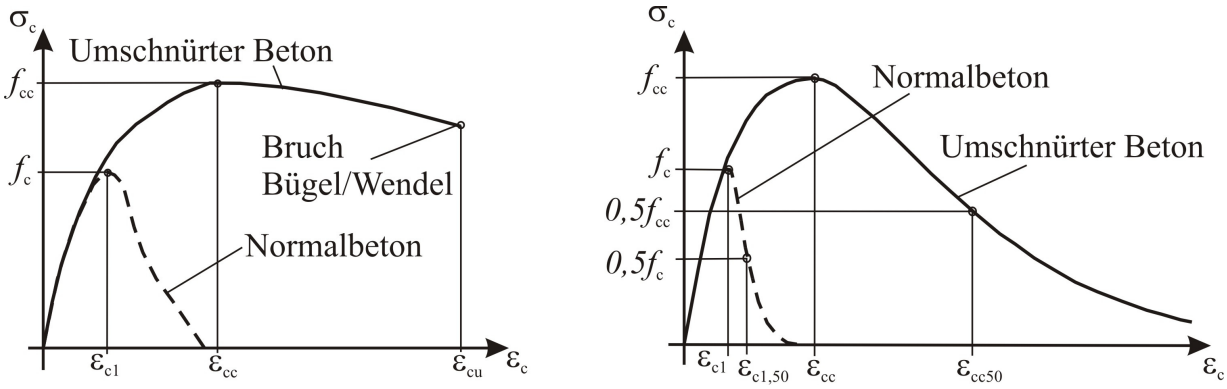


Bild 2-9 Spannungs-Dehnungs-Beziehungen umschnürter Betone nach MANDER et al.[84] und CUSSON und PAULTRE [79]

Genauere Informationen sind der jeweiligen Literatur zu entnehmen. Da besonders die Festigkeitserhöhung des Betons im Vordergrund stand, wurden frühzeitig Vorschläge zur Bestimmung von f_{cc} unterbreitet. RICHART et al. [99], [100] werden in der modernen Literatur [96], [130], [115], [106] als erste Forscher benannt, die eine empirische Bestimmungsgleichung formulierten:

$$f_{cc} = f_c + k_1 \cdot \sigma_2 \tag{10}$$

f_c einaxiale Betondruckfestigkeit

k_1 Faktor zur Berücksichtigung der Effektivität der Umschnürung

σ_2 erzeugter Umschnürungsdruck

Demnach ist einzig der durch die Aktivierung der Querbewehrung erzeugte Umschnürungsdruck für eine Festigkeitssteigerung über die einaxiale Betondruckfestigkeit hinaus verantwortlich. Der Einfluss wird über den konstanten Faktor k_1 gesteuert und wurde von RICHART et al. mit 4,1 angegeben. Der Umschnürungsdruck kann mittels Querbewehrungsgrad und der Streckgrenze des verwendeten Bewehrungsstahls für beliebige Querbewehrungen abgeschätzt werden.

$$\sigma_2 = f_{\mathrm{l,wy}} = \frac{1}{2}\rho_{\mathrm{w}} \cdot f_{\mathrm{wy}} = \frac{1}{2} \cdot \frac{4 \cdot A_{\mathrm{sw}}}{D_{\mathrm{c}} \cdot s_{\mathrm{w}}} \cdot f_{\mathrm{wy}} \tag{11}$$

$f_{\mathrm{l,wy}}$ maximaler Umschnürungsdruck, aktiviert durch die Querbewehrung

ρ_{w} geometrisches Bewehrungsverhältnis der Querbewehrung

f_{wy} Streckgrenze der Betonstahlquerbewehrung

A_{sw} Stabquerschnitt der umschnürungswirksamen Querbewehrung

D_{c} Durchmesser der betonstahlumschnürten Kernquerschnitts

s_{w} Abstand der Bügel bzw. Wendelganghöhe

Die angegebene Formel gilt für kreisförmige Stützenquerschnitte. Neuere Forschungsergebnisse (z. B. von PAULTRE et al. [35]) belegen aber eindeutig, dass auch die einaxiale Festigkeit des Betons wesentlichen Einfluss nimmt. Von Gl. 10 abgewandelte Bestimmungsgleichungen haben demnach z. B. die folgende Form [35]:

$$f_{\mathrm{cc}} = f_{\mathrm{c}} + f_{\mathrm{c}} \cdot k_1 \cdot \left(\frac{\sigma_2}{f_{\mathrm{c}}} \right)^x \tag{12}$$

x Kalibrierfaktor der empirischen Potenzfunktion

CUSSON und PAULTRE [35] wählten für x einen Wert von 0,7 und legten k_1 zunächst mit 2,1 fest. Nach weiteren durchgeführten Versuchen wurde der Wert aber später auf 2,4 erhöht. LÉGERON und PAULTRE [79] begründeten diesen Schritt damit, dass der Ansatz so auch für hochfeste Betone Verwendung finden kann. Darüber hinaus führt z. B. der in der Literatur viel beachtete Bemessungsansatz von MANDER et al. [84] an, mit einem aus Triaxialversuchen gewonnenen Ansatz zu arbeiten:

$$f_{\mathrm{cc}} = f_{\mathrm{c}} \cdot \left(-1{,}254 + 2{,}254 \cdot \sqrt{1 + \frac{7{,}94 \cdot \sigma_2}{f_{\mathrm{c}}}} - 2 \cdot \frac{\sigma_2}{f_{\mathrm{c}}} \right) \tag{13}$$

Die von MANDER genutzte Gleichung baut auf Ergebnissen von SCHICKERT und WINKLER [110] auf, die umfängliche Triaxialdruckversuche in den 1970er Jahren im Rahmen einer internationalen Zusammenarbeit zur Untersuchung der mehraxialen Betonfestigkeit durchgeführt hatten. Dessen ungeachtet wurden auch in den 1990er, z B. ATTARD und SETUNGE [23], und 2000er Jahren weitere Untersuchungen durchgeführt. Darauf aufbauend schlagen CUI und SHEIKH [36] vor, folgende Bestimmungsgleichungen zu nutzen:

$$f_{\mathrm{cc}} = f_{\mathrm{c}} \cdot \left(1 + 10 \cdot \frac{\sigma_2}{f_{\mathrm{c}}} \right)^{0{,}6} \quad \text{wenn} \quad f_{\mathrm{c}} < 60 \text{ N/mm²} \tag{14}$$

$$f_{\mathrm{cc}} = f_{\mathrm{c}} \cdot \left(1 + 14 \cdot \frac{\sigma_2}{f_{\mathrm{c}}} \right)^{0{,}5} \quad \text{wenn} \quad f_{c} \geq 60 \text{ N/mm²} \tag{15}$$

In Bild 2-10 sind die vorgestellten Gleichungen zur Ermittlung von f_{cc} grafisch ausgewertet. Dabei werden die Einflussfaktoren Umschnürungsdruck sowie einaxiale Druckfestigkeit variiert.

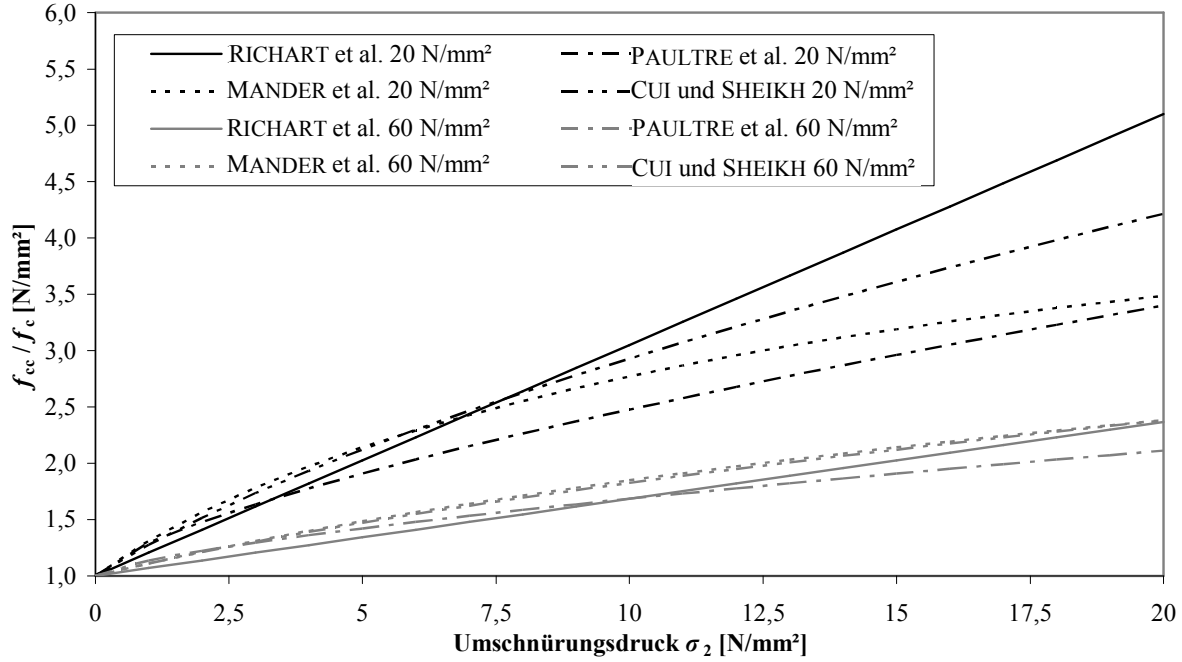


Bild 2-10 Grafische Auswertung der Einflussfaktoren σ_2 und f_c auf die Druckfestigkeit umschnürten Betons bei Nutzung verschiedener Bemessungsansätze

Deutlich erkennbar ist der starke Einfluss des Umschnürungsdrucks. Mit dem Ansatz nach RICHART et al. kann die Tragfähigkeit bei $f_c = 20$ N/mm² verfünffacht werden, wenn der Umschnürungsdruck die Höhe der einaxialen Druckfestigkeit erreicht. Für die einaxiale Betonfestigkeit 20 N/mm² führen alle verwendeten Gleichungen bei Umschnürungsdrücken bis ca. 5 N/mm² zu ähnlichen Ergebnissen. Erst mit steigendem Querdruck nehmen die Unterschiede zu. So liegen die Ergebnisse bei Ansatz der Gleichung nach RICHART et al. deutlich höher, als bei Nutzung der anderen Bemessungsgleichungen. Die an Triaxialversuchen kalibrierten Gl. 13, 14 und 15 zeigen bei einem f_c von 20 N/mm² bei höheren Querdrücken Abweichungen, liegen aber für ein f_c von 60 N/mm² sehr nah beieinander. Der empirisch aus Versuchen an betonstahlumschnürten Druckgliedern gefundene Ansatz nach PAULTRE et al. ist stets konservativer, aber tendenziell mit den Ergebnissen der Gl. 13, 14 und 15 vergleichbar. Dies spricht dafür, dass Triaxialversuche durchaus für Bemessungsgleichungen herangezogen werden können, die zur Bestimmung der Tragfähigkeit von betonstahlumschnürten Druckgliedern dienen sollen.

Ein Einfluss der einaxialen Betondruckfestigkeit wird mit Gl. 10 nicht erfasst. Die Wirkung der Umschnürung bleibt konstant, ungeachtet eines differierenden f_c. Alle anderen Gleichungen reagieren auf eine Steigerung von f_c. Bei 20 N/mm² einaxialer Druckfestigkeit werden dabei deutlich geringere Werte für f_{cc} abgeschätzt als mit Gl. 10. Dies geschieht, sobald σ_2 über 7 N/mm² ansteigt. Bei einaxialen

Druckfestigkeiten von 60 N/mm² erreichen die Gl. 12 bis 15 in etwa die Ergebnisse nach RICHART et al.

Auch bezüglich der zur Maximalfestigkeit (Festigkeitspeak) gehörenden Dehnung ε_{cc} ließen sich Bestimmungsgleichungen finden. So werden auch hier in der Literatur RICHART et al. [99], [100] mit folgender Gleichung zitiert:

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c1} \cdot \left(1 + k_2 \cdot \frac{\sigma_2}{f_c}\right) \tag{16}$$

k_2 Kalibrierfaktor zur Steuerung des Einflusses des Verhältniswertes zwischen Umschnürungsdruck und einaxialer Betondruckfestigkeit

Gut zu erkennen ist, dass hier im Gegensatz zur Ermittlung der Maximalfestigkeit die einaxiale Festigkeit im Ansatz Beachtung findet. RICHART et al. empfahlen für k_2 einen Wert einzusetzen, der dem fünffachen von k_1 entspricht. MANDER et al. wandelten Gl. 16 mit dem Ziel um, diese in ihrem Bemessungsmodell für betonstahlumschnürten Beton zu verwenden [84]:

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c1} \cdot \left[1 + 5 \cdot \left(\frac{f_{cc}}{f_c} - 1\right)\right] \tag{17}$$

Der Forscherkreis um PAULTRE gibt erneut einen empirischen Ansatz zur Ermittlung von ε_{cc} an. Dieser wurde durch Regressionsberechnungen an eigenen und aus der Literatur entnommenen Versuchsergebnissen ermittelt [35]:

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c1} + 0{,}21 \cdot \left(\frac{\sigma_2}{f_c}\right)^{1{,}7} \tag{18}$$

Auch in diesem Fall wird deutlich, dass eine Potenzfunktion zur Bildung eines empirischen Ansatzes, gewonnen aus einer größeren Datenwolke, herangezogen werden kann. Allerdings wurde auch dieser Ansatz in einer späteren Veröffentlichung von LÉGERON und PAULTRE modifiziert, um eine allgemeine Anwendung in einem weiten Betonfestigkeitsbereich (auch im hochfesten Bereich) zu ermöglichen [79]:

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c1} + \varepsilon_{c1} \cdot 35 \cdot (I_e)^{1{,}2} \tag{19}$$

I_e effektiver Umschnürungsindex (Erläuterung siehe Gl. 21)

Weiterhin wurden auch Testergebnisse aus Triaxialversuchen zur Bildung von Bestimmungsgleichungen genutzt. So schlagen CUI und SHEIKH [36] vor, folgende aus mehreren Versuchsreihen empirisch gewonnene Gleichung für ε_{cc} zu verwenden:

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c1} + \varepsilon_{c1} \cdot [70 - 13 \cdot \ln(f_c)] \cdot \left(\frac{\sigma_2}{f_c}\right) \tag{20}$$

In Bild 2-11 sind die aufgeführten Gleichungen zur Bestimmung von ε_{cc} grafisch aufbereitet. Dabei werden erneut die einaxiale Festigkeit und der Umschnürungsdruck variiert.

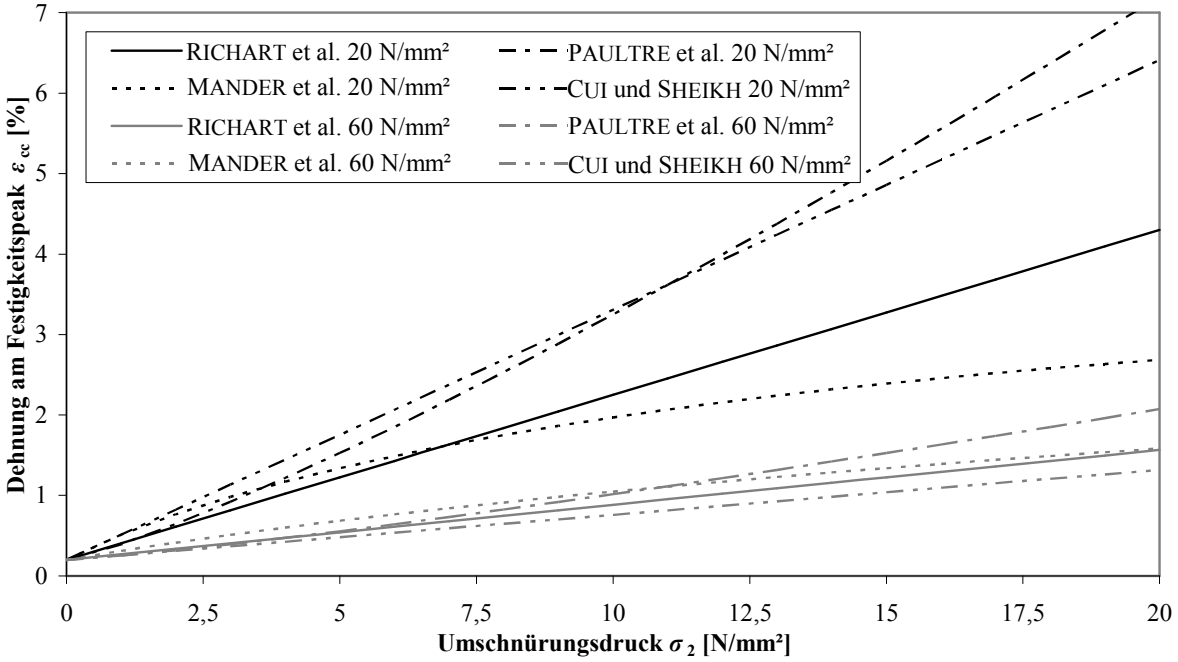


Bild 2-11 Grafische Auswertung der Einflussfaktoren σ_2 und f_c auf die Dehnung umschnürten Betons am Festigkeitspeak ε_{cc} bei Nutzung verschiedener Bemessungsansätze

Die Dehnung am Festigkeitspeak nicht umschnürten Betons ε_{c1} wurde mit 2 ‰ angenommen. In Folge des steigenden Querdrucks wird die Dehnung bei Erreichen der Tragfähigkeit des umschnürten Betons ε_{cc} gesteigert. Die Dehnungssteigerungen sinken dabei allerdings mit steigender einaxialer Betondruckfestigkeit (vgl. Berechnungen mit f_c = 20 N/mm² und f_c = 60 N/mm²). Erneut ist erkennbar, dass man mit allen Bemessungsgleichungen bis zu einem Umschnürungsdruck von ca. 5 N/mm² ähnliche Ergebnisse errechnet. Darüber hinaus kommt es besonders bei den Berechnungen mit einer einaxialen Betondruckfestigkeit von 20 N/mm² zu starken Abweichungen. Die Ergebnisse berechnet mit dem Ansatz nach RICHART et al. und dem abgewandelten Vorschlag nach MANDER et al. weichen stark von Ergebnissen berechnet mit den Vorschlägen von PAULTRE et al. und CUI und SHEIKH ab. Interessant ist erneut, dass sich die Ergebnisse der empirisch gefundenen Gl. 18 nach PAULTRE et al. und der aus Triaxialversuchen ermittelten Gl. 20 ähneln. Der Ansatz nach RICHART et al. bildet diesmal Ergebnisse ab, die tendenziell zwischen den Ergebnissen nach Gl. 18 und dem aus Triaxialversuchen ermittelten Ansatz nach CUI und SHEIKH liegen. Als Grund ist die Einbeziehung von f_c in Gl. 16 zu sehen.

Allen Ansätzen gemeinsam ist die große Abhängigkeit vom Umschnürungsdruck, verursacht durch die Querbewehrung. Gl. 11 setzt voraus, dass die Querbewehrung bis zur Streckgrenze belastet wird, wenn der umschnürte Beton seine maximale Festigkeit

erreicht. Ist dies allerdings nicht der Fall, z. B. bei sehr geringem Querbewehrungsgehalt, kann der Festigkeitspeak des umschnürten Betons auch schon vor dem Fließen der Querbewehrung auftreten. Das Einsetzen von f_{wy} führt dann zu falschen Annahmen. Aus diesem Grund schlagen LÉGERON und PAULTRE folgenden Ansatz vor [79], in dem das Verhältnis zwischen Querbewehrungsspannung und einaxialer Betondruckfestigkeit berücksichtigt wird:

$$I_e = \frac{1}{2}\rho_w \cdot \frac{f_w}{f_c} \quad \text{mit} \quad f_w = \begin{cases} f_{wy} & \text{wenn } \kappa \le 10 \\ \dfrac{0{,}25 \cdot f_c}{0{,}5 \cdot \rho_w \cdot (\kappa - 10)} \ge 0{,}43 \cdot \varepsilon_{c2} \cdot E_s & \text{wenn } \kappa > 10 \end{cases} \tag{21}$$

$$\kappa = \frac{f_c}{0{,}5 \cdot \rho_w \cdot E_s \cdot \varepsilon_{c1}} \tag{22}$$

E_s Elastizitätsmodul des Betonstahls der Querbewehrung

f_w Spannung in der Querbewehrung

κ Parameter zur Unterscheidung, ob Querbewehrung tatsächlich bei Erreichen von f_{cc} fließt

Wie zu erkennen ist, hängt das von den Autoren als effektiver Umschnürungsindex bezeichnete Verhältnis zwischen Umschnürungsdruck und einaxialer Betonfestigkeit davon ab, ob ein Stahlfließen erreicht werden kann oder nicht. Ist κ kleiner oder gleich 10, dann fließt der Bewehrungsstahl der Querbewehrung oder erreicht gerade die Streckgrenze. Bei über 10 liegenden Werten wird die Streckgrenze nicht erreicht und somit auch nicht der Querdruck, der bei Ansatz von Gl. 11 erwartet worden wäre.

Weiterhin herrscht in der Literatur breiter Konsens bezüglich des Einflusses der Geometrie, der Lage und der Verteilung der verwendeten Querbewehrung. Wie bereits im Bild 2-5 angedeutet, muss der Vielfalt an möglichen Ausführungsformen Rechnung getragen werden. Vor allem der Abstand der Achsen s_w sowie der lichte Abstand s_w' der einzelnen Querbewehrungselemente zueinander ist von entscheidender Bedeutung. Bei quadratischen und rechtwinklichen Querschnitten sind darüber hinaus auch die Seitenlängen a_c und b_c des umschnürten Kernbereichs von Interesse.

Bild 2-12 deutet die Problemstellung an. Gut erkennbar ist die Ausbildung von Druckbögen, die in Längsrichtung zwischen den eingesetzten Bügeln spannen und im mittleren Bereich zwischen zwei Bügeln für einen deutlich kleineren umschnürten Querschnittsbereich sorgen.

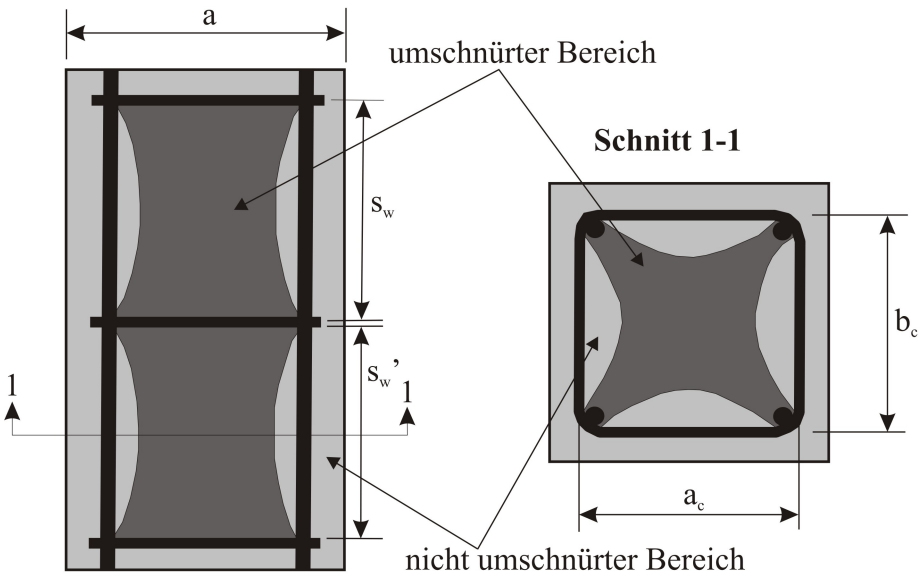


Bild 2-12 Lokalisierung der effektiv umschnürten Bereiche im Kernbeton einer Stahlbetonstütze [88]

In der Literatur werden diese Druckbögen als annähernd parabolisch beschrieben und auf nahezu gleiche Art rechnerisch erfasst (vgl. z.B. [84], [117]). Beispielhaft sei der Ansatz nach MANDER et al. [84] erläutert. Gl. 23 gilt für kreisförmige Stützen mit Bügelbewehrung und Gl 24 für kreisförmige Stützen mit Wendelbewehrung. Der dabei ermittelte Effektivitätsfaktor der Umschnürung k_e wird mit dem aus Gl. 11 berechneten Umschnürungsdruck multipliziert. Der abgeminderte Umschnürungsdruck wird anschließend z. B. in Gl. 13 zur Berechnung von f_{cc} herangezogen.

$$k_e = \frac{\left(1 - \frac{s_w'}{2 \cdot D_c}\right)^2}{1 - \rho_l} \tag{23}$$

$$k_e = \frac{1 - \frac{s_w'}{2 \cdot D_c}}{1 - \rho_l} \tag{24}$$

s_w' lichter Abstand zwischen zwei Querbewehrungselementen in Längsrichtung

ρ_l geometrisches Bewehrungsverhältnis der Längsbewehrung (bezogen auf den Kernquerschnitt)

Für quadratische oder rechteckige Stützenquerschnitte ist darüber hinaus die Druckbogenausbildung im Querschnitt zu beachten (vgl. Bild 2-13).

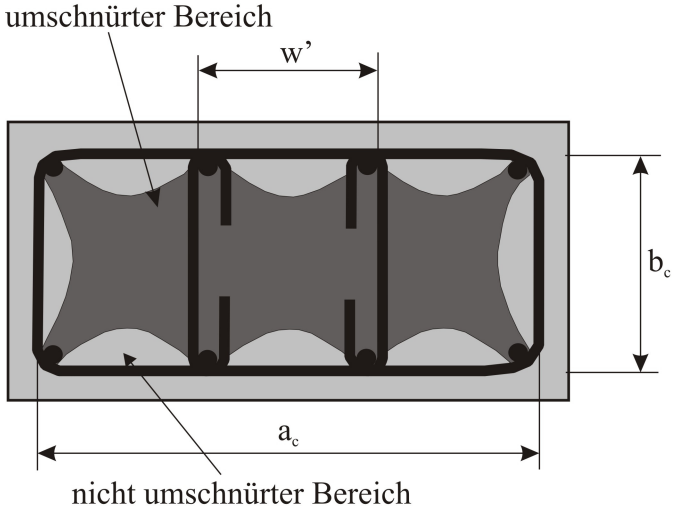


Bild 2-13 Lokalisierung der effektiv umschnürten Bereiche im Kernbeton einer rechteckigen Stahlbetonstütze nach [84]

Dabei bilden sich Druckbögen, die von den jeweiligen Eckbereichen im Stützenquerschnitt ausgehen. Eine Berechnung kann mit Gl. 25 erfolgen.

$$k_{\mathrm{e}} = \frac{\left(1 - \sum_{i=1}^{n} \frac{(w_i')^2}{6 \cdot a_c \cdot b_c}\right) \cdot \left(1 - \frac{s_w'}{2 \cdot a_c}\right) \cdot \left(1 - \frac{s_w'}{2 \cdot b_c}\right)}{1 - \rho_{\mathrm{l}}} \tag{25}$$

w_{i}' lichter Abstand zwischen umschnürenden Bügeln im Querschnitt

a_{c}; b_{c} Seitenlängen des umschnürten Kernbetons

Dies macht deutlich, dass eine Umschnürung von quadratischen oder rechteckigen Stützen deutlich ineffizienter ist, als die Umschnürung einer Stütze mit kreisförmigem Querschnitt [85], bei der die gesamte innen liegende Betonquerschnittsfläche unter einem gleichmäßigen Umschnürungsdruck steht. Dies entspricht einer direkten Abminderung des Umschnürungsdrucks.

Wie in Bild 2-9 erkennbar, sind neben der Berechnung der maximalen Festigkeit des umschnürten Betons und der zugehörigen Dehnung die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen (auch nach Erreichen von f_{cc}) wichtig, da Umschnürungen neben der Tragfähigkeit auch die Duktilität signifikant erhöhen können. Zur Beschreibung werden unterschiedliche Kurven, z. B. nach POPOVICS [84] oder SARGIN [23] genutzt. Der Ansatz nach POPOVICS wurde von vielen Forschergruppen aufgegriffen. Deshalb erfolgt hier eine kurze Darstellung [88]:

$$\sigma_{\mathrm{c}} = \frac{f_{\mathrm{cc}} \cdot x \cdot r}{r - 1 + x^r} \quad \text{mit} \quad x = \frac{\varepsilon_{\mathrm{c}}}{\varepsilon_{\mathrm{cc}}} \tag{26}$$

$$r = \frac{E_c}{E_c - E_{sec}} \quad \text{mit} \quad E_{sec} = \frac{f_{cc}}{\varepsilon_{cc}} \tag{27}$$

ε_c Längsstauchung des umschnürten Betons

σ_c Druckspannung des umschnürten Betons

r Parameter zur Steuerung der Kurvengestalt

Das Modell nach MANDER et al. (vgl. Bild 2-9) folgt der durch die Gl. 26 beschriebenen Kurve bis zum Bruch der Querbewehrung.

LÉGERON und PAULTRE [79] oder auch SHEIKH und UZUMERI [114] benutzen zwei unterschiedliche Kurven zur Beschreibung der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen. Eine Kurve bildet den aufsteigenden Ast bis zum Erreichen von f_{cc} und eine zweite Kurve wird zur Abbildung des folgenden abfallenden Astes genutzt. So empfehlen LÉGERON und PAULTRE [79] z. B. Gl. 26 zur Beschreibung des ansteigenden Astes und die folgenden Gleichungen zur Abbildung des abfallenden Astes (vgl. Bild 2-9):

$$\sigma_c = f_{cc} \cdot exp\left[r_1 \cdot (\varepsilon_c - \varepsilon_{cc})^{r_2}\right] \tag{28}$$

$$r_1 = \frac{\ln 0{,}5}{(\varepsilon_{cc50} - \varepsilon_{cc})^{r_2}} \quad \text{mit} \quad \varepsilon_{cc50} = \varepsilon_{c50} + \varepsilon_{c50} \cdot 60 \cdot I_{e50} \tag{29}$$

$$r_2 = 1 + 25 \cdot (I_{e50})^2 \quad \text{mit} \quad I_{e50} = \frac{1}{2}\rho_w \cdot \frac{f_{wy}}{f_c} \tag{30}$$

r_1; r_2 Parameter zur Steuerung der Kurvengestalt

ε_{cc50} Dehnung im absteigenden Ast der Materialkurve umschnürten Betons bei der σ_c nur noch bei 50 % von f_{cc} beträgt

ε_{c50} Dehnung im absteigenden Ast der Materialkurve nicht umschnürten Betons, bei der σ_c nur noch 50 % von f_c beträgt

I_{e50} effektiver Umschnürungsindex bei Erreichen der Dehnung ε_{cc50}

Insgesamt ist der Bemessungsvorschlag der Forschergruppe um PAULTRE aufwendiger als der Vorschlag von MANDER et al. Die Ermittlung von ε_{c50} ist zu kompliziert. Die Forschergruppe empfiehlt aus diesem Grund, diesen Dehnungswert mit etwa 0,4 % abzuschätzen. Ein Beispiel soll die Variationen in den verschiedenen Modellen näher bringen. Dazu werden die Überlegungen und Vorschläge der Forschergruppen um MANDER und PAULTRE herangezogen. Als Eingangsdaten für die Betoneigenschaften wurde E_c mit 30.000 N/mm², die einaxiale Betondruckfestigkeit mit f_c = 30 N/mm² und die zugehörige Dehnung mit 2 ‰ angenommen.

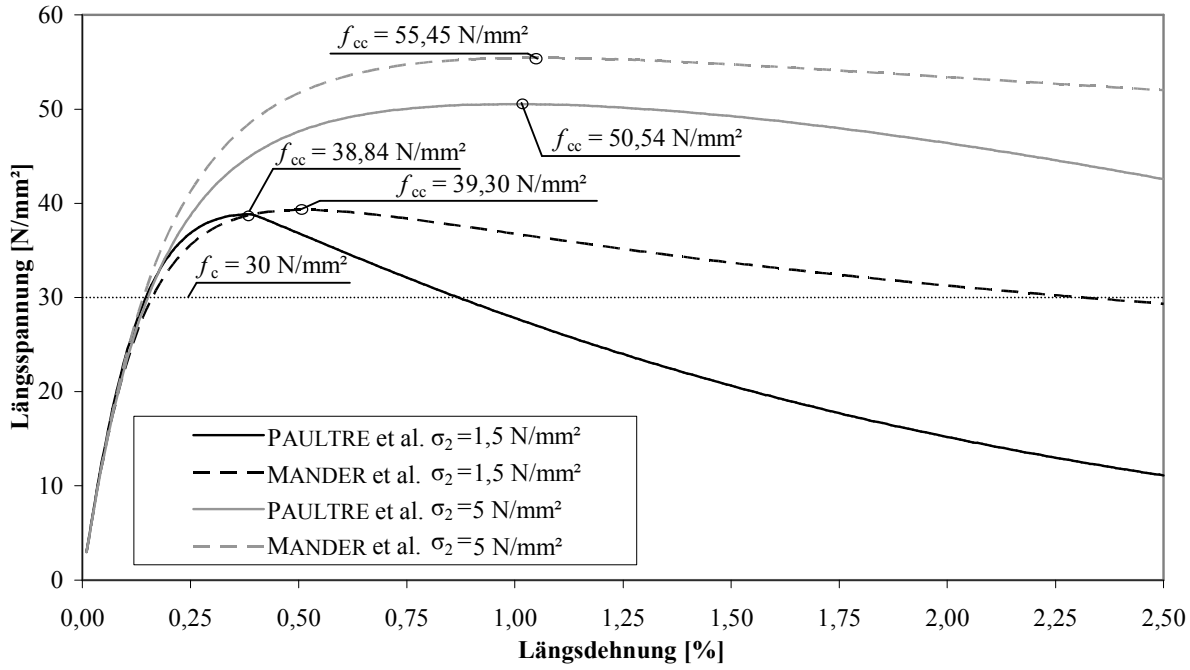


Bild 2-14 Vergleich der Bemessungsvorschläge nach LÉGERON und PAULTRE [79] und MANDER et al. [84]

Bild 2-14 macht deutlich, dass besonders bei niedrigen Umschnürungsdrücken (σ_2 = 1,5 N/mm²) starke Unterschiede zwischen den Modellen bestehen. Nachdem f_{cc} und ε_{cc} überschritten sind, weichen die Materialkurven stark voneinander ab. Während der Ansatz von MANDER et al. ein sehr duktiles Verhalten vorhersagt, ist die Materialkurve nach LÉGERON und PAULTRE deutlich konservativer. Grund hierfür ist die Nutzung von Gl. 28 zur Beschreibung des abfallenden Astes. Tragfähigkeit und zugehörige Dehnung stimmen für σ_2 = 1,5 N/mm² aber sehr gut überein. Beide Modelle sagen ähnliche Werte voraus. Dies ändert sich mit zunehmendem Querdruck. Bei σ_2 = 5 N/mm² weichen die errechneten Tragfähigkeiten voneinander ab. Das Materialverhalten nach Erreichen der Tragfähigkeit wird nun aber von beiden Modellen ähnlich beschrieben.

Die aufgeführten Bestimmungsgleichungen zur Abbildung des Materialverhaltens können bei Weitem nicht die Fülle an verfügbarer Literatur reflektieren und stellen auch keine normativen Bestimmungen oder Normenansätze vor. Vielmehr sollte ein vorbereitender Einblick in die prinzipielle Vorgehensweise zur Schaffung von entsprechenden Bemessungsansätzen gegeben werden. Weiterhin dienten die Überlegungen der vorgestellten Bemessungsansätze zu großen Teilen als Basis für die Ausweitung auf CFK-umschnürte Stahlbetonbauteile. Weiterführende Literatur sowie vergleichende Studien finden sich z. B. in [106] oder [114].

2.3 Umschnürungen aus CFK-Werkstoffen

2.3.1 Generelle Betrachtungen

In Kapitel 2.2.2 wurden bereits etablierte und innovative Verfahren zur Stützenumschnürung und -ertüchtigung aufgezeigt. Eine CFK-Umschnürung behindert ebenfalls die Querdehnung des Betons. Sie trägt aber, anders als zusätzliche Spritz- oder Textilbetonschalen, nicht zur Vergrößerung des Stützenquerschnitts (Erhöhung Fläche für Normalkraftabtrag) bei. Da in den meisten Fällen die Kohlefasergelege ohne Vorspannung um das Bauteil geschnürt werden, besteht erneut nur eine passive Behinderung. Diese wird erst mit fortschreitendem Risswachstum aktiviert. Im Bauteil entsteht ein Querdruck σ_2, der im Falle von zylindrischen Querschnitten gleichmäßig auf die Umschnürung einwirkt [16]:

$$\sigma_2 = \frac{1}{2}\rho_j \cdot \sigma_j = \frac{1}{2}\rho_j \cdot E_j \cdot \varepsilon_j \quad \text{mit} \quad \rho_j = \frac{4 \cdot t_j}{D} \tag{31}$$

σ_j im CFK-Mantel wirkende Spannung

E_j Elastizitätsmodul der verwendeten Kohlefasergelege

ε_j Dehnung der CFK-Umschnürung

ρ_j Umschnürungsgrad der CFK-Verstärkung

t_j Dicke der Verstärkungsschicht; abhängig von theoretischer Dicke der verwendeten Kohlefasergelege und Lagenanzahl Gelege pro Wicklung

D Durchmesser der zu umschnürenden Stütze

Die Formel zeigt die Abhängigkeit von σ_2 vom Dehnungszustand ε_j des Kohlefasergeleges und vom Umschnürungsgrad der CFK-Verstärkung ρ_j. Der maximale Umschnürungsdruck f_{lj}, welchen die CFK-Umschnürung hervorrufen kann, ist erzielt, wenn die Bruchdehnung ε_{ju} des Kohlefasermaterials erreicht wird:

$$f_{lj} = \frac{1}{2}\rho_j \cdot E_j \cdot \varepsilon_{ju} \tag{32}$$

ε_{ju} Bruchdehnung des verwendeten Kohlefasergeleges

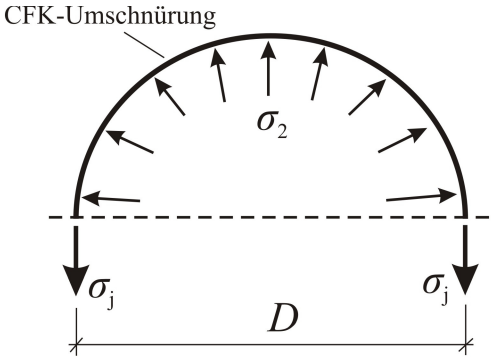


Bild 2-15 Schematische Darstellung einer CFK-Umschnürung

In Bild 2-15 ist bereits ein entscheidender Unterschied zu der im Kapitel 2.2.3 beschriebenen Umschnürungswirkung mit konventioneller Querbewehrung zu erkennen. So steht nun im gesamten Querschnitt des umschnürten Betons ein Querdruck zur Verfügung. Das heißt, ein vorzeitiges Versagen und Ablösen der Betondeckung wird verhindert. Weiterhin zeigt der Ansatz der Bruchdehnung des Kohlefasermaterials, dass der maximale Umschnürungsdruck erst mit dem Bruch der linearelastischen Fasern (vgl. Bild 2-1) erreicht ist und bis zu diesem Punkt kontinuierlich ansteigen muss. Der Faserbruch wird in der Literatur als plötzlich und explosionsartig beschrieben [104] und sorgt besonders bei einer starken mehrlagigen CFK-Umschnürung für einen sofortigen starken Lastabfall. Durch diese Unterschiede ist gegenüber betonstahlumschnürten Beton (Wendel- oder Bügelbewehrung) mit einem deutlich veränderten Materialverhalten zu rechnen. Bild 2-16 zeigt den zu erwartenden Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kurven bei unterschiedlichen Umschnürungen.

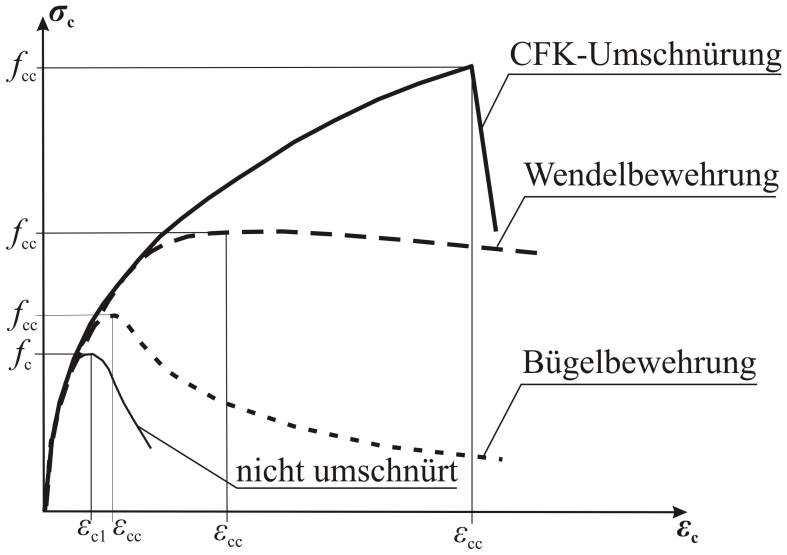


Bild 2-16 Unterschiede im Materialverhalten von betonstahlumschnürtem und CFK-umschnürten Beton nach [139]

Der dem aktiven Querdruck affine Druck, den eine Querbewehrung nach Erreichen der Streckgrenze im Betonkernquerschnitt bereitstellt, unterscheidet sich erheblich vom Umschnürungsdruck einer CFK-Umschnürung. Die im Kapitel 2.2.3 gegebenen Bemessungsansätze für betonstahlumschnürten Beton sind somit nicht oder nur durch Modifikationen auf CFK-umschnürten Beton übertragbar. Statt eines Plateaus (vgl. Bild 2-16 Wendelbewehrung) oder eines abfallenden Astes (vgl. Bild 2-16 Bügelbewehrung) ist typischerweise mit einem kontinuierlich anhaltenden Anstieg der Festigkeit bis zum Bruch der genutzten Kohlefasern zu rechnen.

2.3.2 Eingesetzte Materialien und Betrachtungen zur Dauerhaftigkeit

Zur Entstehungszeit dieser Dissertation finden in erster Linie Kohlefasern als Verstärkungsfasern Anwendung. Daneben wird auch der Einsatz von Glas- und Aramidfasern angeregt [38]. Bereits Bild 2-1 verdeutlicht, dass es sich bei allen drei

Verstärkungsfasern um linearelastische Materialien handelt und somit im Allgemeinen das im Bild 2-16 angegebene Materialverhalten angenommen werden kann. Ein mögliches Modell zur Beschreibung des Materialverhaltens sollte also allgemeingültigen Charakter haben und für alle drei Materialarten Verwendung finden können. Im Weiteren wird aber dennoch an der Bezeichnung „CFK-umschnürt“ festgehalten, um die Kontinuität in dieser Arbeit aufrechtzuerhalten.

Hinsichtlich der Wahl der Verstärkungsfasern sind noch Materialien mit einem großen Verformungsvermögen zu nennen. So gibt es Bestrebungen, stark verformbare Faserarten aus Polyester (PET) als Verstärkungsfasern zu nutzen [38]. Erste Untersuchungen mit PET-Fasern zeigen, dass diese Fasern eine sehr deutliche Erhöhung der Duktilität erlauben, der Aspekt der Tragfähigkeitssteigerung jedoch in den Hintergrund tritt. Polyesterfasern können bis zu 8 % Maximaldehnung aufweisen. E-Modul und Festigkeit sind dagegen sehr gering. Weiterhin weisen diese Materialien kein rein linearelastisches Materialverhalten mehr auf. Vielmehr muss mit einem bilinearem Materialverhalten (vgl. Bild 2-17) gerechnet werden, dass durch einen relativ steilen ersten Anstieg von ca. 20.000 N/mm² (bis ca. 1 % Dehnung) und einen zweiten deutlich schwächeren E-Modul von ca. 10.000 N/mm² gekennzeichnet ist. Ein möglicher Bemessungsansatz sollte dies entsprechend beachten. Gl. 31 kann für solche Materialien nicht genutzt werden.

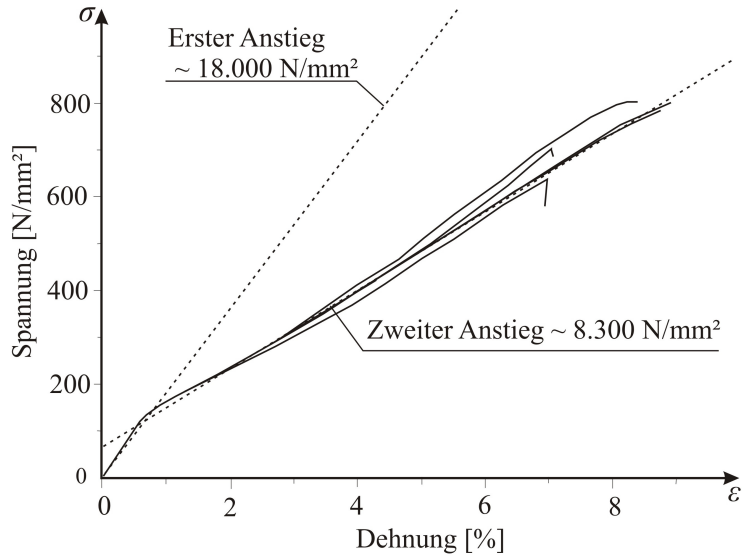


Bild 2-17 Bilineare Spannungs-Dehnungs-Linie von PET-Fasern nach [38]

Da CFK-Umschnürungen außen um den Umfang des zu verstärkenden Bauteils gewickelt werden, sind bei der Bemessung eventuelle tragfähigkeitsmindernde Langzeit- und Umwelteinflüsse zu beachten. In der Literatur werden zahlreiche Versuche und Bemessungsansätze mit zum Teil stark differierender Schwerpunktsetzung beschrieben. So sieht NIEDERMEIER [92] im Übergreifungsstoß zum Schließen einer Wicklung einen besonders gefährdeten Bereich, da hier die Epoxidharzklebefuge zwischen den beiden miteinander verklebten Kohlefasergelegen nach Angabe des Autors die volle Zugkraft übertragen muss. Die Mitwirkung des

darunterliegenden Betons (zu diesem besteht ebenfalls eine vollständige Verklebung) sollte nicht angesetzt werden, da das Betongefüge bereits aufgrund der großen Verformungen nachhaltig geschädigt sein müsste. Durch Versuche zur Tragfähigkeit von Übergreifungsstößen von CFK-Gelegen an der Technischen Universität München konnte gezeigt werden, dass für das in den Versuchen genutzte Gelege-Kleber-System bereits ab 80 mm Übergreifung die volle Zugfestigkeit übertragen werden kann [92].

Unter Verweis auf die Arbeiten von FRANKE und DECKELMANN [50] werden zunächst die Langzeiteinflüsse Temperatur, Feuchte, Ermüdung und Dauerbelastung benannt, die auf den Übergreifungsstoß wirken. Unter Berufung auf übliche Anwendungen im Hochbau schließt NIEDERMEIER eine mögliche Tragfähigkeitsminderung aufgrund von Feuchtigkeit oder Ermüdung aus und empfiehlt durch Abminderung der Tragfähigkeit unter Kurzzeitbelastung σ_{Kurzzeit} die folgende maximale Festigkeit der CFK-Umschnürung σ_{Langzeit}:

$$\sigma_{\text{Langzeit}} = \alpha_{\text{T}} \cdot \alpha_{\text{F}} \cdot \alpha_{\text{E}} \cdot \alpha_{Z} \cdot \sigma_{\text{Kurzzeit}} \tag{33}$$

α_{T} Abminderungsfaktor aufgrund Temperatureinfluss; $\alpha_{\text{T}} = 0{,}7$

α_{F} Abminderungsfaktor aufgrund Feuchtigkeit; $\alpha_{\text{F}} = 1{,}0$

α_{E} Abminderungsfaktor aufgrund von Ermüdung; $\alpha_{\text{E}} = 1{,}0$

α_{Z} Abminderungsfaktor aufgrund von Dauerbelastungen; $\alpha_{Z} = 0{,}75$

Demnach sollten die Einflüsse aus Temperatur und Dauerlast über längere Zeiträume zu einer Verringerung der über die Übergreifung übertragbaren Zugkraft von 65 % führen.

Dagegen gelangen Forschergruppen wie z. B. ERDIL et al. [45] zu anderen Erkenntnissen. So wurden von diesen Forschern Versuchskörper mit einer Lage Kohlefasergelege umschnürt und Erwärmungs- und Abkühlungszyklen durchgeführt. Bei diesen Tests variierte die Temperatur zwischen -10 °C und 50 °C (Temperatur im Versuchskörper). Insgesamt fuhr man 200 Zyklen. Im Ergebnis kam es zu keinerlei Veränderungen im mechanischen Verhalten gegenüber Kontrollversuchskörpern. Weder die Tragfähigkeit, noch die zugehörige axiale Dehnung der CFK-umschnürten Druckglieder wurden durch die Temperaturwechsel beeinflusst, obwohl es, laut NIEDERMEIER [92], zu Schädigungen im Überlappungsbereich hätte kommen müssen. Weiterhin führten die Forscher Tests durch, bei denen Erwärmungs- und Abkühlungszyklen unter Dauerlast gefahren wurden. Auch hier ließen sich keine Tragfähigkeitsverluste verzeichnen. Betreffs der zyklischen Erwärmung und Abkühlung kamen auch KARBHARI et al. [68] zu ähnlichen Ergebnissen. In diesem Fall wurden sowohl CFK- als auch GFK-umschnürte Versuchskörper 200 Temperaturwechseln zwischen -20 °C und 22,5 °C ausgesetzt. Unterschiede zwischen den maximalen Festigkeiten zyklisch temperaturbeaufschlagter Prüfkörper und Referenzprüfkörpern traten nicht auf. Allerdings bemerkten die Autoren hier eine gewisse Abnahme der maximal möglichen Grenzdehnung der zur Umschnürung genutzten Kohlefasern. Aus Sicht des Autors dieser Dissertationsschrift fallen diese

Unterschiede aber in den normalen Streubereich der Faserbruchdehnung. Die Tabelle der Ergebnisse von KARBHARI et al. kann dem Anhang B entnommen werden.

Eine von KSHIRSAGAR et al. [76] durchgeführte Studie ergab darüber hinaus, dass nicht das Harzsystem und der von diesem realisierte Verbund als Schwachpunkt lokalisiert werden kann, sondern die in den Versuchen genutzten Glasfasern. Dabei wird der Feuchtigkeit ein großes Gefahrenpotenzial zugesprochen. Demnach kann diese sowohl die verstärkenden Glasfasern als auch das Harzsystem nachhaltig schädigen. So soll eine Kombination aus Feuchtebeaufschlagung und erhöhten Temperaturen deutlich zerstörerischere Wirkungen haben als einfache Erwärmungs- und Abkühlungszyklen. Diese Erkenntnis wird damit begründet, dass erhöhte Temperaturen, oberhalb von 20 °C, zu einem verstärkten Eindringen von Wasser in den faserverstärkten Kunststoff führen. Durch Wasser kommt es zum Anschwellen der Epoxidharzmatrix, welche zusätzlichen Druck auf die querdruckempfindlichen Fasern ausübt. Allerdings nennen die Autoren keine Abminderungsfaktoren, um dieses Verhalten zuverlässig abschätzen zu können. Zur wichtigen Thematik der hohen Querdruckempfindlichkeit werden im Kapitel 3.1 weitere Informationen gegeben.

Die Untersuchungen von SILVA [118] ergaben, dass von an Laminaten gewonnenen Versuchsergebnissen nicht direkt auf am Bauteil angebrachte CFK-Umschnürungen geschlossen werden kann. Tests an GFK-Laminaten und GFK-Umschnürungen zeigten, dass die am Bauteil auflaminierten Gelege deutlich widerstandsfähiger gegenüber Umwelteinflüssen waren.

Eine Studie von TOUTANJI und BALAGURU [128] zeigte, dass CFK-umschnürte Druckglieder nach Frost-Tausalz-Tests eine deutlich geringere Tragfähigkeit aufwiesen.

HOSSAIN und KIM verwiesen in [61] darauf, dass im Rahmen von Dauerhaftigkeitsuntersuchungen eine kombinierte Beanspruchung aus Temperaturwechsel und Gebrauchslasten durchgeführt werden sollte. In Experimenten an kleinen CFK-umschnürten Betonzylindern (Durchmesser: 75 mm, Höhe: 150 mm) wurden die Prüfkörper zyklisch nacheinander axial belastet (20 % bis 60 % von f_{cc}) und für 16 Stunden bei -30 °C gelagert. Nach 100 Zyklen erfolgte ein Belastungstest bis zur Tragfähigkeit. Als Ergebnis konnte gezeigt werden, dass eine kombinierte Beanspruchung aus axialer Belastung und Temperaturwechseln die Tragfähigkeit CFK-umschnürter Betonkörper nicht reduziert.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass die Literatur hinsichtlich der Dauerhaftigkeit zum Teil sich widersprechende Thesen und Versuchergebnisse präsentiert. Vor diesem Hintergrund sind in jedem Fall weitere Untersuchungen anzustrengen. Dies gilt auch für das Kriechverhalten umschnürten Betons unter Dauerlasten (verfügbare Literatur und Bemessungsansätze in [92], [91] oder [27]). Obgleich die eigene Arbeit dieses Themenfeld nicht im Speziellen behandelt, war ein kurzer Überblick angeraten, da die ansetzbare Festigkeit der Verstärkungsfasern einen sehr hohen Anteil am Tragverhalten hat und dieses in entscheidendem Maße steuert. Weiterhin werden diese Ausführungen zum Verständnis des dritten Kapitels benötigt.

2.3.3 Geometrische Einflüsse der Stütze und der Umschnürung

Zur Umschnürung mit Kohlefasergelegen wurden verschiedene Techniken entwickelt. In [26] werden von BERGMEISTER folgende Möglichkeiten benannt:

- vollkommene Umwicklung in Ringen mit einer oder mehreren Lagen Kohlefasergelege,
- teilweise Umwicklung in Ringen oder spiralförmig mit nicht umschnürten Bereichen,
- vollkommene Umwicklung spiralförmig mit verschiedenen Faserausrichtungen.

Bei den genannten Möglichkeiten können nur die erste und die dritte Variante den im Bild 2-15 dargestellten Umschnürungsdruck über die gesamte Bauteilhöhe realisieren. Allerdings ergibt sich bei spiralförmiger Anordnung zwangsläufig ein Winkel quer zur Bauteillängsachse, welcher von den bei Ringen realisierbaren 90° abweicht. In Bild 2-18 sind die verschiedenen Umschnürungsmethoden nochmals verdeutlicht. Gut zu erkennen ist, dass sich bei der mittleren und rechten Variante eine ähnliche Ausbildung von Druckbögen über die Höhe der jeweils nicht umschnürten Bereiche ergeben wird, wie sie auch im Bild 2-12 für mit Bügeln oder Wendeln umschnürte Druckglieder gezeigt wurde.

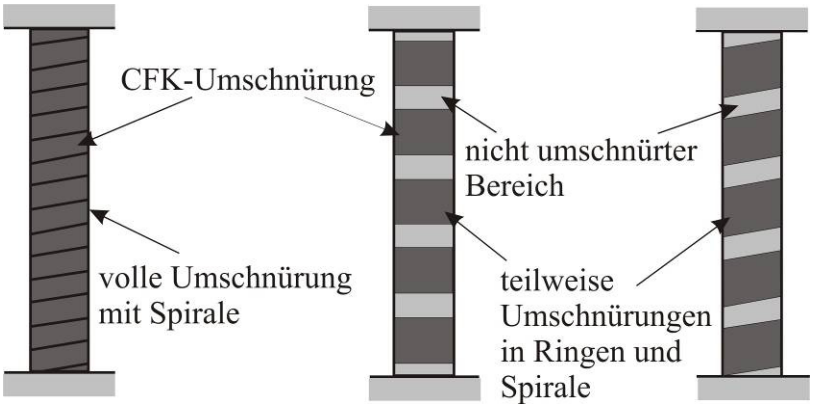


Bild 2-18 Schematische Darstellung verschiedener Ausführungsformen von CFK-Umschnürungen für Stahlbetonstützen nach [26]

Obwohl die vollkommene Umwicklung im Allgemeinen bevorzugt wird, werden z. B. von FERREIRA und BARROS [46], [25] auch Vorteile bei teilweisen Umschnürungen erkannt. So ergaben von diesem Forscherkreis durchgeführte Untersuchungen, dass sich neben der Ersparnis an Material und Zeit zur Installation auch eine verbesserte Duktilität erzielen lässt. Gleichzeitig sinkt aber die erreichbare Maximalfestigkeit durch die weniger stark umschnürten Bereiche ab. Die Autoren stellten darüber hinaus fest, dass ab einer bestimmten Anzahl an Gelegelagen die Tragfähigkeitssteigerungen immer mehr abnehmen, was mit dem nun stärker werdenden Einfluss des nicht umschnürten Bereichs zu erklären ist. Die Autoren geben in Ihren Veröffentlichungen keinen Ansatz an, um diesen Einfluss der nicht umschnürten Bereiche auf den Umschnürungsdruck zu erklären. In [26] findet sich aber ein Ansatz zur Abschätzung eines Abminderungsfaktors k_e:

$$k_e = \frac{\left(1 - \frac{s'}{2 \cdot D}\right)^2}{1 - \rho_l} \approx \left(1 - \frac{s'}{2 \cdot D}\right)^2 \tag{34}$$

s' lichter Abstand zwischen CFK-Ringen

Gl. 34 entspricht Gl. 23, die die Druckbogenwirkung zwischen den Querbewehrungselementen mit dem Abminderungsfaktor k_e erfasst. Da die Wirkmechanismen bei partieller CFK-Umschnürung mit denen in Bild 2-12 vergleichbar sind, kann die nur leicht modifizierte Gl. 34 ebenfalls genutzt werden, um den mit Gl. 31 errechneten Umschnürungsdruck (hervorgerufen durch die CFK-Umschnürung) abzumindern.

Die partielle Umschnürung erscheint aus einem weiteren Grund vielversprechend. Bei vollflächiger Umschnürung der gesamten Stütze kann augenscheinlich nicht mehr erkannt werden, ob der Grenzzustand der Tragfähigkeit im verstärkten Bauteil erreicht ist. Bei einer partiellen Umschnürung ist dies anders, da es hier im Bereich des nicht umschnürten Betons zur Bildung sichtbarer Risse kommt und die Betondeckung abplatzen wird. Der sich anbahnende Grenzzustand der Tragfähigkeit wird so angezeigt und kann frühzeitig alarmieren.

Bild 2-19 Versagen der Betondeckung im unumschnürten Bereich einer partiell umschnürten Stütze (aus Vorversuchen)

Eigene Vorversuche (vgl. Bild 2-15) zur partiellen Umschnürung, entstanden im Vorfeld der Hauptversuche, bestätigen dies. Im Anhang C finden sich auch die zugehörigen Last-Verformungs-Kurven und einige Auswertungen, die einen Einstieg in die Problemstellung gewähren können.

Die partielle Umschnürung wurde darüber hinaus auch erfolgreich zur Verstärkung von Stützenabschnitten genutzt, bei denen es zu einer lokalen Schwächung des

Betonquerschnitts durch Umwelteinflüsse, wie z. B. Frost-Tausalzwechsel am Stützenfuß, gekommen war. WEI und WU [132] konnten in Versuchen an Stützen mit teilweise geschwächtem Betonquerschnitt (Einsatz von Beton geringerer Festigkeit im geschwächten Teilstück) zeigen, dass durch eine partielle Umschnürung dieses Abschnitts die Tragfähigkeit der gesamten Stütze erhöht werden kann, ohne die gesamte Stütze aufwendig ertüchtigen zu müssen.

Ein anderer geometrischer Einfluss ist bereits aus den im Kapitel 2.2.3 angesprochenen Unterschieden in der Querdruckausbildung in quadratischen und rechteckigen Stützen zu erkennen. Auch bei den außen aufgebrachten CFK-Umschnürungen kommt es zur Bildung von Druckbögen im Querschnitt der Stütze. Bild 2-20 veranschaulicht die hier zugrunde gelegten Modellvorstellungen.

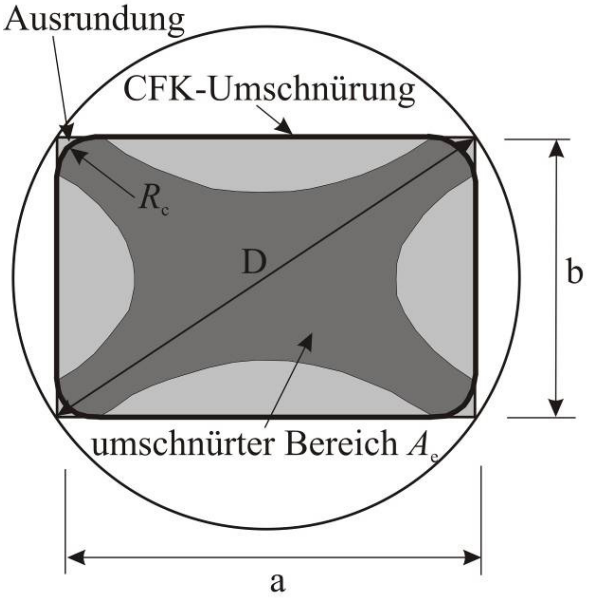


Bild 2-20 Druckbögen im Querschnitt einer rechteckigen CFK-umschnürten Stütze [77]

Mit dem folgenden von LAM und TENG [77] vorgeschlagenen Ansatz (Gl. 35, 36, 37) kann eine Abminderung des Umschnürungsdrucks bei rechteckigen Stützenquerschnitten ermittelt werden. Ähnlich dem Vorgehen in Gl. 25 lassen sich Abminderungsfaktoren k_{e1} und k_{e2} berechnen, die eine direkte Abminderung des in Gl. 31 errechneten Querdrucks erlauben. Dabei wird k_{e1} bei der Berechnung der Tragfähigkeit und k_{e2} zur Ermittlung der zugehörigen Dehnung genutzt. Dies ist notwendig, da mit steigendem Seitenverhältnis a/b Tragfähigkeitssteigerungen immer mehr abnehmen, die erreichbaren Maximaldehnungen aber weiterhin hoch sein können.

$$k_{e1} = \left(\frac{b}{a}\right)^2 \cdot \frac{A_e}{A_c} \tag{35}$$

$$k_{e2} = \left(\frac{a}{b}\right)^{0,5} \cdot \frac{A_e}{A_c} \tag{36}$$

$$\frac{A_e}{A_c} = \frac{1 - \left((b/a)\cdot(a - 2\cdot R_c)^2 + (a/b)\cdot(b - 2\cdot R_c)^2\right)/3\cdot A_g - \rho_l}{1 - \rho_l} \tag{37}$$

A_e tatsächlich umschnürter Bereich des Stützenquerschnitts

A_c Gesamtquerschnitt

A_g Gesamtquerschnitt unter Beachtung der abgerundeten Ecken

R_c Ausrundungsradius der abgerundeten Ecken

Es ist zu erkennen, dass, anders als in Gl. 25, die Ausrundung der Ecken des Stützenquerschnitts R_c entscheidenden Einfluss auf die Effektivität der Umschnürung nimmt.

Einen neueren Ansatz zur Einbeziehung des Einflusses von Eckausrundung und Seitenabmessungen bieten MOSTOFINEJAD et al. [89] für die Tragfähigkeitsbestimmung an. Auch diese Forschergruppe definierte einen Abminderungsfaktor k, der vom Verhältnis zwischen Eckausrundung und Kantenlänge abhängig ist. Dieser Zusammenhang wurde durch Erstellung eines FEM-Modells und die anschließende Durchführung einer Fallstudie, bei der 19 quadratische und rechteckige Druckglieder mit CFK-Mantel modelliert und untersucht wurden, per Regression gefunden:

$$k = 1{,}027\frac{r}{a} + 0{,}475 \tag{38}$$

Anders als von LAM und TENG [77] vorgeschlagen, empfehlen MOSTOFINEJAD et al. k nicht zur Abminderung des mit Gl. 31 berechneten Querdrucks zu nutzen, sondern schlagen vor, zunächst die Tragfähigkeit f_{cc} (Berechnung siehe Modelle im Kapitel 3.2) einer Stütze mit Kreisquerschnitt (Durchmesser gleich längste Kantenlänge) zu berechnen und diese danach mit k abzumindern. Dieses Vorgehen verwundert, da somit nicht nur der Umschnürungsdruck sondern auch die einaxiale Betondruckfestigkeit f_c, vgl. Gl. 10, abgemindert wird. Nur der Umschnürungsdruck ist aber abhängig von der Stützengeometrie.

Die beschriebenen Zusammenhänge sind in Bild 2-21 grafisch aufbereitet. Zu sehen ist die Entwicklung der Effektivitätsfaktoren nach LAM und TENG [77] und MOSTOFINEJAD et al. [89] in Abhängigkeit vom Ausrundungsradius R_c bei zwei verschiedenen Seitenverhältnissen a/b.

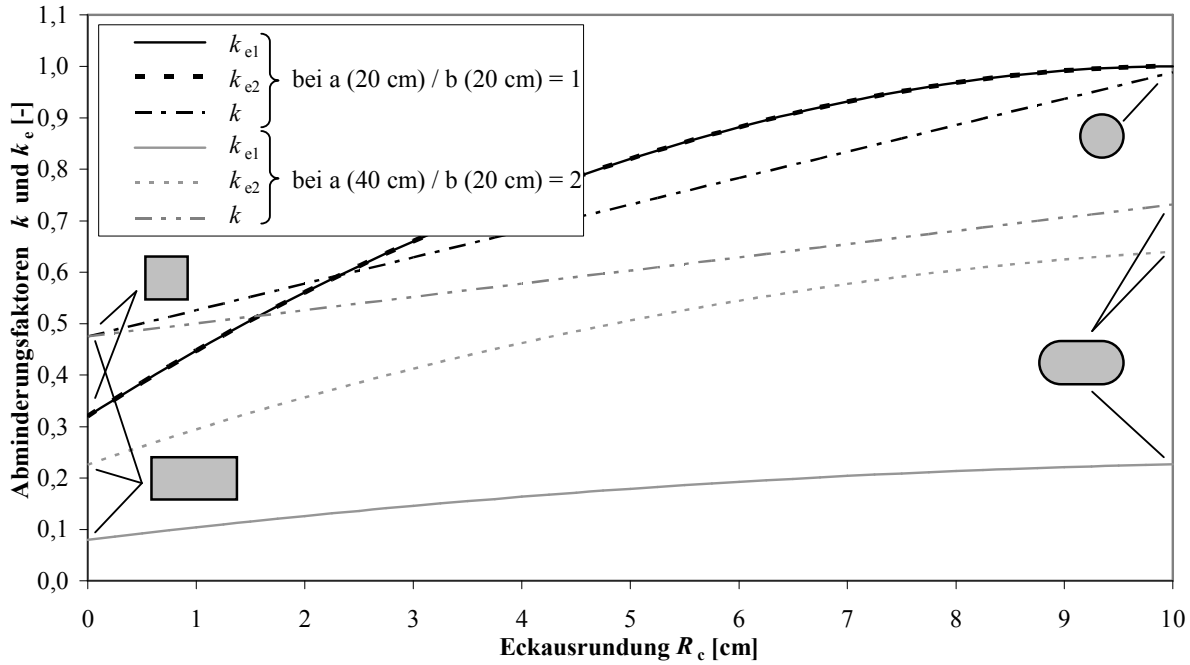


Bild 2-21 Einfluss des Seitenverhältnisses a/b und des Eckausrundungsradius R_c von rechteckigen Stützen auf die Effektivität einer CFK-Umschnürung

Bei gleichen Seitenlängen ($a/b = 1$) verlaufen die Kurven der Effektivitätsfaktoren k_{e1} und k_{e2} identisch. Selbst wenn keine Eckausrundung vorhanden ist, ermittelt man mit dem Ansatz von LAM und TENG Abminderungsfaktoren von 0,32. Das bedeutet, es kann auch bei $R_c = 0$ ein Umschnürungsdruck aufgebaut werden. Mit steigender Eckausrundung nimmt die tatsächlich umschnürte Fläche A_e immer weiter zu, bis bei einer Eckausrundung von 10 cm ein kreisrunder Stützenquerschnitt entsteht (Seitenlängen betragen im Beispiel nur 20 cm) und die Faktoren 1,0 betragen. Anders stellt sich die Situation bei einer Seitenlänge a von 40 cm dar. Das nun entstandene hohe Seitenverhältnis $a/b = 2{,}0$ lässt die Unterschiede zwischen k_{e1} und k_{e2} stark zunehmen. Auch bei einem großen R_c bleibt k_{e1} gering, was zu einer starken Abminderung des für die Tragfähigkeit ansetzbaren Querdrucks führt. Demgegenüber werden mit der von MOSTOFINEJAD et al. vorgeschlagenen Gl. 38 für das Seitenverhältnis $a/b = 2{,}0$ deutlich höhere Abminderungsfaktoren berechnet. Selbst für ein R_c von 0 wir ein k von 0,48 ermittelt. Dabei erscheint es unverständlich, dass für das deutlich günstigere Seitenverhältnis $a/b = 1{,}0$ der selbe Abminderungsfaktor berechnet wird. Beträgt die Eckausrundung 10 cm, so ermittelt man mit dem Ansatz von MOSTOFINEJAD et al. für $a/b = 1{,}0$ ebenfalls ein k von 1,0, da der Querschnitt wieder einem Kreis entspricht. Bei einem $a/b = 2$ wird bei 10 cm Eckausrundung noch immer ein k von 0,73 berechnet. Dies steht in einem sehr starken Gegensatz zu dem mit Gl. 35 berechneten k_{e1} von 0,23. Zu erklären ist dieser extreme Unterschied nur mit dem Umstand, dass k zur Abminderung von f_{cc} und nicht zur Abminderung des Umschnürungsdrucks genutzt wird.

Neben den beschriebenen Einflüssen der Ausführung der CFK-Umschnürung über die Stützenhöhe sowie der Querschnittsform der zu verstärkenden Stütze werden in der

Literatur immer wieder Maßstabseffekte angeführt, die Einfluss auf die Wirkung einer CFK-Umschnürung haben sollen. Da viele Versuchsprogramme allein auf kleinmaßstäblichen Probekörpergeometrien basieren [81], wird bezweifelt, dass man die aus diesen Versuchen entwickelten Materialmodelle direkt auf reale Stützengeometrien übertragen kann. Dementsprechend wurden Versuchsprogramme zur Klärung dieser Fragestellung von verschiedenen Forschergruppen ([81], [19], [22], [33], [127], [119], [20], [131]) durchgeführt.

Dabei kamen die Forschergruppen zu unterschiedlichen Ergebnissen. So wurde von ABDELRAHMAN und EL-HACHA [19] ein Maßstabseffekt erkannt, wenn der Stützendurchmesser und die Stützenhöhe variiert werden. An Versuchskörpern mit zwei unterschiedlichen Durchmessern (150 mm Durchmesser bei 300 mm Höhe und 300 mm Durchmesser bei 1200 mm Höhe), die mit Kohlefasergelegen umschnürt wurden, stellten die Forscher fest, dass eine Vergrößerung des Stützenquerschnitts direkten Einfluss auf die Tragfähigkeit und die zugehörige Dehnung nahm. So bewirkte die Durchmesservergrößerung eine deutliche Verringerung der erreichbaren Festigkeiten und axialen Dehnungen. Allerdings verwendeten die Forscher für alle Versuche jeweils nur eine Lage Kohlefasergelege. Entsprechend Gl. 31 ergab sich somit für die Druckglieder mit 300 mm Durchmesser ein deutlich geringerer Umschnürungsdruck. Da der Umschnürungsdruck maßgeblich die axiale Festigkeit und dabei erreichbare Dehnung beeinflusst, können die Verringerungen mit dem deutlich reduzierten Umschnürungsdruck erklärt werden. Darüber hinaus berichten die Forscher auch von einer starken Reduktion der Querdehnung, wenn die Stützenabmessungen vergrößert werden. In Versuchen verringerte sich die erreichte maximale Querdehnung um den Faktor 18. Allgemein raten die Forscher dazu, die Ergebnisse, welche an kleinen Prüfkörpern ermittelt wurden sind, kritisch zu hinterfragen. Als Grund wird z. B. der Einfluss der Lasteinleitungsplatten genannt, welcher zu einer Querdehnungsbehinderung an den Stützenköpfen führt.

Die Ergebnisse von ABDELRAHMAN und EL-HACHA [19] legen zunächst den Schluss nah, dass der Einfluss der Prüfkörpergröße in jedem Fall beachtet werden muss und großmaßstäbliche Versuche unbedingt notwendig sind, um ein zuverlässiges Berechnungsmodell entwickeln zu können, welches dann auch für reale Stützen gelten kann.

CAREY und HARRIES [33] stellten bei Tests mit drei verschiedenen Durchmessern keinerlei Maßstabseffekt fest. Sie beachteten die Beziehungen zwischen Dicke der Umschnürung t_j und Durchmesser D in Gl. 31 und bezogen ihre Auswertungen auf den mit Gl. 31 errechenbaren Umschnürungsdruck. Zu ähnlichen Ergebnissen gelangen auch LIANG et al. [81] sowie AKOGBE et al. [20]. Wird der mit Gl. 31 ermittelbare Umschnürungsdruck beibehalten, sollten etwaige Maßstabseffekte zuverlässig eliminiert werden können. AL-SALLOUM et al. [22] führten ebenfalls Tests an Prüfkörpern mit unterschiedlichen Durchmessern durch. Dabei kamen auch Druckglieder mit einem extrem kleinen Durchmesser von lediglich 5 cm zum Einsatz. Auch diese Forschergruppe leitete aus ihren Forschungsergebnissen ab, dass es keine Maßstabseffekte aufgrund eines variierenden Stützendurchmessers gäbe. Die Forschergruppe beachtete, dass eine Variation des Stützendurchmessers auch eine

entsprechende Anpassung der Gelegedicke erfordert. Die Lagenanzahl der verwendeten Gelege wurde variiert, um den Umschnürungsdruck konstant zu halten. In ihren Auswertungen stellten die Forscher f_{cc} und ε_{cc} den unterschiedlichen Durchmessern der Stützen gegenüber. Die in der Veröffentlichung gezeigten Diagramme suggerieren, dass augenscheinlich kein Einfluss von D zu erkennen ist, da trotz sich vergrößerndem Durchmesser die erreichte Festigkeit und Dehnung auf einem Niveau bleiben. Die Forschergruppe um THÉRIAULT et al. [127] kommt aber nach Überprüfung eigener Forschungsergebnisse zu gegenteiligen Schlussfolgerungen. So stellten THÉRIAULT et al. Maßstabseffekte fest, als sie kleine CFK-umschnürte Druckglieder mit einem Durchmesser von 51 mm mit umschnürten Druckgliedern größerer Durchmesser verglichen. Die Forscher raten deshalb davon ab, Tests mit solch kleinen Prüfkörpern durchzuführen.

Die Ergebnisse der aufgeführten Forschergruppen legen, im Gegensatz zu den Erkenntnissen von ABDELRAHMAN und EL-HACHA [19], den Schluss nahe, dass es durchaus möglich ist, auch mit kleinmaßstäblichen Prüfkörpern zuverlässig auf das Materialverhalten CFK-umschnürten Betons schließen zu können.

Aufgrund der teilweise unterschiedlichen Versuchsergebnisse und deren Interpretation sollten bei der Aufstellung eines eigenen Versuchsprogramms oder Materialmodells mögliche Maßstabseffekte beachtet werden. Die Auswertung der genannten Literatur lässt allerdings den Schluss zu, dass durch Nutzung von Gl. 31 der Einfluss des Stützendurchmessers zuverlässig abgebildet werden kann.

Ein weiterer Einflussfaktor wird von Forschergruppen im Verhältnis zwischen Druckgliedhöhe h und dem Stützendurchmesser D gesehen. Die Schlankheit der Stütze steht dabei nicht im Fokus, sondern eine möglicherweise unterschiedliche Dehnungsverteilung innerhalb der CFK-Umschnürung über die Gesamthöhe der Betonstütze. So ermittelten Forscher um BISBY [29], [31] mittels moderner Photogrammetrie kontinuierlich die Dehnungsverteilung (über die Druckgliedhöhe) von CFK-Umschnürungen an Druckgliedern mit Verhältnissen h/D von 2, 4 und 6. Ein Beispiel für die aufgezeichneten Querdehnungen ist im Bild 2-22 zu sehen.

Aufgezeigt ist ein Druckversuch an einer 600 mm hohen gedrungenen Stütze mit einem Durchmesser von 150 mm. Im Bild sind die Dehnungen im CFK-Mantel kurz vor der Zerstörung (mehrere Laststufen bis zum Erreichen von f_{cc}) der Verstärkung bei Faserbruch ($f_{cc} = 37{,}5$ kN) zu erkennen. Demnach wurde die Bruchdehnung von ca. 1,2 % in einer Druckgliedhöhe von 500 mm erreicht. Die Dehnungsverteilung variiert sehr stark über die Stützenhöhe. Bis zu einer Höhe von 300 mm wurden bis kurz vor Zerstörung der CFK-Umschnürung kaum Dehnungszunahmen im CFK-Mantel erkannt. Es gibt somit Zonen in denen der Beton kaum Risswachstum und Ausbreitung in Querrichtung zeigt, wodurch in diesen Bereichen kein Querdruck aktiviert wird. Dies verwundert, da die Forscher am CFK-umschnürten Prüfkörper eine Tragfähigkeitszunahme gegenüber einem unumschnürten Referenzkörper gleicher Abmessung von ca. 28 % feststellten. Keinerlei Dehnungszunahmen im unteren Bereich der Stütze würden bedeuten, dass der Beton hier eine deutlich höhere Festigkeit aufgewiesen haben muss.

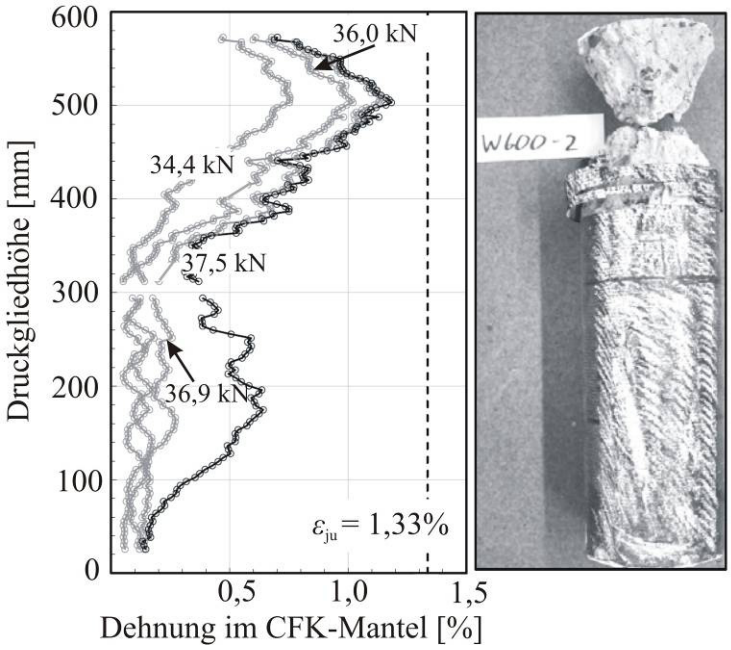


Bild 2-22 Unterschiedliche Querdehnungsverteilung innerhalb einer CFK-Umschnürung [29]

Ansonsten hätte es aufgrund der Überschreitung von f_c und der anschließenden starken Ausbreitung des Betons in Querrichtung auch zu einer starken Dehnungssteigerung im CFK-Mantel kommen müssen. Die Forscher kamen aber in mehreren Versuchen zu ähnlichen Ergebnissen. In einer anderen Veröffentlichung berichten SILVA und RODRIGUES [119] ebenfalls über Dehnungsvariationen über die Druckgliedhöhe, wenn das Verhältnis h/D erhöht wird. Jedoch sind diese Variationen relativ klein. Die Forscher konnten nicht genau feststellen, ob diese unter Umständen auch der Messungenauigkeit der zur Querdehnungsmessung verwendeten DMS zugerechnet werden können.

Die Literaturrecherche hat zu dieser Thematik Fragen aufgeworfen und weiteren Forschungsbedarf verdeutlicht. Ein mögliches eigenes Versuchsprogramm sollte diesen Maßstabseffekten mit eigenen Tests begegnen.

2.3.4 Einführung zu experimentellen Untersuchungen zum Materialverhalten CFK-umschnürter Betondruckglieder

Die Umschnürung von Betondruckgliedern mit Faserverbundwerkstoffen wie CFK oder GFK wird bereits seit über 20 Jahren experimentell untersucht. Experimente an kleinmaßstäblichen Prüfkörpern mit einem Verhältnis Höhe zu Durchmesser von ungefähr zwei stellen dabei die übergroße Mehrheit der durchgeführten Versuche. Hierzu wurden größtenteils Standardzylinder (Höhe 30 cm, Durchmesser 15 cm) verwendet (z. B. [37], [78]). Diese Prüfkörper haben den entscheidenden Vorteil, dass mit geringem Aufwand eine große Anzahl an Versuchen durchgeführt werden kann. Gegenüber großformatigen Bauteilen kann Material eingespart, der Produktionsprozess (Erstellung von Schalungen, Betonherstellung und -transport) vereinfacht und Kosten eingespart werden. Weiterhin ist in den meisten Fällen die in

den Laboren vorhandene Prüftechnik, in erster Linie das Versuchsfeld, die Beförderungstechnik, die Druckprüfmaschine und die Messtechnik, in der Lage, kleinformatige Prüfkörper auch bis zur Tragfähigkeit zu belasten und ein umfassendes Monitoring zu garantieren.

Die Aussagekraft von Versuchen an kleinen Druckgliedern wird aber, wie im Kapitel 2.3.3 erläutert, immer wieder angezweifelt. Nachteilig ist auch, dass es schwierig ist, Bewehrungselemente in kleinformatigen Bauteilen zu integrieren. Die zufriedenstellende Implementierung von komplexen Bewehrungskörben mit realistischen Stabdurchmessern und Betondeckungen gelingt erst mit größeren Stützendurchmessern. Größere Prüfkörpergeometrien sind aber deutlich weniger dokumentiert (z. B. [42], [63], [86], [98]). Die Anzahl der in den experimentellen Serien getesteten Prüfkörper ist deutlich geringer. So berichten MATTHYS et al. [86] (Prüfkörper mit 400 mm Durchmesser und 2000 mm Höhe) von 8 oder CAREY und HARRIES [33] (Prüfkörper mit 254 mm Durchmesser und 762 mm Höhe sowie Prüfkörper mit 610 mm Durchmesser und 1830 mm Höhe) von insgesamt 12 Druckgliedern. ABDELRAHMAN und EL-HACHA [19] nutzten für ihre Forschungen zu Maßstabseffekten, vgl. Kapitel 2.3.3, 9 kleinformatige Zylinder (150 mm Durchmesser, 300 mm Höhe) und lediglich 3 größere Prüfkörper (300 mm Durchmesser, 1200 mm Höhe). Dagegen berichteten XIAO und WU [137] von Tests mit Umschnürungen an 144 kleinmaßstäblichen unbewehrten Prüfkörpern. Hier wurde komplett auf großformatige Prüfkörper verzichtet. In Tabelle 2-8 findet sich eine Kalkulation der für verschiedene Testserien aufgewendeten Beton- und Gelegemengen.

Tabelle 2-8 In verschiedenen Testserien benötigte Beton- und Gelegemengen

	Probekörpergeometrie		**Anzahl Prüfkörper**	**Betonmenge**	**Gelegemenge**
	Ø [mm]	**h [mm]**	**[-]**	**[m³]**	**[m²]**
MATTHYS et al. [86]	400	2000	8	2,01	64,84
CAREY und HARRIES [33]	264	762	10	0,42	6,32
	610	1830	2	1,07	21,04
XIAO und WU [137]	152	300	144	0,78	23,21

Gut zu erkennen ist, wie stark die benötigten Materialmengen an Beton und CFK- oder GFK-Gelegen ansteigen, wenn sich die Prüfkörpergeometrien vergrößern. Während MATTHYS et al. für 8 großformatige Prüfkörper ca. 65 m² Gelege aufwenden mussten, benötigten XIAO und WU für ihre sehr große Versuchsserie lediglich ein Drittel der Gelegemenge. Der sehr hohe Aufwand bei der Produktion von großmaßstäblichen Prüfkörpern ist somit einer der Gründe, warum nur wenige Tests an dual umschnürten Prüfkörpern dokumentiert sind.

In Bild 2-23 ist als Beispiel für die Prüfkörpergeometrie und den Testaufbau von großformatigen Tests an CFK-umschnürten Stützen das Versuchsprogramm von MATTHYS et al. [86] beschrieben.

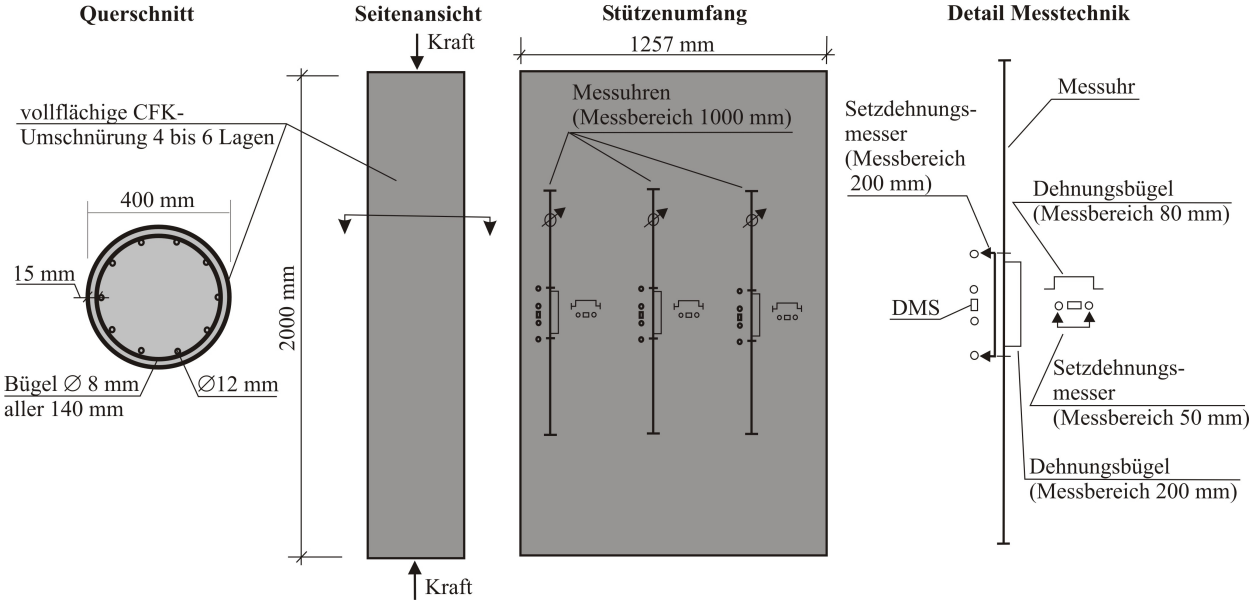


Bild 2-23 Verwendete Prüfkörpergeometrie und Messtechnik im Versuchsprogramm der Forschergruppe um MATTHYS et al. [86]

Die Forschergruppe versuchte, eine möglichst große Varianz der Umschnürung zu schaffen und stattete 7 der 8 Versuchskörper mit unterschiedlichen Gelegen aus Kohle- und Glasfaser aus. Dadurch stand für die Auswertung allerdings auch nur jeweils ein Versuch mit der gewählten Konfiguration zur Verfügung. Bei Ausfall von Messtechnik oder vorzeitigem unvorhersehbarem Versuchsabbruch kann nur auf unvollständige Ergebnisse ohne Vergleichsmöglichkeiten zurückgegriffen werden. Bild 2-23 verdeutlicht, dass es mit dem gewählten Stützenquerschnitt gelingt, einen realen Bewehrungsaufbau mit Längsstäben (Längsbewehrungsgrad: 0,9 %) und Querbewehrungselementen (Bügel mit Durchmesser 8 mm und 140 mm Abstand) einzubauen. So ist es möglich, die Umschnürungswirkung des CFK-Mantels im Zusammenwirken mit der innen liegenden Bewehrung zu beobachten. Um die hergestellten Prüfkörper bis zur Tragfähigkeit belasten zu können, musste eine 10.000 kN Druckprüfmaschine mit entsprechend großem Rahmen (in diesem Fall Spindelmechanik zur Querhauptverschiebung) eingesetzt werden. Die Belastung wurde weggesteuert mit 0,5 mm/min mittig axial eingeleitet.

Von einer Vorbelastung der Versuchskörper wird dabei selten berichtet. Allerdings erläutern CUI und SHEIKH [37], dass vor ihren Versuchen zunächst eine Belastung bis zu einem Drittel der einaxialen Betondruckfestigkeit durchgeführt wurde, um das Versuchssetup zu testen. Diese Forschergruppe berichtete weiterhin, dass sie einige Prüfkörper vor dem Laminiervorgang mit bis ca. 80 % der Betondruckfestigkeit belasteten, um eine Vorschädigung und bereits eingetretenes Risswachstum vor der Verstärkungsmaßnahme zu simulieren.

Als Beispiel für den Prüfkörper- und Versuchsaufbau von kleinformatigen Tests ist in Bild 2-24 das von der Forschergruppe um XIAO und WU [137] gewählte Test-Setup gezeigt. Mit dem gewählten Versuchsaufbau konnten insgesamt 144 kleinformatige Standardzylinder (150 mm Durchmesser und 300 mm Höhe) mit unterschiedlichen Umschnürungssystemen aus Kohle- und Glasfasergelegen und unterschiedlichen Verarbeitungstechniken geprüft werden. Dabei variierten die Forscher jeweils die Lagenzahl der Gelege (0, 1, 2, 3 Lagen) und stellten jeweils 3 identische Prüfkörper pro Konfiguration her.

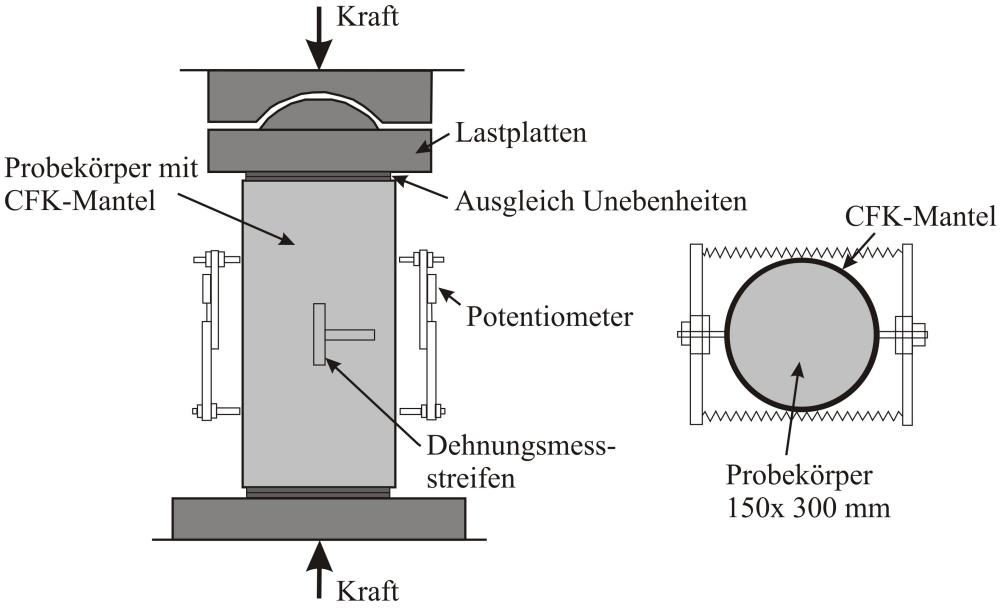


Bild 2-24 Beispielhafter Versuchsaufbau für kleinformatige Tests nach XIAO und WU [137]

Dies zeigt die große Varianz, die kleinformatige Prüfkörper ermöglichen. Wie in Tabelle 2-8 dargestellt, blieb die dazu herzustellende Betonmenge gegenüber den für die Versuche von MATTHYS et al. [86] benötigten Mengen sogar deutlich zurück. Auf den Einbau von Bewehrungselementen verzichtete man aber. Hinsichtlich der Versuchsdurchführung nutzten auch diese Forscher eine Druckprüfmaschine mit hoher Steifigkeit und belasteten die Prüfkörper axial und weggesteuert. Die dabei beobachteten Messgrößen waren die aufgetragene Kraft, die axiale Stauchung des Betonzylinders sowie Längs- und Querdehnung der Umschnürung.

Während der Versuche, klein- und großmaßstäblich, werden in den meisten Fällen die Dehnungen in Längs- und Querrichtung des Druckgliedes überwacht. In Längsrichtung kommen oft induktive Wegaufnehmer oder Potentiometer zum Einsatz, die in mittlerer Höhe eine definierte Länge, z. B. 150 mm, überwachen [137], [63]. Unterstützend werden auch DMS eingesetzt. Dieses Vorgehen findet sich auch bei großmaßstäblichen Versuchen, wie z. B. im Bild 2-23 gezeigt. In Querrichtung kommen stets DMS zum Einsatz. Diese werden ebenfalls auf halber Höhe auf dem CFK-Mantel appliziert. Die Anzahl wird je nach Intension und Beweggründen der Forschergruppen auf ein Paar beschränkt oder es wird eine große Anzahl von DMS um den Stützenumfang herum aufgebracht. Eine solche Reihe von DMS wurde z. B. von

SMITH et al. [121] und LAM und TENG [78] verwendet, um die Dehnungsentwicklung im Mantel entlang des Stützenumfangs besser zu erfassen. Dadurch wollten die Forscher die tatsächliche Effektivität der umschnürenden Kohlefasern am Prüfkörper im Gegensatz zu einaxialen Zugfestigkeitstests eruieren (vgl. Kapitel 3.1.1). In neuerer Literatur wird darüber hinaus von modernen optischen Methoden wie der Photogrammetrie berichtet, um die gesamte Dehnungsentwicklung des CFK-Mantels zu untersuchen. Ein Beispiel wurde bereits im Kapitel 2.3.3 mit den Forschungen um BISBY [29] vorgestellt.

Durch den vorwiegenden Einsatz von kleinformatigen Prüfkörpern wurden bisher nur wenige intensive Forschungen zur Wechselwirkung zwischen innen liegender Querbewehrung und dem CFK-Mantel durchgeführt [102], da für solche Untersuchungen großformatigere Stützen notwendig wären. Als Beispiel sei an dieser Stelle das Versuchsprogramm von EID et al. [42] aufgezeigt. Neben umfangreichen Untersuchungen an kleinformatigen Zylindern wurden auch Stahlbetonstützen hergestellt und durch Variation von Querbewehrungsgehalt, der Streckgrenze der Querbewehrung, des Querbewehrungstyps (Bügel, Wendel) sowie der Betondeckung der Einfluss der innen liegenden Bewehrung untersucht. In Bild 2-25 sind der verwendete Probekörper sowie der Versuchsaufbau aufgezeigt.

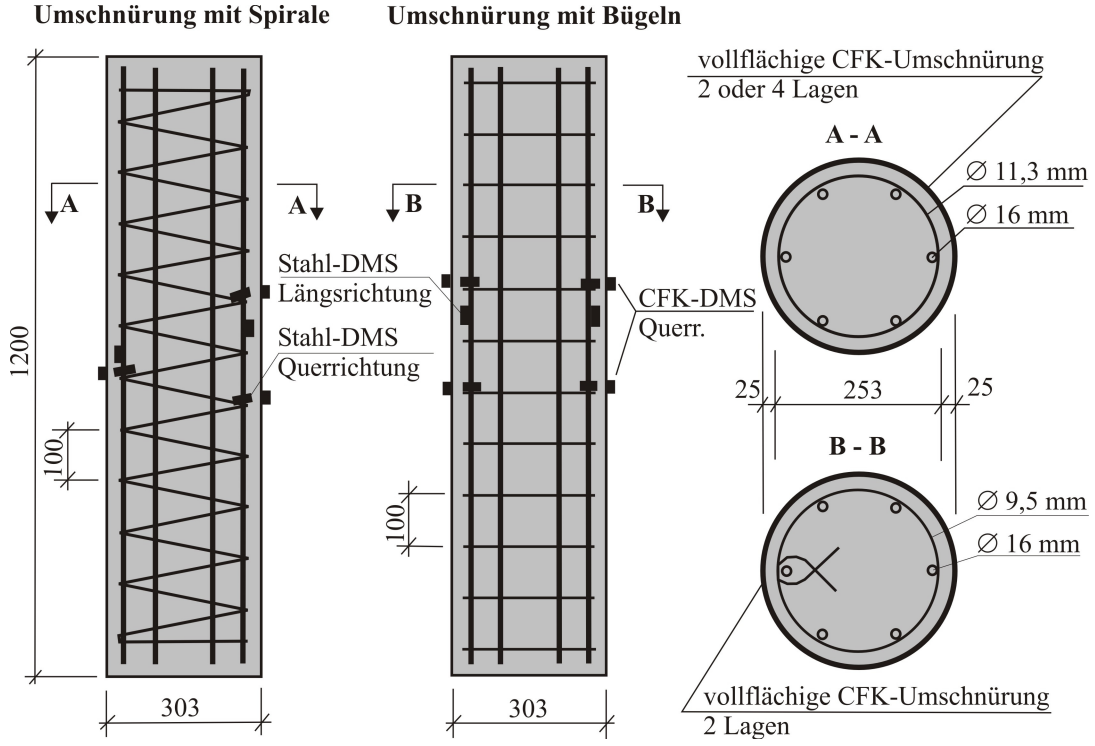


Bild 2-25 Probekörper- und Versuchsaufbau für CFK-umschnürte Stahlbetondruckglieder nach EID et al. [42]

Wie im Bild gezeigt, kamen neben DMS auf der CFK-Oberfläche in größerer Anzahl auch Stahl-DMS auf der Längs- und Querbewehrung zum Einsatz. Dies ermöglicht Untersuchungen zur tatsächlichen Dehnungsverteilung auf beiden Umschnürungspartnern. In ihren Versuchen nutzten die Forscher drei

(Spiralbewehrung) oder vier (Bügelbewehrung) DMS im mittleren Bereich der Stütze, sowohl auf dem CFK-Mantel als auch auf der Querbewehrung. Zusätzlich wurden am Stützenkopf und -fuß Stahlkorsette angebracht. Diese Maßnahme sollte eine Schädigung des CFK-Mantels in diesen Bereichen verhindern und ein gezieltes Versagen im Mittelbereich während der weggesteuerten Belastung der Stützen ermöglichen. Mit dem beschriebenen Versuchsaufbau konnten die Forscher, im Gegensatz zu den Forschungen von MATTHYS et al. [86], insgesamt 21 Stützen untersuchen und das Verhalten der Umschnürungspartner beobachten. Erneut konnte aufgrund des gesteigerten Aufwands stets nur eine Stützenvariante getestet werden. Eine Wiederholung mit gleicher Konfiguration konnte nicht geschehen. Auch die Variation der Dicke des CFK-Mantels blieb auf den Wechsel zwischen 2 oder 4 Lagen Kohlefasergelege beschränkt.

In der Regel werden Tests zur Querschnittstragfähigkeit der CFK-umschnürten Prüfkörper beschrieben. Tests zur Bauteiltragfähigkeit, bei der auch die Schlankheit der Druckglieder die Tragfähigkeit beeinflusst, werden seltener behandelt. Allerdings wurden auch Berichte veröffentlicht, in denen eine Horizontalkraft auf den Prüfkörper wirkt. In diesen Fällen erfolgt oft eine Einspannung der Stützen, wodurch ein Kragarm entsteht. Eine andere Methode besteht darin, die Normalkraft mit einer planmäßigen Lastausmitte einzuleiten. Derartige Experimente werden z. B. in [120] oder [43] beschrieben. Ziel ist die Erstellung von Momenten-Normalkraft-Interaktionsdiagrammen.

3 Modelle und Bemessungsansätze zur Abschätzung des Materialverhaltens von mit Faserverbundwerkstoffen umschnürten Betondruckgliedern

3.1 Allgemeine Betrachtungen

3.1.1 Materialspezifische Besonderheiten bei CFK-Umschnürungen

Bereits das Kapitel 2.3 hat einige Besonderheiten bei der Nutzung von Faserverbundwerkstoffen als Umschnürungsmaterialien benannt. Bewusst ausgespart, da von sehr großem Einfluss, wurde allerdings die materialspezifische Querdruckempfindlichkeit von Kohlefasern, auf die nachfolgend ausführlich eingegangen wird. Bereits geringe Querdruckspannungen sorgen für eine erhebliche Abminderung der nominal sehr hohen axialen Zugfestigkeit (vgl. Tabelle 2-3) [92]. Zur Erläuterung sind in Tabelle 3-1 die Materialeigenschaften in Längs- und Querrichtung einer hochfesten Kohlefaser und einer Glasfaser aus E-Glas aufgezeigt. Sehr gut erkennt man die sehr geringe Faserzugfestigkeit der Kohlefaser in Querrichtung, die lediglich 2,8 % der Faserlängszugfestigkeit beträgt. Im Gegensatz dazu ergibt sich für die ebenfalls aufgeführte Glasfaser ein deutlich günstigeres Quer- zu Längsrichtungsverhältnis von 22 %.

Tabelle 3-1 Materialeigenschaften von hochfesten Kohlefasern (HT) und Glasfasern (E-Glas) (GF) nach [111]

Bezeichnung		**HT-Faser**	**GF-Faser**
Faserart		Kohlefaser	Glasfaser
Material		HT	E-Glas
Zugfestigkeit längs	**[N/mm²]**	3430	2400
Zugfestigkeit quer	**[N/mm²]**	96	528
Elastizitätsmodul längs	**[N/mm²]**	230000	73000
Elastizitätsmodul quer	**[N/mm²]**	28000	73000
Maximaldehnung längs	**[%]**	1,5	3,3
Maximaldehnung quer	**[%]**	-0,3	-0,7
Querdehnungszahl längs	**[-]**	0,23	0,22

Mit Querdruck, der auf die eingesetzten Kohlefasern wirkt, ist in jedem Fall durch den Umschnürungsdruck bei einer beanspruchten CFK-Umschnürung zu rechnen (vgl. Bild 2-15). In der Folge kann nicht die im einaxialen Zugversuch ermittelte Bruchdehnung der Kohlefasern $\varepsilon_{u,FRP}$ in Gl. 32 genutzt werden, sondern nur eine abgeminderte Bruchdehnung ε_{ju}, die den besonderen Bedingungen am Druckglied

Rechnung trägt. In der Literatur wurde dieses Problem erkannt und war Gegenstand zahlreicher Untersuchungen.

Allgemeiner Konsens ist die Einführung eines empirisch ermittelten Abminderungsbeiwertes k_ε, z. B. empfohlen von LAM und TENG [77] oder TOUTANJI et al. [129]. TOUTANJI et al. kommen nach Auswertung eigener Ergebnisse und weiterer Studien zu dem Schluss, dass dieser Faktor im Durchschnitt für Faserverbundwerkstoffe allgemein bei 0,6 liegt. Es wird aber weiterhin ausgeführt, dass k_ε mit abnehmender Steifigkeit des Fasermaterials ansteigt. So soll der Wert für Glasfasern höher liegen. Zu einem ähnlichen Ergebnis kommen auch LAM und TENG, die nach Sichtung und Auswertung zahlreicher Ergebnisse aus der Literatur den Wert von k_ε für Kohlefasern mit 0,586 und für Glasfasern mit 0,669 festlegen. Im Gegensatz dazu ermittelte die Forschergruppe um SMITH et al. [121] ein k_ε von 0,80 für Kohlefasern. Den starken Unterschied zu den Ergebnissen von LAM und TENG begründen die Forscher mit der zu kleinen Versuchsanzahl ihrer eigenen Experimente. Wie geschildert, wird somit nur im weitesten Sinne das Materialverhalten der Verstärkungsfasern beachtet, um den Abminderungsfaktor zu bestimmen. Die Form oder die Art des zu umschnürenden Druckgliedes werden nicht in Betracht gezogen.

In Veröffentlichungen wie [92], [123] und [97] werden darüber hinaus aber auch die Stützeneigenschaften berücksichtigt. So wird von NIEDERMEIER [92] festgestellt, dass auch der Ausrundungsradius (vgl. verschiedene Ausrundungsradien R_c Bild 2-20) bis zu einem Wert von 60 mm Einfluss auf die Effektivität der eingesetzten Kohlefasern nimmt. k_ε ist dabei über eine Parabelfunktion direkt abhängig von R_c. Dies ist besonders bei rechteckigen Stützen zu beachten. Bei größeren Ausrundungsradien (z. B. alle kreisrunden Stützen mit einem Durchmesser ab 12 cm) geht auch NIEDERMEIER von einem konstanten k_ε aus. Allerdings wird eine Unterscheidung der Stützen in unbewehrte und bewehrte Druckglieder vorgenommen. Demnach ist k_ε für unbewehrte Bauteile im Mittel mit 0,66 und für bewehrte Betonkörper mit 0,50 abzuschätzen. Dieser deutliche Unterschied wird mit der vorhandenen Längsbewehrung erklärt. Demnach behindert die außen liegende CFK-Umschnürung das Ausknicken der Längsbewehrungsstäbe, was zu zusätzlichem Querdruck auf die Kohlefasern führt.

Zu ähnlichen Ergebnissen gelangen auch PELLEGRINO und MODENA [97]. Bezüglich der Wirkung des Ausrundungsradius schlagen sie folgende Gleichung vor:

$$k_\varepsilon = 0{,}25 + 0{,}25 \cdot \left(\frac{2 \cdot R_c}{b} \right) \tag{39}$$

Für kreisförmige Querschnitte ergibt sich ein k_ε von 0,50. Laut den Forschern kann dieser Ansatz aber nur für unbewehrte Bauteile Anwendung finden. Für bewehrte Betonstützen gilt dieser Ansatz nicht, da die Forschergruppe keine klare Abhängigkeit der Fasereffektivität k_ε vom Verhältnis zu $2R_c/b$ zu erkennen vermochte. Stattdessen wurde auch hier das mögliche Ausknicken der Längsbewehrung als wesentlicher

Grund für die Abminderung der Zugfestigkeit der Verstärkungsfasern erwogen. Die Forscher empfehlen den folgenden Ansatz zur Bestimmung von k_ε:

$$k_\varepsilon = \gamma \cdot C^{-0,7} \leq 0,8 \tag{40}$$

$$C = \frac{E_s \cdot \rho_l}{E_j \cdot \rho_j} \tag{41}$$

γ für CFK-Umschnürungen mit 0,7 und für GFK-Umschnürungen mit 1,5 abzuschätzen

C Verhältnis zwischen Steifigkeit der Längsbewehrung und Steifigkeit der Umschnürung

Der empirische Ansatz zeigt, dass das Verhältnis zwischen vorhandener Längsbewehrung und der eingesetzten CFK-Verstärkung von entscheidender Bedeutung ist. In Bild 3-1 ist eine Auswertung des Ansatzes bezüglich des Einflusses des Längsbewehrungsanteils und der Materialart der Umschnürung für zwei verschiedene Umschnürungsgrade gezeigt.

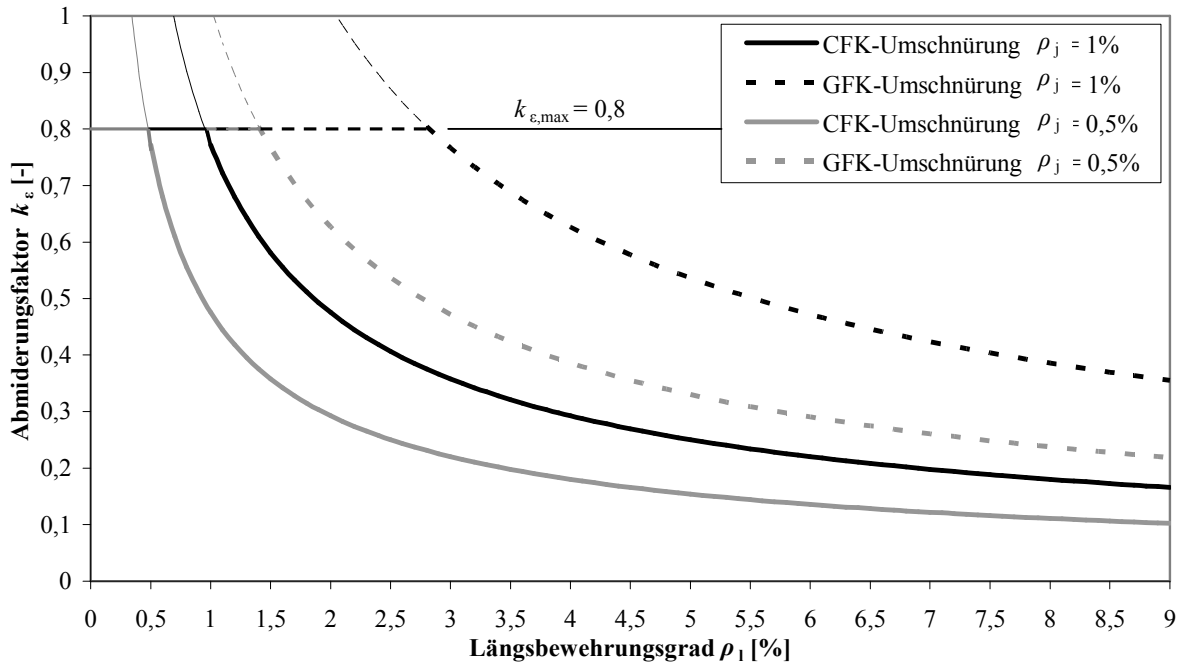


Bild 3-1 Auswertung des Ansatzes zur Ermittlung von k_ε für bewehrte Druckglieder nach PELLEGRINO und MODENA [97]

Der E-Modul von Kohlefasergelege und Längsbewehrung wurde mit 230.000 N/mm² und 200.000 N/mm² angenommen. Genügt die Steifigkeit der CFK-Umschnürung nicht, kann dies laut Forschergruppe zu Spannungskonzentrationen im CFK-Material führen.

In entsprechenden Tests zeigten die Forscher, dass die Dehnungsverteilung innerhalb einer CFK-Umschnürung um den Umfang herum stark differieren kann, siehe Bild 3-2. Gut erkennbar sind Spannungsspitzen nahe der innen liegenden Längsbewehrung, die zum Teil weit über dem durchschnittlichen Dehnungsniveau im Mantel lagen. Allerdings sind diese Spannungsspitzen in ihrer Höhe sehr unterschiedlich und treten in anderen Abbildungen der Veröffentlichung auch nicht immer in der Nähe der Längsbewehrung auf. Dies könnte anzeigen, dass gewisse Streuungen um den Umfang der Stütze normal sind, unabhängig davon, ob Längsbewehrung vorhanden ist oder nicht.

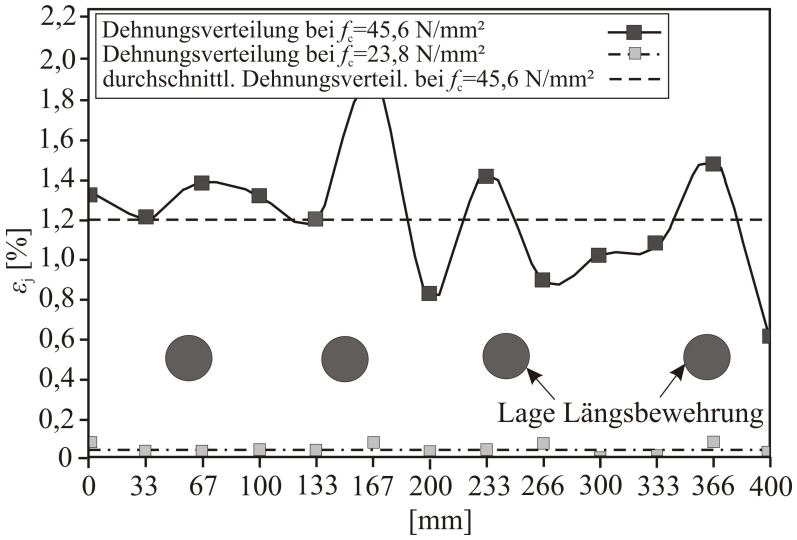


Bild 3-2 Typische Dehnungsverteilung innerhalb einer CFK-Umschnürung um den Umfang eines bewehrten Betondruckgliedes nach PELLEGRINO und MODENA [97]

So untersuchte die Forschergruppe um SMITH et al. [121] ebenfalls die Unterschiede in der Dehnungsentwicklung des CFK-Mantels um den Druckgliedumfang. Auch hier erkannten die Forscher in Versuchen an Druckgliedern Schwankungen von bis zu 0,6 % Dehnung, obwohl keine Längsbewehrung vorhanden war. In Bild 3-3 ist die Dehnungsverteilung (bei verschiedenen Laststufen) innerhalb der von der Forschergruppe genutzten CFK-Umschnürung an einem unbewehrten Betondruckglied (Durchmesser: 250 mm, Höhe: 500 mm) zu sehen. Die Dehnungen wurden dabei von insgesamt 18 um den Umfang der Stütze angeordneten DMS gemessen.

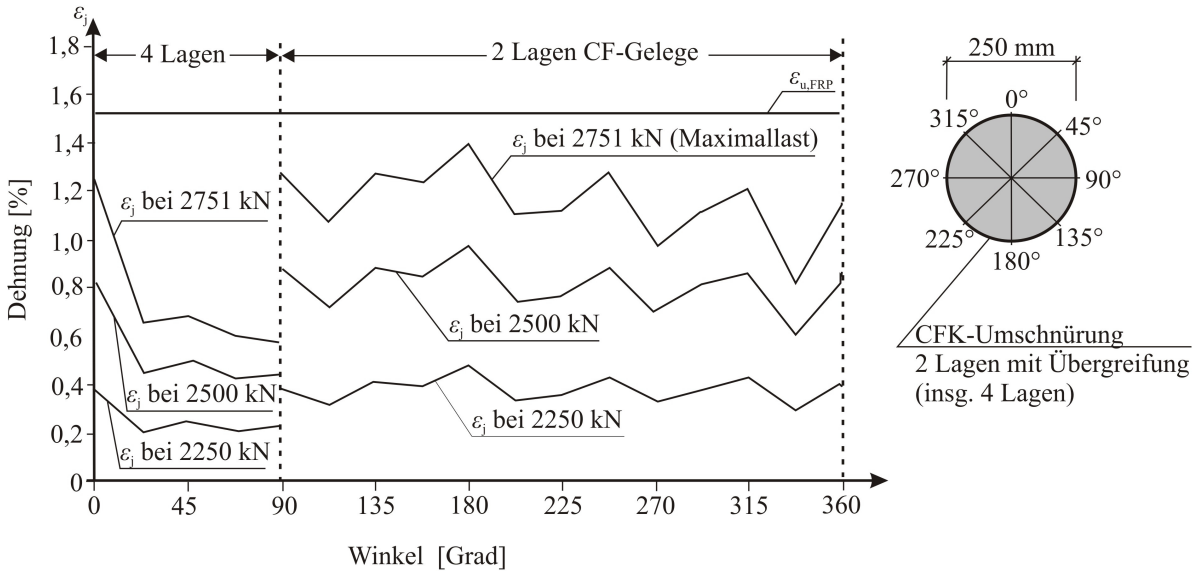


Bild 3-3 Typische Dehnungsverteilung innerhalb einer CFK-Umschnürung um den Umfang eines unbewehrten Betondruckgliedes nach SMITH et al. [121]

Im Vergleich zu Bild 3-2 ergibt sich eine ähnliche Dehnungsverteilung um den Umfang der Stütze. Die dabei erreichten Dehnungsunterschiede im Mantel bei Erreichen der Tragfähigkeit können ebenfalls mit den im Bild 3-2 aufgezeigten Dehnungsschwankungen verglichen werden.

Hierzu passt, dass andere Forschergruppen überhaupt keinen Einfluss der inneren Längsbewehrung aus ihren Forschungen ableiten konnten. So wird von KARABINIS und ROUSAKIS [67] berichtet, dass die außen aufgebrachte CFK-Umschnürung zwar das Ausknicken der Längsbewehrung verhindert, aber nicht durch zusätzlichen Querdruck beeinträchtigt wird. Laut deren eigener Datenbasis erreichten die Umschnürungen auf unbewehrten und bewehrten Bauteilen annähernd gleiche Bruchdehnungen.

Eine andere Erklärung für die auftretenden Dehnungsunterschiede wird von PESSIKI et al. [98] gegeben. Demnach werden die auftretenden Dehnungs- und Spannungsspitzen im CFK-Mantel durch Risse an der Betonoberfläche hervorgerufen, die von der CFK-Umschnürung überbrückt werden müssen. Durch den bestehenden Klebeverbund zwischen CFK-Material und Betonoberfläche können diese Spannungen teilweise ab den Rissufern wieder in den Beton abgetragen und die Dehnungen im CFK-Mantel reduziert werden. Bild 3-4 erläutert den von PESSIKI et al. aufgestellten Erklärungsansatz.

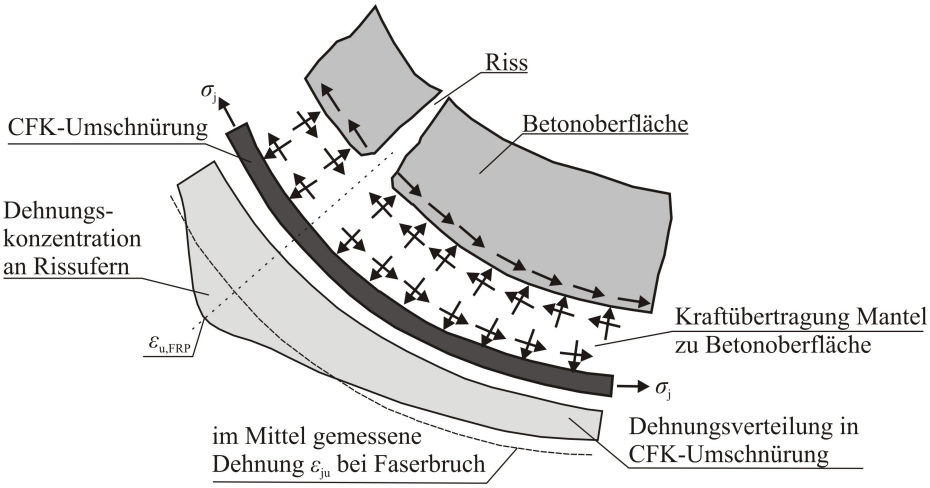


Bild 3-4 Entstehung von Dehnungs- und Spannungsspitzen im CFK-Mantel nach PESSIKI et al. [98]

Gl. 40 zeigt außerdem, dass auch PELLEGRINO und MODENA einen Einfluss der Materialart (CFK- oder GFK-Umschnürung) erkannten. Dies unterstützt die Ergebnisse von LAM und TENG [77]. Die Auswertung in Bild 3-1 macht außerdem deutlich, dass (entsprechende hoher Längsbewehrungsgrad vorausgesetzt) die von NIEDERMEIER [92] empfohlene Abminderung von $k_\varepsilon = 0{,}5$ zum Teil stark unterschritten werden kann.

Vor dem Hintergrund dieser starken Abweichungen und unterschiedlichen Ansichten ist weiterer Forschungsbedarf angezeigt.

3.1.2 Unterscheidung vorhandener Bemessungsansätze

In der Literatur ist bereits eine sehr große Anzahl an Bemessungsansätzen zur Beschreibung der Umschnürungswirkung von CFK-Umschnürungen vorhanden. Diese können z. B. nach LORENZIS und TEPFERS [83] in folgende Modelltypen unterschieden werden:

- Modelle, die auf Ansätzen beruhen, die für stahlumschnürte Druckglieder entwickelt wurden,
- empirische Modelle, die auf einer eigenen Datenbasis beruhen,
- iterative „aufbauende“ Modelle.

Modelle, die auf den Modellvorstellungen für stahlumschnürte Druckglieder basieren, wurden nur zu Beginn der Forschungen an CFK-umschnürten Beton genutzt. Ein Beispiel ist das Modell von SAADATMANESH et al. [105], in welchem das bereits im Kapitel 2.2.3 beschriebene Modell von MANDER et al. [84] auf CFK-umschnürte Betonstützen angewendet wird. Hierfür wird vereinfachend bei der Ermittlung des Umschnürungsdrucks auf Gl. 32 zurückgegriffen. Danach werden die Gl. 13 und 17 zur Bestimmung der maximalen Festigkeit und Dehnung angewendet. Da das Modell nach MANDER et al. gerade bei der Ermittlung von f_{cc} auf Ergebnisse aus Triaxialversuchen mit konstantem Umschnürungsdruck zurückgreift, ist der Ansatz nach SAADATMANESH et al. kritisch hinterfragt wurden, z. B. von SPOELSTRA und

MONTI [122]. Diese bemerken, dass im Gegensatz zur Querbewehrung eine CFK-Umschnürung bis zum Faserbruch einen immer weiter ansteigenden Umschnürungsdruck bereitstellt (vgl. Kapitel 2.3.1). Dies steht im starken Widerspruch zu dem in den zugrundeliegenden Triaxialversuchen angewendeten konstanten aktiven Umschnürungsdruck. Dennoch sollte dieses Vorgehen, zumindest hinsichtlich der Maximalfestigkeit f_{cc}, zu zutreffenden Vorhersagen führen, da wie bereits erläutert bei stahlumschnürten Prüfkörpern zumeist der Beginn des Fließens der Querbewehrung als der Punkt definiert wird, bei dem f_{cc} erreicht ist. Bis zu diesem Punkt verhalten sich beide Umschnürungsmaterialien linear elastisch.

Die empirischen Ansätze machen den größten Anteil der vorhandenen Modelle aus. Viele beruhen dabei auf einer Datenbasis, die von den Autoren selbst erstellt und ausgewertet wurde. Beispiele sind SAMAAN et al. [107] oder XIAO und WU [137]. Dies birgt Risiken, da in vielen Fällen die eigene Datenbasis nicht alle Material-, Versuchsaufbau- und Belastungsvariationen abdecken kann. In vielen dokumentierten Versuchsreihen kam zudem nur eine Stützengeometrie, z. B. kleine Zylinder mit Standardabmessung (Durchmesser: 150 mm, Höhe: 300 mm), zum Einsatz, wodurch auch keine Aussagen zu eventuellen Maßstabseffekten (vgl. Kapitel 2.3.3) gemacht werden konnten. Andere Autoren versuchten, Literaturquellen heranzuziehen und diese gegebenenfalls mit eigenen Ergebnissen zu komplettieren. Ein Beispiel sind die vielfältigen Modelle der Forschergruppe um TENG [77], [124] (vgl. Kapitel 3.2.3).

Aus dem bereits im Kapitel 2.3.1 beschriebenen linear elastischen Materialverhalten der Kohlefasern schließen die meisten empirischen Modelle auf einen einfachen bilinearen Ansatz zur Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens von CFK-umschnürtem Beton. Ein Beispiel ist in Bild 3-5 gegeben. Gut zu erkennen ist, dass sich nach dem Erreichen der einaxialen Festigkeit des Betons und einer kurzen Übergangszone ein zweiter linearer Anstieg anschließt.

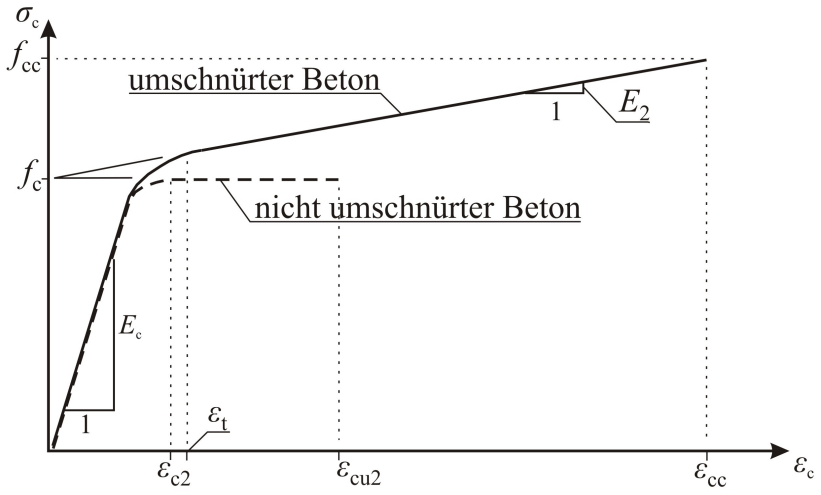


Bild 3-5 Typischer bilinearer Ansatz zur Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens von CFK-umschnürtem Beton [77]

Mit Erreichen von f_{cc} und ε_{cc} endet dieser Anstieg, die eingesetzten Verstärkungsfasern erreichen ihre Bruchdehnung und versagen. Zur Abbildung dieses Modells geben empirische Ansätze Formeln zur Berechnung der maximalen Festigkeit und Dehnung an. Zusammen mit einer Gleichung zur Berechnung des zweiten Anstiegs kann das gesamte Materialverhalten in axialer Richtung vorhergesagt werden.

Die letzte Gruppe bilden iterative Modelle (z. B. [36], [122], [51], [124], [82]), die sowohl das Verhalten von Beton unter Druck als auch das Materialverhalten von CFK-Materialien miteinander verknüpfen und deren Interaktion betrachten. Dies kann z. B. über das folgende 4-Quadranten-Modell nach CUI und SHEIKH [36] geschehen. Quadrant 1 beschreibt das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Betons, indem wie im Bild 3-6 gezeigt, Kurven des Betons unter verschiedenen konstanten Umschnürungsdrücken unterlegt werden.

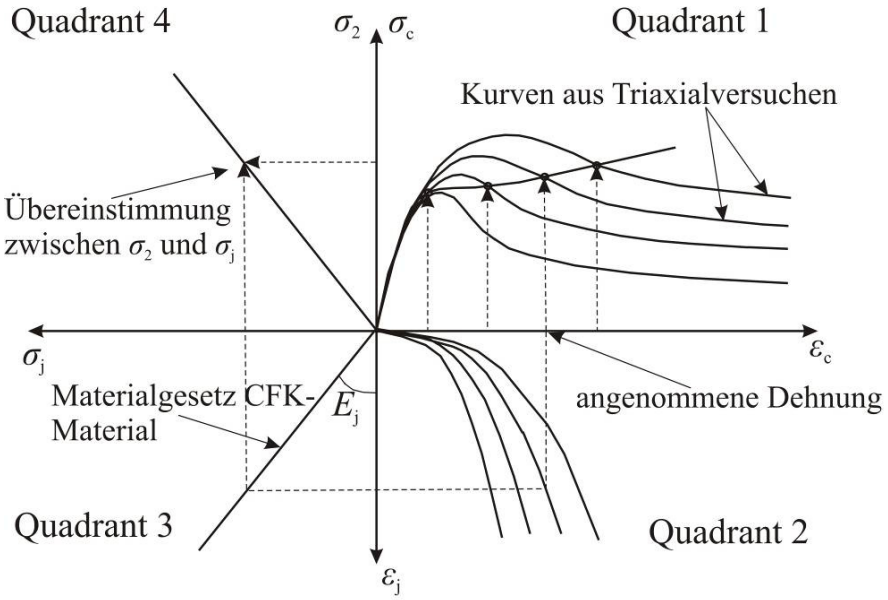


Bild 3-6 Vier-Quadranten-Modell nach CUI und SHEIKH [36]

Je nach Modell oder verwendeten Betonen (normalfest, hochfest) werden hier verschiedene Triaxialkurven herangezogen. Quadrant 2 beschreibt das Verhalten zwischen axialer Dehnung ε_c und Querdehnung des umschnürten Bauteils, die bei zylindrischen Prüfkörpern der Dehnung im CFK-Mantel ε_j entspricht. Auch hier müssen entsprechende Kurven für das Verhalten des umschnürten Betons unter konstantem Umschnürungsdruck unterlegt werden. Ist die Querdehnung des Betons bekannt, kann über die im 3. Quadranten hinterlegten Materialeigenschaften der verwendeten Fasern auf den Umschnürungsdruck im 4. Quadranten geschlossen werden. Bild 3-6 beschreibt darüber hinaus ein Beispiel, wie eine iterative Berechnung eines Punktes im Spannungs-Dehnungs-Diagramm funktionieren kann. Wie im Bild gezeigt, wurde hier eine axiale Dehnung ε_c angenommen. Des Weiteren wird ein Umschnürungsdruck σ_2 angenommen. Über die im zweiten Quadranten hinterlegten Kurven können nun die Dehnung und Spannung im CFK-Mantel ermittelt werden. Stimmen der angenommene Querdruck und die Spannung im CFK-Mantel überein,

kann im letzten Schritt über die Triaxialkurve des ersten Quadranten, welche zum Querdruck gehört, der zu ε_c gehörige axiale Spannungswert σ_c ermittelt werden.

Durch die Nutzung eines sehr dichten Netzes an Spannungs-Dehnungs-Kurven unter konstantem aktivem Druck kann eine sehr genaue Abbildung der Spannungs-Dehnungskurven von passiv umschnürtem Beton erfolgen. Entscheident ist die Zuverlässigkeit und Genauigkeit der unterlegten Triaxialkurven sowie der Kurven, die das Verhalten zwischen axialer Dehnung und Querdehnung des umschnürten Bauteils beschreiben. Gleichzeitig ermöglichen iterative Modelle die nachträgliche Einbeziehung von verfügbaren oder noch in der Zukunft bereitgestellten Triaxialergebnissen – auch im Hinblick auf Hochleistungsbetone.

Iterative Berechnungen sind aber aufwendig, die Modelle komplizierter. Die Einarbeitungszeit ist hoch. Aus diesem Grund können solche Ansätze nur in Softwarelösungen Anwendung finden. Für eine händische Überprüfung sind sie ungeeignet.

3.1.3 Unterscheidung der Modelle nach beachteten Randbedingungen

Neben der unterschiedlichen Herangehensweise bei der Ermittlung des Materialverhaltens CFK-umschnürter Betondruckglieder kann eine weitere Unterscheidung nach den untersuchten und betrachteten Randbedingungen vorgenommen werden. Dies betrifft vor allem die Eigenschaften des zu umschnürenden Druckgliedes hinsichtlich der vorhandenen Längs- und Querbewehrung. Viele Modelle unterscheiden nicht zwischen unbewehrten oder bewehrten Druckgliedern [41].

Tabelle 3-2 Verschiedene Modelle und beachtete Eigenschaften des umschnürten Bauteils

Modell	Quelle	Jahr	Art	Einfluss einaxiale Druckfestigkeit	Querbewehrung	Längsbewehrung
SAMAAN et al.	[107]	1997	Empirisch	Berechnung ε_{cu}	nein	nein
SPOELSTRA und MONTI	[122]	1999	Iterativ	Berechnung von f_{cc} und ε_{cc}	nein	nein
LAM und TENG	[77]	2003	Empirisch	Berechnung ε_{cu}	nein	nein
TENG et al.	[125]	2009	Empirisch	Berechnung von f_{cc} und ε_{cu}	nein	nein
TENG et al.	[124]	2007	Iterativ	Berechnung ε_{cc}	nein	nein
XIAO und WU	[137]	2003	Empirisch	Berechnung von f_{cc} und ε_{cu}	nein	nein
PELLEGRINO und MODENA	[97]	2010	Empirisch	Berechnung von f_{cc} und ε_{cu}	ja	ja, über k_ε
KARABINIS und ROUSAKIS	[67]	2009	Empirisch	ohne Einfluss	ja	nein
HU et al.	[62]	2012	Iterativ	teilweise (siehe Kapitel 3.3.2)	ja	nein
EID und PAULTRE	[41]	2008	Empirisch	Berechnung ε_{cu}	ja	nein
NIEDERMEIER	[92]	2009	Empirisch	Berechnung ε_{cu}	ja	ja, über k_ε

Wie bereits im Kapitel 2.2.3 beschrieben, nimmt auch die innere Querbewehrung wesentlichen Einfluss auf das Verhalten eines umschnürten Druckgliedes. Ein komplettes Vernachlässigen ist unwirtschaftlicher, da unter Umständen der von der Querbewehrung erbrachte Umschnürungsdruck unterstützend wirkt. Auch die innen liegende Längsbewehrung sollte, wie im Kapitel 3.1 erläutert, beachtet werden, da diese unter Umständen zusätzlichen Querdruck in die CFK-Umschnürung einträgt und die Effektivität der Kohlefasern beeinträchtigt.

In Tabelle 3-2 sind verschiedene empirische und iterative Modelle (geordnet nach ihrer Erwähnung in den nächsten Kapiteln) zusammengestellt. Diese wurden beispielhaft aus der großen Anzahl der in der Literatur vorhandenen Berechnungsansätze ausgewählt. Auf diese Weise wird ein repräsentativer Querschnitt der intensiven Forschungsarbeit der letzten 20 Jahre geboten. Gut zu erkennen ist, wie stark die aufgelisteten Bemessungsansätze darin unterschieden werden können, ob diese die innen liegende Bewehrung beachten oder nicht. Interessant ist auch die Betrachtung des Einflusses, den die einaxiale Betondruckfestigkeit in den Modellen auf die Berechnung von Tragfähigkeit und zugehöriger Dehnung und Materialverhalten nimmt. Weitere Bemessungsansätze sind auch in [53], [134], [135] oder [21] zu finden.

In den nächsten Kapiteln sollen die in Tabelle 3-2 aufgeführten Materialmodelle präsentiert werden. Dabei erfolgt ebenfalls eine Differenzierung in unbewehrte Betonstützen und bewehrte dual umschnürte Druckglieder.

3.2 Ausgewählte Bemessungsansätze zur Beschreibung des Materialverhaltens umschnürter unbewehrter Betondruckglieder

3.2.1 Bemessungsansatz nach M. SAMAAN et al. [107]

Auf der Grundlage eigener Versuchergebnisse an 30 labormaßstäblichen (Durchmesser = 15 cm; Höhe = 30 cm) GFK-umschnürten Prüfkörpern entwickelte die Forschergruppe ein empirisches Modell, das den bereits im Kapitel 3.1.2 beschriebenen bilinearen Ansatz (vgl. Bild 3-5) nutzt.

Zur Berechnung der maximalen Festigkeit f_{cc} verwendeten die Forscher Gl. 10 und setzten für k_1 folgende Formel ein:

$$k_1 = 6{,}0 \cdot f_{lj}^{-0{,}3} \tag{42}$$

Zur Bestimmung der zugehörigen Dehnung wird zunächst der Initialpunkt f_o des zweiten Anstiegs E_2, beginnend an der y-Achse, beschrieben und eine weitere empirische Gleichung zur Ermittlung von E_2 aufgeführt:

$$E_2 = 245{,}61 \cdot f_c^{0{,}2} + 1{,}3456 \cdot \frac{E_j \cdot t_j}{D} \tag{43}$$

$$f_o = 0{,}872 \cdot f_c + 0{,}371 \cdot f_{lj} + 6{,}258 \text{ N/mm²} \tag{44}$$

Sind diese Variablen bekannt, kann die Maximaldehnung berechnet werden. SAMAAN et al. verzichten bei der Ermittlung des Umschnürungsdrucks f_{lj} auf eine Reduktion der Bruchdehnung der Verstärkungsfasern. Das bedeutet, dass dieses Modell lediglich an dem von den Forschern verwendeten Glasfasermaterial kalibriert ist. Da dieses Material laut LAM und TENG [77] und TOUTANJI et al. [129] weniger querdruckempfindlich ist und k_ε (vgl. Kapitel 3.1) höher angenommen werden kann, müsste das Modell CFK-umschnürten Beton überschätzen. Weiterhin zeigen Gl. 42 und die Auswertungen in Bild 3-7, dass die Festigkeitssteigerung gegenüber der einaxialen Festigkeit des Betons lediglich vom Umschnürungsdruck abhängig ist. Die Maximaldehnung ε_{cc} ist in geringem Maße auch von der einaxialen Festigkeit des unumschnürten Betons abhängig. Gezeigt wird dies in Bild 3-7, indem im linken Diagramm nur der Umschnürungsdruck (f_c konstant mit 20 N/mm²) und im rechten Diagramm nur die einaxiale Festigkeit (f_{lj} konstant mit 5 N/mm²) variiert wurde.

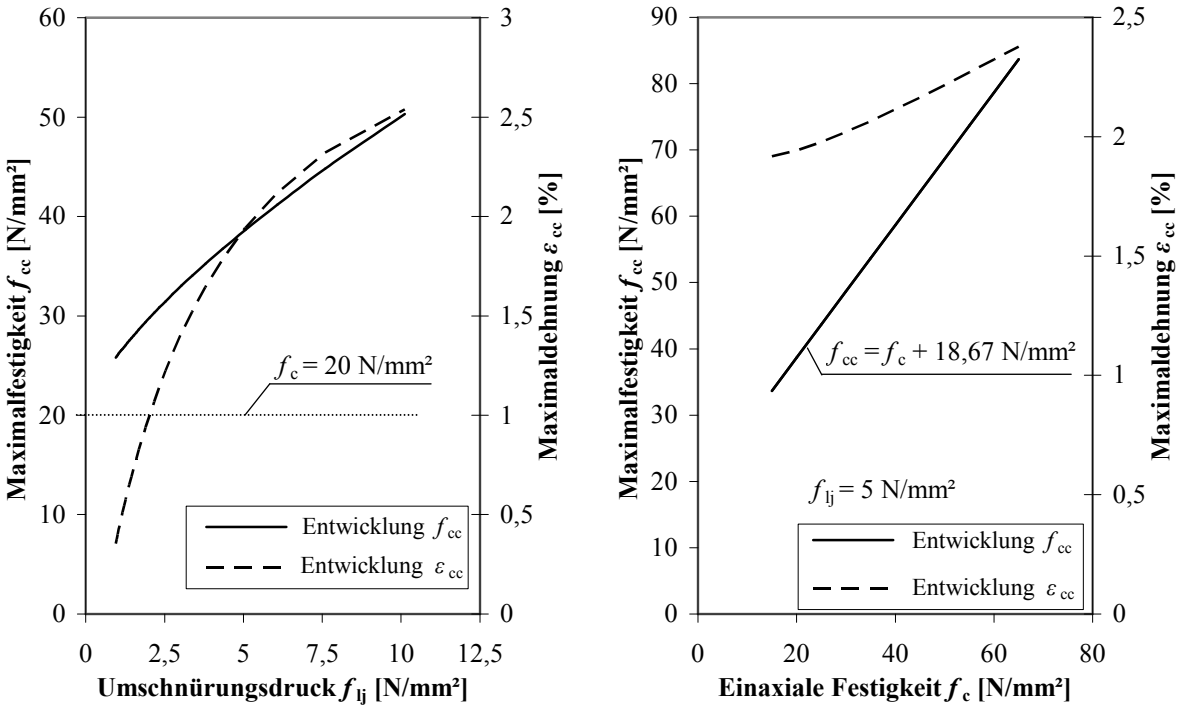


Bild 3-7 Auswertung des Ansatzes nach SAMAAN et al. [107]

Zur mathematischen Beschreibung des bilinearen Ansatzes in axialer Richtung nutzten die Autoren folgende Gleichung:

$$\sigma_c = \frac{(E_c - E_2) \cdot \varepsilon_c}{\left[1 + \left(\frac{(E_c - E_2) \cdot \varepsilon_c}{f_o}\right)^n\right]^{1/n}} + E_2 \cdot \varepsilon_c \tag{45}$$

n Faktor zur Steuerung der Ausrundung der Übergangszone zwischen E_c und E_2; $n = 1{,}5$

Trotz der sehr geringen Datenbasis, die dem Modell zugrunde liegt, konnten die Forscher zu anderen damaligen in der Literatur verfügbaren Datensätzen eine gute Übereinstimmung erzielen. Im Kapitel 6.1 soll dieses Modell deshalb als Vertreter der empirischen Ansätze zum Vergleich mit eigenen Ergebnissen herangezogen werden.

3.2.2 Modellvorschlag nach M. R. SPOELSTRA und G. MONTI [122]

Bei diesem vielbeachteten Modell handelt es sich um einen iterativen Berechnungsalgorithmus, wie er bereits im Kapitel 3.1.2 kurz angedeutet wurde. Zur Beschreibung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung zwischen axialem Druck und axialer Dehnung wird hier auf den bereits bekannten von MANDER et al. [84] vorgeschlagenen und aus Triaxialversuchen ermittelten Ansatz für f_{cc} zurückgegriffen (vgl. Gl. 13) sowie die ebenfalls von Forschern um MANDER vorgeschlagene Gl. 17 verwendet. In Bild 3-8 ist der Ansatz nach SPOELSTRA und MONTI gezeigt.

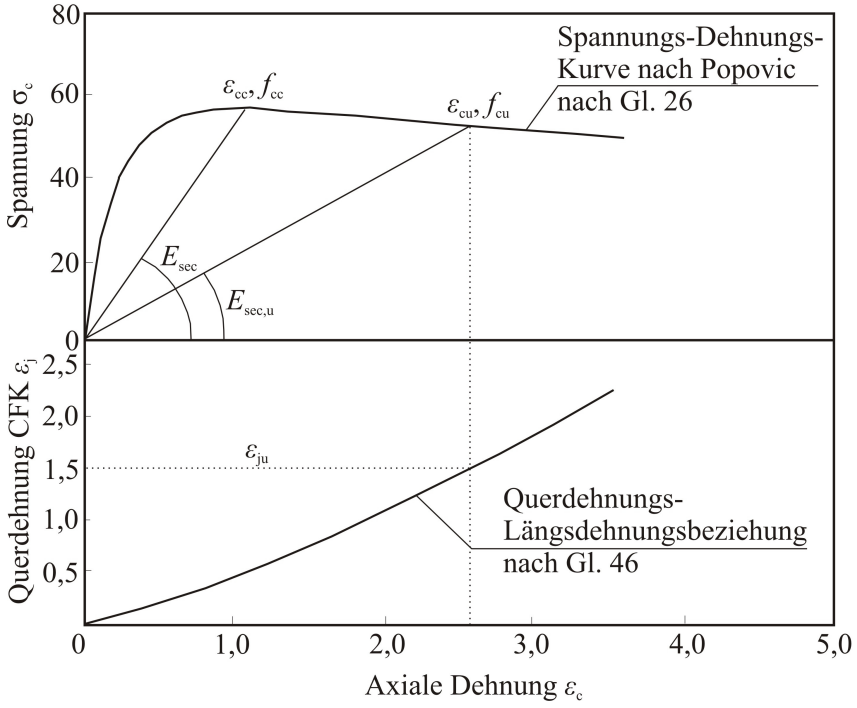


Bild 3-8 Vorgehen zur iterativen Beschreibung des Materialverhaltens nach SPOELSTRA und MONTI [122]

Die POPOVICS-Kurve (vgl. Gl. 26) und Bild 2-9 wird genutzt, um das Betonverhalten unter verschiedenen konstanten Umschnürungsdrücken (vgl. Bild 3-6) zu beschreiben. Zur Beschreibung der Abhängigkeit zwischen Quer- und Längsdehnung nutzen die Forscher folgenden Ansatz:

$$\varepsilon_j(\varepsilon_c, \sigma_2) = \frac{E_c \cdot \varepsilon_c - \sigma_c(\varepsilon_c, \sigma_2)}{2 \cdot \beta \cdot \sigma_c(\varepsilon_c, \sigma_2)} \quad \text{mit} \quad \beta = \frac{5700}{\sqrt{f_c}} - 500 \tag{46}$$

β Konstante des zu umschnürenden Betons, die in Abhängigkeit von f_c beschrieben werden kann

Die Iteration erfolgt dadurch, dass zunächst eine axiale Dehnung und ein Umschnürungsdruck angenommen werden. Für diesen Druck wird die aktuelle Spannung auf der Spannungs-Dehnungs-Kurve des Betons unter konstantem Druck nach POPOVICS ermittelt. Jetzt wird die Querdehnung mit Gl. 46 berechnet. Bei bekannter Querdehnung lässt sich mit Gl. 31 der Querdruck aktualisieren. Es wird solange iteriert, bis der angenommene Querdruck dem aktuell berechneten Wert entspricht.

Um die Maximalfestigkeit f_{cu} und die zugehörige Dehnung ε_{cu} (vgl. Bild 3-8) zu ermitteln, schlagen die Autoren folgende Gleichung zur Berechnung des maximalen Sekantenmoduls $E_{sec,u}$ (siehe auch Bild 3-8) vor:

$$\varepsilon_{cu} = \varepsilon_{cc} \cdot \left[\frac{\frac{f_{cc}}{\varepsilon_{cc}} \cdot \left(E_c - E_{sec,u} \right)}{E_{sec,u} \cdot \left(E_c - \frac{f_{cc}}{\varepsilon_{cc}} \right)} \right]^{1-\frac{f_{cc}}{\varepsilon_{cc} \cdot E_c}} \quad \text{mit} \quad E_{sec,u} = \frac{E_c}{1 + 2 \cdot \beta \cdot \varepsilon_{ju}} \tag{47}$$

$$f_{cu} = E_{sec,u} \cdot \varepsilon_{cu} \tag{48}$$

Zur Ermittlung von f_{cc} und ε_{cc} nach dem Ansatz von MANDER et al. wird der maximale Druck f_{lj} angesetzt. Dieser kann durch Einsetzen der maximalen Bruchdehnung der Verstärkungsfasern in Gl. 32 ermittelt werden. Somit ist das gesamte Materialverhalten beschrieben. Vorteil dieses Modells ist, dass es im Gegensatz zu einfachen empirischen Modellen auch einen abfallenden zweiten Kurvenabschnitt darstellen kann. Dieses Vorgehen ermöglicht die Berechnung einer geringeren Maximalfestigkeit f_{cu}, welche noch unter der einaxialen Festigkeit des Betons liegen kann. Dieser darf dann aber eine gegenüber ε_{c1} deutlich erhöhte Dehnung ε_{cu} zugeordnet werden, um z. B. die Duktilität des Bauteils zu erhöhen. Ein solcher abfallender Ast ist bei umschnürten Stützen mit sehr geringem Umschnürungsgrad zu erwarten.

3.2.3 Modelle und Bemessungsvorschläge der Polytechnischen Universität Hongkong [77], [124], [125]

An der Polytechnischen Universität Hongkong wird in der Forschergruppe um TENG seit 2000 an mit Faserverbundmaterialien umschnürten Betondruckgliedern geforscht. Besonders das Bemessungsmodell nach LAM und TENG [77] wurde international beachtet. Dieser empirische Ansatz beruht auf Daten aus der zum Entstehungszeitpunkt verfügbaren Literatur. Ähnlich dem Modell, beschrieben im Kapitel 3.2.1, wird auch hier mit Gl. 10 gearbeitet, um den Einfluss des Umschnürungsdrucks auf die maximale Festigkeit zu beschreiben. Der Faktor k_1 wird

von den Forschern aber als konstanter Wert von 3,3 angegeben. Für die Berechnung der maximalen Dehnung wird folgende Gleichung empfohlen:

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c2} \cdot 1{,}75 + \varepsilon_{c2} \cdot 12 \cdot \frac{f_{lj}}{f_c} \cdot \left(\frac{\varepsilon_{ju}}{\varepsilon_{c2}} \right)^{0{,}45} \tag{49}$$

Der am Anfang stehende Faktor 1,75 bewirkt für den Fall $f_{lj} = 0$, dass die im Eurocode 2 [1] angegebene Maximaldehnung ($e_d / h > 0{,}1$ vorausgesetzt) von 0,035 als Ergebnis errechnet wird. Zur Berechnung des in Gl. 10 und Gl. 49 benötigten maximalen Umschnürungsdrucks wird die von Herstellern angegebene Faserbruchdehnung $\varepsilon_{u,FRP}$ mit den von den Autoren empfohlenen Werten für k_ε (vgl. Kapitel 3.1) abgemindert. Zur Entwicklung der Spannungs-Dehnungs-Kurven in axialer Richtung werden folgende Annahmen zugrunde gelegt:

- Das Materialverhalten folgt dem bereits beschriebenen bilinearen Ansatz (vgl. Bild 3-5).
- Der erste Anstieg entspricht dem E-Modul von nicht umschnürtem Beton.
- Die folgende parabolische Übergangszone, teilweise bereits durch die aktivierte Umschnürung beeinflusst, endet im zweiten linearen Anstieg E_2.
- Eine ausreichende Steifigkeit der CFK-Umschnürung wird vorausgesetzt → Umschnürungsgrad > 0,7.

Entgegen dem Vorgehen anderen Forschergruppen greifen die Autoren dabei nicht auf den z. B. von SAMAAN et al. (vgl. Gl. 45) favorisierten Ansatz zurück, sondern formulierten folgenden praktikablen Zusammenhang:

$$\sigma_c = \begin{cases} E_c \cdot \varepsilon_c - \dfrac{(E_c - E_2)^2}{4 \cdot f_c} \cdot \varepsilon_c^2 & \left(0 \le \varepsilon_c \le \varepsilon_t\right) \\ f_c + E_2 \cdot \varepsilon_c & \left(\varepsilon_t \le \varepsilon_c \le \varepsilon_{cc}\right) \end{cases} \tag{50}$$

$$E_2 = \frac{f_{cc} - f_c}{\varepsilon_{cc}} \tag{51}$$

Die Vorteile dieses Modells sahen die Autoren in der für den Praktiker einfachen Handhabung und in der Möglichkeit zur unkomplizierten Implementierung in Bemessungsvorschriften. Andere Forschergruppen (z. B. EID und PAULTRE [41] oder KARABINIS und ROUSAKIS [67]) erzielten zudem durch Nachrechnung mit dem Modell eine gute Übereinstimmung zu eigenen experimentellen Ergebnissen. Allerdings wird auch bei diesem Modell die Maximalfestigkeit des umschnürten Betons allein durch die Umschnürung gesteuert. Bild 3-9 verdeutlicht dies. Erneut zeigt das rechte Diagramm, dass die einaxiale Festigkeit nur Einfluss auf die Maximaldehnung ε_{cc} nimmt. Die erreichbare Tragfähigkeit steigt lediglich um den Wert von f_c.

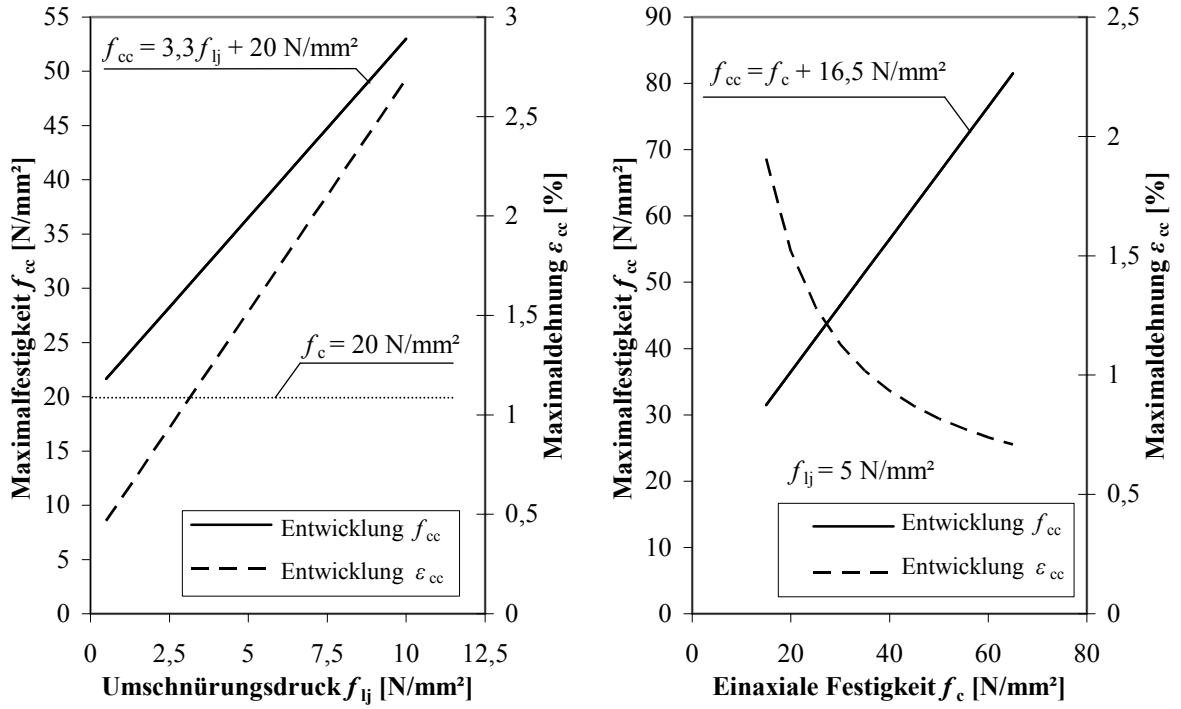


Bild 3-9 Auswertung des Ansatzes nach LAM und TENG [77]

Der Vergleich zum im Bild 3-7 dargestellten Ansatz nach SAMAAN et al. [107] zeigt darüber hinaus eine entgegengesetzte Entwicklung von ε_{cc} mit steigendem f_c.

In den darauffolgenden Jahren wurden eigene Materialtests an umschnürtem Beton durchgeführt und veröffentlicht (z. B. [78]). Im Jahr 2009 beschloss man dann eine Revision des Modells von 2003 [125]. Begründet wurde dieser Schritt unter anderem damit, dass nicht alle Fragen zum damaligen Zeitpunkt ausreichend geklärt und im Modell beschrieben werden konnten. Dies betraf nach Sicht der Autoren vor allem die Messung der CFK-Dehnungen, speziell zum Zeitpunkt des Faserbruchs. Für die Revision wurde aus diesem Grund eine eigene, bis dahin geschaffene, Datenbasis herangezogen. Diese umfasste Drucktests an 48 kleinformatigen Standardzylindern, die mit unterschiedlich vielen Lagen von Kohle- und Glasfasergelegen umschnürt wurden. Gegenüber dem alten Modell stellt diese geringe Datenbasis einen klaren Rückschritt dar, da keine signifikanten Variationen an den umschnürten Betonbauteilen, wie z. B. Änderungen der Stützenabmessungen oder der Betonfestigkeit, durchgeführt wurden.

Für die Revision wurden zwei verschiedene Wege beschritten. Im ersten Fall veränderten die Forscher lediglich die Gleichungen für die maximale Festigkeit und zugehörige Dehnung des umschnürten Betons, siehe Gl. 52 und 55.

$$f_{cc} = \begin{cases} f_c + f_c \cdot 3{,}5 \cdot (\rho_K - 0{,}01) \cdot \rho_\varepsilon & \text{wenn} \quad \rho_K \geq 0{,}01 \\ f_c & \text{wenn} \quad \rho_K < 0{,}01 \end{cases} \tag{52}$$

$$\rho_{\mathrm{K}} = \frac{2 \cdot E_{\mathrm{j}} \cdot t_{\mathrm{j}}}{\left(f_{\mathrm{c}} / \varepsilon_{\mathrm{c2}}\right) \cdot D} \tag{53}$$

$$\rho_{\varepsilon} = \frac{\varepsilon_{\mathrm{ju}}}{\varepsilon_{\mathrm{c2}}} \tag{54}$$

ρ_{K} Verhältniswert zwischen Steifigkeit der Umschnürung und Steifigkeit des unumschnürten Betons

ρ_{ε} Verhältniswert zwischen Bruchdehnung der verwendeten Kohlefasern und der Betondehnung bei Erreichen von f_{c}

Gut zu erkennen ist, dass im revidierten Modell nun der Faktor ρ_{k} erscheint, der das Verhältnis zwischen Umschnürungsdruck und den Betoneigenschaften des einaxial beanspruchten Betons beschreibt. Die einaxiale Druckfestigkeit hat jetzt ebenfalls Einfluss auf die maximale Festigkeit des umschnürten Betons. Zur Berechnung der zugehörigen Dehnung wird folgende Gleichung vorgeschlagen:

$$\varepsilon_{\mathrm{cc}} = \varepsilon_{\mathrm{c2}} \cdot 1{,}75 + \varepsilon_{\mathrm{c2}} \cdot 6{,}5 \cdot \rho_{\mathrm{K}}^{0{,}8} \cdot \rho_{\varepsilon}^{1{,}45} \tag{55}$$

In Bild 3-10 wurde eine Auswertung des revidierten Ansatzes im Vergleich zum alten Ansatz von 2003 vorgenommen. Erneut wird im linken Diagramm der Einfluss des Umschnürungsdrucks bei konstantem f_{c} und im rechten Diagramm die Wirkung der einaxialen Betondruckfestigkeit bei konstantem f_{lj} aufgezeigt.

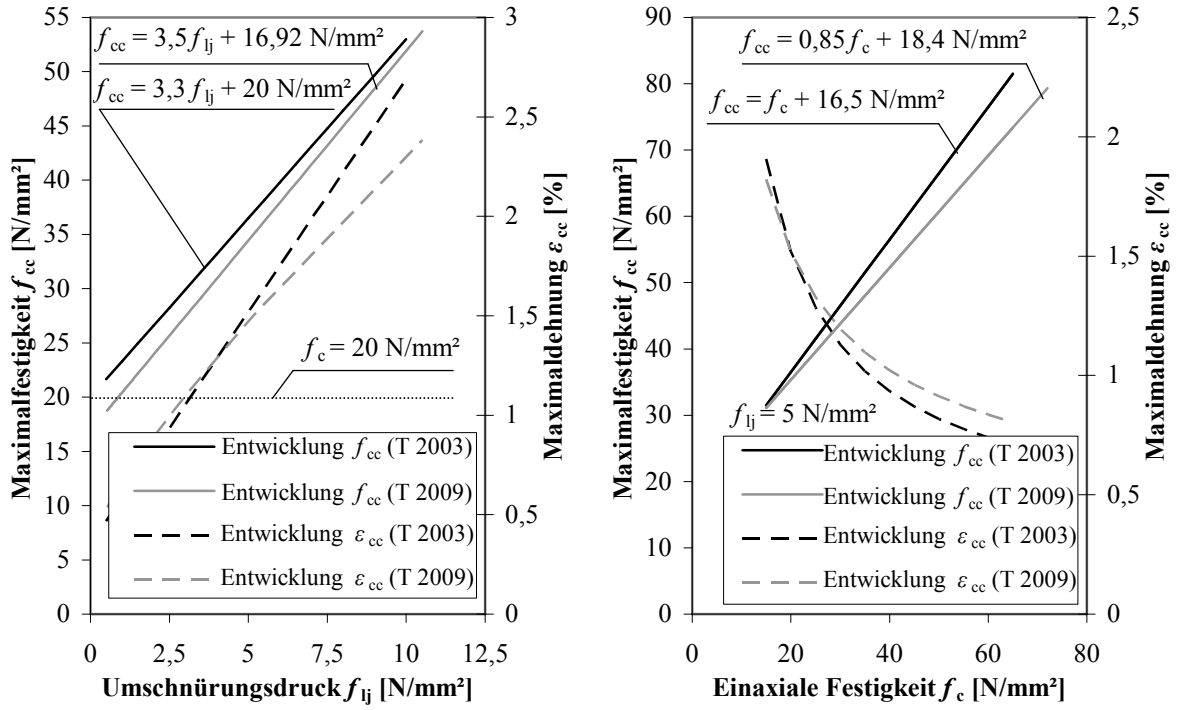


Bild 3-10 Auswertung der Ansätze der Forscher um TENG von 2003 [77] und 2009 [125]

Wie im linken Diagramm ersichtlich, hat f_{lj} nun einen veränderten Einfluss auf die Maximaldehnung, erkennbar im Vergleich der mit den beiden Ansätzen errechneten Kurven. Stärkere Umschnürungsdrücke münden mit dem modifizierten Ansatz in weniger hohen Dehnungen. Im rechten Diagramm ist der Einfluss von f_c auf f_{cc} zu erkennen. Demnach steigt f_{cc} in geringerem Maße als die einaxiale Betonfestigkeit an. Dies bedeutet, dass man mit dem revidierten Ansatz mit steigender einaxialer Betondruckfestigkeit immer geringere Tragfähigkeitszunahmen im Vergleich zum ursprünglichen Modell berechnet.

Wie bereits erläutert, können die Gl. 52 und 55 wieder in Gl. 51 Verwendung finden und damit das Materialverhalten dargestellt werden. Allerdings kann auch dieses Modell keinen abfallenden Ast bei sehr geringer Umschnürung berechnen, da Gl. 52 bei Umschnürungssteifigkeiten von $\rho_K < 0{,}01$ immer $f_c = f_{cc}$ als Ergebnis ausgibt. Aus diesem Grund erweiterten TENG et al. in einem zweiten Schritt Gl. 50 folgendermaßen:

$$\sigma_c = \begin{cases} E_c \cdot \varepsilon_c - \dfrac{(E_c - E_2)^2}{4 \cdot f_c} \cdot \varepsilon_c^2 & (0 \le \varepsilon_c \le \varepsilon_t) \\ f_c + E_2 \cdot \varepsilon_c \quad \text{wenn} \quad \rho_K \ge 0{,}01 & (\varepsilon_t \le \varepsilon_c \le \varepsilon_{cu}) \\ f_c - \dfrac{f_c - f_{cu}}{\varepsilon_{cu} - \varepsilon_{c2}} \cdot (\varepsilon_c - \varepsilon_{c2}) \quad \text{wenn} \quad \rho_K < 0{,}01 & \end{cases} \tag{56}$$

f_{cu} Festigkeit des umschnürten Betons bei Bruch der Kohlefasern; diese kann geringer als f_c sein

ε_{cu} Axiale Dehnung des umschnürten Betons bei Bruch der Kohlefasern

Wie zu erkennen ist, wird der zweite Teil des Materialgesetzes nun entweder durch den linearen zweiten Anstieg oder durch einen abfallenden Ast beschrieben, wodurch mit dem Erreichen der Bruchdehnung der verwendeten Kohlefasern eine geringere Festigkeit f_{cu} möglich ist:

$$f_{cu} = f_c + f_c \cdot 3{,}5 \cdot (\rho_K - 0{,}01) \cdot \rho_\varepsilon \tag{57}$$

Dennoch kann durch dieses Vorgehen zum Teil eine gegenüber ε_{c2} deutlich höhere zugehörige Dehnung ε_{cu} erzielt werden. So lässt sich laut [125] das Materialverhalten gering umschnürter Betonbauteile besser erfassen. Beide Modelle, einmal der vielbeachtete Ansatz von 2003 als auch die Revision von 2009, werden in der späteren Diskussion herangezogen.

Daneben präsentierten die Forscher 2007 mit einer weiteren Veröffentlichung einen iterativen Modellvorschlag, der mit dem von SPOELSTRA und MONTI [122] vorgeschlagenen Ansatz (vgl. Kapitel 3.2.2) vergleichbar ist. Wieder wird die von POPOVICS eingeführte Gl. 26 genutzt, um anhand mehrerer Spannungs-Dehnungs-Kurven von Beton unter konstantem Druck (vgl. Bild 3-6 Quadrant 1) iterativ auf das Verhalten von CFK-umschnürtem Beton zu schließen. Allerdings verwenden die Autoren statt der von MANDER et al. [84] empfohlenen Gl. 13 für die Berechnung von f_{cc} unter konstantem Druck folgende Gleichung:

$$f_{cc} = f_c + f_c \cdot 3{,}5 \cdot \frac{\sigma_2}{f_c} \tag{58}$$

Auch hinsichtlich der zugehörigen Dehnung ε_{cc} unter konstantem Querdruck schlagen die Forscher eine neue Gleichung vor:

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c2} + 17{,}5 \cdot \frac{\sigma_2}{f_c} \tag{59}$$

Als wichtigsten Unterschied im Vergleich zum Vorschlag von SPOELSTRA und MONTI [122] wird eine neue Funktion eingeführt, um das Querdehnungs-Längsdehnungs-Verhalten des umschnürten Betons abzuschätzen:

$$\varepsilon_c = \varepsilon_{c2} \cdot 0{,}85 \cdot \left(\left[1 + 0{,}75 \cdot \left(\frac{\varepsilon_j}{\varepsilon_{c2}} \right) \right]^{0{,}7} - exp\left[\left(-7 \cdot \frac{\varepsilon_j}{\varepsilon_{c2}} \right) \right] \right) \cdot \eta \tag{60}$$

$$\eta = 1 + \beta_j \cdot \frac{\sigma_2}{f_c} \tag{61}$$

β_j Empirischer Kalibrierfaktor, mit 8 abzuschätzen

Das mit Gl. 61 zu berechnende η repräsentiert dabei den Beitrag der Umschnürung am Querdehnungs-Längsdehnungs-Verhalten des umschnürten Betons. Demnach ist η über einen linearen Zusammenhang vom Verhältnis zwischen Umschnürungsdruck und einaxialer Betondruckfestigkeit abhängig. Der Kalibrierfaktor β wurde von TENG at al. über ein Versuchs- und Irrtumsverfahren empirisch ermittelt.

Diese anhand einer von den Forschern zusammengetragenen Datensammlung erstellten Gleichungen sind laut Darstellung der Autoren geeignet, dass Verhalten von aktiv oder passiv umschnürtem Beton zu beschreiben. Dazu wird in der Gleichung zur Berechnung von η der aktive Umschnürungsdruck oder für CFK-umschnürte Bauteile der von der aktuellen Faserdehnung abhängige Druck (vgl. Gl. 31) angenommen.

Der iterative Berechnungsalgorithmus beginnt auch hier mit der Annahme einer axialen Dehnung. Mittels Gl. 31 sowie 60 und 61 können die zugehörige Querdehnung ε_j und der Querdruck σ_2 iterativ ermittelt werden. Über die Gl. 58 und 59 und die POPOVICS-Kurve (Gl. 26) wird dann der zu ε_c gehörige Spannungswert ermittelt.

3.2.4 Bemessungsansatz nach Y. XIAO und H. WU [137]

Obwohl es sich bei diesem Modell ebenfalls um einen empirischen Ansatz handelt, wurde dieser vom Autor mit aufgenommen, da in diesem Ansatz einige wesentliche Alleinstellungsmerkmale gegenüber anderen empirischen Vorschlägen zu finden sind.

Ebenfalls auf eigenen Tests aufbauend, formulierten die Forscher ein bilineares Materialmodell. Für die Tests wurden Standardzylinder mit einem Durchmesser von

150 mm mit ein bis drei Lagen Kohle- und Glasfasergelegen umschnürt. Außerdem wurde die einaxiale Betondruckfestigkeit zwischen ca. 30 N/mm² bis ca. 65 N/mm² gezielt variiert.

Dies ergab eine deutlich größere Datenbasis (ca. 144 Prüfkörper), als wie sie die z. B. von SAMAAN et al. [107] oder der Forschergruppe um TENG [125] herangezogenen Experimente geboten haben. Auch bei der Auswertung finden sich Besonderheiten. In ihren Ausführungen beschreiben die Autoren neben dem Spannungs-Dehnungs-Verhalten in axialer Richtung auch das Verhalten zwischen axialer Dehnung und Querdehnung (vgl. Bild 3-6 Quadrant 2). Sie erläutern dabei, dass sich hier, ähnlich dem Verhalten in axialer Richtung, nach Erreichen der einaxialen Festigkeit und dem Verlassen einer Übergangszone ein zweiter linearer Zusammenhang ableiten lässt (siehe Bild 3-11). Man erkennt deutlich die für Beton im elastischen Bereich typische Querdehnzahl von ca. 0,2.

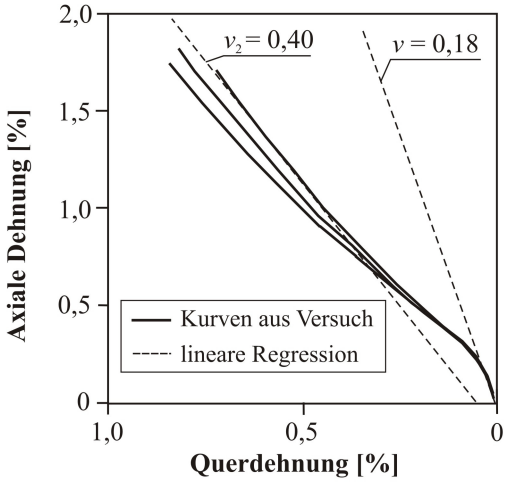


Bild 3-11 Zusammenhang zwischen Axial- und Querdehnung nach XIAO und WU [137]

Für den zweiten linearen Anstieg, in der Folge zweite Querdehnzahl v_2 genannt, konnten die Forscher folgenden formelmäßigen Zusammenhang ableiten:

$$v_2 = 10 \cdot \left(\frac{f_c}{E_{jl}} \right)^{0,9} \tag{62}$$

$$E_{jl} = \frac{2 \cdot t_j}{D_j} \cdot E_j \tag{63}$$

E_{jl} bezogene Steifigkeit der Umschnürungsbewehrung aus Kohlefasergelegen

Entscheidend für das Querdehnungs-Längsdehnungs-Verhalten sind somit die Steifigkeit der Umschnürung und die einaxiale Betonfestigkeit. Durch diesen Zusammenhang kann die maximale Dehnung bei Bruch des Fasermaterials wie folgt abgeschätzt werden:

$$\varepsilon_{cc} = \frac{\varepsilon_{ju}}{10 \cdot \left(f_c / E_{jl}\right)^{0,9}} \tag{64}$$

Auch das Materialverhalten zwischen Längsspannung im umschnürten Beton und Querspannung in der CFK-Umschnürung wurde intensiv untersucht. Dieses ist eng an das Spannungs-Dehnungs-Verhalten in Längsrichtung gekoppelt und ebenfalls bilinear. In Bild 3-12 ist dies an einem Beispiel aus den Versuchsreihen von XIAO und WU erläutert.

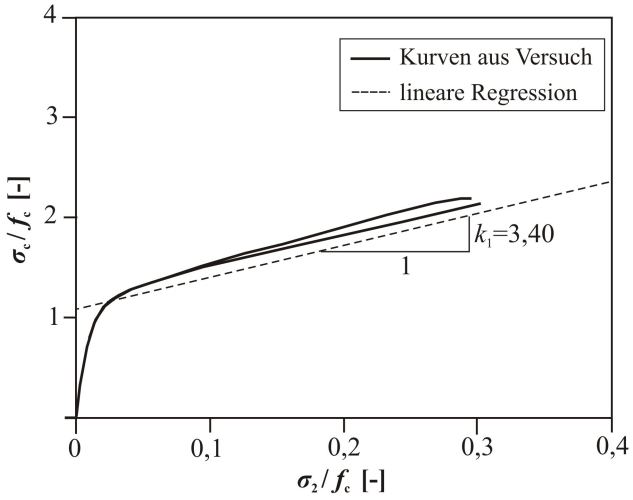


Bild 3-12 Zusammenhang zwischen Axial- und Querspannung nach XIAO und WU [137]

Der zweite Anstieg entspricht dabei dem Faktor k_1 aus Gl. 10 von RICHARDS et al. [99], [100]. Nach XIAO und WU ist dieser aber nicht konstant, sondern ist vom Verhältnis zwischen einaxialer Festigkeit und der Umschnürungssteifigkeit abhängig, weshalb sie zur Berechnung Gl. 65 vorschlagen.

$$k_1 = 4{,}1 - 0{,}45 \cdot \left(\frac{f_c^2}{E_{jl}}\right)^{1,4} \tag{65}$$

Erneut lässt sich nun mit Gl. 10 die maximale Festigkeit des umschnürten Betons f_{cc} ermitteln. Mit den beschriebenen Gleichungen bilden die Forscher mit der bereits von SAMAAN et al. genutzten Gl. 45 das bilineare Materialverhalten ab. Hierzu beschreiben sie den notwendigen zweiten Anstieg und den zugehörigen Schnittpunkt mit der y-Achse wie folgt:

$$E_2 = k_1 \cdot E_{jl} \cdot \nu_2 \tag{66}$$

$$f_o = \beta \cdot f_c \tag{67}$$

$$\beta = 1 + 4{,}8 \cdot 10^{-4} \cdot E_{jl}^{0,85} \tag{68}$$

f_0 Schnittpunkt von E_2 mit der y-Achse

In diesem Fall wird der Schnittpunkt mit der y-Achse nicht mit der einaxialen Betonfestigkeit gleichgesetzt, sondern über die iterativ gefundene Gl. 68 für β gesteuert. In Bild 3-13 findet sich die Auswertung des Ansatzes für f_{cc} und ε_{cc} nach XIAO und WU sowie ein Vergleich zu den Ergebnissen mit dem Ansatz nach TENG et al. von 2009 [125] (vgl. 3.2.3). Wird, wie im linken Diagramm dargestellt, bei konstanter Druckfestigkeit f_c der Umschnürungsdruck variiert, erkennt man, dass die Ergebnisse nach XIAO und WU mit steigendem f_{lj} deutlich von den Ergebnissen nach TENG et al. abweichen und höher ausfallen. Tendenziell können aber ähnliche Verläufe erkannt werden. Dies ändert sich, wenn bei konstantem Umschnürungsdruck (f_{lj} = 5 N/mm²) die einaxiale Druckfestigkeit des Betons verändert wird. Hier weichen die Ergebnisse für f_{cc} nach XIAO und WU ab ca. 40 N/mm² einaxialer Festigkeit stark von den Ergebnissen nach TENG et al. ab. Statt einer weiteren Festigkeitssteigerung, wie nach TENG et al. errechnet, stagniert f_{cc} und fällt ab ca. f_c = 55 N/mm² sogar unter die einaxiale Festigkeit des zu umschnürenden Betons.

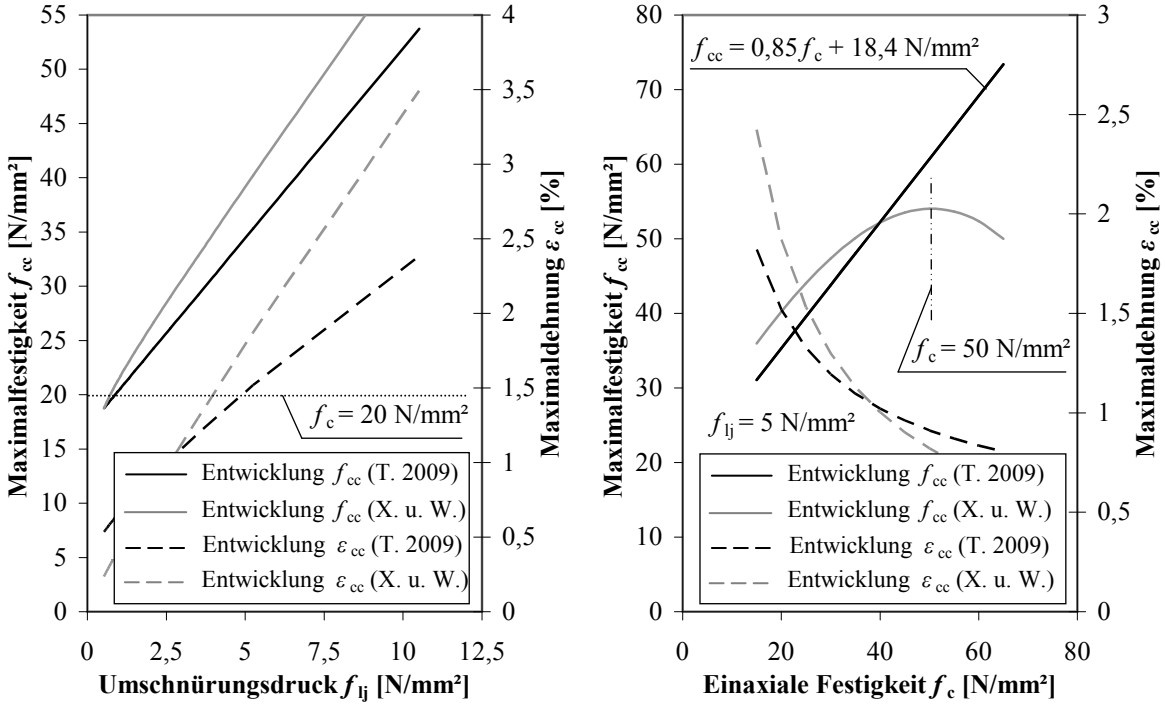


Bild 3-13 Auswertung des Ansatzes nach XIAO und WU [137] mit einem Vergleich zu Ergebnissen berechnet nach TENG et al. (2009) [125]

Auch hinsichtlich ε_{cc} ist der Einfluss von f_c nach dem Ansatz nach XIAO und WU deutlich stärker, als von der Forschergruppe um TENG angenommen.

3.2.5 Fazit zu den vorgestellten Bemessungsansätzen für CFK-umschnürte unbewehrte Betondruckglieder

Um eine Zusammenfassung der zuvor beschriebenen Bemessungsmodelle zu ermöglichen, finden sich in den folgenden Bildern Spannungs-Dehnungs-Kurven, die

mit den zuvor beschriebenen Ansätzen erstellt wurden. Dabei zeigt Bild 3-14 die berechneten Spannungs-Dehnungs-Kurven für ein Druckglied mit normaler Festigkeit.

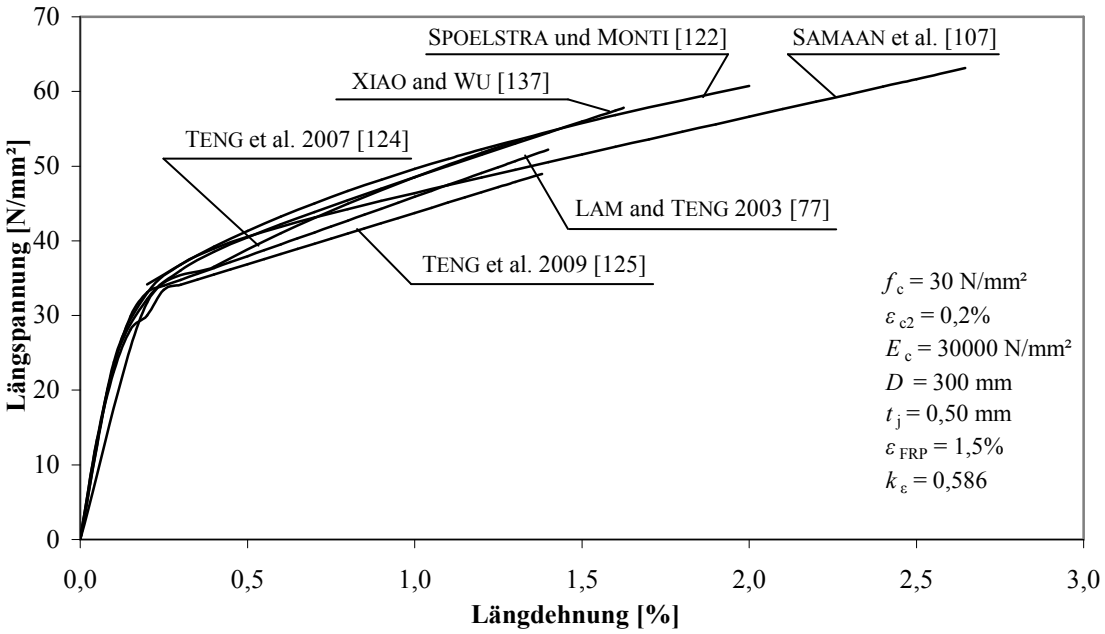


Bild 3-14 Vergleich der Bemessungsmodelle nach SAMAAN et al. [107], SPOELSTRA und MONTI [122], LAM und TENG [77], TENG et al. [124], TENG et al. [125] sowie XIAO und Wu [137] anhand eines kreisrunden Druckglieds mit f_c = 30 N/mm²

Gut zu erkennen ist, dass alle Modelle für das gewählte Beispiel die Berechnung ähnlicher Spannungs-Dehnungs-Kurven ermöglichen. Besonders der zweite Anstieg E_2 unterscheidet sich kaum. Unterschiede ergeben sich vor allem hinsichtlich der erreichbaren Maximaldehnungen ε_{cc}. Besonders mit dem Modell nach SAMAAN et al. wird eine sehr hohe Maximaldehnung ermittelt. Die um die Forschergruppe um TENG entwickelten empirischen Modelle ([77], [125]) prognostizierten ähnliche Verläufe im Materialverhalten und den erreichten Festigkeiten und Dehnungen. Die berechneten Festigkeiten bleiben dabei stets hinter den Ergebnissen der anderen Modelle zurück. Die iterativen Modelle nach TENG et al. [124] sowie SPOELSTRA und MONTI [122] verhalten sich im Wesentlichen wie die empirischen Modelle. Der zweite Anstieg ist dabei nicht linear, sondern etwas gewölbt, was näher am Materialverhalten in der Realität liegen sollte. Allerdings ist der Rechenaufwand deutlich höher.

In Bild 3-15 werden erneut die diskutierten Modelle zur Berechnung eines kreisrunden CFK-verstärkten Stützenquerschnitts herangezogen. Die axiale Zylinderdruckfestigkeit des Betons ist nun aber auf 60 N/mm² erhöht.

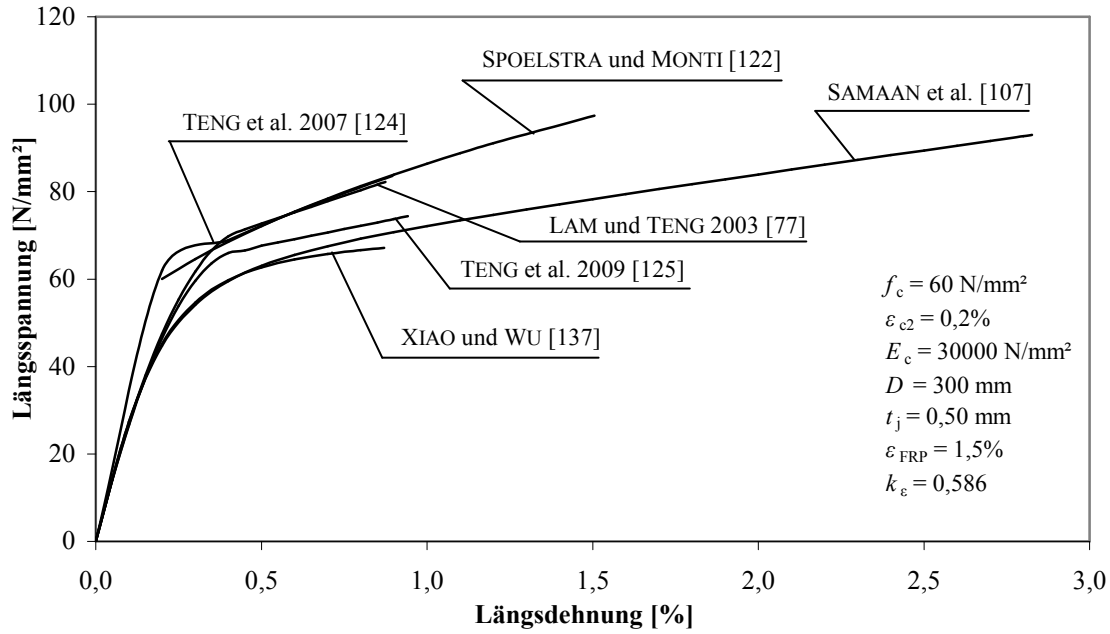


Bild 3-15 Vergleich der Bemessungsmodelle nach SAMAAN et al. [107], SPOELSTRA und MONTI [122], LAM und TENG [77], TENG et al. [124], TENG et al. [125] sowie XIAO und Wu [137] anhand eines kreisrunden Druckglieds mit f_c = 60 N/mm²

Die berechneten Kurvenverläufe unterscheiden sich nun sehr stark. Es ergibt sich eine sehr große Streuung zwischen den einzelnen Modellen. Dies gilt auch für die berechneten Maximalfestigkeiten und -dehnungen. Während mit dem Modell nach XIAO und WU [137] kaum Festigkeitssteigerung berechnet wird und die Maximaldehnung gering bleibt, werden mit dem Modell nach SPOELSTRA und MONTI [122] sowie dem Modell nach SAMAAN et al. [107] starke Festigkeits- und Dehnungssteigerungen ermittelt. Das das Modell nach SAMAAN et al. zu diesen Ergebnissen führt, kann vor allem auf das Fehlen eines Abminderungsfaktors k_ε und der alleinigen Kalibrierung an mit GFK-umschnürten Stützen gesehen werden. Außerdem zeigt Gl. 42, dass k_1 allein vom Umschnürungsdruck abhängt. Auch das Modell nach LAM und TENG von 2003 [77] berechnet ein hohes f_{cc} und unterscheidet sich nun stark vom überarbeiteten Modell von 2009 [125]. Grund ist hier, dass k_1 nach LAM und TENG ein starrer Wert von 3,3 ist, während im überarbeiteten Modell über die Gl. 53 ein Bezug zur einaxialen Betondruckfestigkeit hergestellt wird. Das überarbeitete Modell nähert sich so an die mit dem Modell nach XIAO und WU erzielten Ergebnisse an. XIAO und WU beschreiben mit Gl. 65 eine klare Abhängig von k_1 vom Verhältnis zwischen einaxialer Betondruckfestigkeit und Umschnürungsmodul E_{j1}. Da die Betondruckfestigkeit nun stark erhöht ist, wird ein sehr geringes k_1 ermittelt. Demgegenüber berechnen die empirischen Modelle der Forschergruppe um TENG [124] und das Modell nach XIAO und WU ähnliche Maximaldehnungen. Der Grund liegt darin begründet, dass sowohl Gl. 49 und Gl. 55 als auch Gl. 64 einen Zusammenhang zwischen Umschnürungsmodul oder Umschnürungsdruck und der einaxialen Betondruckfestigkeit herstellen.

Aus den Vergleichen der Modelle kann geschlossen werden, dass es vor allem Forschungsbedarf hinsichtlich des Einflusses der einaxialen Betondruckfestigkeit gibt. Es ist zu klären, ob der Effektivitätsfaktor k_1 tatsächlich starr angenommen werden kann, oder ob dieser vielmehr vom Verhältnis zwischen aufgebrachtem Umschnürungsdruck und einaxialer Betondruckfestigkeit abhängig ist.

3.3 Ausgewählte Modelle zur Beschreibung des Materialverhaltens CFK-umschnürter bewehrter Betondruckglieder

3.3.1 Bemessungsansatz nach C. PELLEGRINO und C. MODENA [97]

Mit dem Modell von PELLEGRINO und MODENA soll ein erster Ansatz betrachtet werden, bei dem auch die innen liegende Quer- und Längsbewehrung bei der Beschreibung der Umschnürungswirkung beachtet wird. Dieses Modell beschreibt dabei ebenfalls die maximale Festigkeit und Dehnung der dual umschnürten Druckglieder. Der Umschnürungsdruck $f_{l(j+w)}$, welcher von beiden Umschnürungspartnern maximal erzeugt werden kann, ist wie folgt zu ermitteln:

$$f_{l(j+w)} = f_{lj} + f_{l,wy} \cdot \frac{A_{cc}}{A_c} \tag{69}$$

A_{cc} von Querbewehrung umschnürter Stützenquerschnitt

A_c gesamte Betonquerschnittsfläche

Bei Gl. 69 handelt es sich dementsprechend um eine Summation der Umschnürungsdrücke. Bei der Berechnung des durch die Querbewehrung erzeugten Umschnürungsdrucks wird angenommen, dass die Bewehrung bereits fließt, wenn die CFK-Umschnürung ihre Bruchdehnung erreicht und so den maximalen Druck erzeugen kann. Zur Berechnung lassen sich also die Gl. 11 und 32 nutzen. Bei der Berechnung des Umschnürungsdrucks der Querbewehrung empfehlen die Autoren, den Einfluss der Druckbögen zwischen den Querbewehrungselementen mit dem Abminderungsfaktor k_e zu beachten (vgl. Gl. 23 und 24; Kapitel 2.2.3). Für die Berechnung des maximalen Umschnürungsdrucks der CFK-Umschnürung ist die von den Forschern aufgestellte Gl. 40 zu beachten, um den Einfluss der innen liegenden Längsbewehrung auf die Effektivität der eingesetzten Kohlefasern erfassen zu können (vgl. Kapitel 3.1). Darüber hinaus erfasst Gl. 69 die unterschiedlichen umschnürten Bereiche, die die Umschnürungspartner umschließen, indem der von der Querbewehrung erzeugte Druck durch das Verhältnis zwischen von Querbewehrung umschlossener Fläche und Gesamtfläche abgemindert und so auf den Gesamtquerschnitt verschmiert wird.

Für die Berechnung der maximalen Festigkeit legten die Forscher für den in Gl. 69 ermittelten maximalen Umschnürungsdruck folgende Gleichung fest:

$$f_{cc} = f_c + k_1 \cdot f_{l(j+w)} \tag{70}$$

$$k_1 = k_A \cdot k_R \tag{71}$$

Gl. 70 entspricht Gl. 10. Allerdings werden mit Gl. 70 neue Faktoren zur Ermittlung von k_1 eingeführt. k_A und k_R sind empirisch ermittelte Faktoren. Die Forschergruppe legte diese mithilfe einer aus der Literatur entnommenen Datenbasis fest. Für k_A wird folgender Ansatz empfohlen:

$$k_A = A \cdot \left(\frac{f_{l(j+w)}}{f_c} \right)^{-\alpha} \tag{72}$$

A empirischer Wert (siehe Anhang D)

α empirischer Wert (siehe Anhang D)

Die empirisch gefundenen Werte A und α dienen der Unterscheidung zwischen runden und rechteckigen sowie unbewehrten oder bewehrten Stützenquerschnitten. In Bild 3-16 ist eine Auswertung von Gl. 72 gegeben, indem jeweils der Umschnürungsdruck (linke Seite) oder die einaxiale Betondruckfestigkeit (rechte Seite) variiert werden. Gut erkennbar ist, dass ein steigender Umschnürungsdruck zur Verminderung von k_A führt, während eine höhere einaxiale Festigkeit k_A steigert. Der Einfluss von Umschnürungsdruck und einaxialer Festigkeit ist bei Druckgliedern mit Querbewehrung deutlich größer als bei unbewehrten Stützenquerschnitten.

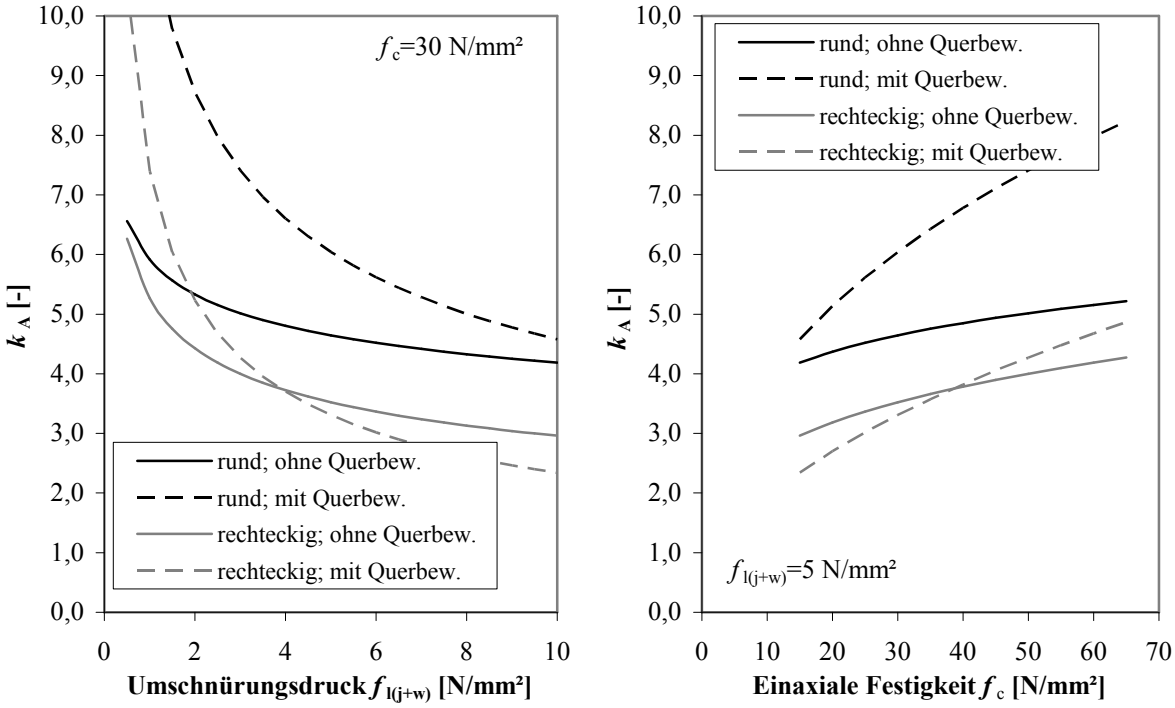


Bild 3-16 Auswertung der Bemessungsgleichung 72 zur Ermittlung des Faktors k_A

Mit dem Faktor k_R reagierten die Forscher auf den Umstand, dass CFK-umschnürte rechteckige Druckglieder bei geringer Eckausrundung ($2 \cdot R_c/b < 0{,}3$) dazu neigen, die Höchsttragfähigkeit noch vor dem höchsten Umschnürungsdruck zu erreichen.

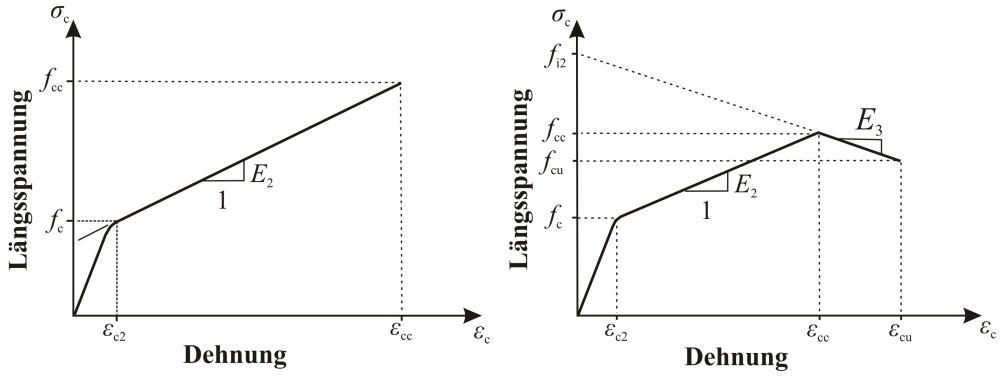


Bild 3-17 Bi- und trilineare Spannungs-Dehnungs-Beziehungen nach PELLEGRINO und MODENA [97]: links für runde Stützen und eckige Querschnitte mit großer Eckausrundung; rechts für eckige Querschnitte mit kleiner Eckausrundung

Bis zum Reißen der Verstärkungsfasern schließt sich hier meist ein dritter abfallender Ast im Spannungs-Dehnungs-Diagramm an. Bild 3-17 zeigt die entsprechenden Modellannahmen der Forschergruppe, getrennt in Stützen mit $2R_c/b \geq 0{,}3$ (linkes Diagramm) und $2R_c/b < 0{,}3$ (rechtes Diagramm). Der duale Umschnürungsdruck wird somit durch k_R abgemindert, wenn der Stützenquerschnitt Verhältnisse $2R_c/b < 0{,}3$ aufweist:

$$k_R = \begin{cases} 1 - 0{,}75 - 5 \cdot \dfrac{R_c}{b} & \text{wenn} \quad 2r/b < 0{,}3 \\ 1 & \text{wenn} \quad 2r/b \geq 0{,}3 \end{cases} \tag{73}$$

Die Forscher lassen allerdings die Frage offen, warum der Gesamtumschnürungsdruck abgemindert wird. Da die Annahme gilt, dass die Bewehrung bereits fließt, bewirkt diese einen konstanten Druck, der nicht mehr ansteigt. Lediglich die CFK-Umschnürung bewirkt einen weiter ansteigenden Querdruck. Demzufolge hätte der Faktor k_R bereits bei der Berechnung des CFK-Querdrucks herangezogen werden müssen und nicht bei der Berechnung von f_{cc} nach Gl. 70.

Die nach der Höchstfestigkeit erreichte tatsächliche Betonspannung bei Bruch der Verstärkungsfasern f_{cu} lässt sich dann entsprechend Gl. 74 berechnen.

$$f_{cu} = f_{cc} \cdot 0{,}55 + 3 \cdot f_{cc} \cdot \frac{R_c}{b} \tag{74}$$

Die klare Unterscheidung nach dem Verhältnis R_c/b spiegelt sich auch bei der Berechnung der erreichbaren Dehnungen wieder. So kann die maximale Dehnung ε_{cu}, die bei allen Querschnitten mit $2R_c/b \geq 0{,}3$ mit ε_{cc} gleichzusetzen ist, mit Gl. 75 berechnet werden.

$$\varepsilon_{cu} = \varepsilon_{c2} \cdot 2 + \varepsilon_{c2} \cdot B \cdot \frac{f_{l(j+w)}}{f_c} \tag{75}$$

B Empirischer Wert; abhängig von der Querschnittsform und der Bewehrung (siehe Anhang D)

Bei rechteckigen Druckgliedern mit sehr geringer Eckausrundung ist die zur Höchstfestigkeit f_{cc} gehörende Dehnung ε_{cc} folgendermaßen zu ermitteln:

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{cu} \cdot 0{,}55 + \varepsilon_{cu} \cdot 3 \cdot \frac{R_c}{b} \tag{76}$$

Für die vollständige Berechnung des in Bild 3-17 beschriebenen einfachen bilinearen Ansatzes wählten die Forscher die bereits von SAMAAN et al. [107] oder XIAO und WU [137] genutzte Gl. 45. Der zweite Anstieg E_2 kann gemäß Bild 3-17 über die bekannte einaxiale Festigkeit mit zugehöriger Dehnung und über die berechneten Werte für f_{cc} und ε_{cc} erfasst werden.

3.3.2 Bemessungsansatz nach H. HU et al. [62]

Bei diesem Bemessungsvorschlag handelt es sich um eine direkte Erweiterung des iterativen Ansatzes von TENG et al. [124], der bereits im Kapitel 3.2.3 erläutert wurde. Zur Bildung der POPOVICS-Kurven mittels Gl. 26, die das Verhalten des Betons unter verschiedenen konstanten Querdrücken beschreiben (vgl. Bild 3-6, Quadrant 1), modifizierten die Forscher die von TENG et al. aufgestellten Gleichungen bezüglich f_{cc} und ε_{cc}, um die innen liegende Querbewehrung mit einzubeziehen:

$$f_{cc,Kern} = f_c + \Delta f_{cc,j} + \Delta f_{cc,w} \tag{77}$$

$f_{cc,Kern}$ Tragfähigkeit unter konstantem Druck im Kernbereich des Stützenquerschnitts

$\Delta f_{cc,j}$ Anteil der CFK-Umschnürung am Tragverhalten unter konstantem Druck

$\Delta f_{cc,w}$ Anteil der Querbewehrung am Tragverhalten unter konstantem Druck

Der von den Autoren aufgestellte Ansatz bezieht sich explizit auf den von der Querbewehrung umschlossenen Kernbereich, nicht aber auf das Materialverhalten im Bereich der Betondeckung. Soll diese aber nicht vernachlässigt werden, könnte eine Multiplikation von $\Delta f_{cc,w}$ mit A_{cc}/A_c durchgeführt werden, wie z. B. von PELLEGRINO und MODENA [97] empfohlen (vgl. Kapitel 3.3.1). Erneut erfolgt eine Summation der Umschnürungsdrücke, die durch die beiden Umschnürungspartner Querbewehrung und CFK-Umschnürung eingetragen werden. Jedoch wird beiden Materialien bei der Ausübung eines konstanten Drucks ein unterschiedlicher Einfluss auf das Tragverhalten zugewiesen. So soll zur Berechnung von $\Delta f_{cc,j}$ die Gl. 58 (nach TENG et al. [124]) Anwendung finden, während für die Berechnung von $\Delta f_{cc,w}$ nun wieder die von MANDER et al. [84] aus Triaxialversuchen entwickelte Gl. 13 (vgl. Kapitel 2.2.3) zum Einsatz kommt. Dies ist unverständlich, da bei der Entwicklung der POPOVICS-Kurven ein aktiver Druck unterstellt wird. Von wem dieser aktive Druck bereitgestellt

wird, ist irrelevant. Die Wirkung des aktiven Umschnürungsdrucks ist unabhängig vom Umschnürungspartner. Ungeklärt ist darüber hinaus, weshalb der Beitrag der CFK-Umschnürung unabhängig von der einaxialen Druckfestigkeit des Betons bleibt, während Gl. 13 im Beitrag der Stahlumschnürung den Einfluss der einaxialen Festigkeit beachtet. Bei der Berechnung des Umschnürungsdrucks erzeugt durch die Querbewehrung $f_{l,wy}$ nach Gl. 11 soll auch bei diesem Ansatz mit k_e (vgl. Gl. 23 bis 24) abgemindert werden, um die Druckbogenwirkung zwischen den Querbewehrungselementen zu erfassen. Eingesetzt wird die tatsächlich im Stahl vorhandene Spannung.

Bei der Berechnung der zugehörigen Dehnung ε_{cc} tauschen die Forscher die von TENG et al. [124] vorgeschlagene Gl. 59 wieder gegen Gl. 17 aus. Dabei wird die durch den aktiven Umschnürungsdruck erzeugte Tragfähigkeit $f_{cc,Kern}$ eingesetzt.

Bei der für die Iteration wichtigen Gleichung zur Beschreibung des Querdehnungs-Längsdehnungs-Verhaltens von TENG et al. [124] (vgl. Gl. 60) wird die Berechnung von η durch die Implementierung des Faktors β_w auf dual umschnürten Beton erweitert:

$$\eta = \alpha + \beta_j \cdot \frac{f_{lj}}{f_c} + \beta_w \cdot \frac{f_{l,w}}{f_c} \tag{78}$$

$$\beta_w = \frac{23{,}5}{\sqrt{R_s}} \tag{79}$$

β_j Empirischer Wert; gemäß TENG et al. [124] mit 8 abzuschätzen (vgl. Gl. 61)

Der Faktor R_s wird von den Autoren als relative Steifigkeit bezeichnet und beschreibt dabei das Verhältnis zwischen der Steifigkeit der Betonstahlumschnürung (vor Stahlfließen) und derjenigen der CFK-Umschnürung:

$$R_s = \frac{E_{eff,w}}{E_{eff,j}} \tag{80}$$

$$E_{eff,w} = \frac{2 \cdot E_s \cdot \varepsilon_s \cdot A_{sw}}{2 \cdot \pi \cdot D_c \cdot \varepsilon_s} = \frac{E_s \cdot A_{sw}}{\pi \cdot D_c} \tag{81}$$

$$E_{eff,j} = \frac{2 \cdot E_j \cdot t_j \cdot \varepsilon_j \cdot s}{2 \cdot \pi \cdot D \cdot \varepsilon_j} = \frac{E_j \cdot t_j \cdot s}{\pi \cdot D} \tag{82}$$

Die Gl. 81 und 82 zeigen, dass $E_{eff,w}$ und $E_{eff,j}$ das Verhältnis zwischen der durch die Querbewehrung oder CFK-Verstärkung aufnehmbaren Kraft und der zugehörigen Längenänderung der Umschnürungspartner darstellt. Die Autoren belegen den Zusammenhang zwischen β_w und R_s mit einer aus der Literatur gesammelten Datenbasis, geben aber nicht an, ob Gl. 78 über die gesamte Spannungs-Dehnungs-

Kurve hinweg gilt oder nicht. Falls ja, wäre dies kritisch zu betrachten, da R_s nur solange Gültigkeit hat, wie kein Fließen der Querbewehrung vorliegt. Mit dem Erreichen der Streckgrenze trägt die Querbewehrung nicht mehr zu einer weiteren Steigerung des Querdrucks bei und bewirkt nur noch einen konstanten Druck. Ab dieser Belastungshöhe müsste wieder die ursprüngliche von TENG et al. vorgeschlagene Gl. 60 gelten.

Der eigentliche Iterationsprozess ist mit dem im Kapitel 3.2.3 vergleichbar. Dieser bleibt einfach, da dieser Ansatz aus Verträglichkeitsbedingungen unterstellt, dass die Querdehnung im CFK-Mantel ε_j und die Dehnung in der Querbewehrung ε_{sw} gleich hoch sind. Dies ist kritisch zu betrachten, da es zwangsläufig zu Dehnungsunterschieden zwischen äußerer CFK-Umschnürung und innerer Querbewehrung kommen muss. Bild 3-18 zeigt die Modellvorstellungen zum Kräftegleichgewicht der Forscher um HU. Hier wird von einem Druckunterschied zwischen Kernbereich und Betondeckung ausgegangen.

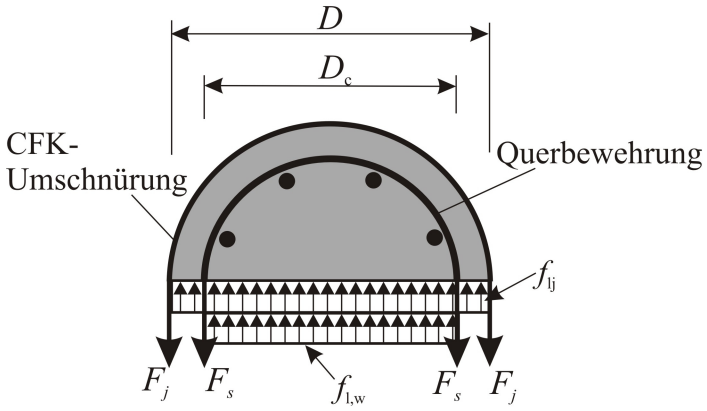


Bild 3-18 Modellvorstellungen zum Kräftegleichgewicht innerhalb des umschnürten Druckglieds nach HU et al. [62]

Die sich daraus und aus den unterschiedlichen Querschnittsflächen der Umschnürungspartner ergebenden Dehnungsunterschiede werden jedoch vernachlässigt. In Bild 3-19 findet sich eine Auswertung des iterativen Modells der Forschergruppe um HU.

Hierzu wurde für einen CFK-umschnürten Stützenquerschnitt mit Querbewehrung (Abmessungen und Eigenschaften siehe Anhang E) der iterative Ansatz genutzt, um die Spannungssteigerungen durch die zwei passiven Umschnürungspartner CFK-Umschnürung und Querbewehrung für verschiedene axiale Dehnungen zu ermitteln. Im unteren Diagramm sind die durch Iteration zu bestimmenden Querdehnungs-Längsdehnungs-Beziehungen nach Gl. 60 und 78 zu sehen. Die Querdehnung $\varepsilon_j = \varepsilon_{sw}$ wird variiert, bis ε_c nach Gl. 60 der gewünschten axialen Dehnung entspricht. Nun lassen sich die von CFK-Umschnürung und Querbewehrung ermöglichten Umschnürungsdrücke f_{lj} und $f_{l,w}$ berechnen und die POPOVICS-Kurven können für den Gesamtdruck σ_2 nach Gl. 26 gebildet werden. In Bild 3-19 ist zu beachten, dass die POPOVICS-Kurven hier nur die Tragfähigkeitsteigerung abzüglich f_c darstellen. Der

jeweilige Schnittpunkt von ε_c mit der zugehörigen POPOVICS-Kurve stellt einen Punkt der Spannungs-Dehnungs-Kurve des dual umschnürten Druckgliedes dar. Durch Verbinden der jeweiligen Punkte gelingt die Bildung der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen für das passiv umschnürte Druckglied (gestrichelte Linie). Der gesamte Iterationsvorgang ist für $\varepsilon_c = 1{,}0\ \%$ mit Verweisen auf die entsprechenden Gleichungen im Bild erläutert.

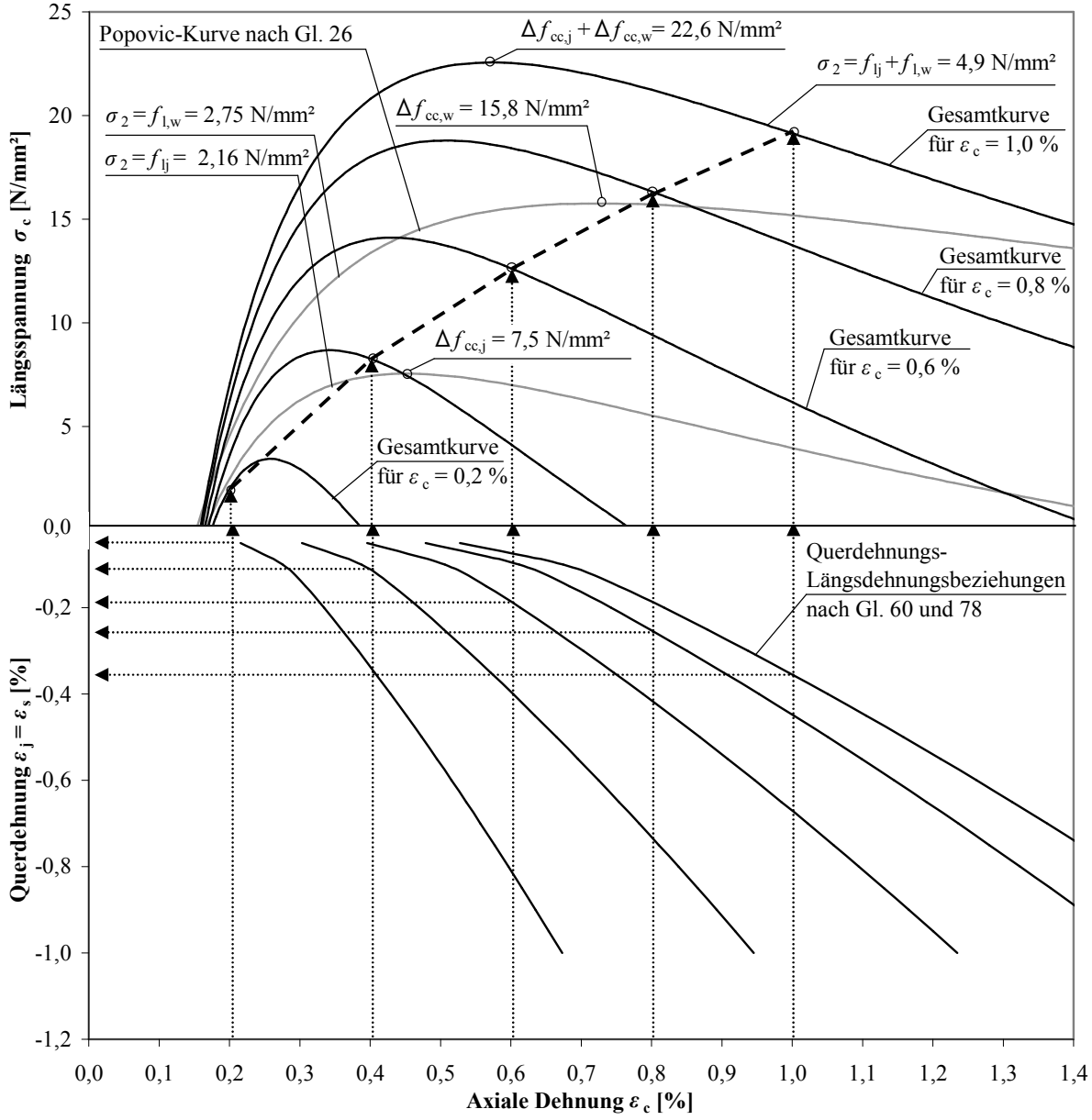


Bild 3-19 Auswertung des iterativen Bemessungsmodells nach HU et al. [62]

Im Bild grau hinterlegt, sind für diesen Fall ($\varepsilon_c = 1{,}0\ \%$) auch die POPOVICS-Kurven für die Querdruckanteile der Umschnürungspartner eingezeichnet. Gut zu erkennen ist, dass die POPOVICS-Kurve für die Querbewehrung einen größeren Wert für $\Delta f_{cc,w}$ ergibt als für die Tragfähigkeitssteigerung $\Delta f_{cc,j}$, welche durch die CFK-Umschnürung bereitgestellt wird. Die erzeugten Querdrücke unterscheiden sich dabei wesentlich in

ihrer Höhe. Ursache dafür ist die unterschiedliche Berechnung von $\Delta f_{cc,j}$ mit Gl. 58 und $\Delta f_{cc,w}$ mit Gl. 13.

3.3.3 Vorgehensweise und Modell nach R. EID und P. PAULTRE [41]

Im Kapitel 2.2.3 wurden bereits theoretische Ansätze der Forschergruppe um PAULTRE [35], [79] zur Umschnürung mit Bügeln und Wendeln beschrieben. Diese Ansätze wurden in der Folge auf CFK-umschnürte und dual umschnürte Druckglieder erweitert. Aufbauend auf dem Modell von LÉGERON und PAULTRE [79] und dem Modell von LAM und TENG [77] wurde ein Modell entwickelt, dass die Umschnürungswirkung beider Umschnürungspartner erfasst und auch nach dem Ausfall der CFK-Umschnürung die verbleibende Resttragfähigkeit abbilden kann. In Bild 3-20 ist dies schematisch dargestellt. Deutlich sichtbar ist auch hier, dass die Forschergruppe für das Materialverhalten in Längsrichtung einen bilinearen Ansatz vorschlägt. In diesem Ansatz ist aber im Vergleich zu CFK-umschnürtem Beton ohne Bewehrung die Übergangszone zwischen erstem und zweitem Anstieg deutlich größer ausgeprägt. Zusätzlich wird ein deutlicherer Tragfähigkeitssprung erzielt.

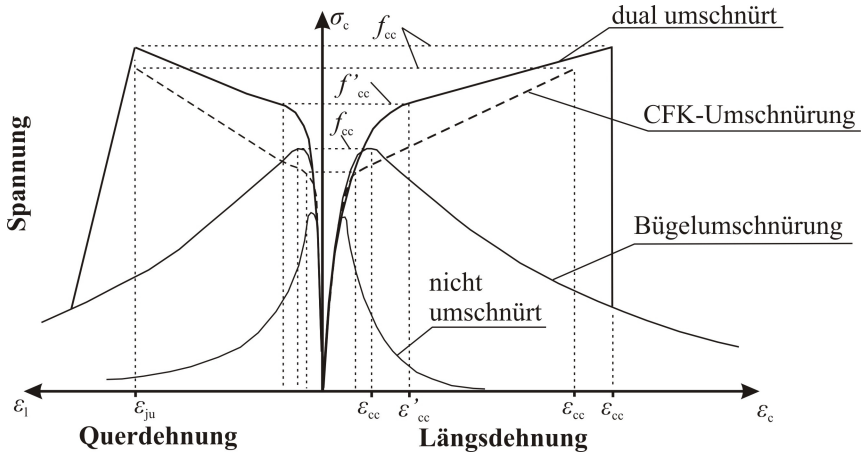


Bild 3-20 Materialmodell für dual umschnürten Beton nach EID und PAULTRE [40]

Dieses Ergebnis kann mit der anfänglich sehr starken Umschnürungswirkung der Querbewehrung begründet werden. Auch dieses Modell summiert die Umschnürungsdrücke, die durch die Querbewehrung und die äußere CFK-Umschnürung bewirkt werden:

$$f_{l(j+w)} = f_{l,wy} + f_{lj} - \Delta p \tag{83}$$

Δp Querdruckabminderung zwischen dual umschnürtem Kernbereich und CFK-umschnürter Betondeckung

Erkennbar ist, dass die Forscher eine Querdruckabminderung zwischen dual umschnürtem Kernbereich und der lediglich von der CFK-Verstärkung umschnürten Betondeckung benennen. Dennoch wird mit Verweis auf Versuchsergebnisse auf eine Berücksichtigung von Δp verzichtet. Forschungsergebnisse der Wissenschaftler ergaben, dass im elastischen Materialbereich des Betons die Dehnungen im CFK-

Mantel ε_j gleich den Dehnungen in der Querbewehrung ε_s sind. Genau wie PELLEGRINO und MODENA [97] (vgl. Kapitel 3.3.1) wird auch bei diesem Ansatz davon ausgegangen, dass die Querbewehrung zum Zeitpunkt des Faserbruchs der CFK-Umschnürung fließt und somit $f_{l,wy}$ über die Streckgrenze des Stahls ermittelt werden kann. Auch in diesem Ansatz wird empfohlen, die unterschiedlich stark umschnürten Querschnittsbereiche, verursacht durch die Anordnung der Bügel und Wendeln, mit dem Abminderungsfaktor k_e nach Gl. 23 bis 24 zu beachten. Der Umschnürungsdruck der Querbewehrung wird in Gl. 83 nicht auf den gesamten Stützenquerschnitt verschmiert, obwohl dieser in der Realität nur im Kernbereich des Stützenquerschnitts wirkt.

Zur Beschreibung der Maximalfestigkeit und der zugehörigen Dehnung modifizierten die Forscher den Ansatz von LAM und TENG [77] aus dem Jahr 2003 (vgl. z. B. Gl. 49). Dies geschah unter Verweis auf eine entsprechende Überprüfung mit eigenen Versuchsdaten und aus der Literatur entnommenen Quellen:

$$f_{cc} = f_c + f_c \cdot k_1 \cdot \left(\frac{f_{l,wy}}{f_c} + \frac{f_{lj}}{f_c} \right) \geq f'_{cc} \tag{84}$$

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c2} \cdot 1{,}56 + \varepsilon_{c2} \cdot 12 \cdot \left(\frac{f_{l,wy}}{f_c} + \frac{f_{lj}}{f_c} \right) \cdot \left(\frac{\varepsilon_{ju}}{\varepsilon_{c2}} \right)^{0{,}45} \tag{85}$$

Gemäß Gl. 83 wurden die Bemessungsgleichungen durch einen Beitrag zum von der innen liegenden Querbewehrung ausgeübten Querdruck erweitert. In Gl. 84 wird, den Empfehlungen von LAM und TENG [77] folgend, der Wert k_1 mit 3,3 angenommen. Eine Abhängigkeit von k_1 von innen liegenden Querbewehrungselementen oder der einaxialen Betondruckfestigkeit sehen EID und PAULTRE nicht. Dies steht in starkem Gegensatz zu den von PELLEGRINO und MODENA [97] in Gl. 71 und 72 vorgeschlagenen Empfehlungen.

Um die ebenfalls im Bild 3-20 dargestellten Werte für f'_{cc} und ε'_{cc} errechnen zu können, wird das im Kapitel 2.2.3 erläuterte Modell von LÉGERON und PAULTRE [79] genutzt. In der Übergangszone (Spannungs-Dehnungs-Verhalten in Längsrichtung) zwischen erstem elastischem Anstieg und dem Punkt, an dem sich der zweite Anstieg E_2 anschließt, bewirken beide Umschnürungspartner einen sich steigernden Umschnürungsdruck. Mit dem Erreichen des ersten Maximalwerts der Festigkeit f'_{cc} mit entsprechender Dehnung ε'_{cc} endet der Übergangsbereich. Entsprechend den Empfehlungen der Autoren können deshalb die Gl. 12 und 19 Anwendung finden, um diesen Übergangspunkt zu bestimmen. Ähnlich dem ursprünglichen Modell für betonstahlumschnürten Beton unterscheiden die Forscher auch hier, ob die Querbewehrung tatsächlich fließt oder unter Umständen im elastischen Materialbereich verbleibt. Gl. 21 wird entsprechend angepasst:

$$I_e = \begin{cases} I_{e1} = \dfrac{\nu_2}{\kappa_1 - \eta} \le I_{e2} & \text{wenn } \kappa_1 > \eta \\ I_{e2} = \dfrac{\nu_2 \cdot f_c + \kappa_2 \cdot \rho_w \cdot f_{wy}}{f_c \cdot (\kappa_2 - \eta)} \le I_{e,max} & \text{wenn } \kappa_1 \le \eta \text{ und } \kappa_2 > \eta \\ I_{e,max} = \dfrac{\rho_w \cdot f_{wy}}{f_c} + \dfrac{f_{lj}}{f_c} & \text{wenn } \kappa_1 \le \eta \end{cases} \quad (86)$$

$$\kappa_1 = \frac{f_c}{\rho_w \cdot E_s \cdot \varepsilon_{c2} + E_{jl} \cdot \varepsilon_{c2}} \quad (87)$$

$$\kappa_2 = \frac{f_c}{E_{jl} \cdot \varepsilon_{c2}} \quad (88)$$

$$\eta = 29{,}8 \cdot \nu_2 - 3{,}56 \quad (89)$$

$$\nu_2 = 10 \cdot \left[\frac{f_c}{E_{jl} + \rho_w \cdot E_s \cdot f_{wy} / (E_s \cdot \varepsilon_{ju})} \right]^{0{,}9} \le 0{,}5 \quad (90)$$

Der für I_{e1} in Gl. 86 benötigte Faktor κ_1 repräsentiert gemäß Gl. 87 das Verhältnis zwischen einaxialer Festigkeit und dem Gesamtumschnürungsdruck, welcher von CFK-Verstärkung und Querbewehrung bei Erreichen der zu f_c gehörigen Dehnung bewirkt wird. $I_{e,max}$ steht hingegen wieder für den Fall, dass sowohl die Querbewehrung als auch die CFK-Umschnürung den maximalen Umschnürungsdruck aufbauen können. Gl. 90 ist eine Erweiterung der von XIAO und WU aufgestellten Gl. 62, um auch für dual umschnürten Beton auf ν_2 schließen zu können. Mit Gl. 91 lässt sich die bei Erreichen von ε'_{cc} vorliegende Dehnung in der Querbewehrung berechnen.

$$\varepsilon_s = \varepsilon_{c2} \cdot \nu_2 + \varepsilon_{c2} \cdot \eta \cdot I_e \quad (91)$$

Die entscheidenden Punkte in der Materialkurve sind damit bekannt. Für die Beschreibung der Last-Verformungs-Kurve bis zum Erreichen von ε'_{cc} in Längsrichtung wird folgender Ansatz vorgeschlagen:

$$\sigma_c = \frac{E_c \cdot \varepsilon_c}{1 + x \cdot \varepsilon_c + z \cdot \varepsilon_c^2} \quad \text{im Bereich} \quad \varepsilon_c \le \varepsilon'_{cc} \quad (92)$$

$$x = \frac{E_c}{f'_{cc}} - \frac{2}{\varepsilon'_{cc}} + \frac{E_c \cdot E_2 \cdot \varepsilon'_{cc}}{{f'_{cc}}^2} \quad (93)$$

$$z = \frac{1}{{\varepsilon'_{cc}}^2} - \frac{E_c \cdot E_2}{{f'_{cc}}^2} \quad (94)$$

$$E_2 = \frac{f_{cc} - f'_{cc}}{\varepsilon_{cc} - \varepsilon'_{cc}} \tag{95}$$

Für die Beschreibung der Spannungs-Dehnungs-Kurve zwischen ε'_{cc} und dem Bruch der CFK-Umschnürung bei ε_{cc} legten die Forscher Gl. 96 fest.

$$\sigma_c = f'_{cc} \cdot \exp\left(k_1 \cdot (\varepsilon_c - \varepsilon'_{cc})^{k_2}\right) + E_2 \cdot (\varepsilon_c - \varepsilon'_{cc}) \quad \text{im Bereich} \quad \varepsilon_{cc} \geq \varepsilon_c > \varepsilon'_{cc} \tag{96}$$

$$k_1 = \frac{\ln(0{,}5)}{\left(\varepsilon_{cc50} - \varepsilon'_{cc}\right)^{k_2}} \tag{97}$$

$$k_2 = 1 + 25 \cdot \left(I_{e50}\right)^2 \tag{98}$$

$$\varepsilon_{cc50} = 0{,}004 + 0{,}24 \cdot I_{e50} \tag{99}$$

$$I_{e50} = \frac{\rho_w \cdot f_{wy}}{f_c} + \frac{E_{jl} \cdot \varepsilon_{u,FRP}}{f_c} \tag{100}$$

In Bild 3-20 ist zu erkennen, dass das Spannungsniveau dual umschnürter Druckglieder nach Erreichen von ε_{cc} und dem Ausfall der CFK-Umschnürung auf das Niveau von lediglich betonstahlumschnürten Druckgliedern zurückfällt. Somit steht noch eine Resttragfähigkeit zur Verfügung, die durch die Betonstahlumschnürung ermöglicht wird. Das Modell von EID und PAULTRE beachtet diese Tragfähigkeitsreserven mit Gl. 101.

$$f_{cc} = f'_{cc,w} \cdot exp \cdot \left(k_{1,w} \cdot \left(\varepsilon_c - \varepsilon'_{cc,w}\right)^{k_{2,w}}\right) \quad \text{im Bereich} \quad \varepsilon_c > \varepsilon_{cc} \tag{101}$$

Die in Gl. 101 angegebenen Werte $f'_{cc,w}$, $\varepsilon'_{cc,w}$ sowie $k_{1,w}$ und $k_{2,w}$ beziehen sich auf betonstahlumschnürten Beton ohne eine weitere CFK-Umschnürung, da diese bereits ausgefallen ist.

3.3.4 Bemessungsansatz nach R. NIEDERMEIER [92]

In der von NIEDERMEIER [92] vorgelegten Habilitationsschrift wird nach umfangreicher Literaturstudie ein eigener Bemessungsansatz zur Querschnittstragfähigkeit gedrungener Druckglieder präsentiert. Darüber hinaus bietet NIEDERMEIER auch einen Bemessungsvorschlag zur Bauteiltragfähigkeit an. Zur Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit greift NIEDERMEIER auf die Erkenntnisse von LAM und TENG [77] (vgl. Kapitel 3.2.3) sowie EID und PAULTRE [41] (Kapitel 3.3.3) zurück, um die Wirkungsweise einer dualen Umschnürung zu beschreiben. Das relativ komplizierte Modell für die Beschreibung der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen nach EID und PAULTRE ersetzt er durch den einfacheren Ansatz nach LAM und TENG (vgl. Gl. 50), welcher mit einem parabolischen ersten Teilabschnitt sowie einem linearen zweiten Anstieg bis zum Bruch der Verstärkungsfasern im Spannungs-Dehnungs-Diagramm auskommt (vgl. Bild 3-21).

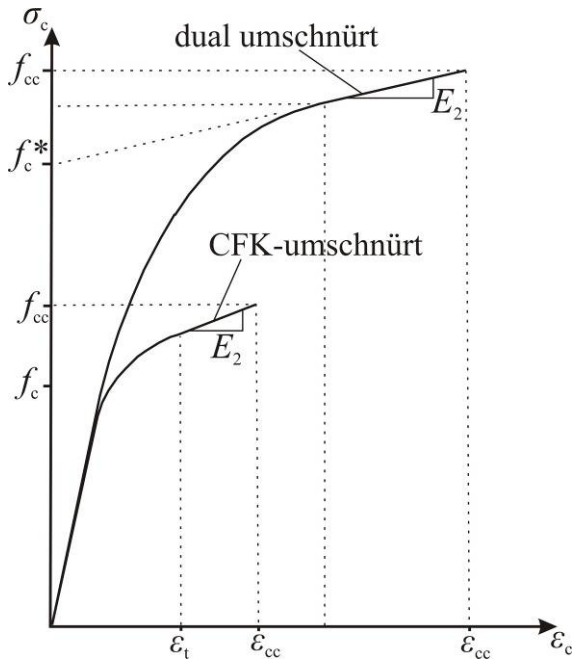


Bild 3-21 Materialmodell für dual umschnürten Beton nach NIEDERMEIER [92]

NIEDERMEIER nimmt an, dass eine Querbewehrung in erster Linie in der Übergangsphase zwischen elastischem Materialverhalten des Betons und zweitem Anstieg E_2 wirkt. Die Übergangsphase ist dadurch deutlich ausgeprägter als bei unbewehrten Betondruckgliedern, welche nur durch den CFK-Mantel umschnürt sind.

Auch NIEDERMEIER legt eine Maximalfestigkeit des dual umschnürten Betons mit zugehöriger Dehnung fest:

$$f_{cc} = f_c + 3{,}66 \cdot \left(\rho_w \cdot f_{wy} + E_{jl} \cdot \varepsilon_{ju} - \Delta p\right) \tag{102}$$

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c2} \cdot \left[1{,}75 + 19 \cdot \left(\frac{\rho_w \cdot f_{wy}}{f_c} + \frac{E_{jl} \cdot \varepsilon_{ju}}{f_c} - \frac{\Delta p}{f_c}\right)\right] \tag{103}$$

Aus den Gleichungen wird ersichtlich, dass auch in diesem Fall eine Summation der Umschnürungsdrücke der Umschnürungspartner vorgenommen wird. Bei Erreichen der Maximalfestigkeit fließt die Querbewehrung. Wie LAM und TENG [77] nutzt auch NIEDERMEIER Gl. 10, um den Einfluss des Gesamtdrucks der Umschnürungselemente auf f_{cc} zu beschreiben. Der Faktor k_1 wird von ihm aber mit 3,66 festgelegt. Er begründet dies anhand einer durchgeführten Regression an Versuchsergebnissen aus der Literatur, die sowohl an unbewehrten als auch bewehrten Betondruckgliedern durchgeführt wurden. Die Wahl der linearen Gl. 103, welche die maximale Dehnung beschreibt, begründet NIEDERMEIER anhand einer weiteren Regression an Versuchsergebnissen der Literatur. Diese Regressionsanalyse ergab, dass im von NIEDERMEIER als baupraktischen Bereich bezeichneten Druckverhältnis $\sigma_2 / f_c < 1$ ein linearer Zusammenhang die Dehnungsentwicklung sicher beschreiben kann. An dieser Stelle sollte angemerkt werden, dass NIEDERMEIER, aber auch EID und PAULTRE [41],

den Querbewehrungsgrad ρ_w etwas anders interpretieren, als in Gl. 11 angegeben. So wird mit A_{sw} nicht der einzelne Stabquerschnitt, sondern der gesamte Stabquerschnitt der umschnürungswirksamen Querbewehrung je Bügel oder Wendelgang gemeint. Weiterhin ist die Multiplikation von ρ_w mit 0,5 (vgl. Gl. 11) bereits erfolgt.

Die Bruchdehnung der verwendeten CFK-Umschnürung ermittelt sich über die von NIEDERMEIER im Kapitel 3.1 beschriebenen Abminderungsfaktoren k_ε für unbewehrte oder bewehrte CFK-umschnürte Druckglieder. Mit dem Faktor Δp wird der bereits in Kapitel 3.3.3 beschriebenen Querdruckabminderung zwischen dual umschnürtem Kernbereich und CFK-umschnürter Betondeckung Rechnung getragen. NIEDERMEIER vernachlässigt diese nicht. Diese Entscheidung steht im Gegensatz zu den Erkenntnissen von EID und PAULTRE [41]. Zur Ermittlung der Querdruckabminderung nutzt NIEDERMEIER die Annahme, dass näherungsweise ein linearer Anstieg zwischen dem in der CFK-Umschnürung wirkenden Druck p_1 und dem Druck im Kernbeton p_2 besteht.

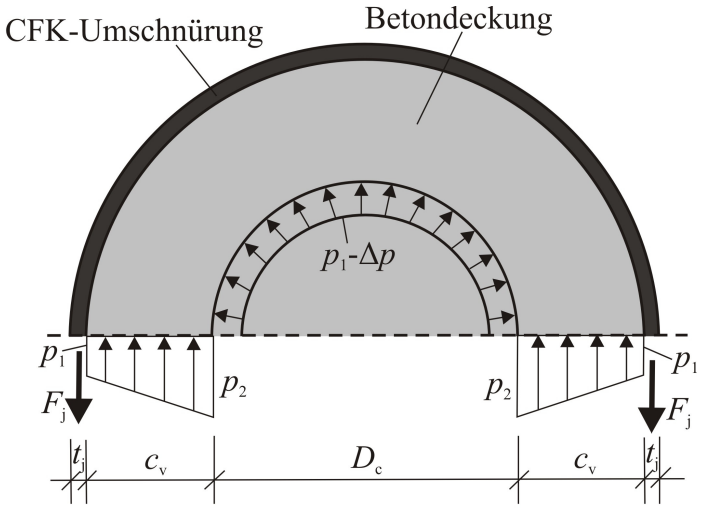


Bild 3-22 Druckverteilung innerhalb eines dual umschnürten Stützenquerschnitts [92]

Der Druck p_1 kann mit Gl. 31 (vgl. Kapitel 2.3.1) berechnet werden. Bild 3-22 illustriert diese Annahmen. Zur Ermittlung von p_2 schlägt NIEDERMEIER folgende Gleichung vor:

$$p_2 = \frac{2 \cdot \left(t_j \cdot E_j \cdot \varepsilon_{ju} + e \cdot f_{wy}\right) - p_1 \cdot c_v}{D_c + c_v} \tag{104}$$

$$e = \frac{A_{sw}}{2 \cdot s_w} \tag{105}$$

Die Ermittlung der Dicke der verschmierten Bewehrung e entspricht dabei den Intentionen von LÉGERON und PAULTRE [79] sowie EID und PAULTRE [41]. Die innere Bewehrung, unabhängig ob Bügel- oder Wendelbewehrung, wird auf ein über die Höhe durchgängiges Stahlrohr verschmiert. Im Anhang F finden sich hierzu die

entsprechenden Detailangaben und Skizzen. Die Querdruckabminderung kann über folgenden formelmäßigen Zusammenhang beschrieben werden:

$$\Delta p = p_1 - \frac{2 \cdot t_j \cdot E_j \cdot \varepsilon_{ju} - (p_1 + p_2) \cdot c_v}{D_c} \tag{106}$$

Um mit Gl. 50 auf die kompletten Spannungsdehnungskurven in Längsrichtung schließen zu können, ersetzte NIEDERMEIER f_c durch einen höher anzuordnenden Anschnitt mit der y-Achse f_c*. Ursache dafür ist die Umschnürungswirkung der Querbewehrung. Die Berechnung ist folgendermaßen möglich:

$$f_c^* = f_{cc} - (f_{cc,j} - f_c) \tag{107}$$

Die Festigkeit $f_{cc,j}$ beschreibt die Tragfähigkeit, die die CFK-Umschnürung allein ohne Querbewehrung erreichen kann. Zur Berechnung wird deshalb in Gl. 102 der Querbewehrungsgehalt zu Null gesetzt. Dieser Zusammenhang unterstreicht nochmals, dass nach Erreichen der Dehnung ε_t und dem Überschreiten der Übergangszone nur noch die CFK-Umschnürung zu einer Erhöhung des Querdrucks beiträgt. Mit dem nun errechenbaren zweiten Anstieg E_2 können die Spannungs-Dehnungs-Kurven ermittelt werden. NIEDERMEIER beschreibt in seiner Habilitationsschrift, dass Gl. 102 nur für den Kernquerschnitt gilt und schlägt deshalb für die Erweiterung auf den Gesamtquerschnitt folgende Gleichung vor:

$$f_{cc} = f_c + 3{,}66 \cdot \left[E_{jl} \cdot \varepsilon_{ju} + (\rho_w \cdot f_{wy} - \Delta p) \cdot \left(\frac{D_c - s/2}{D} \right)^2 \right] \tag{108}$$

Diese Modifikation dient auch dazu, die bis jetzt nicht erfolgte Einbeziehung der unterschiedlichen Druckbögen zu ermöglichen. Diese Druckbögen entstehen durch die Abstände der Querbewehrungselemente zueinander (vgl. Kapitel 2.2.3).

3.3.5 Fazit zu den vorgestellten Bemessungsansätzen für CFK-umschnürte bewehrte Betondruckglieder

Um eine zusammenfassende Bewertung der vorangegangenen Bemessungsmodelle zu ermöglichen, ist in Bild 3-23 ein Vergleich der verschiedenen Bemessungsansätze für dual umschnürte Betondruckglieder für einen Stützenquerschnitt mit einem Durchmesser von 25 cm zu sehen. Die Eigenschaften und Abmessungen sowie eingesetzten Bewehrungs- und CFK-Verstärkungselemente können dem Anhang G entnommen werden.

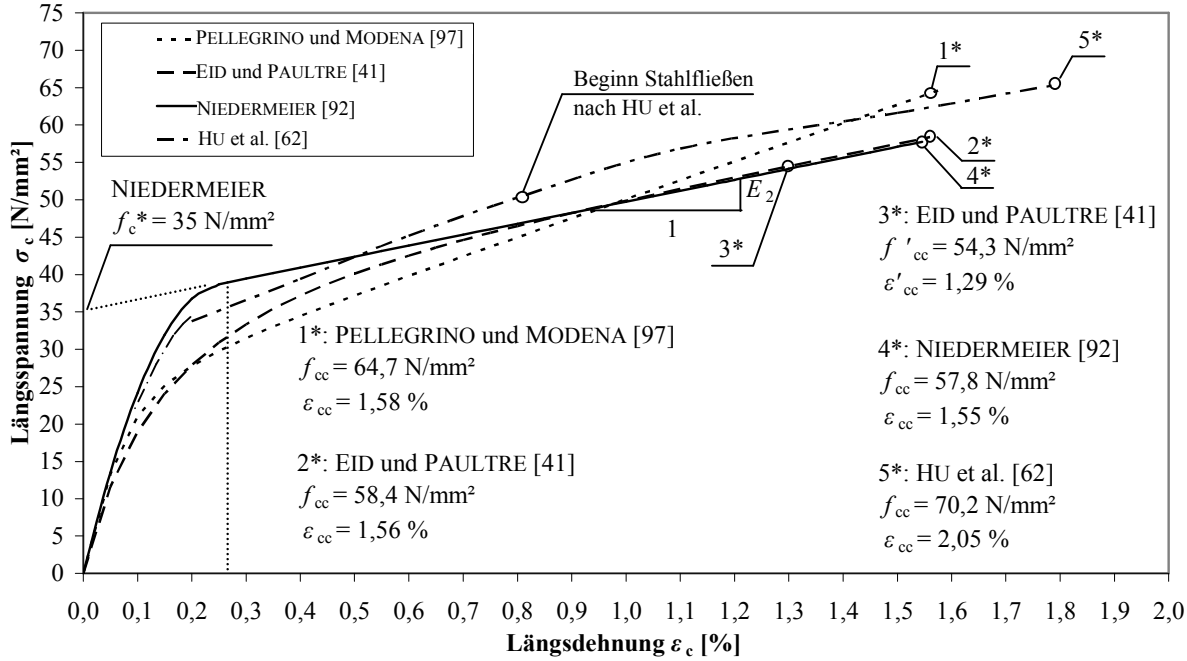


Bild 3-23 Vergleich der Bemessungsmodelle nach NIEDERMEIER [92], EID und PAULTRE [41], PELLEGRINO und MODENA [97] sowie HU et al. [62]

Für den berechneten Querschnitt lassen sich mit den vier genutzten Materialmodellen tendenziell ähnliche Spannungs-Dehnungs-Kurven ermitteln. Besonders die Maximaldehnungen ε_{cc} liegen sehr nah beieinander. Hinsichtlich der Tragfähigkeit f_{cc} schließt der Ansatz nach PELLEGRINO und MODENA [97] sowie das Modell nach HU et al. [62] allerdings auf deutlich höhere Werte als die beiden anderen Modelle. Der Grund liegt hier, zumindest für den Ansatz nach PELLEGRINO und MODENA, in der Berechnung der Effektivität der Umschnürung mit Gl. 71. Der Faktor k_1 ist mit 5,5 deutlich höher, als die in den anderen Modellen angesetzten starren Werte (NIEDERMEIER [92] 3,66; EID und PAULTRE [41] 3,3). Mit Gl. 72 berechnet man ein solch hohes k_1, da es sich um einen bewehrten und kreisförmigen Querschnitt handelt (vgl. Bild 3-16).

Bild 3-23 erlaubt auch einen direkten Vergleich der mit Gl. 92 und 96 berechneten Spannungs-Dehnungs-Kurve nach EID und PAULTRE mit der gemäß Gl. 50 erstellten Kurve nach NIEDERMEIER. Unterschiede können hier vor allem im Übergangsbereich zwischen erstem Anstieg und dem durch die Umschnürung bewirkten zweiten Anstieg E_2 erkannt werden. Während mit Gl. 50 bereits bei 2,7 ‰ der Übergang in E_2 erfolgt ist, wird der den Übergang im Modell von EID und PAULTRE kennzeichnende Punkt (f'_{cc}; ε'_{cc}) erst sehr spät bei 1,29 % erreicht. Grund ist hier die völlig verschiedene Herangehensweise bei der Festlegung des Übergangspunktes, die im Modell nach NIEDERMEIER vereinfacht über f^* erfolgt, während EID und PAULTRE mit dem effektiven Umschnürungsindex und den Gl. 12 und 19 aufwendig auf den Übergangspunkt schließen.

Die iterative Berechnung der Spannungs-Dehnungs-Kurve nach HU et al. erlaubt ebenfalls die Bestimmung des Punktes, ab dem Stahlfließen einsetzt. Dieses beginnt hier bei ca. 0,82 % Dehnung und damit auch deutlich später, als mit dem Modell nach NIEDERMEIER vorhergesagt. Da die Modelle nach EID und PAULTRE sowie HU et al. davon ausgehen, dass die Dehnungsentwicklungen in CFK-Umschnürung und Querbewehrung gleich verlaufen, tritt der Zeitpunkt des Stahlfließens spät auf.

Es bleibt zu erforschen, ob die Dehnungsentwicklungen innerhalb der Umschnürungspartner tatsächlich identisch verlaufen. Nur wenn die Dehnungen innerhalb der Partner genau vorhergesagt werden können, gelingt auch die exakte Bestimmung des Zeitpunkts, ab dem Stahlfließen eintritt. Es sind insgesamt weitere Forschungen notwendig, um den Einfluss der Querbewehrung auf das Spannungs-Dehnungs-Verhalten von dual umschnürtem Beton besser einschätzen zu können.

Da sowohl das Modell nach NIEDERMEIER als auch das Modell nach EID und PAULTRE mit einem starren k_1 arbeiten, ist auch in diesem Fall bei steigender einaxialer Betondruckfestigkeit mit einer Zunahme der Unterschiede der Spannungs-Dehnungs-Kurven der Modelle untereinander zu rechnen. Die bereits im Kapitel 3.2.5 beschriebenen ungelösten Fragen zum Einfluss von f_c setzen sich auch bei bewehrten CFK-umschnürten Betondruckgliedern fort.

Im Beispiel wurde nach dem Modell von PELLEGRINO und MODENA der Effektivitätsfaktor k_ε nach Gl. 40 mit 0,38 berechnet. Wäre im Beispiel eine deutlich höhere Menge an Längsbewehrung angesetzt wurden, hätte dies k_ε weiter reduziert und das berechnete Materialverhalten verändert. Demgegenüber wären nach den anderen Modellen keinerlei Veränderungen aufgetreten. Hinsichtlich des Einflusses der Längsbewehrung besteht somit weiterer Forschungsbedarf. Konkret ist zu klären, ob das Vorhandensein von Längsbewehrung mit einem starren k_ε sicher abgeschätzt werden kann, oder tatsächlich ein Zusammenhang zum Längsbewehrungsgrad besteht.

3.4 Überblick über internationale und nationale Bemessungsvorschriften

In Deutschland gibt es zum Zeitpunkt der Entstehung dieser Dissertation für die in Handlamination zu verarbeitenden Kohlefasergelege nur eine bauaufsichtliche Zulassung [3]. Sollen andere Kohlefasergelege, Klebersysteme etc. Verwendung finden, ist jeweils eine Zustimmung im Einzelfall notwendig. Dagegen wurden in anderen Ländern wie z. B. den USA, aber auch der Schweiz, entsprechende Richtlinien herausgegeben. Exemplarisch können angeführt werden:

- USA: ACI 440.2R-08: Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Concrete Structures [2]
- Schweiz: SIA 166:2004 (in Verbindung mit SIA 262): Klebebewehrungen [17]
- Fédération internationale du béton (*fib*): Task Group 9.3: Design and use of externally bonded fibre reinforced polymer reinforcement for reinforced concrete structures [16]

Einen guten Überblick bietet z. B. ROCCA et al. [102]. Darüber hinaus gibt es in Deutschland seit 2012 mit der DAfStb-Richtlinie „Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung“ [5] ein Regelwerk, welches Bemessungsansätze für CFK-Umschnürungen bereithält. In der Folge sollen die US-amerikanische ACI 440.2R-08 sowie die deutsche DAfStb-Richtlinie kurz vorgestellt und der Bezug zu den im Kapitel 3.2 und 3.3 vorgestellten Berechnungsansätzen gegeben werden.

3.4.1 Richtlinie des American Concrete Institute (ACI 440.2R-08) [2]

Die US-amerikanische Richtlinie ACI 440.2R-08 gilt für gedrungene Druckglieder mit einer Faserverbundwerkstoffumschnürung. Zur Berechnung der Tragfähigkeit unter reinem Druck gilt für wendelbewehrte Druckglieder folgende Additionsformel:

$$N_{\mathrm{R}} = 0{,}85 \cdot \Phi \cdot \left[0{,}85 \cdot f_{\mathrm{cc}} \cdot \left(A_{\mathrm{c}} - A_{\mathrm{s}}\right) + f_{\mathrm{y}} \cdot A_{\mathrm{s}}\right] \tag{109}$$

Φ Faktor zur Reduzierung der Betonfestigkeit gemäß ACI 318-05

Für bügelbewehrte Bauteile ist der Faktor 0,85 durch 0,8 zu ersetzen. Wie zu erkennen ist, kann eine durch die CFK-Verstärkung erhöhte maximale Druckfestigkeit angesetzt werden. Die Berechnung von f_{cc} sowie die zugehörigen Last-Verformungs-Kurven in axialer Richtung basieren auf dem im Kapitel 3.2.3 vorgestellten Modell von LAM und TENG [77]. Die maximale Festigkeit wird nach Gl. 10 mit dem von LAM und TENG vorgeschlagenen $k_1 = 3{,}3$ berechnet:

$$f_{\mathrm{cc}} = f_{\mathrm{c}} + \psi_{\mathrm{j}} \cdot 3{,}3 \cdot k_{\mathrm{e1}} \cdot f_{\mathrm{lj}} \tag{110}$$

ψ_{j} Reduktionsfaktor; mit 0,95 anzusetzen

k_{e1} Abminderungsfaktor zur Beachtung der Querschnittsgeometrie gemäß Gl. 35

Wie in Gl. 110 zu sehen ist, wurde ein zusätzlicher Reduktionsfaktor ψ_{j} eingeführt. Diesen legte das zuständige ACI-Komitee mit 0,95 fest. Um die Berechnung von quadratischen und rechtwinkligen Querschnitten zu ermöglichen, wird der ebenfalls von LAM und TENG [77] vorgeschlagene Reduktionsfaktor k_{e1} (siehe Gl. 35) genutzt.

Die maximale Dehnung ist mit Gl. 49 zu ermitteln. Allerdings wird zur Herstellung der Konformität mit den amerikanischen Bemessungsregeln der Faktor 1,75 durch 1,5 ersetzt. So wird bei Nutzung dieser Gleichung und Einsetzen von $f_{\mathrm{lj}} = 0$ die Maximaldehnung 0,003 berechnet. Es ergibt sich Gl. 111.

$$\varepsilon_{\mathrm{cc}} = \varepsilon_{\mathrm{c2}} \cdot 1{,}5 + \varepsilon_{\mathrm{c2}} \cdot 12 \cdot k_{\mathrm{e2}} \cdot \frac{f_{\mathrm{lj}}}{f_{\mathrm{c}}} \cdot \left(\frac{\varepsilon_{\mathrm{ju}}}{\varepsilon_{\mathrm{c2}}}\right)^{0{,}45} \tag{111}$$

k_{e2} Abminderungsfaktor zur Beachtung der Querschnittsgeometrie gemäß Gl. 36

Die ermittelten Dehnungen sind dabei immer auf maximal $\varepsilon_{\mathrm{cc}} = 0{,}01$ zu begrenzen. Bei der Berechnung des maximalen Umschnürungsdrucks wird zur Abschätzung der Effektivität des Umschnürungsmaterials ein Abminderungsfaktor k_{ε} von 0,55 empfohlen. Der maximale Umschnürungsdruck errechnet sich somit folgendermaßen:

$$f_{\mathrm{lj}} = \frac{2 \cdot E_j \cdot t_j \cdot 0{,}55 \cdot \varepsilon_{\mathrm{u,FRP}}}{D} \tag{112}$$

Günstige (vgl. Kapitel 3.3) oder auch ungünstige Effekte (vgl. Kapitel 3.1) der innen liegenden Bewehrung werden nicht betrachtet. Die Ermittlung der Spannungs-Dehnungs-Kurven des CFK-umschnürten Betons erfolgt nach Gl. 50, aufbauend auf den Erkenntnissen von LAM und TENG [77]. Darüber hinaus werden folgende Festlegungen getroffen:

- Begrenzung auf Betonbauteile bis 70 N/mm² einaxialer Druckfestigkeit,
- zur Bereitstellung ausreichender Umschnürung ist das Verhältnis $f_{\mathrm{lj}} / f_{\mathrm{c}} > 0{,}08$ einzuhalten
- gilt über entsprechende Abminderungsfaktoren auch für quadratische und rechtwinklige Stützen mit Seitenabmessungen $a / b < 2$ sowie maximalen Seitenlängen bis 90 cm,
- um Rissentstehung und -wachstum im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit zu vermeiden, ist die maximale Tragfähigkeit unter Gebrauchslastszenarios auf $0{,}65 \cdot f_{\mathrm{c}}$ zu begrenzen,
- im GZG gilt weiterhin, dass die Längsbewehrung nur bis zu 60 % der Streckgrenze ausgenutzt werden darf, um plastische Verformungen zu vermeiden,
- eine Erweiterung auf die Bauteiltragfähigkeit von Stützen unter Normalkraft und Moment bleibt sehr vage, so wird lediglich empfohlen, $\varepsilon_{\mathrm{cc}}$ auf 0,4 % zu begrenzen,
- in Normalkraft-Momenten-Interaktionsdiagrammen darf die Festigkeitssteigerung nur in Bereichen angesetzt werden, wenn Druckversagen maßgebend wird,
- in diesem Zusammenhang wird aber keine genaue Grenze e_0 / D definiert.

Zur Dauerhaftigkeit der Faserverbundumschnürung (vgl. Kapitel 2.3.2) werden keine Angaben gemacht.

Insgesamt ist diese wichtige und in vielen Ländern anerkannte Richtlinie somit eine Handlungsanweisung zur Anwendung des Modells nach LAM und TENG [77].

3.4.2 DAfStb-Richtlinie „Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung“ [5]

Diese Richtlinie wurde während der Bearbeitung des Forschungsthemas zu dieser Dissertation herausgegeben und beinhaltet Bemessungsgrundlagen zur Berechnung der Querschnittstragfähigkeit von gedrungenen unbewehrten und bewehrten Druckgliedern sowie die Erweiterung auf die Bauteiltragfähigkeit von Stützen unter Druck- und Momentenbeanspruchung bis zu einer planmäßigen Ausmitte von $e_0 / D \leq 0{,}25$.

Der von NIEDERMEIER [92] vorgestellte Vorschlag (vgl. Kapitel 3.3.4) wurde zu großen Teilen in der Richtlinie des DAfStb übernommen. Erneut kommt die von LAM und TENG eingeführte Spannungs-Dehnungs-Linie gemäß Gl. 50 zum Einsatz, um das Materialverhalten in axialer Richtung zu beschreiben. Es wird mit charakteristischen Werten bemessen, wodurch sich Gl. 51 entsprechend ändert:

$$E_2 = \frac{f_{cck} - f_{ck}^*}{\varepsilon_{cu}} \tag{113}$$

Die Festigkeit f_{ck}^* stellt den Achsenabschnitt der geradlinigen Teilkurve (E_2) an der Spannungsachse dar. Die hierzu ursprünglich von NIEDERMEIER aufgestellte Gl. 108 wird durch Gl. 114 ersetzt.

$$f_{ck}^* = f_{ck} + 2 \cdot \left(\rho_w \cdot f_{wyk} - \Delta p\right) \cdot \left(\frac{D_c - s_w / 2}{D}\right)^2 \tag{114}$$

Zur Bestimmung der Querdruckabminderung wird auf die Gl. 104 und 106 zurückgegriffen. Dabei werden die charakteristische Bruchdehnung der genutzten Kohlefasern ε_{juk} und die charakteristische Streckgrenze des innen liegenden Betonstahls f_{wyk} eingesetzt, um p_2 und Δp zu ermitteln. Die Gleichung zur Berechnung der maximalen Festigkeit f_{cck} wird von NIEDERMEIER übernommen und es werden charakteristische Werte eingesetzt. Darüber hinaus ist in Gl. 108 der Wert $k_1 = 3{,}66$ durch den charakteristischen Wert 2,0 zu ersetzen. Die zugehörige maximale Dehnung ε_{cc} wird mit Gl. 115 abgeschätzt.

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c2} \cdot \left(1{,}75 + 19 \cdot \frac{E_{jl} \cdot \varepsilon_{juk}}{f_{cm}}\right) \tag{115}$$

Im Gegensatz zur ursprünglich von NIEDERMEIER präsentierten Gl. 103 fällt auf, dass die Richtlinie einen möglichen Einfluss der Querbewehrung auf die Maximaldehnung ausschließt. Zu erkennen ist außerdem, dass Gl. 115 auf Mittelwerten basiert. Der Anstieg der linearen Funktion wurde nicht verändert und es wird mit dem Mittelwert der einaxialen Betondruckfestigkeit f_{cm} gearbeitet. Dies gilt nicht für die Bruchdehnung der CFK-Verstärkung, die aufbauend auf Gl. 33 wie folgt zu ermitteln ist:

$$\varepsilon_{juk} = k_{\varepsilon k} \cdot \alpha_T \cdot \alpha_F \cdot \alpha_E \cdot \alpha_Z \cdot \varepsilon_{Lk} - \alpha_k \cdot v \cdot \varepsilon_{cc}(\Delta t) \tag{116}$$

$k_{\varepsilon k}$ Faktor zur Beachtung von Randbedingungen am Bauteil (vgl. Kapitel 3.1)

$\alpha_{T\ldots Z}$ Faktoren zur Beachtung von Umgebungsbedingungen sowie Art und Dauer der Einwirkung, siehe Gl. 33

ε_{Lk} charakteristischer Wert der im einaxialen Zugversuch ermittelten Bruchdehnung $\varepsilon_{u,FRP}$

$\varepsilon_{cc}(\Delta t)$ Längsverformung des Druckgliedes durch Kriechen

α_k Abminderungsfaktor zur Beachtung der Streuungen infolge Betonkriechen

Gl. 116 zeigt, dass in der Richtlinie neben Randbedingungen wie der vorhandenen Bewehrung oder den zu erwartenden Umweltbedingungen auch das Kriechen des Betons zu beachten ist. Der charakteristische Abminderungsfaktor $k_{\varepsilon k}$ liegt laut

NIEDERMEIER bei bewehrten Druckgliedern bei 0,25 und ist somit nochmals um 50 % gegenüber dem Mittelwert $k_\varepsilon = 0{,}5$ abgemindert. Zusammen mit den Abminderungsfaktoren $\alpha_T = 0{,}7$ und $\alpha_Z = 0{,}75$ ergibt sich somit (Betonkriechen außer Acht gelassen) für eine Kohlefaser mit $\varepsilon_{Lk} = 15$ ‰ eine Bruchdehnung ε_{juk} von 1,97 ‰. Gl. 108 setzt voraus, dass bei Erreichen der Bruchdehnung ε_{ju} Stahlfließen vorliegt, da bei der Berechnung des von der Querbewehrung ermöglichten Umschnürungsdrucks die Streckgrenze eingesetzt wird. Durch die stark abgeminderte Bruchdehnung der CFK-Umschnürung kann Stahlfließen aber nicht mehr in allen Fällen garantiert werden, da die CFK-Umschnürung schon vor dem Erreichen der Streckgrenze ihre rechnerische Bruchdehnung erreicht. Wird unterstellt, dass $\varepsilon_j = \varepsilon_{sw}$ und die charakteristische Streckgrenze der Querbewehrung bei 500 N/mm² liegt, so ergibt sich lediglich eine Spannung von 394 N/mm² und die Ausnutzung beträgt nur 394 / 435 = 0,9 = 90 %. Der volle Umschnürungsdruck der Querbewehrung wird nicht erreicht. Erst für Bewehrungsstähle mit einer Streckgrenze von 420 N/mm² kann Stahlfließen erwartet werden, da die Grenze bei 420 / 1,15 / 200000 = 0,00183 ≈ 1,83 ‰ liegt und $\varepsilon_{juk} = 1{,}97$ ‰ nicht überschreitet. Allerdings ist die Annahme, dass die Dehnungen der Umschnürungspartner gleich stark ansteigen, kritisch zu betrachten. So zeigen z. B. Untersuchungen von EID et al. [42], dass mit Erreichen von ε_{c2} die Dehnungsentwicklung auseinanderstrebt und in der CFK-Umschnürung deutlich höher ist als in der Querbewehrung.

Weiterhin gilt bei Nutzung dieser Richtlinie:

- Begrenzung auf Betonelemente aus Normalbeton,
- zur Bereitstellung ausreichender Umschnürung muss eine Mindestgelegestärke gemäß Gl. 117 sichergestellt sein,
- die Richtlinie gilt nur für kreisförmige Stützenquerschnitte mit vollflächiger Umschnürung,
- der Durchmesser der Druckglieder muss mindestens 120 mm betragen, damit die von NIEDERMEIER gefundenen Werte für k_ε ausreichende Sicherheit bieten können,
- die Bauteiltragfähigkeit darf nur bis zu einer Stützenschlankheit $\lambda \leq 40$ mittels Umschnürung erhöht werden,
- für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit schreibt die Richtlinie eine maximale Gelegestärke vor, um mögliche Gefügeschäden am Beton unter Gebrauchslast zu verhindern.

Um stets einen ansteigenden Ast mit $E_2 > 0$ zu erreichen, greift die Richtlinie auf die Erkenntnisse von XIAO und WU [137] zurück und legt eine Untergrenze für das Verhältnis zwischen Umschnürungssteifigkeit der CFK-Umschnürung E_{jl} und dem Mittelwert der einaxialen Betondruckfestigkeit f_{cm} fest:

$$\frac{E_{jl}}{f_{cm}^2} \geq 0{,}2 \tag{117}$$

Gl. 117 ist eng mit Gl. 65 (vgl. Modell XIAO und WU [137] in Kapitel 3.2.4) verknüpft. Bei einem Verhältnis von 0,2 nach Gl. 117 wird mit Gl. 65 ein k_1 von -0,18

errechnet. Nach dem Modell von XIAO und WU ist also keine Umschnürungswirkung oder Umschnürungseffektivität mehr vorhanden.

Die Richtlinie erlaubt die Berechnung der Bauteiltragfähigkeit, die mit zunehmender Schlankheit der zu umschnürenden Stütze immer weiter von der Querschnittstragfähigkeit abweicht. Für das umschnürte Bauteil werden entsprechende Bemessungsgleichungen bezüglich der Normalkraft- und Momententragfähigkeit angeboten. Die Richtlinie ist konsequent an den Eurocode 2 [1] angelehnt.

3.5 Zusammenfassung der relevanten Materialparameter

In den vorangegangenen Kapiteln wurden verschiedene Modelle zur Abschätzung der Querschnittstragfähigkeit und der Dehnungsentwicklung von CFK-umschnürten Betondruckgliedern erläutert. Unabhängig von der Art der Berechnung werden bei allen Modellen bestimmte Eingangsparameter benötigt. Dies betrifft einfache empirische Regressionsgleichungen, aber auch aufwendige iterative Bemessungsansätze. Solche Eingangsparameter stellen vor allem die Abmessungen des zu umschnürenden Bauteils und dessen Betonqualität als auch die Eigenschaften der CFK-Umschnürung dar. In der Literatur werden sehr unterschiedliche Angaben hinsichtlich der Belastbarkeit der Verstärkungsfasern unter Querdruck unterbreitet (vgl. Kapitel 3.1). Während die Effektivitätsminderung unter dem zusätzlichen Querdruck allgemein anerkannt ist, werden zum Teil sehr unterschiedliche Faktoren zur Höhe der notwendigen Abminderung vorgeschlagen. Dies betrifft insbesondere Bauteile mit innen liegender Längsbewehrung. Einen Überblick zu verschiedenen Ansätzen geben die in Bild 3-24 aufgezeigten Diagramme. Im linken Diagramm ist der Einfluss der Eckausrundung R_c auf den Abminderungsfaktor k_ε aufgezeigt. Während die Forschergruppe um TENG [77] einen starren Wert für k_ε empfiehlt und die Eckausrundung bei quadratischen und rechteckigen Druckgliedern über einen zusätzlichen Reduktionsfaktor beachtet, erkannte NIEDERMEIER [92], dass ab einer Eckausrundung von ca. 50 mm k_ε auf einem konstanten Niveau bleibt. Demgegenüber sehen PELLEGRINO und MODENA einen linearen Zusammenhang zwischen Eckausrundung und Abminderungsfaktor. Im rechten Diagramm von Bild 3-24 ist der Einfluss des Längsbewehrungsgrades auf k_ε geschildert. Hier reichen die Aussagen von keinem Einfluss (vgl. KARABINIS und ROUSAKIS [67]) über einen konstanten Abminderungsfaktor (NIEDERMEIER [92]) bis zu einem vom Längsbewehrungsgehalt abhängigen Abminderungsfaktor (PELLEGRINO und MODENA [97]).

Weiterhin wird in der Literatur ein möglicher Maßstabseffekt diskutiert (vgl. Kapitel 2.3.3). Konkret ist die Frage zu klären, ob von Datenquellen, bei denen kleine Prüfkörpergeometrien Verwendung fanden, auf das Materialverhalten von realistischen Stützengeometrien geschlossen werden kann. Kleine Prüfkörper stellen einen großen Teil der zur Entstehung dieser Dissertation vorhandenen Datenbasis dar.

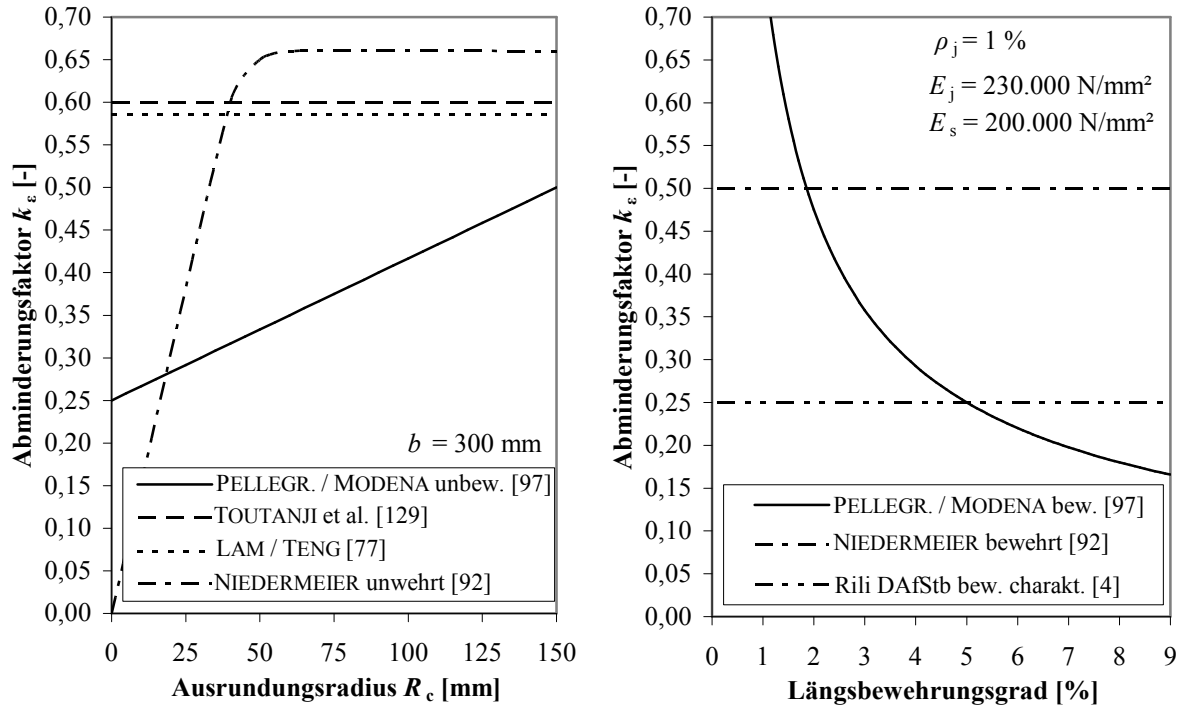


Bild 3-24 Gegenüberstellung verschiedener Werte für k_ε in Abhängigkeit von der Stützenausrundung und dem Längsbewehrungsgrad

Auch der Einfluss der einaxialen Betondruckfestigkeit wird bei eingehender Betrachtung der vorgenannten Modelle als keineswegs geklärt erachtet. Während viele Modelle für unbewehrte als auch bewehrte CFK-umschnürte Betonprüfkörper zur Beschreibung der Querschnittstragfähigkeit auf Gl. 10 zurückgreifen und k_1 als konstanten Faktor abbilden, zeigte die Forschergruppe um XIAO und WU [137], dass es einen Zusammenhang zwischen einaxialer Druckfestigkeit des Betons und der Effektivität der CFK-Umschnürung gibt. Dieser Zusammenhang kann mit dem Verhältnis zwischen E_{jl}/f_c oder f_{lj}/f_c beschrieben werden. Ein Einfluss der einaxialen Betondruckfestigkeit wird auch von anderen Forschergruppen wie z. B. ILKI et al. [63] und BISBY et al. [30] erkannt. In Bild 3-25 ist der Effektivitätsfaktor k_1 in Abhängigkeit vom Verhältnis zwischen Umschnürungsdruck f_{lj} und der einaxialen Betondruckfestigkeit f_c nochmals für verschiedene Bemessungsansätze gezeigt.

Eigenwillig ist auch der Vorschlag der Forschergruppe um HU et al. [62], in dem bei der Ermittlung der Spannungs-Dehnungs-Kurven aktiv umschnürten Betons (vgl. Kapitel 3.3.2) je nach Umschnürungselement (CFK-umschnürter Beton → kein Einfluss der einaxialen Festigkeit; betonstahlumschnürter Beton → Einfluss der einaxialen Betonfestigkeit) die einaxiale Betonfestigkeit unterschiedlich beachtet wird.

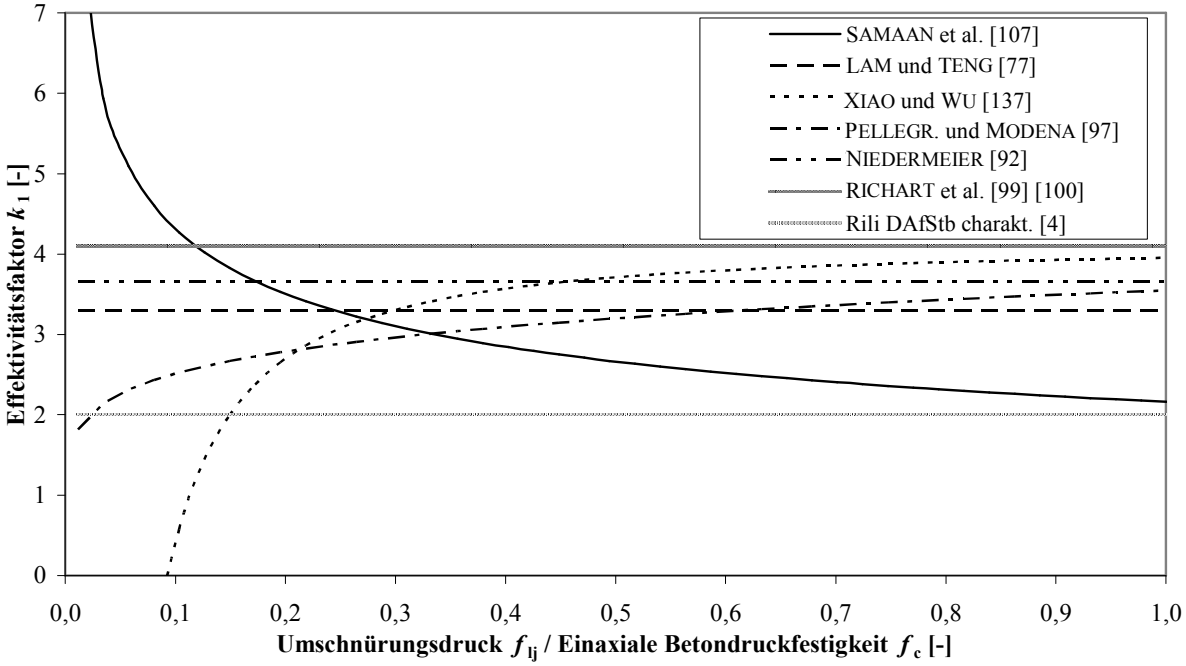


Bild 3-25 Gegenüberstellung verschiedener Werte für k_1 in Abhängigkeit vom Verhältnis zwischen f_{lj}/f_c für runde unbewehrte Druckglieder

Bei den beschriebenen Modellen, welche neben der äußeren CFK-Umschnürung auch die Wirkung der innen liegenden Querbewehrung beachten, herrscht breiter Konsens darüber, dass eine Summation der von beiden Umschnürungspartnern bereitgestellten Querdrücke möglich ist, um die maximale Tragfähigkeit und die zugehörige Dehnung zu ermitteln. Der Umschnürungsdruck der Querbewehrung ist aber maßgeblich von den im Kapitel 2.2.3 erläuterten Druckbögen zwischen den einzelnen Querbewehrungselementen abhängig. Während die Forschergruppen um PELLEGRINO und MODENA [97], EID und PAULTRE [41] sowie HU et al. [62] die Anwendung des Effektivitätsfaktors nach MANDER [84] empfehlen, wird von NIEDERMEIER [92] in Gl. 108 ein Faktor präsentiert, der sowohl die Druckbögen beachtet als auch die Verteilung der Kernspannungen auf den Gesamtquerschnitt der umschnürten Stütze realisiert.

In der Richtlinie des DAfStb [5] (vgl. Kapitel 3.4.2) wird ein möglicher Einfluss des durch die Querbewehrung aufgebrachten Querdrucks auf die Maximaldehnung in Gl. 115 nicht beachtet. Dies steht im Widerspruch zu dem von NIEDERMEIER zunächst in Gl. 103 empfohlenen Vorgehen. Leider finden sich auch in den Ausführungen zur Richtlinie [139] hierzu keine Anmerkungen. Allerdings unterstützen auch andere Forschungsergebnisse diese Vorsicht. So stellten LEE et al. [80] fest, dass durch eine Summation der Umschnürungsdrücke keine Regression zur Maximaldehnung erreicht werden konnte.

Auch der Umgang mit dem Druckgefälle über die Betondeckung ist nach der vorgestellten Literaturrecherche ungeklärt. Dieses Problem wird durch die unterschiedlichen Einflusssphären der Umschnürungspartner verursacht. Der

Kernbereich des Stützenquerschnitts ist durch beide Partner umschnürt, während die Betondeckung nur vom CFK-Mantel umschnürt ist. Forschergruppen wie HU et al. [62], EID und PAULTRE [41] sowie KARABINIS und ROUSAKIS [67] gehen davon aus, dass der durch die Querdruckabminderung Δp verursachte Einfluss vernachlässigt werden kann. Im Gegensatz dazu präsentiert NIEDERMEIER einen Vorschlag zur direkten Berechnung von Δp. Ein Beispiel ist in Bild 3-26 gegeben.

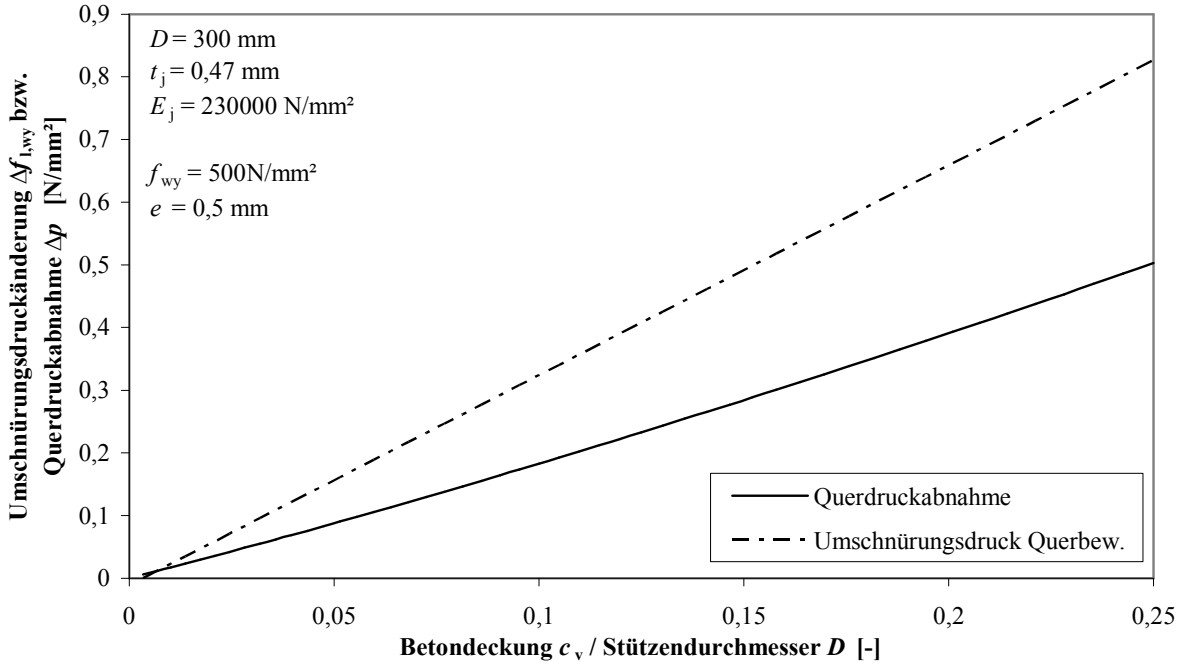


Bild 3-26 Einfluss der Betondeckung auf den Umschnürungsdruck $f_{l,wy}$ und die Querdruckabminderung Δp nach Gl. 106 an einem Beispiel

Auch die von XIAO und WU [137] empfohlene eingehendere Untersuchung der zweiten Querdehnzahl ν_2 (siehe Kapitel 3.2.4) sollte vorangetrieben werden. Genauere Kenntnisse zum Verhältnis zwischen Längs- und Querdehnung sind essentiell, wenn das Spannungs-Dehnungs-Verhalten von CFK-umschnürten Körpern abgebildet werden soll. Die unterschiedliche Herangehensweise in den Modellen hält dazu an, auf Grundlage einer breiten Datenbasis die Bestimmung von ν_2 genauer zu untersuchen.

Es ergeben sich somit die folgenden Materialparameter, denen in einem Untersuchungsprogramm, neben dem Spannungs-Dehnungs-Verhalten im Allgemeinen, speziell Rechnung getragen werden sollte:

- Effektivität des CFK-Umschnürungsmaterials unter Quer-/Umschnürungsdruck → Bestimmung von k_ε,
- Mögliche Maßstabseffekte (Querschnitt; Längsrichtung),
- Einfluss der einaxialen Druckfestigkeit f_c des umschnürten Betons,
- Wahl des Effektivitätsfaktors k_e für die vorhandene Querbewehrung,
- Einfluss des Umschnürungsdrucks der Querbewehrung auf die Maximaldehnung,
- Untersuchung des Druckgefälles zwischen Kern- und Außenbereich des dual umschnürten Stützenquerschnitts,

- Untersuchungen hinsichtlich der Dehnungsentwicklungen in den Umschnürungspartnern,
- Eingehende Auswertung des Querdehnungs-Längsdehnungs-Verhaltens.

4 Experimentelle Untersuchungen

4.1 Abgrenzung und Erläuterung des Versuchsprogramms

Das Ziel der experimentellen Arbeit bestand darin, mit einem möglichst breitgefächerten Versuchsprogramm den Wissens- und Datenstand im Bezug auf CFK-umschnürte gedrungene Betondruckglieder mit und ohne innen liegende Quer- und Längsbewehrungselemente zu vergrößern. Im Mittelpunkt standen die Querschnittstragfähigkeit sowie die zugehörigen Last-Verformungs-Kurven in Längs- aber auch in Querrichtung. Darüber hinaus sollten auch die Dehnungsbeziehungen zwischen Längs- und Querverformung untersucht werden. Kapitel 3.5 zeigte Unstimmigkeiten in einigen Punkten und verwies auf weiteren Forschungsbedarf. Diese Punkte zeigen darüber hinaus, dass auch auf dem Gebiet der reinen Querschnittstragfähigkeit noch immer sehr große Unstimmigkeiten hinsichtlich der Wirkung einer CFK- oder dualen Umschnürung herrschen. Dies spiegelt sich auch in den im Kapitel 3.4 beschriebenen Bemessungsvorschriften wieder, die zum Teil von sehr unterschiedlichen Rahmenbedingungen und Materialeigenschaften ausgehen und diese sehr verschieden in die Bemessung mit einbeziehen. Mit Hilfe eines auf diese Problemstellungen ausgerichteten experimentellen Programms sollten die offenen Fragen geklärt werden.

Um ein möglichst breites Spektrum relevanter Ausgangsbedingungen abdecken zu können, wurden unbewehrte und bewehrte gedrungene kreisförmige Betondruckglieder unterschiedlicher Größen und Durchmesser hergestellt. Die Betondruckfestigkeiten wurden variiert. Anschließend umschnürte man die vorbereiteten Prüfkörper mit verschiedenen Kohlefasergelegen in unterschiedlichen Lagenstärken. Dabei fand keine Variation bezüglich einer spiralförmigen oder partiellen Umschnürung (vgl. Kapitel 2.3.3) mit Kohlefasergelegen statt. Alle Kohlefasergelege wurden vollflächig in Ringen angeordnet. Als Querbewehrungselemente kamen sowohl Bügel als auch Wendeln mit unterschiedlichen Durchmessern und Streckgrenzen in variierenden Abständen und Ganghöhen zum Einsatz. Darüber hinaus wurde auch der Anteil der Längsbewehrung gezielt verändert. In Bild 4-1 sind die variierten Parameter nochmals schematisch aufgezeigt und deren Einfluss auf das Materialverhalten hervorgehoben. Das gesamte Versuchsprogramm ist in Tabelle 4-7 genauer erläutert.

In weggesteuerten Kurzzeitbelastungsversuchen konnte das Materialverhalten des umschnürten Betons bis zum Versagen der CFK-Umschnürung untersucht werden. Durch Einsatz von induktiven Wegaufnehmern und Dehnungsmessstreifen sowie Kraftmessdosen ließen sich dabei die für ein Bemessungsmodell relevanten Materialparameter untersuchen. Zu diesen Parametern zählten z. B. die maximale Druckfestigkeit und Dehnung oder auch der zweite Anstieg in den Last-Verformungs-Kurven.

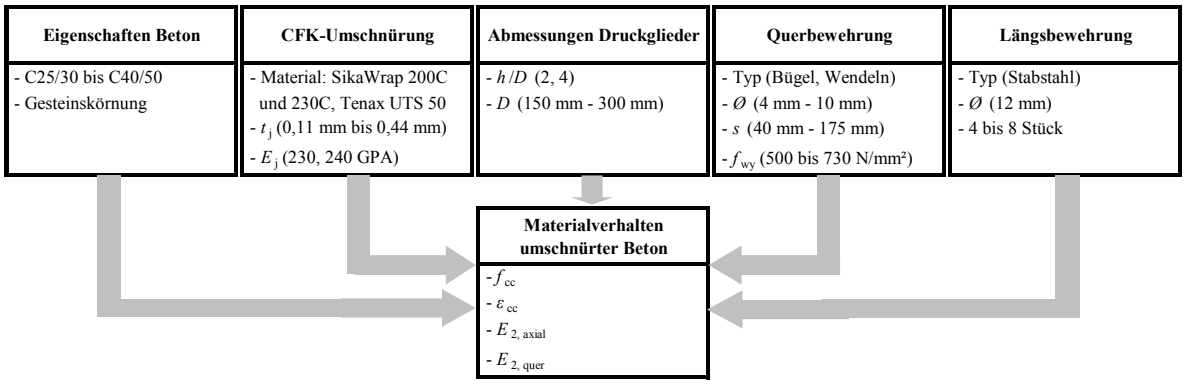


Bild 4-1 Untersuchte Variationen von Eingangsparametern sowie deren Einfluss auf das Tragverhalten

4.2 Verwendete Baustoffe und Verarbeitung

4.2.1 Beton

Insgesamt kamen während der experimentellen Untersuchungen verschiedene Betonrezepte zum Einsatz, um variierende Normalbetone mit unterschiedlichen Festigkeitsklassen zu erzeugen. Ein Großteil des Versuchsprogramms (vgl. Kapitel 4.4) wurde mit Normalbetonen der Festigkeitsklassen C20/25 bis C30/37 (nach DIN EN 206-1 [8]) hergestellt. Zum Teil kamen für die Experimente aber auch Betone höherer Druckfestigkeiten f_c zum Einsatz. Dadurch sollte eine gezielte Variation der Betondruckfestigkeit erreicht werden.

Es wurden grundsätzlich Gesteinskörnungen mit drei Korngruppen genutzt. Das waren die Fraktionen 0/2, 2/8 und 8/16. In einer zusätzlichen Rezeptur ersetzte der Autor einen Teil der Fraktionen 2/8 und 8/16 durch Basaltsplittfraktionen 5/8 und 11/16. Mit diesem Vorgehen sollte ein möglicher Einfluss der Gesteinskörnungsform auf die Querdruckentwicklung eruiert werden. Alle Betonmischungen und Prüfkörper wurden an der HTWK Leipzig hergestellt (vgl. Kapitel 4.3.4). Alle Mischungsvarianten sind in Tabelle 4-1 zusammengestellt. Weiterführende Informationen zu den genutzten Gesteinskörnungen, den Sieblinien der verwendeten Gesteinskörnungen, den verwendeten Zementen, Flugaschen und Fließmitteln sind dem Anhang H zu entnehmen.

Bewusst wurde angestrebt, Betone normaler Festigkeit bis 60 N/mm² herzustellen. Hochfeste Betone finden erst seit wenigen Jahren Einsatz, weshalb Stützen aus normalfesten Betonen den Regelfall der zu umschnürenden Bauteile darstellen [139].

Tabelle 4-1 Verwendete Betone sowie Mischungskonzeption

Ausgangsstoffe		Normalbeton C25/30	Normalbeton C30/37	Normalbeton C40/50	Splittbeton C35/45
Sand 0/2 mm	[kg/m³]	710	730	785	725
Sand 2/8 mm		450	460	500	230
Sand 8/16 mm		650	665	720	330
Splitt 5/8 mm		-	-	-	230
Splitt 11/16 mm		-	-	-	330
Zement CEM II 32,5		280	280	280	280
Flugasche		60	60	60	60
Wasser		182	168	112	168
Fließmittel		0	1,0	4,5	1,0
W/Z-Wert	[-]	0,65	0,60	0,40	0,60
Äquivalenter W/Z-Wert		0,60	0,55	0,37	0,55

4.2.2 Betonstahl

Während der Versuche nutzte man zum Teil Quer- und Längsbewehrungselemente aus gerippten Betonstahl B 500. Zusätzlich wurde in einer Versuchsreihe mit Bügeln gearbeitet, die eine höhere Streckgrenze besaßen. So ließ sich der Einfluss der Streckgrenze auf den Umschnürungsdruck der Querbewehrung untersuchen. In diesem Zusammenhang wurden weiterhin Bügel aus glatten Stäben genutzt, die nicht betonstahlkonform waren. Dies ermöglichte die Abbildung des Verhaltens glatter Stäbe und darüber hinaus eine zusätzliche Variation der Streckgrenze.

Tabelle 4-2 Verwendete Betonstähle und deren Haupteigenschaften (eigene Tests)

Durchmesser [mm]	Profil	Streckgrenze f_{ym} [N/mm²]	Zugfestigkeit f_{tm} [N/mm²]	E-Modul [N/mm²]	Bruchdehnung [%]
4, 6, 8, 10	gerippt	550	610	196.000	8
12	gerippt	500	608	194.000	14
5	gerippt	670	725	205.000	-
6	glatt	730	760	-	12

Die in Tabelle 4-2 aufgezeigten Eigenschaften wurden in eigenen Stahlzugversuchen ermittelt. Gut zu erkennen ist, dass die als Längsbewehrung genutzten Stäbe mit einem Durchmesser von 12 mm gerade eine Streckgrenze von 500 N/mm² erreichen konnten, obwohl diese vom Hersteller als Betonstahl B 500 deklariert waren.

4.2.3 CFK-Werkstoff

Für die Versuche kamen drei verschiedene Kohlefasermaterialien in einem jeweiligen unidirektionalen Gelege zum Einsatz. Die Eigenschaften dieser Gelege sind in Tabelle 4-3 abgebildet. Die Lagesicherung der Faserbündel im Gelege war seitens der Hersteller durch Thermoschussfäden erzielt wurden. In Bild 4-2, Bild 4-3 und Bild 4-4 sind die verwendeten Gelegearten aufgezeigt.

Die entsprechenden Datenblätter der Kohlefasergelege sind dem Anhang H zu entnehmen. Als Epoxidharzmatrix kam der kalthärtende Zweikomponentenkleber SikaDur 330 zum Einsatz. Dessen Eigenschaften sind ebenfalls im Anhang H dokumentiert.

Tabelle 4-3 Verwendete Kohlefasergelege und deren Haupteigenschaften (Herstellerangaben)

Gelegeart	Dichte	axiale Zugfestigkeit	axialer Zugelastizitätsmodul	Zugbruchdehnung	Flächengewicht
[-]	[g/cm³]	[N/mm²]	[N/mm²]	[%]	[g/m²]
SikaWrap 200 C	1,80	3.900	230.000	1,70	200
SikaWrap 230C	1,80	4.100	230.000	1,78	220
Tenax UTS50 F13	1,79	4.800	240.000	2,0	200

Bild 4-2 Gelege SikaWrap 200C

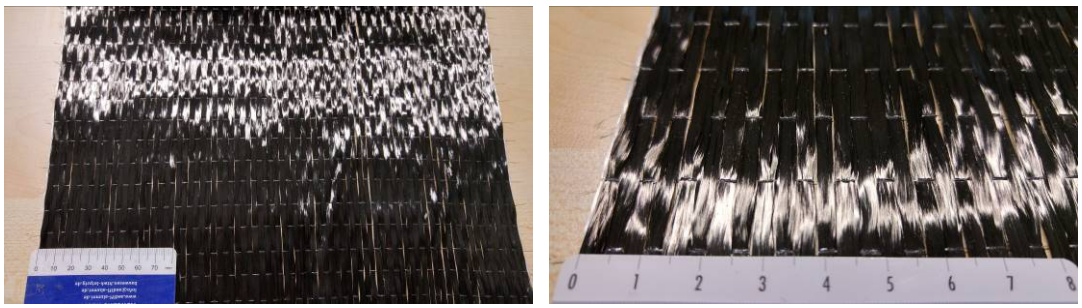


Bild 4-3 Gelege SikaWrap 230C

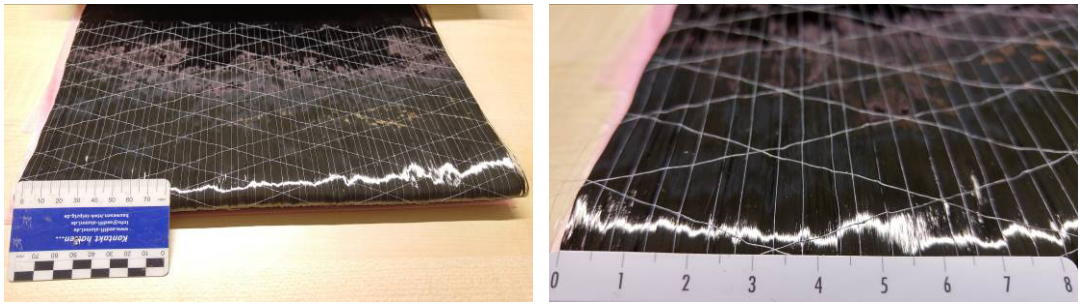


Bild 4-4 Gelege Tenax UTS 50 F13

4.3 Versuchsdurchführung

4.3.1 Probekörperabmessungen

Im gesamten Versuchsprogramm wurden nur kreisförmige gedrungene Druckglieder hergestellt. Die durchgeführte Literaturrecherche hat gezeigt, dass es hinsichtlich der Prüfkörpergrößen sehr unterschiedliche Auffassungen gibt. Während viele Forscher grundsätzlich die Wahl von kleinformatigen Druckgliedern (z. B. Standardzylinder) bevorzugen, sehen andere Forschergruppen eine solche Herangehensweise kritisch (vgl. Kapitel 2.3.3). Sie argumentieren, dass die gewonnenen Ergebnisse nicht auf großformatige Bauteile übertragen werden können. Aus diesem Grund wurde eine Variation der Stützendurchmesser zwischen 15 und 30 cm durchgeführt. Hauptfrage war, ob der Umschnürungsgrad allein als adäquates Mittel zur Beschreibung von Maßstabseffekten bei größeren Stützendurchmessern geeignet ist. Gemäß Gl. 31 hängt der Umschnürungsgrad und somit der durch die CFK-Umschnürung realisierbare Umschnürungsdruck maßgeblich vom Stützendurchmesser ab.

Die Höhe der Prüfkörper wurde mit dem folgenden Verhältnis festgelegt:

$$h = 2 \cdot D \tag{118}$$

Lediglich in einer Serie wurden zu Vergleichszwecken auch Stützen mit einer Länge von $h = 4 \cdot D$ erzeugt. In Bild 4-5 sind die unterschiedlichen Prüfkörper mit ihren Abmessungen dargestellt.

Durch die Wahl dieser Stützengeometrien konnte ein relativ großer Bereich vom Labormaßstab bis hin zu in der Baupraxis realistischen Stützendurchmessern abgebildet werden. Die obere Limitierung des Durchmessers stellte dabei die vorhandene Prüftechnik dar, da die genutzte Druckprüfmaschine lediglich eine Höchstlast von 5 MN zur Verfügung stellen konnte.

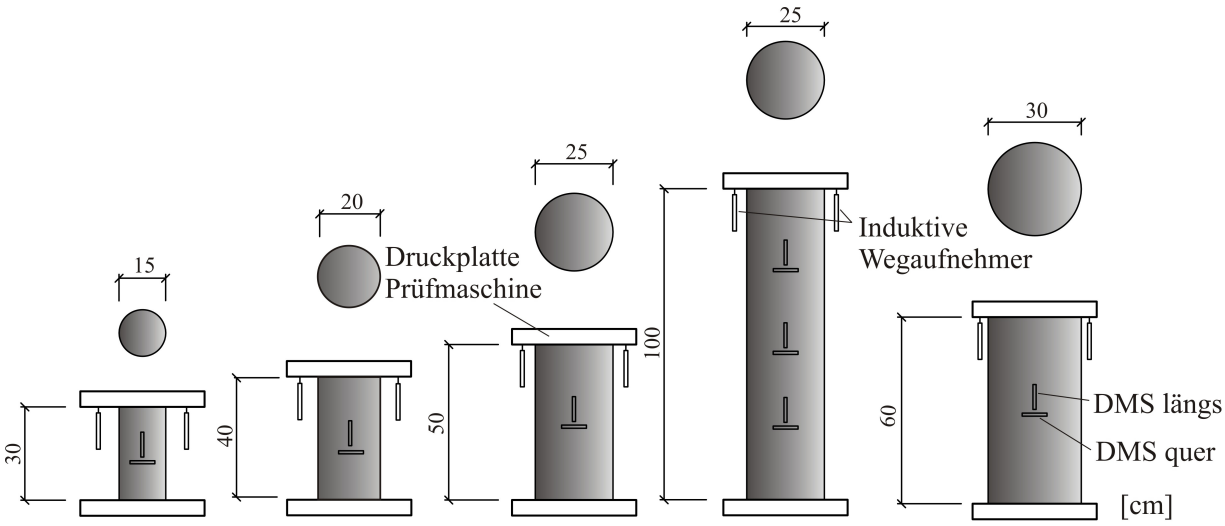


Bild 4-5 Untersuchte Druckglieder mit ihren jeweiligen Abmessungen

In Tabelle 4-4 ist die Anzahl der jeweils hergestellten Prüfkörper dargestellt. Für die verschiedenen Durchmesser sind zur Information die nach Gl. 31 erreichbaren Umschnürungsgrade für eine Dicke der Umschnürung t_j von 0,33 mm aufgezeigt. Während der Versuche wurde aber auch die Dicke der Verstärkungsschichten t_j variiert (siehe Kapitel 4.3.2).

Tabelle 4-4 Anzahl hergestellter CFK-umschnürter Prüfkörper, getrennt nach unbewehrten und bewehrten Druckgliedern

Durchmesser	**150 mm**	**200 mm**	**250 mm**	**250 mm**	**300 mm**
Höhe	**300 mm**	**400 mm**	**500 mm**	**1000 mm**	**600 mm**
Umschnürungsgrad [%]	0,88	0,66	0,53	0,53	0,44
unbewehrt	27	18	12	-	6
bewehrt	6	27	15	6	6
Summe	33	45	27	6	12

Ingesamt konnten 63 unbewehrte und 60 mit Längs- und Querbewehrung ausgerüstete Druckglieder mit CFK-Umschnürungen ausgestattet werden. Für eine Variationsart wurden jeweils drei Prüfkörper hergestellt und getestet (siehe Abschnitt 4.3.2 und Tabelle 4-5). Neben den CFK-umschnürten Druckgliedern erfolgte auch die Produktion von bewehrten und unbewehrten Referenzkörpern. Diese prüfte man ohne CFK-Umschnürung. So konnte eine Redundanz geschaffen werden. Die entsprechenden Ergebnisse können Anhang J entnommen werden.

4.3.2 Variation der CFK-Verstärkung in Art und Form

Neben dem Stützendurchmesser entscheidet das verwendete Kohlefasergelege (vgl. Gl. 31 und Gl. 32) über den durch die CFK-Verstärkung erzielbaren Umschnürungsdruck. Über die Dicke der Verstärkungsschicht, die über die

Gelegedicke und die Lagenzahl pro Wicklung gesteuert wird, sind bei gleichbleibendem Stützenquerschnitt unterschiedliche Umschnürungsgrade erreichbar. Zusammen mit der Variation der Stützendurchmesser ließen sich auf diese Weise verschiedenste Umschnürungsdruckszenarien untersuchen. Dabei wurden bis zu vier Lagen an Kohlefasergelegen vollflächig in Ringen um den Umfang der Betondruckglieder angeordnet. Wie im Beispiel von Bild 4-6 zu erkennen ist, wurde jeweils eine Überlappung von 10 cm gewählt.

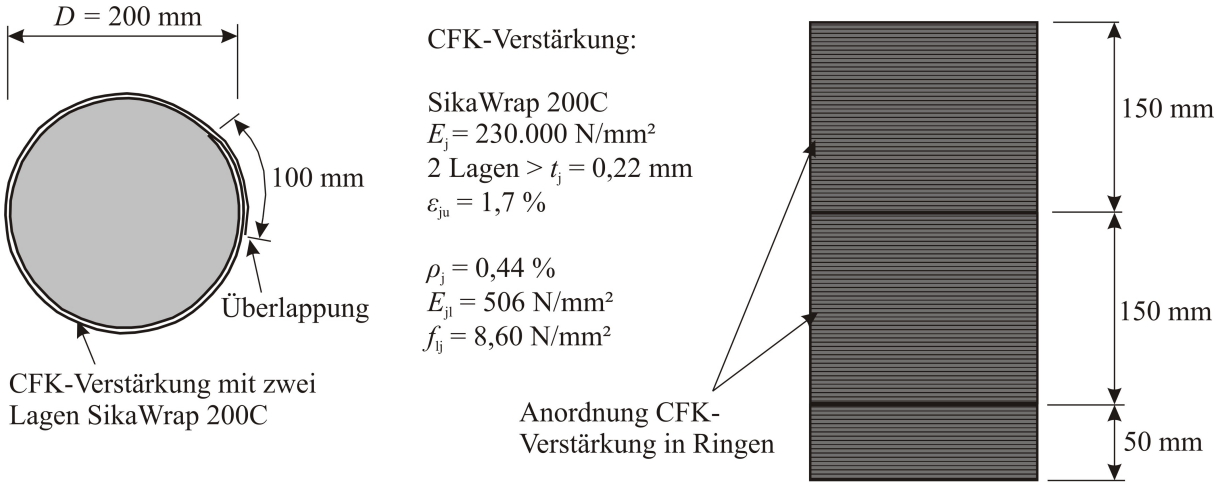


Bild 4-6 Beispiel der Anordnung von zwei Lagen an Kohlefasergelegen mit den dabei erzielbaren Verstärkungseigenschaften

Dieses Maß entspricht den Empfehlungen der Hersteller und sollte laut Erkenntnissen der TU München [92] ausreichend sein, um die maximal aufnehmbare Zugkraft von Kohlefasergelegen bei kurzzeitiger Beanspruchung übertragen zu können. Die Gelegedicke kann aus den in Tabelle 4-3 vermerkten Flächengewichten berechnet werden. In Tabelle 4-5 sind den verwendeten Stützenquerschnitten die entsprechend verwendeten Gelegearten, deren Dicke, die Lagenanzahlen pro Wicklung und der dabei erreichte Umschnürungsgrad sowie die Umschnürungssteifigkeit zugeordnet.

Tabelle 4-5 Verwendete CFK-Verstärkungen

D	**Gelege-art**	**Gelege-dicke**	**1 Lage**		**2 Lagen**		**3 Lagen**		**4 Lagen**	
[mm]	**[-]**	**[mm]**	**ρ_j [%]**	**E_{jl} [N/mm²]**	**ρ_j [%]**	**E_{jl} [N/mm²]**	**ρ_j [%]**	**E_{jl} [N/mm²]**	**ρ_j [%]**	**E_{jl} [N/mm²]**
150	SW200C	0,111	0,296	341	0,593	681	0,889	1022	-	-
	SW230C	0,122	-	-	0,652	750	-	-	-	-
200	SW200C	0,111	0,222	256	0,444	511	-	-	-	-
	SW230C	0,122	-	-	0,489	562	0,733	843	-	-
	T UTS50	0,112	0,223	268	0,447	536	0,670	804	-	-
250	SW200C	0,111	0,178	204	0,356	409	0,533	613	0,711	818
300	SW200C	0,111	-	-	0,296	341	0,444	511	-	-

4.3.3 Verwendete Längs- und Querbewehrungen

Für die Versuche wurden sowohl Bügel als auch Wendeln (siehe Bild 4-7) eingesetzt. Auf diesem Weg ließ sich der Einfluss (vgl. Gl. 23 und 24) der Querbewehrungsart auf die Druckbogenbildung zwischen den Bewehrungselementen (siehe Kapitel 2.2.3) untersuchen. Dieses Vorgehen ermöglichte außerdem leichte als auch massive Querbewehrungskonzepte. Die Bügel wurden im Labor der HTWK Leipzig angefertigt, wohingegen alle Wendeln industriell hergestellt waren und geliefert wurden. Durch die Variation der Bügelabstände und Wendelganghöhen sowie die Wahl verschiedener Stabdurchmesser konnten im Zusammenspiel mit den genutzten Stützendurchmessern unterschiedlichste Querbewehrungsszenarios geschaffen werden, um eine möglichst große Anzahl an Querbewehrungsgraden zu garantieren. Alle Bügel fertigte man mit einem Bügelschloss mit Winkelhaken an, um ein vorzeitiges Öffnen der runden Bügel zu vermeiden.

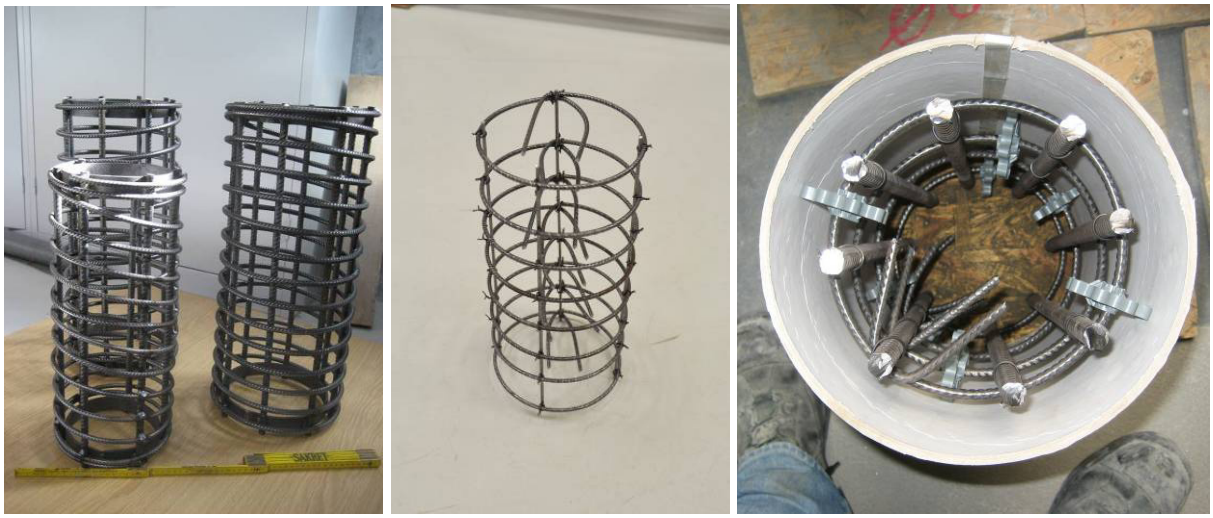


Bild 4-7 Beispiele für die verwendeten Bewehrungskörbe bestehend aus Bügeln oder Wendeln

Als Betondeckung kamen einheitlich 1,5 cm zum Einsatz, was über Abstandhalter sichergestellt wurde. Dieses Maß wurde gewählt, um Betondeckungen zu simulieren, wie sie bei Stützen im Bestand aus den 1960er und 1970er Jahren (vgl. z. B. [48]) erwartet werden können. Außerdem sollte eine geringe Betondeckung einen ungünstigen Einfluss der ausknickenden Längsbewehrung (siehe Kapitel 3.1.1) auf die Bruchdehnung der CFK-Umschnürung begünstigen.

Durch die Variation der Stützendurchmesser (vgl. Kapitel 4.3.1) konnte das Verhältnis zwischen Kernbereich und Gesamtquerschnitt trotz gleichbleibender Betondeckung verändert werden.

In Tabelle 4-6 sind die genutzten Querbewehrungselemente getrennt nach dem Einsatz im jeweiligen Stützenquerschnitt aufgeführt. Die geringen Stabdurchmesser von 4 und 5 mm wurden dabei gewählt, um ein sehr geringes geometrisches Bewehrungsverhältnis der Querbewehrung zu erzielen.

Tabelle 4-6 Verwendete Querbewehrungsvariationen

D	**Quer-bew.**	**Ø 4**		**Ø 5**		**Ø 6**		**Ø 8**		**Ø 10**	
[mm]	**[-]**	***s* [mm]**	**ρ_w [%]**	***s* [mm]**	**ρ_w [%]**	***s* [mm]**	**ρ_w [%]**	***s* [mm]**	**ρ_w [%]**	***s* [mm]**	**ρ_w [%]**
150	Bügel	-	-	-	-	50	1,98	-	-	-	-
		-	-	-	-	100	0,99	-	-	-	-
200	Bügel	175	0,17	50	0,95	50	1,38	-	-	-	-
		-	-	-	-	75	0,92	-	-	-	-
		-	-	-	-	100	0,69	-	-	-	-
		-	-	-	-	175	0,39	-	-	-	-
250	Bügel	-	-	-	-	100	0,53	-	-	-	-
	Wendel	-	-	-	-	-	-	40	2,37	-	-
		-	-	-	-	-	-	-	-	40	3,74
300	Wendel	-	-	-	-	-	-	40	1,92	-	-
		-	-	-	-	-	-	55	2,20	-	-

Zur besseren Einordnung sind auch die Querbewehrungsgrade ρ_w nach Gl. 11 angegeben. Wie aus Bild 4-7 hervorgeht, wurde auch Längsbewehrung eingebaut, um deren Einfluss auf die Umschnürungswirkung einer CFK-Umschnürung (vgl. Kapitel 3.1) zu analysieren. Gemäß den normativen Bestimmungen für die Bewehrungskonstruktion von Stahlbetonstützen kamen im Allgemeinen ab einem Stützendurchmesser von 20 cm stets sechs Bewehrungsstäbe mit einem Durchmesser von 12 mm zum Einsatz. Darüber hinaus wurden zur gezielten Steuerung des Längsbewehrungsgehaltes in einer Serie mit Prüfkörpern Ø 20 cm vier, sechs und acht Längsbewehrungsstäbe verbaut.

4.3.4 Herstellung der Prüfkörper

Die Herstellung aller Serien des Prüfprogramms erfolgte in den Laboratorien der HTWK Leipzig. Für kleinere Serien wurde ein 60-Liter-Tellermischer und für größere Serien ein 500-Liter-Einwellenzwangsmischer verwendet (vgl. Bild 4-8).

Nach dem Mischen erfolgte die Befüllung der fertig vorbereiteten Schalungen mit der gegebenenfalls bereits eingelegten Bewehrung gemäß Kapitel 4.3.3. Hier kamen je nach Größe der Probekörper entweder Standardzylinderschalungen (Serien mit Ø 15 cm) oder entsprechend zugeschnittene Rapidobat-Stützenschalungen (alle Serien ab Ø 20 cm) zum Einsatz. Die Befüllung der Schalungen erfolgte in zwei Lagen mit entsprechender Verdichtung nach jeder Lage.

Bild 4-8 Verwendete Mischer: 500-Liter-Einwellenzwangsmischer und 60-Liter-Tellermischer

In Bild 4-9 ist dies nochmals veranschaulicht. Zu jeder Betonage wurden jeweils weitere Prüfkörper für Festbetonprüfungen hergestellt sowie das Ausbreitmaß genommen und die Verarbeitbarkeit protokolliert. Die Prüfkörper für Festbetonprüfungen umfassten drei Würfel (15x15 cm) für Druckfestigkeit, drei Würfel für Spaltzugfestigkeit sowie drei Zylinder (D/h = 15/30 cm) für E-Modul und Zylinderdruckfestigkeit.

a) b)

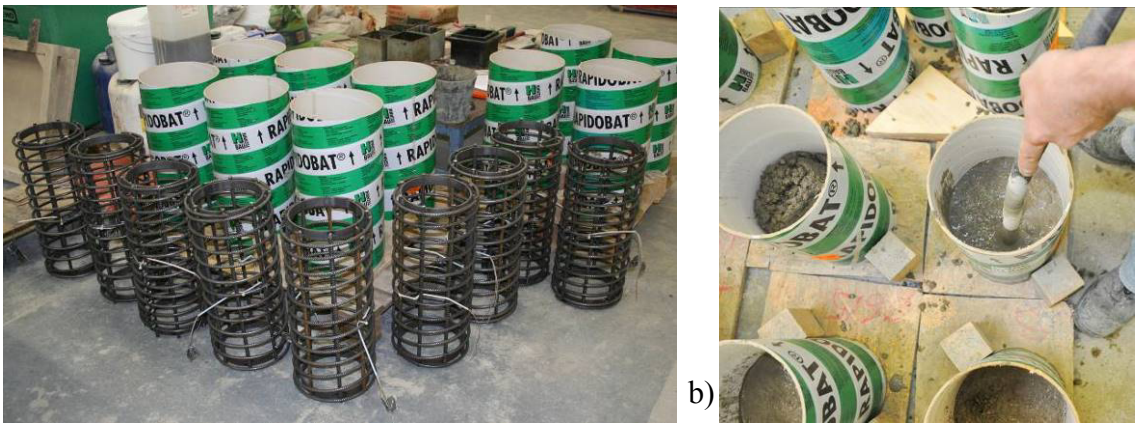


Bild 4-9 Herstellung von Prüfkörpern:
a) Rapidobat-Stützenschalungen und vorbereitete Bewehrungskörbe
b) Befüllen und Verdichten von Rapidobat-Schalungen

Nach 24 Stunden erfolgte das Ausschalen der Prüfkörper. Würfel und Zylinder für Festbetonprüfungen wurden für 28 Tage wassergelagert. Alle für die Umschnürung vorgesehenen Prüfkörper wurden bei gleichbleibenden klimatischen Bedingungen (Temperatur: 20 °C, Luftfeuchtigkeit: 60 %) für drei Wochen im Klimaraum gelagert. Danach erfolgte die Umschnürung mit den entsprechenden Kohlefasergelegen mittels des im Kapitel 4.2.3 beschriebenen Zweikomponentenklebers. Hierzu wurden die seitlichen Oberflächen der Prüfkörper gemäß den Verarbeitungshinweisen des Herstellers mit einer Handbetonschleifgerät geschliffen, bis die ersten Zuschlagkörner sichtbar wurden. So ließ sich eine große Klebeoberfläche für das Klebeharzsystem erzeugen. In diesem Zusammenhang wurden auch die Betonieroberflächen

plangeschliffen, um eine spätere einheitliche Einleitung der Normalkräfte in der Druckprüfmaschine zu gewährleisten. Das verwendete Klebersystem ist für das Trockenverfahren zur Einbringung der Kohlefasergelege ausgelegt. Das Epoxidharz musste dazu in einer ersten Lage auf die zu umschnürenden Flächen der Betonteile aufgebracht werden. In diese Schicht erfolgte die Applikation der ersten Gelege-Lage. Bei mehreren Lagen wurde jeweils eine weitere Kleberschicht aufgebracht und in diese die nächste Gelege-Lage einlaminiert. Hierbei wurden die entsprechenden Herstellanweisungen des Herstellers eingehalten. Bild 4-10 zeigt noch einmal die für den Laminiervorgang notwendigen Schritte.

a) b) c)

Bild 4-10 Herstellung der vollflächig und in Ringen aufgebrachten CFK-Umschnürung
a) Abschleifen eines Probekörpers mittels Handbetonschleifgerät
b) Wickeln eines Probekörpers mit CF-Gelege
c) Probekörper mit vollständiger CFK-Umschnürung

Nach weiteren sieben Tagen Lagerung der Prüfkörper im Klimaraum lag die vollständige Aushärtung des Zweikomponentenklebers vor, womit die vorgesehenen Druckprüfungen an den umschnürten Zylindern zusammen mit den Festbetonprüfungen nach 28 Tagen stattfinden konnten. Im Anhang I finden sich die Ergebnisse der durchgeführten Festbetonprüfungen für jede Betonage und die daraus entstandenen Serien.

4.3.5 Genutzte Prüf- und Messtechnik

Für die durchgeführten Versuche wurden zwei unterschiedliche servohydraulische Druckprüfmaschinen verwendet. Beide Maschinen sind zur Durchführung von weggesteuerten Druckversuchen geeignet und gehören zur Laborausstattung der HTWK Leipzig. Die im Bild 4-11 auf der linken Seite gezeigte servohydraulische Druckprüfmaschine mit einer Maximallast von 5000 kN war in der Mehrheit der Prüfungen im Einsatz. Auf die 6000-kN-Druckprüfmaschine auf der rechten Seite musste aus technischen Gründen zurückgegriffen werden. Grund waren notwendige Reparaturen an der 5000-kN-Druckprüfmaschine, die nicht zeitnah realisiert werden konnten. Diese kam in Versuchen mit den Serien zum Einsatz, in denen Kohlefasergelege aus Tenax-Fasern sowie Querbewehrungselemente mit modifizierter Streckgrenze (vgl. Kapitel 4.4) Verwendung fanden.

Bild 4-11 Verwendete servohydraulische Druckprüfmaschinen

Dies bot die Möglichkeit, Tests an einer Prüfmaschine geringerer Steifigkeit durchzuführen, um Rückschlüsse über den Maschinensteifigkeitseinfluss ziehen zu können. Aus der Dissertationsschrift von KLOTZ [74] sind die Steifigkeitsunterschiede bekannt. Laut dieser Veröffentlichung hat die Maschinensteifigkeit aber nur auf den elastischen ersten Teil einer Kraft-Verformungs-Kurve Einfluss. Im plastischen Bereich spielen die Steifigkeitsunterschiede demnach keine wesentliche Rolle mehr und das Materialverhalten des umschnürten Betons sollte dennoch verlässlich abgeschätzt werden können.

Alle Versuche wurden weggesteuert gefahren, um das Materialverhalten der umschnürten Prüfkörper in Längs- und Querrichtung zuverlässig zu bestimmen. Dies betraf vor allem den Bereich kurz vor und während des Versagens der CFK-Verstärkung. Da der Bruch von CFK-Verstärkungen in der Literatur als plötzlich und explosionsartig beschrieben wird, wäre bei Kraftsteuerung keine zuverlässige Beobachtung möglich gewesen. Die Prüfgeschwindigkeit war je nach Prüfkörperhöhe zwischen 0,005 und 0,01 mm/s festgelegt und orientierte sich an in der Literatur angegebenen Werten. Bei einigen Prüfkörperserien sind bei einer Querdehnung (Dehnung im CFK-Mantel) von 6000 µm/m Belastungsschleifen durchgeführt wurden. Da die Dehnungsmessung in Echtzeit beobachtet werden konnte, erfolgte der Eingriff in die Wegsteuerung bei abgelesenen 6000 µm/m händisch. Die Wegsteuerung musste dazu ausgesetzt und die aufgebrachte Kraft zurückgenommen werden. Anschließend erfolgte die Fortsetzung der Versuche per Wegsteuerung. Alle Körper wurden mindestens bis zum Bruch der CFK-Umschnürung belastet.

Als Messtechnik fanden sowohl induktive Wegaufnehmer zur Wegmessung in axialer Richtung und elektrische Dehnungsmessstreifen (DMS) Einsatz. Die DMS wurden sowohl auf Betonoberflächen von unverstärkten Referenzprüfkörpern genutzt als auch in die CFK-Umschnürung einlaminiert (vgl. Bild 4-12) oder auf Längs- und Querbewehrungselementen appliziert. Auf den CFK-Verstärkungen wurden immer DMS in Querrichtung auf halber Druckgliedhöhe genutzt. Daneben kamen teilweise auch DMS in Längsrichtung zum Einsatz. Diese waren ebenfalls auf halber Druckgliedhöhe appliziert und dienten vornehmlich zur redundanten Messung. Bei

Prüfkörpern mit einer Höhe von 100 cm wurden darüber hinaus jeweils in den Viertelspunkten DMS in Querrichtung installiert, um eventuelle Unterschiede im Querdehnungsverhalten über die Prüfkörperhöhe zu untersuchen.

Bild 4-12 Applikation eines DMS auf CFK-Umschnürung sowie auf Querbewehrung applizierte Stahl-DMS

Bei einigen Serien konnten auch Stahl-DMS auf der Oberfläche von Querbewehrungselementen appliziert werden. Diese zumeist auf Höhe der CFK-DMS untergebrachten DMS waren notwendig, um qualifiziertere Aussagen über die tatsächliche Dehnungsverteilung innerhalb des dual umschnürten Druckglieds treffen zu können (vgl. Druckunterschied Δp und Annahme vieler Forschergruppen das $\varepsilon_j = \varepsilon_{sw}$; Kapitel 3.5). Die Spezifikationen der verwendeten DMS sind den Angaben im Anhang H zu entnehmen. Der gesamte Versuchsaufbau ist schematisch und an einem realen Beispiel in Bild 4-13 geschildert.

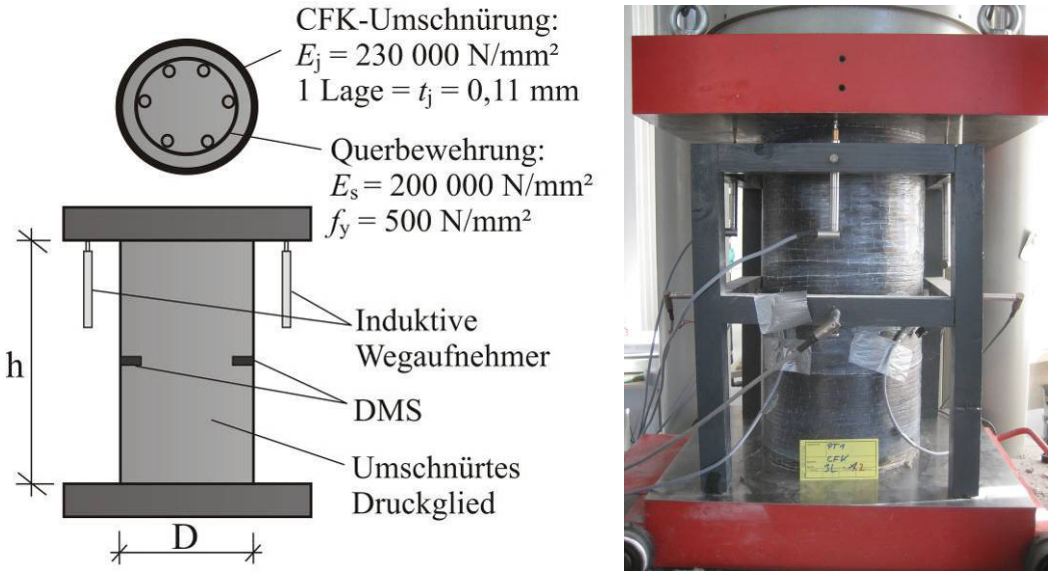


Bild 4-13 Versuchsaufbau

Im realen Beispiel wurden vier induktive Wegaufnehmer mittels eines dafür hergestellten Gestells positioniert und zur Wegmessung der Verschiebung zwischen oberer und unterer Lasteinleitungsplatte genutzt. In späteren Versuchen wurde die Anzahl der Wegaufnehmer aber auf zwei reduziert, da auch mit diesem Messaufbau zufriedenstellende Messergebnisse realisierbar waren. Die Ermittlung der gesuchten Längsdehnung erfolgte durch nachträgliche Berechnung. Die ebenfalls zusehenden seitlich angebrachten Wegaufnehmer wurden nur anfänglich genutzt, um auf die Querdehnung zu schließen. Der Messaufbau stellte sich als ungeeignet heraus und musste verworfen werden. Die auf der linken Seite von Bild 4-13 dargestellte Skizze repräsentiert den zum größten Teil genutztenVersuchsaufbau.

Anhang P bietet einen umfänglichen Überblick der in den einzelnen Versuchen verwendeten Messtechnik.

4.4 Zusammenstellung der durchgeführten Versuche

Die vorherigen Kapitel haben bereits Auskunft über das durchgeführte Versuchsprogramm gegeben. Mit der nachfolgenden Tabelle 4-7 soll ein Gesamtüberblick ermöglicht werden, in dem jede einzelne Prüfkörpermodifikation angegeben ist. Wie beschrieben, sind jeweils drei Prüfkörper einer Modifikation hergestellt und geprüft worden. Die Tabelle fasst die wesentlichen Eigenschaften wie Stützengeometrien, einaxiale Betondruckfestigkeit, verwendete CFK-Umschnürung sowie die wichtigsten Parameter eventuell verwendeter Quer- und Längsbewehrung zusammen. Tabelle 4-7 zeigt, dass bestimmte CFK-Umschnürungsvarianten in mehreren Serien wiederholt wurden (nummeriert mit 01...0x). Dies geschah zum Beispiel, weil gezielt die einaxiale Festigkeit des Betons (Zusatz F) variiert wurde oder Splitt-Gesteinsfraktionen (Zusatz S) Verwendung fanden. Der Zusatz T steht für die Nutzung von Kohlefasergelegen aus Tenax-Kohlefasern gemäß Tabelle 4-3. Der Zusatz 1 m kennzeichnet hingegen die im Bild 4-5 dargestellten Prüfkörper mit einer Höhe von einem Meter. Mit der Kennzeichnung f_y werden die Serien hervorgehoben, bei denen Querbewehrungselemente mit einer höheren Streckgrenze (vgl. Kapitel 4.2.2, Streckgrenzen 670 N/mm² und 730 N/mm²) zum Einsatz kamen. Zu jeder Prüfkörpergeometrie sowie bei jeder Modifikation der innen liegenden Bewehrung wurden Referenzprüfkörper mit hergestellt und geprüft. Deren Auflistung sowie wesentliche Ergebnisse können dem Anhang J entnommen werden. Die in Tabelle 4-7 angegebenen einaxialen Festigkeiten des Betons entsprechen dabei den jeweils aus den Zylinderdruckversuchen (siehe Anhang I) ermittelten Festigkeiten des hergestellten Betons.

Die sich aus den in Tabelle 4-7 angegebenen Prüfkörpermodifikation ergebenden Prüfkörperkennwerte wie Umschnürungsgrad, Umschnürungssteifigkeit und Umschnürungsdruck sind den entsprechenden Tabellen im Anhang K und L zu entnehmen. Weiterhin werden hier auch Angaben zu eventuell verwendeter Längsbewehrung und den dann erreichten Längsbewehrungsgraden gemacht.

Tabelle 4-7 Versuchsprogramm mit den wesentlichen Eigenschaften der hergestellten Serien

1 Serie = 3 Prüfkörper		Beton	Durch-messer	Höhe	CFK-Umschnürung		Querbewehrung		
		f_c [N/mm²]	D [mm]	h [mm]	Lagen	t_j [mm]	Ø [mm]	s [mm]	Typ
D15-CFK-1L-01		36,9	150	300	1 SW200C	0,111	-	-	-
D15-CFK-1L-02		36,9	150	300	1 SW200C	0,111	-	-	-
D15-CFK-2L-01		36,9	150	300	2 SW200C	0,222	-	-	-
D15-CFK-2L-02	F	16,5	150	300	2 SW230C	0,244	-	-	-
D15-CFK-2L-03	F	34,7	150	300	2 SW230C	0,244	-	-	-
D15-CFK-2L-04	F	42,3	150	300	2 SW200C	0,222	-	-	-
D15-CFK-2L-05	F	52,7	150	300	2 SW230C	0,244	-	-	-
D15-CFK-2L-06	S	39,8	150	300	2 SW230C	0,244	-	-	-
D15-CFK-3L-01		36,9	150	300	3 SW200C	0,333	-	-	-
D15-Bü-CFK-2L-01		42,3	150	300	2 SW200C	0,222	6	100	Bügel
D15-Bü-CFK-2L-02		42,3	150	300	2 SW200C	0,222	6	50	Bügel
D20-CFK-1L-01		27,0	200	400	1 SW200C	0,111	-	-	-
D20-CFK-1L-02	T	24,5	200	400	1 T UTS50	0,112	-	-	-
D20-CFK-2L-01		27,0	200	400	2 SW200C	0,222	-	-	-
D20-CFK-2L-02	T	24,5	200	400	2 T UTS50	0,223	-	-	-
D20-CFK-3L-01		27,0	200	400	3 SW200C	0,444	-	-	-
D20-CFK-3L-02	T	24,5	200	400	3 T UTS50	0,447	-	-	-
D20-Bü-CFK-2L-01		27,0	200	400	2 SW200C	0,222	4	175	Bügel
D20-Bü-CFK-2L-02		27,0	200	400	2 SW200C	0,222	6	175	Bügel
D20-Bü-CFK-2L-03		28,0	200	400	2 SW230C	0,244	6	100	Bügel
D20-Bü-CFK-2L-04		28,0	200	400	2 SW230C	0,244	6	50	Bügel
D20-Bü-CFK-1L-01		24,5	200	400	1 SW230C	0,122	6	75	Bügel
D20-Bü-CFK-1L-02	f_y	24,5	200	400	1 SW230C	0,122	6	75	Bügel
D20-Bü-CFK-1L-03	f_y	24,5	200	400	1 SW230C	0,122	5	50	Bügel
D25-CFK-1L-01		28,1	250	500	1 SW200C	0,111	-	-	-
D25-CFK-2L-01		38,0	250	500	2 SW200C	0,222	-	-	-
D25-CFK-3L-01		38,0	250	500	3 SW200C	0,333	-	-	-
D25-CFK-4L-01		33,0	250	500	4 SW200C	0,444	-	-	-
D25-W-CFK-1L-01		33,0	250	500	1 SW200C	0,111	8	40	Wendel
D25-W-CFK-2L-01		39,0	250	500	2 SW200C	0,222	8	40	Wendel
D25-W-CFK-2L-02		28,1	250	500	2 SW200C	0,222	10	40	Wendel
D25-W-CFK-2L-03	1 m	31,2	250	1000	2 SW200C	0,222	8	40	Wendel
D25-W-CFK-3L-01		39,0	250	500	3 SW200C	0,333	8	40	Wendel
D25-Bü-CFK-2L-01		33,0	250	500	2 SW200C	0,222	6	100	Bügel
D25-Bü-CFK-2L-02	1 m	31,2	250	1000	2 SW200C	0,222	6	100	Bügel
D30-CFK-2L-01		30,8	300	600	2 SW200C	0,222	-	-	-
D30-CFK-3L-01		30,8	300	600	3 SW200C	0,333	-	-	-
D30-W-CFK-2L-01		31,0	300	600	2 SW200C	0,222	10	40	Wendel
D30-W-CFK-2L-02		31,0	300	600	2 SW200C	0,222	10	55	Wendel

5 Auswertung der eigenen Datenbasis

5.1 Vorgehen bei der Auswertung sowie allgemeine Beobachtungen

Hauptziel der Arbeiten war es, dass Materialverhalten der unbewehrten und bewehrten CFK-umschnürten Betondruckglieder möglichst genau während der durchgeführten Versuche zu beobachten. Die aus der Literatur bekannten Spannungs-Dehnungs-Kurven in Längs- und Querrichtung sind hierfür am besten geeignet. Neben den maximal erreichbaren Spannungen f_{cc} und den zugehörigen Dehnungen ε_{cc} können so auch die für CFK-umschnürte Prüfkörper wichtigen zweiten Anstiege E_2 sowie die Übergangszonen vom elastischen zum durch die Umschnürung gesteuerten plastischen Materialverhalten kommuniziert und eine spätere Auswertung und Analyse ermöglicht werden. Deshalb wurden für sämtliche in der Tabelle 4-7 angegebenen Prüfköpermodifikationen entsprechende Spannungs-Dehnungs-Diagramme erstellt. Die Anfertigung erfolgte anhand der aus den Versuchen ermittelten Rohdaten. Spannungen wurden dabei aus der über Öldruck abgeleiteten Maschinenkraft eruiert. Längsdehnungen wurden in erster Linie aus den Daten induktiver Wegaufnehmer gewonnen, die die Gesamtverformung der Stütze in Längsrichtung detektierten. Über die bekannte Ausgangshöhe der Druckglieder konnte so auf die Dehnungen geschlossen werden. Zur Redundanz kamen darüber hinaus in Längsrichtung in Stützenmitte geklebte DMS (siehe auch Kapitel 4.3.5) zum Einsatz. Für die Ermittlung von Querdehnungen wurden ausschließlich in Stützenmitte in das CFK-Material mit einlaminierte DMS verwendet (siehe auch Kapitel 4.3.5). Diese waren in Richtung der Kohlefasern ausgerichtet und detektierten somit direkt die Dehnungen ε_j im CFK-Mantel.

Aus diesen Diagrammen konnten die entsprechenden Materialparameter des CFK-umschnürten Betons entnommen werden. Wie im Bild 5-1 gezeigt, waren dies die maximale Festigkeit des umschnürten Betons f_{cc} mit zugehöriger maximal Dehnung ε_{cc} sowie die für Aussagen über das Spannungs-Dehnungs-Verhalten wichtigen zweiten Anstiege E_2 in Längs- und Querrichtung. Wie in Bild 5-1 erläutert, wurden f_{cc} und ε_{cc} zum Zeitpunkt des Faserbruchs und dem Abfall der Kraft bestimmt. Für die Ermittlung von f_{cc} wurde bei bewehrten Druckgliedern der Anteil der Längsbewehrung herausgerechnet. Darüber hinaus konnte aus diesen Diagrammen auch die Bruchdehnung der CFK-Umschnürung ermittelt werden. Da die Aufzeichnung der Dehnung über DMS erfolgte (vgl. Kapitel 4.3.5), konnte die Bruchdehnung der Verstärkungsfasern aber nicht immer direkt aufgezeichnet werden. Grund war, dass der Messbereich der verwendeten DMS nicht in Bereiche über einen Prozent Dehnung reichte und bei einigen Versuchen Quer-DMS bereits bei 6 ‰ ausfielen.

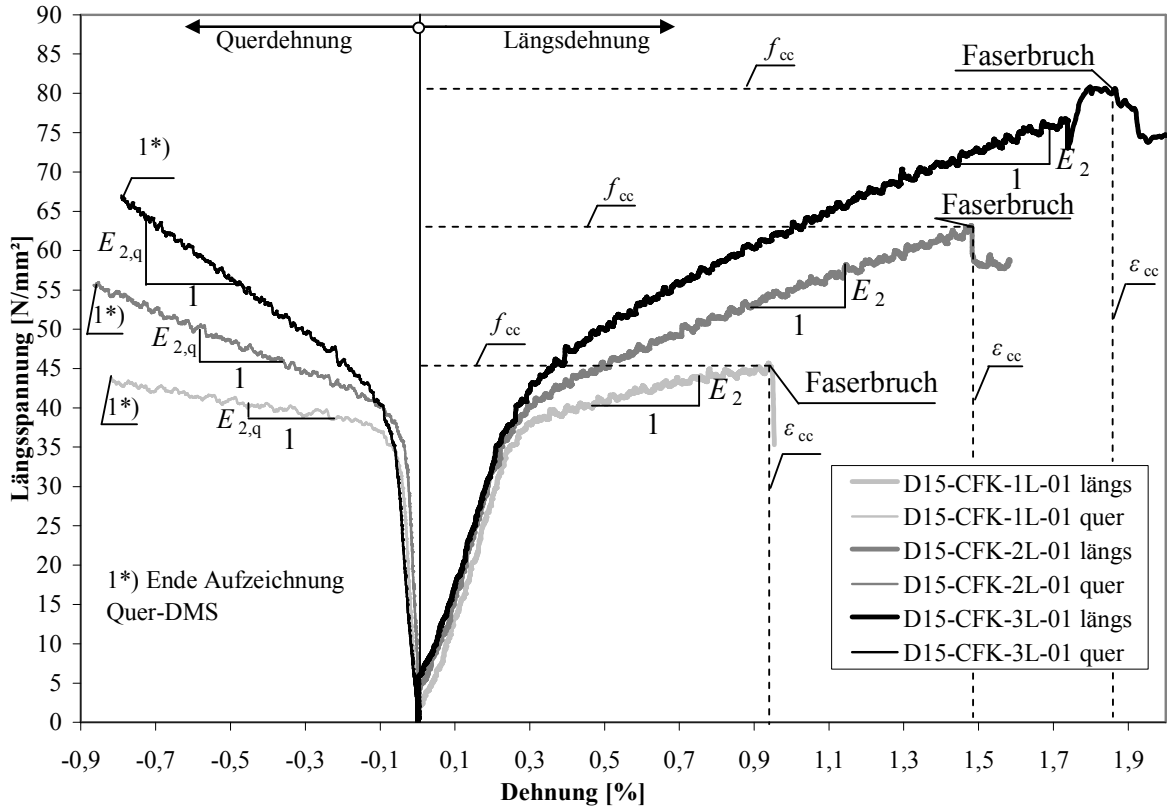


Bild 5-1 Spannungs-Dehnungs-Beziehungen von Druckgliedern der Serien D15-CFK mit ein bis drei Lagen Kohlefasergelege

Da aber, wie aus Bild 5-1 ersichtlich, der zweite Anstieg auch in Querrichtung eine lineare Funktion beschreibt, wurde dieser Umstand genutzt, um über die lineare Funktion bis zur Tragfähigkeit zu extrapolieren. Auf diese Weise konnten trotz fehlender direkter Messwerte die entsprechenden realen Bruchdehnungen der Kohlefasern und somit auch die Effektivitätsfaktoren k_ε abgeschätzt werden.

Die Literaturrecherche hat weiterhin gezeigt, dass sowohl die Querdehnungs-Längsdehnungs-Beziehungen als auch die Längs-Querspannungs-Interaktionen zu untersuchen sind. Besonders die Arbeiten von XIAO und WU [137] (vgl. Kapitel 3.2.4) zeigten, dass diese Beziehungen Schlüsselpositionen zur zuverlässigen Beschreibung des Materialverhaltens CFK-umschnürten Betons einnehmen. Aus diesem Grund wurden stets die im Bild 5-2 gezeigten Diagramme aufgestellt und ausgewertet, um sowohl die zweite Querdehnzahl ν_2 als auch Werte für den Einflussfaktor des Umschnürungsdrucks k_1 (vgl. Gl. 10) zu erhalten. Die Querspannung σ_2 ließ sich dabei aus der Dehnung im CFK-Mantel ε_j mittels Gl. 31 berechnen.

Die im Bild 5-1 dargestellten Spannungs-Dehnungs-Kurven unterstreichen die allgemeinen Annahmen, dass das Materialverhalten CFK-umschnürten Betons annähernd bilinear ist und Ansätze, wie in Bild 3-5 für CFK-umschnürten Beton beschrieben, Anwendung finden können. Das Versagen bei f_{cc} und ε_{cc} wurde stets durch Faserbruch der CFK-Verstärkung ausgelöst und war in vielen Fällen explosiv

und hinterließ besonders Betonbauteile ohne Bewehrung zum Teil völlig zerstört. Dies entspricht den Versuchsbeobachtungen vieler Forschergruppen, z. B. KARABINIS und ROUSAKIS [67].

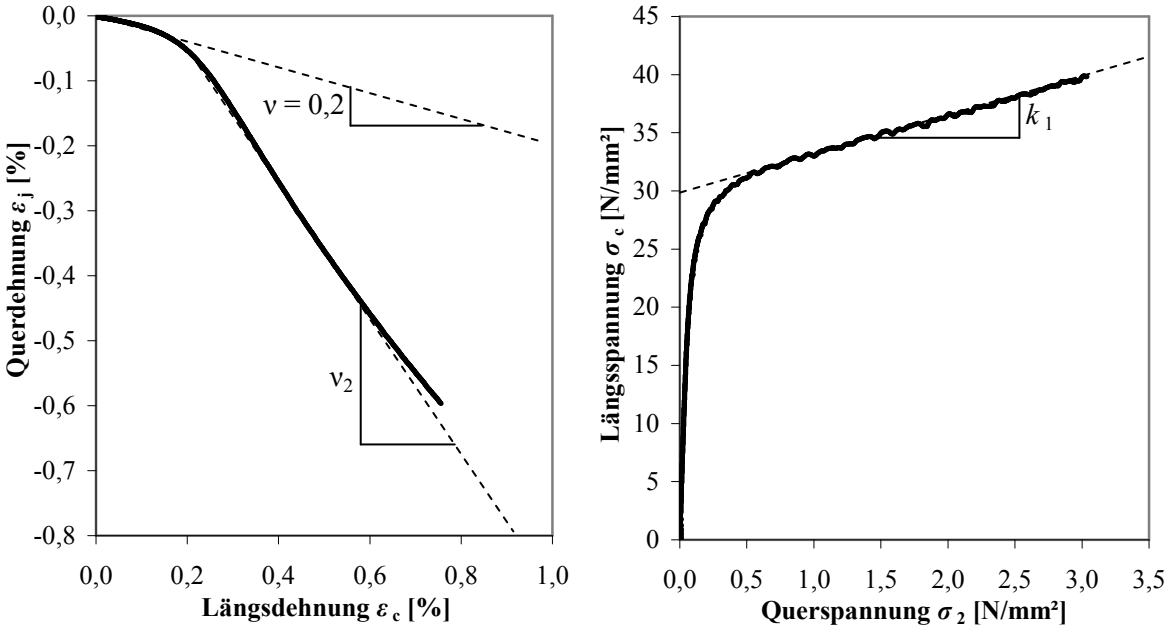


Bild 5-2 Typische Querdehnungs-Längsdehnungs-Beziehung sowie Längs- Querspannungs-Interaktion (entnommen aus Auswertung Serie D30-CFK-3L-01)

Der mit dem Faserbruch einhergehende Lastabfall (vgl. Bild 5-1) war deshalb bei unbewehrten Druckgliedern sehr stark ausgeprägt. Beispiele typischer Versagensbilder sind in Bild 5-3 aufgezeigt.

Bild 5-3 Typische Versagensbilder an CFK-umschnürten unbewehrten Druckgliedern

Bei bewehrten CFK-umschnürten Druckgliedern war der Lastabfall nach Faserbruch geringer, da die innen liegende Querbewehrung den Kernbeton weiterhin zusammenhielt. Das Lastniveau fiel dabei auf Werte zurück, die die Querbewehrung allein mit dem von ihr zur Verfügung gestellten konstanten Querdruck realisieren

konnte. Das Verhalten entsprach somit den Modellvorstellungen von EID und PAULTRE [41] (vgl. Bild 3-20). Mit zunehmender weiterer Verformung kam es dann auch zu Bügelrissen und der schrittweisen Zerstörung des Stützenquerschnitts, wie in Bild 5-4 auf der rechten Seite gezeigt. Beispielhaft ist das Spannungs-Dehnungsverhalten im Bild 5-5 für dual umschnürte Druckglieder der Serie D25-Bü-CFK-2L gezeigt.

Bild 5-4 Typische Versagensbilder an CFK-umschnürten bewehrten Druckgliedern

Der Faserbruch konnte neben dem plötzlichen Versagen über eine große Höhe (bis $2 \cdot D$) auch abschnittsweise mit lokalem Versagen einiger kleinerer Abschnitte eingeleitet werden. Das Lastniveau stagnierte dann meist auf einem kleinen Plateau, bevor weitere Abschnitte der CFK-Umschnürung zerstört wurden und das Lastniveau weiter absank.

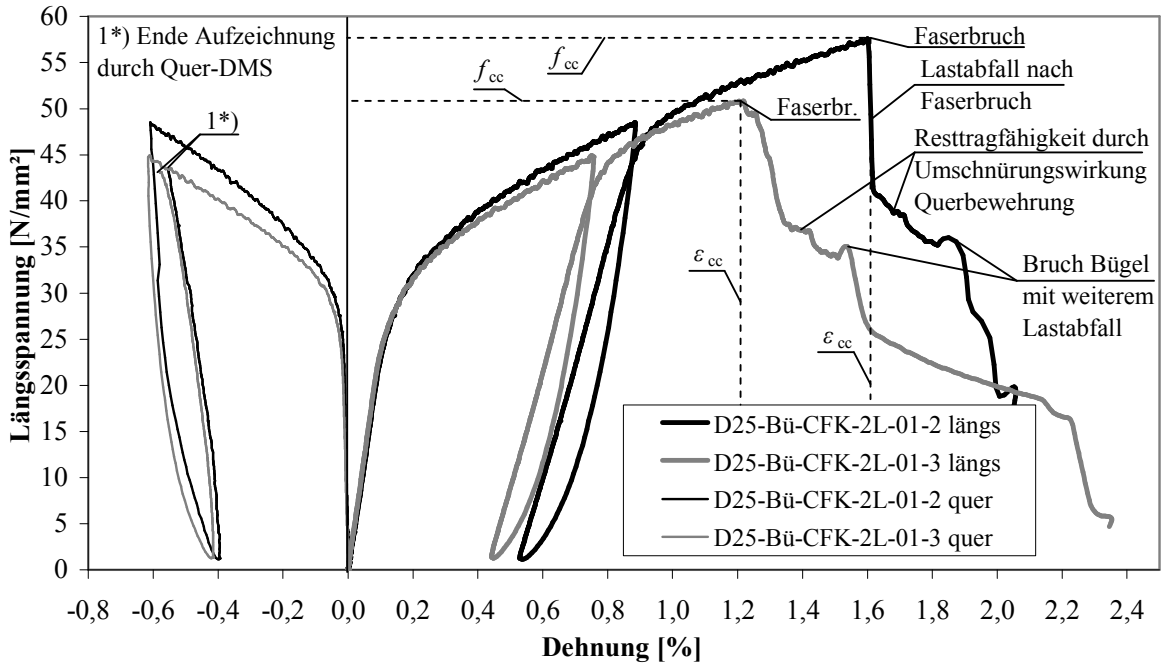


Bild 5-5 Beispielhafte Spannungs-Dehnungs-Beziehungen dual umschnürter Druckglieder (Serie D25-Bü-CFK-2L-01; Körper 2 und 3)

Das Versagen der CFK-Umschnürung ist als explosiv und plötzlich zu bezeichnen. Dies belegen auch die im Anhang O hinterlegten Bilderfolgen, die das Versagen exemplarisch an zwei Beispielen schrittweise dokumentieren.

5.2 Auswertung der Versuchsreihen an CFK-umschnürten unbewehrten Betondruckgliedern

Im Kapitel 5.1 wurde das Vorgehen bei der Auswertung der eigenen Versuche beschrieben. Die wesentlichen untersuchten Materialparameter an umschnürten Druckgliedern ohne Querbewehrungselemente seien hier nochmals aufgeführt:

- Tragfähigkeit f_{cc},
- Festigkeitssteigerung gegenüber der einaxialen Betonfestigkeit Δf_{cc},
- zur Tragfähigkeit f_{cc} zugehörige Dehnung ε_{cc},
- zweite Anstiege E_2 in Längs- und Querrichtung,
- Effektivitätsfaktor k_ε der CFK-Umschnürung,
- zweite Querdehnzahl ν_2,
- Effektivitätsfaktor k_1.

Für die Auswertung wurden stets Einzelwerte aus den Tests verwendet.

Eine tabellarische Zusammenstellung der eruierten Ergebnisse kann dem Anhang K entnommen werden. Die gefundenen Ergebnisse wurden zur Analyse genutzt, um Zusammenhänge und Regressionen zu den Materialparametern der Umschnürung sowie des zu umschnürenden Druckglieds in den folgenden Kapiteln zu erarbeiten.

Die dabei in den Diagrammen aufgezeigten Einzelwerte sind im Anhang K tabellarisch aufgeführt. Dies betrifft sowohl die aus den Versuchen eruierten Ergebnisse wie z. B. Festigkeitssteigerung und neue Maximaldehnung als auch Prüfkörperkennwerte wie z. B. Umschnürungsgrad und Umschnürungssteifigkeit.

5.2.1 Einfluss der Prüfkörpergeometrie und der verwendeten Kohlefasergelegelagen

Bereits Bild 5-1 zeigt, dass eine größere Anzahl an Kohlefaserlagen zu stärkeren Anstiegen im plastischen Bereich führt und größere Maximalspannungen und Dehnungen ermöglicht. Die Lagenanzahl nimmt über Gl. 31 direkten Einfluss auf den Umschnürungsgrad ρ_j. Dies gilt auch für den Stützendurchmesser. Zum Verständnis wird Gl. 31 nochmals abgebildet:

$$\sigma_2 = \frac{1}{2}\rho_j \cdot \sigma_j = \frac{1}{2}\rho_j \cdot E_j \cdot \varepsilon_j \quad \text{mit} \quad \rho_j = \frac{4 \cdot t_j}{D} \tag{31}$$

Wird das gleiche Kohlefasergelege verwendet, ist der Umschnürungsgrad der einzige Parameter, der den aufgebrachten Umschnürungsdruck steuert. Elastizitätsmodul und Bruchdehnung der Fasern bleiben konstant. Aus diesem Grund soll nun zunächst nur der Umschnürungsgrad zur Diskussion herangezogen werden.

Bild 5-6 zeigt, dass es möglich ist, über den Umschnürungsgrad Regressionen zur Bestimmung der maximalen Festigkeit und der zugehörigen Dehnung zu finden.

Sowohl kleinformatige Prüfkörper mit 15 cm Durchmesser als auch großformatigere Querschnitte mit 25 und 30 cm Durchmesser sind in die Analyse einbezogen. Eine Regression ist ungeachtet gegenteiliger Aussagen von z. B. ABDELRAHMAN und EL-HACHA [19] möglich (vgl. Kapitel 2.3.3). Gl. 31 ist in der Lage, den Einfluss des Stützendurchmessers wirkungsvoll zu erfassen. Das Bestimmtheitsmaß der Regression hinsichtlich der Dehnung ε_{cc} ist allerdings noch sehr gering. Es sind weitere Untersuchungen zur Verfeinerung notwendig.

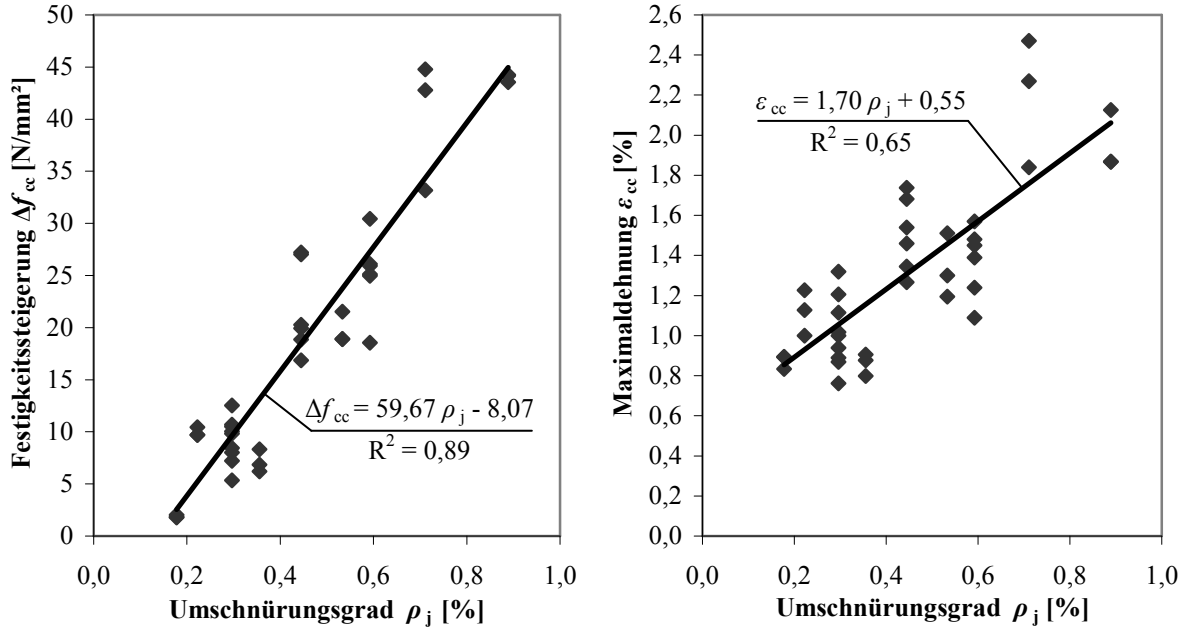


Bild 5-6 Einfluss des Umschnürungsgrades auf die Festigkeitssteigerung Δf_{cc} (gegenüber f_c) und Maximaldehnung (Einzelwerte aller unbewehrten Prüfkörper mit Kohlefasergelegen SikaWrap 200C)

Für das Materialverhalten ist eine Interpretation der zweiten Anstiege E_2 unabdingbar. In Bild 5-7 sind deshalb die zweiten Anstiege in Quer- ($E_{2,q}$) und Längsrichtung (E_2) dem Umschnürungsgrad gegenübergestellt. Da die Kohlefasergelege SikaWrap 200C und 230C über den selben E-Modul verfügen (vgl. Tabelle 4-3), konnten nun auch die mit SikaWrap 230C-Gelegen umschnürten Druckglieder in die Auswertung mit einbezogen werden, da für das Materialverhalten allein der E-Modul der Fasern und nicht deren Bruchdehnung ausschlaggebend ist. Auch in diesem Fall kann der durch die Gelegeanzahl oder den Durchmesser gesteuerte Umschnürungsgrad Verwendung finden, um Regressionen mit relativ hohem Bestimmtheitsmaß zu erhalten.

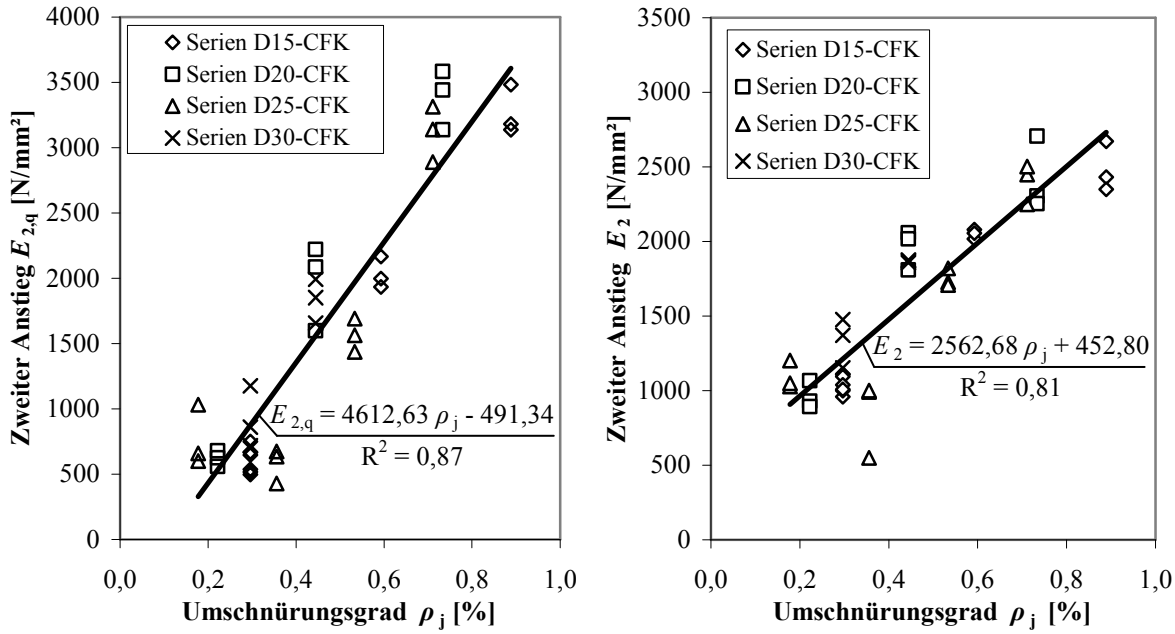


Bild 5-7 Einfluss des Umschnürungsgrades auf die zweiten Anstiege E_2 (Einzelwerte aller unbewehrten Prüfkörper mit Kohlefasergelegen SikaWrap 200C und 230C; ausgenommen Serien mit Zusatz F und S (vgl. Tabelle 4-7))

Die im Bild 5-7 aufgezeigten Zusammenhänge können vom Umschnürungsgrad auch auf die von der CFK-Umschnürung bereitgestellte Steifigkeit der Umschnürung E_{jl} übertragen werden. Diese Steifigkeit kann nach Gl. 63 berechnet werden und ist im Fall der im Bild 5-7 ausgewerteten Druckglieder wiederum nur vom Umschnürungsgrad abhängig, da der E-Modul der verwendeten Kohlefasergelege nicht variiert. Gl. 63 wird zum besseren Verständnis nochmals aufgeführt:

$$E_{jl} = \frac{2 \cdot t_j}{D_j} \cdot E_j \tag{63}$$

Im folgenden Schritt wird die Umschnürungssteifigkeit genutzt, um einen Zusammenhang zur zweiten Querdehnzahl ν_2 zu erhalten. Diese sollte auch von der Umschnürungssteifigkeit abhängig sein. Da in Gl. 63 der E-Modul der verwendeten Kohlefasern beachtet wird, können nun auch Serien mit Tenax-Gelegen, die im Vergleich zu Sika-Fasern einen etwas höheren E-Modul aufweisen (vgl. Tabelle 4-7), in die Analyse einfließen. Bild 5-8 zeigt die erreichten zweiten Querdehnzahlen ν_2 aller unbewehrten CFK-umschnürten Druckglieder als Funktion der Umschnürungssteifigkeit.

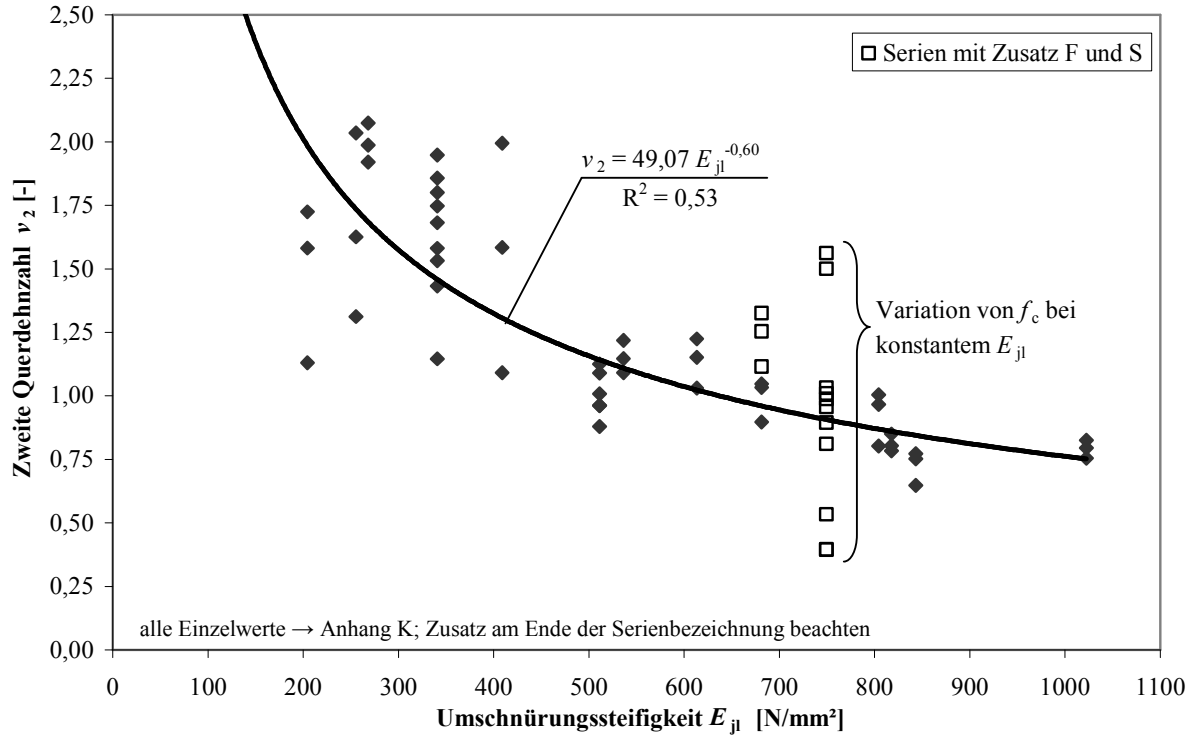


Bild 5-8 Einfluss der Umschnürungssteifigkeit auf die zweite Querdehnzahl (Einzelwerte aller unbewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper)

Erneut kann auch hier eine entsprechende Regression gefunden werden. Es ist erkennbar, dass die Querdehnzahl mit steigender Umschnürungssteifigkeit immer weiter abnimmt. Allerdings ist das Bestimmtheitsmaß der gefundenen Regression sehr gering.

Grund hierfür ist vor allem die Einbeziehung der Testergebnisse aus Serien, die eine gezielt variierte einaxiale Betonfestigkeit aufwiesen (Serien D15-CFK-2L mit Zusatz F und S). Diese sind deshalb im Bild 5-8 nachträglich mit eingearbeitet worden und farblich gekennzeichnet.

Es kann klar gezeigt werden, dass sich die Ergebnisse der Prüfkörper, die von den ansonsten durchschnittlich erreichten normalen Festigkeiten zwischen ca. 25 bis 35 N/mm² einaxialer Betondruckfestigkeit abweichen, nicht in die Regression einbezogen und somit allein über die Umschnürungssteifigkeit nicht zuverlässig vorhergesagt werden können. Im nächsten Kapitel wird deshalb untersucht, inwieweit die einaxiale Druckfestigkeit Einfluss nimmt.

5.2.2 Einfluss der einaxialen Betondruckfestigkeit

Gemäß den Angaben verschiedener Forschergruppen (vgl. Kapitel 2.3.3) nimmt die einaxiale Druckfestigkeit sowohl Einfluss auf die maximal erreichbare Festigkeit und Dehnung als auch auf die Spannungs-Dehnungs-Kurven und somit die zweiten Anstiege (vgl. Model XIAO und WU in Kapitel 3.2.4).

Aus diesem Grund werden zunächst die Prüfkörper, bei denen die einaxiale Betondruckfestigkeit variiert wurde, herangezogen, und Δf_{cc} und ε_{cc} als Funktionen der einaxialen Druckfestigkeit gezeigt (vgl. Bild 5-9).

Trotz der relativ hohen Streuungen lässt sich für beide Parameter ein Einfluss der einaxialen Betondruckfestigkeit erkennen und näherungsweise mit einer linearen Funktion beschreiben. Demnach nehmen sowohl die Festigkeitssteigerung als auch die zur Tragfähigkeit gehörenden Dehnungen mit steigender Betondruckfestigkeit ab.

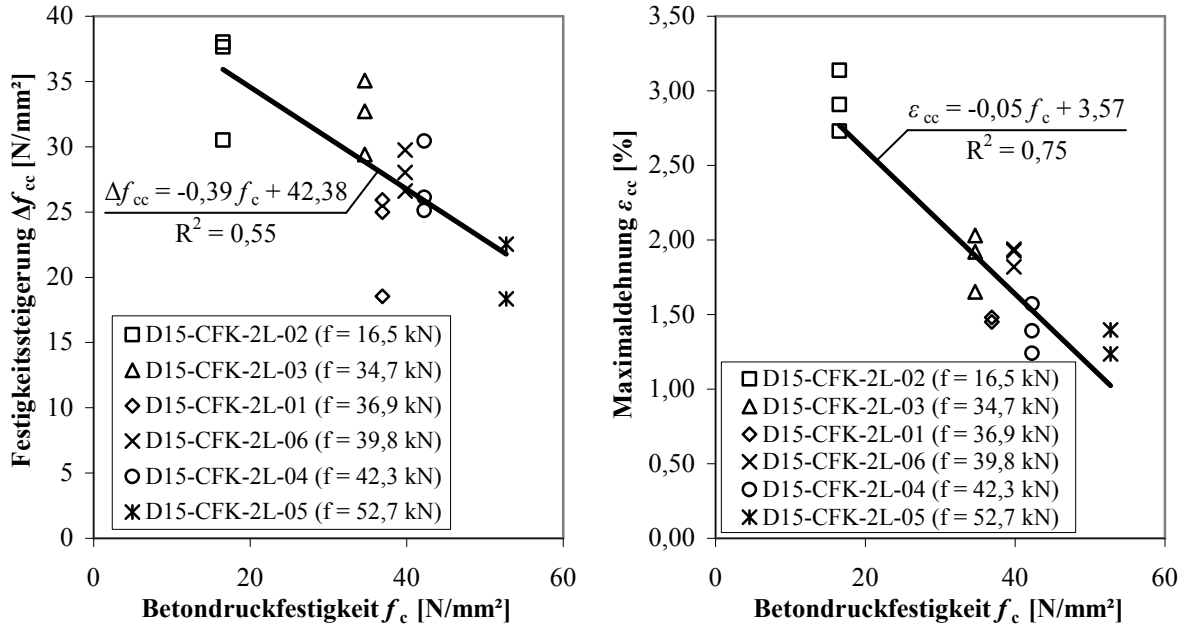


Bild 5-9 Maximal erreichte Festigkeiten und Dehnungen als Funktionen der einaxialen Betondruckfestigkeit (Einzelwerte der Serien D15-CFK-2L)

Wird eine lineare Regression zugrunde gelegt, ergibt sich eine Abnahme der Festigkeitssteigerung um ca. 16 N/mm² zwischen 20 und 60 N/mm² einaxialer Betondruckfestigkeit, obwohl der Umschnürungsdruck (vgl. Gl. 31) konstant bleibt. Noch stärker ist der Einfluss auf die Maximaldehnung. Hier sinkt der Absolutwert ε_{cc} um ca. 2 % zwischen 20 und 60 N/mm² Betonfestigkeit ab. Ähnliche Resultate sind auch zu verzeichnen, wenn die variierende einaxiale Druckfestigkeit dem zweiten Anstieg in Querrichtung oder der zweiten Querdehnzahl gegenübergestellt werden (vgl. Bild 5-10). In diesen Fällen sorgt ein Ansteigen von f_c für einen starken Abfall des erreichbaren E_2, während sich ν_2 durch eine höhere Betondruckfestigkeit erhöht. Die beiden gefundenen linearen Regressionen weisen ein hohes Bestimmtheitsmaß auf. Der Grund ist darin zu sehen, dass die Streuungen der Bruchdehnung der verwendeten Kohlefasern (vgl. auch Kapitel 5.2.3) auf E_2 und ν_2 keinen Einfluss nehmen.

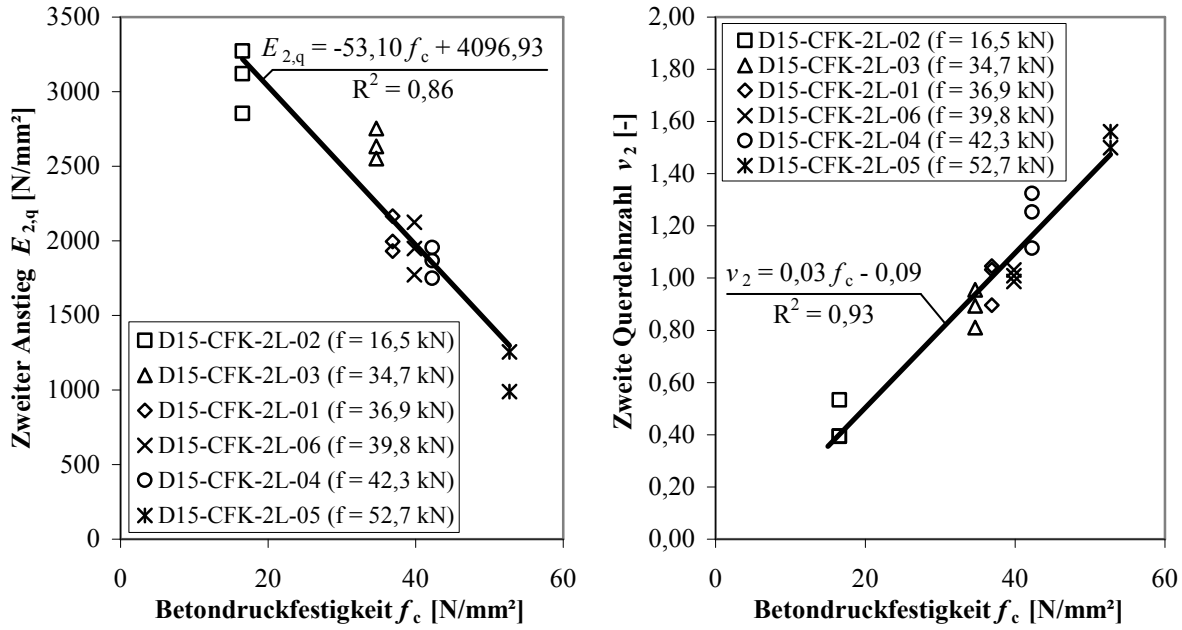


Bild 5-10 Zweite Anstiege in Querrichtung sowie zweite Querdehnzahlen als Funktionen der einaxialen Betondruckfestigkeit (Einzelwerte aller Serien D15-CFK-2L)

Die Gegenüberstellungen unterstreichen nochmals sehr deutlich, welch großer Einfluss der einaxialen Druckfestigkeit beigemessen werden sollte. Diese Ergebnisse bestätigen auch die von XIAO und WU [137] angegebenen Aussagen. Die Forscher integrierten die einaxiale Druckfestigkeit, indem sie das Verhältnis zwischen Umschnürungssteifigkeit und einaxialer Druckfestigkeit einführten (vgl. Model XIAO und WU im Kapitel 3.2.4). Dieses Verhältnis soll deshalb zur weiteren Diskussion herangezogen werden.

In Bild 5-11 und Bild 5-12 sind erneut Analysen zur zweiten Querdehnzahl sowie zu den zweiten Anstiegen durchgeführt worden. Wie im Bild 5-8 auch, kommt dabei nun die gesamte Datenbasis zu unbewehrten CFK-umschnürten Druckgliedern zum Einsatz. Im Gegensatz zu den in diesem Bild durchgeführten Analysen gelingen mit dem nun gebildeten Verhältnis E_{jl}/f_c deutlich bessere Regressionen. Das Bestimmtheitsmaß steigt stark an und in beiden Fällen können gut erkennbare Trends abgelesen werden. So lässt sich zur Bestimmung des zweiten linearen Anstiegs in Querrichtung eine lineare Beziehung zu E_{jl}/f_c finden. Für die Interpretation der zweiten Querdehnzahl bietet eine Potenzfunktion die beste Regression mit zufriedenstellendem Bestimmtheitsmaß. Dies entspricht auch den Beobachtungen von XIAO und WU (vgl. Gl. 62).

In Bild 5-12 ist darüber hinaus eine Diskussion hinsichtlich des Effektivitätsfaktors k_1 (vgl. Gl. 10 oder Bild 3-12) angestrengt wurden. Gemäß einem Vorschlag von XIAO und WU ist k_1 in Abhängigkeit vom Verhältnis E_{jl}/f_c^2 dargestellt (vgl. Gl. 65 und Darstellung in Bild 5-12). Die dabei erreichte Regression für die vorhandene Punktwolke ist aber nicht zufriedenstellend.

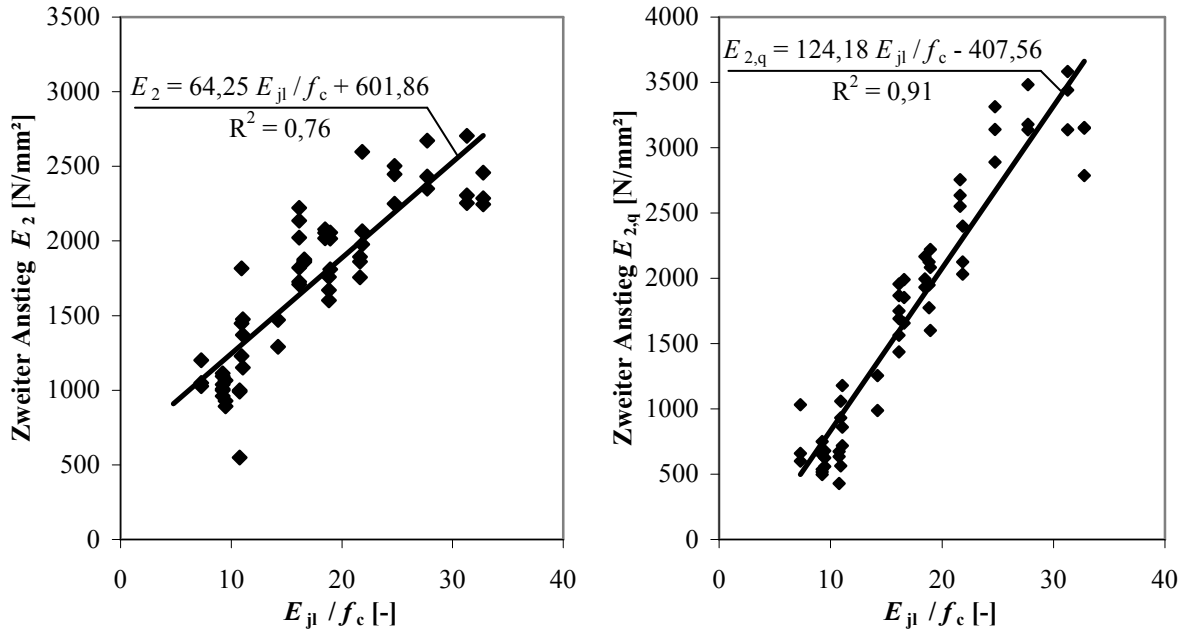


Bild 5-11 Verhältnis E_{jl}/f_c gegenüber den zweiten Anstiegen in Längs- und Querrichtung (Einzelwerte aller unbewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper)

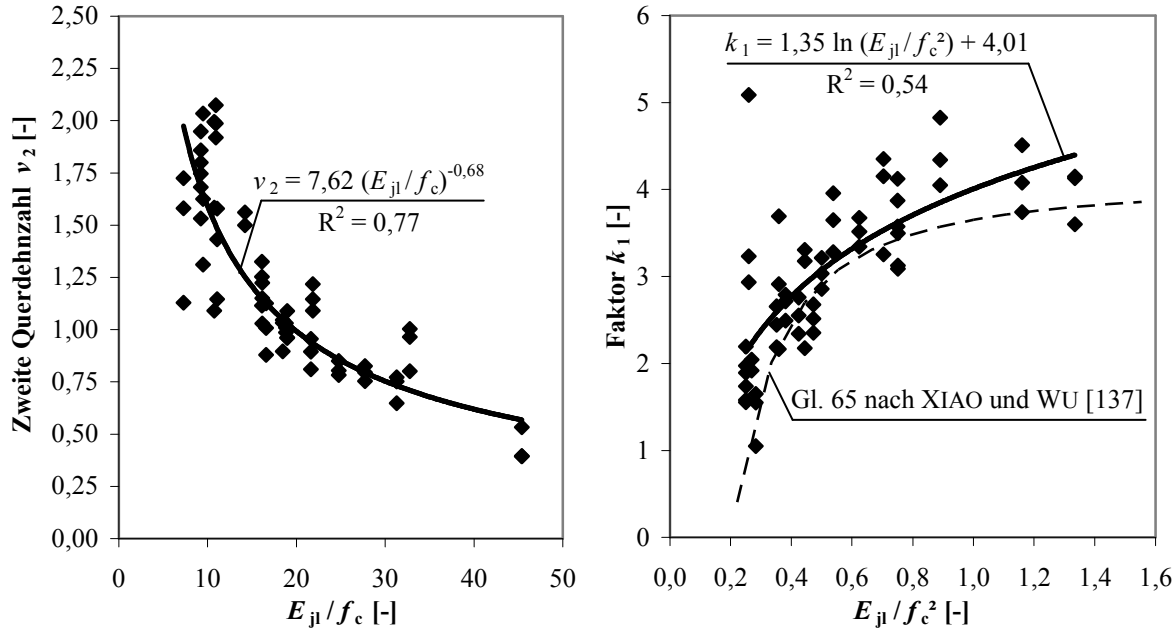


Bild 5-12 Verhältnis E_{jl}/f_c gegenüber der zweiten Querdehnzahl sowie dem Effektivitätsfaktor k_1 (Einzelwerte aller unbewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper)

Gleichwohl erkennt man aber, dass der Faktor k_1 kein konstanter Wert ist, sondern für die untersuchten Experimente zwischen eins und fünf variierte. Dies steht im Gegensatz zu den starren Werten für k_1, wie von vielen Forschergruppen angenommen (vgl. Bild 3-25 im Kapitel 3.5). Ähnliche Ergebnisse lassen sich auch finden, wenn das

Verhältnis E_{jl}/f_c zur Interpretation der Daten hinsichtlich Tragfähigkeitssteigerung Δf_{cc} und zugehöriger Dehnung ε_{cc} herangezogen wird. In Bild 5-13 sind die beiden Materialparameter als Funktionen von E_{jl}/f_c erläutert. Auch in diesen Fällen können mittels einer logarithmischen Funktion sowie einer Potenzfunktion gute Regressionen durchgeführt werden.

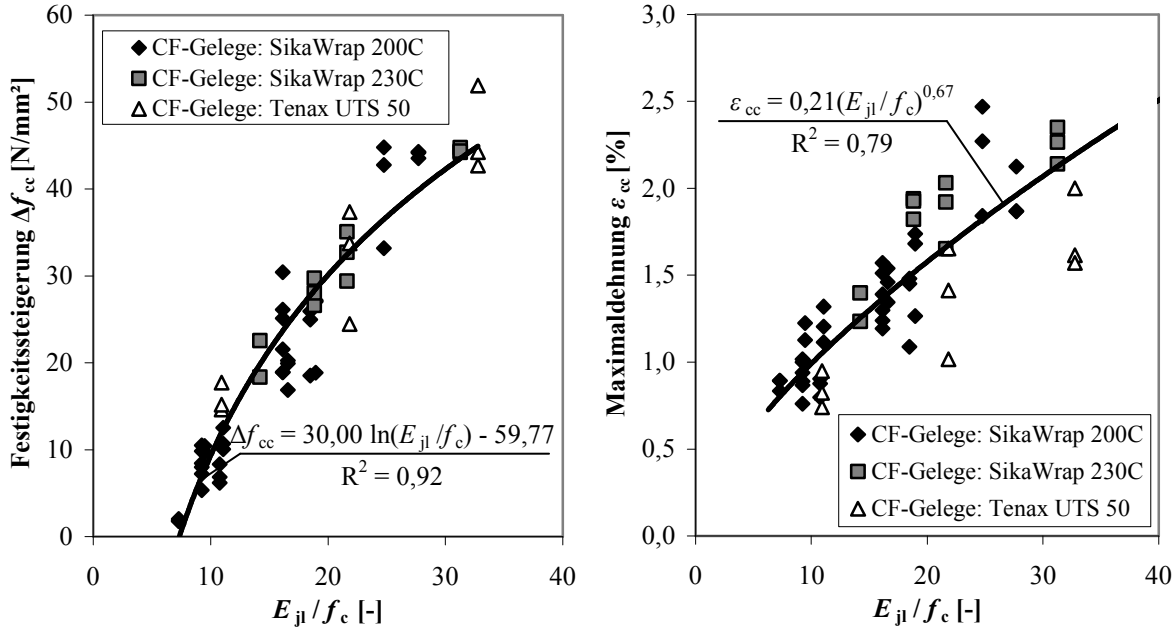


Bild 5-13 Verhältnis E_{jl}/f_c gegenüber der Festigkeitssteigerung Δf_{cc} sowie der Maximaldehnung ε_{cc} (Einzelwerte aller unbewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper)

In beiden Fällen sorgt eine steigende Steifigkeit der Umschnürung für eine Maximalkrafterhöhung und eine gesteigerte Dehnung. In den abgebildeten Diagrammen sind die Versuchsergebnisse nach der zur Umschnürung verwendeten Kohlefasergelegeart unterschieden. Man erkennt, dass im Diagramm rechts die Ergebnisse von mit Tenax-Gelegen umschnürten Probekörpern von der gefundenen Regression abweichen. Alle Prüfkörper erreichten (zum Teil deutlich) niedrigere Bruchdehnungen als sie mit der gefundenen Regression berechnet worden wären. Grund ist, dass sich die verwendeten Tenax-Fasern in ihrer Bruchdehnung deutlich von SikaWrap-Fasern unterscheiden. Interessant ist dabei, dass Tenax-Fasern laut den in Tabelle 4-3 aufgeführten Herstellerangaben eine höhere Zugbruchdehnung als die genutzten SikaWrap-Fasern aufweisen sollten. Da die Bruchdehnung der Verstärkungsfasern direkt den maximalen Umschnürungsdruck steuert (vgl. Gl. 32), hat diese Auswirkung auf f_{cc} und ε_{cc}. Am umschnürten Bauteil scheinen die verbauten Tenax-Fasern eine geringere Effektivität als die Sika-Fasern gehabt zu haben. Es ist angezeigt, die Fasereigenschaften und speziell die tatsächliche Bruchdehnung der genutzten Faserarten näher zu beleuchten. Die Steifigkeit der CFK-Umschnürung E_{jl} genügt nicht mehr, um Tragfähigkeit und zugehörige Dehnung zuverlässig zu bestimmen. Im nächsten Kapitel soll deshalb der Einfluss der Faserart untersucht werden.

5.2.3 Kohlefaserart und Einfluss der Kohlefasereigenschaften

Wie bereits mehrmals erwähnt, nimmt die CFK-Verstärkung nicht nur über die Lagenstärke Einfluss auf das Materialverhalten CFK-umschnürten Betons. Einflussreich sind auch die Eigenschaften der verstärkenden Fasern, wie der E-Modul und die Bruchdehnung des Fasermaterials. Aus diesem Grund sollte die Faserbruchdehnung zur Beschreibung der Materialparameter f_{cc} und ε_{cc} Beachtung finden:

$$f_{lj} = E_{jl} \cdot \varepsilon_{u,FRP} \tag{119}$$

Wie in Gl. 119 geschildert, lässt sich durch Multiplikation von Umschnürungssteifigkeit und Bruchdehnung der maximale Umschnürungsdruck errechnen. Aber anders als in Gl. 32 wird zunächst die vom Hersteller angegebene und im axialen Zugversuch erhaltene Bruchdehnung angesetzt. In Bild 5-14 sind sowohl die Festigkeitssteigerung als auch die Maximaldehnung in Abhängigkeit vom Verhältnis zwischen dem so ermittelten maximalen Umschnürungsdruck und der einaxialen Betondruckfestigkeit beschrieben.

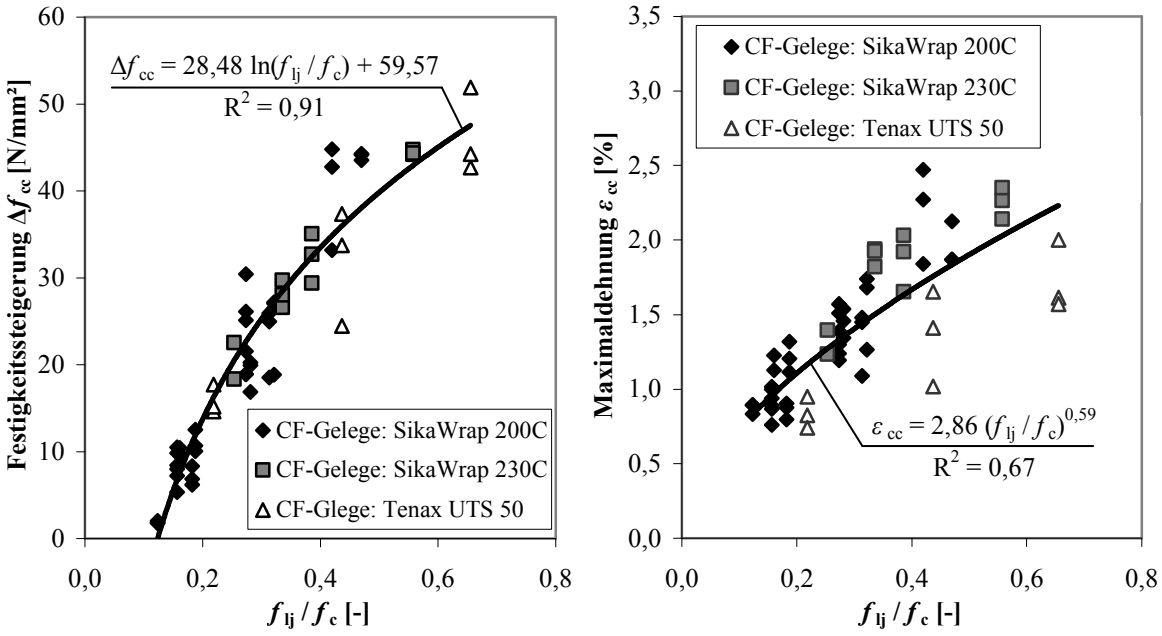


Bild 5-14 Verhältnis f_{lj}/f_c gegenüber der Tragfähigkeitssteigerung und Maximaldehnung (Einzelwerte aller unbewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper)

Klar erkennbar ist, dass auch mit dem maximalen Umschnürungsdruck gute Regressionen zur Vorhersage von f_{cc} und ε_{cc} möglich sind. Somit fließen nun alle Materialparameter des genutzten Kohlefasergeleges in die Regressionsanalyse ein. Allerdings ist das Bestimmtheitsmaß der Regression im rechten Diagramm noch immer gering. Hier weichen die Ergebnisse der mit Tenax-Fasern umschnürten Prüfkörper stark vom Mittel der Ergebnisse der anderen Gelege ab. Bei Nutzung der gezeigten Regression überschätzt man erneut (vgl. Bild 5-13) deutlich die

Leistungsfähigkeit der Tenax-Fasern. Der Grund hierfür ist vermutlich in der im Kapitel 3.1 beschriebenen Querdruckempfindlichkeit der zur Umschnürung verwendeten Kohlefasern zu sehen. Diese scheint bei den in den Experimenten verwendeten Tenax-Fasern deutlich höher zu sein als bei den sonst genutzten SikaWrap-Fasern. Die Nutzung der vom Faserhersteller genannten Bruchdehnung $\varepsilon_{u,FRP}$ ist somit nicht möglich, um den maximalen Umschnürungsdruck zu berechnen. Es muss zunächst eine Abminderung mittels des von vielen Forschergruppen vorgeschlagenen Abminderungsfaktors k_ε erfolgen. Wie Kapitel 3.1 verdeutlicht, gibt es hier verschiedene Angaben zur Höhe und Berechnung von k_ε. LAM und TENG [77] oder auch NIEDERMEIER [92] empfehlen einen globalen Abminderungswert, der für alle Kohlefasern gültig ist. Die eigenen Ergebnisse sprechen aber eher dafür, dass für jeden Fasertyp ein entsprechender Abminderungsfaktor zu ermitteln ist. Da während der Versuche auch die Dehnungsentwicklung in Querrichtung untersucht wurde, war es möglich, die bei Stützenversagen maximal erreichten Bruchdehnungen der verwendeten Kohlefasergelege zu ermitteln. Das Verhältnis zwischen erreichter Maximaldehnung und Bruchdehnung nach Herstellerangaben ergibt den jeweiligen spezifischen Faktor k_ε. Dieser wurde für die an den unbewehrten Prüfkörpern verwendeten SikaWrap- und Tenax-Fasern ermittelt und ist in Bild 5-15 dargestellt.

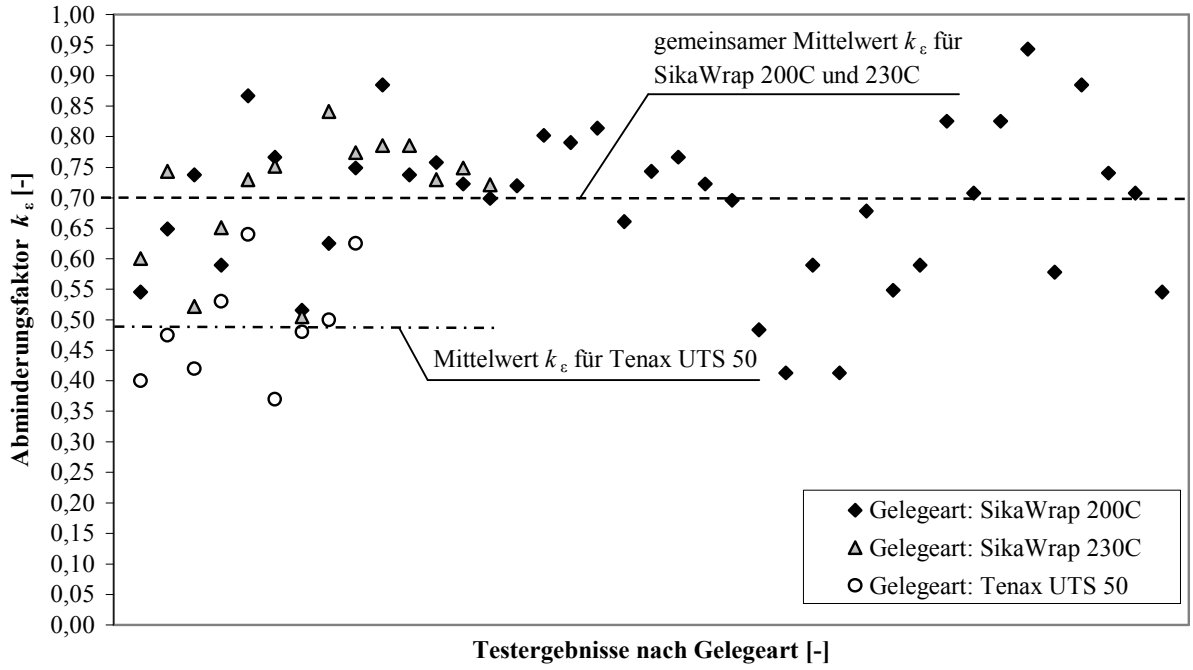


Bild 5-15 An unbewehrten CFK-umschnürten Prüfkörpern ermittelte Werte k_ε

Gut erkennbar ist die starke Varianz der Bruchdehnungen, auch innerhalb einer Faserart. Dies bestätigt die Ergebnisse anderen Forschergruppen (vgl. z. B. NIEDERMEIER [92]). Bild 5-15 lässt aber den Schluss zu, dass für die beiden SikaWrap-Faserarten ein gemeinsamer Mittelwert für den Abminderungsfaktor k_ε gefunden werden kann. Dieser liegt bei 0,70 und somit deutlich über dem von LAM und TENG vorgeschlagenen Wert von 0,586. Darüber hinaus sieht man aber auch, dass die verwendeten Tenax-Fasern im Mittel eine deutlich stärkere

Querdruckempfindlichkeit aufwiesen und für k_ε ein Mittelwert von 0,49 gefunden wurde. Dieser unterschreitet die von LAM und TENG oder auch NIEDERMEIER empfohlenen Mittelwerte für Kohlefasern und liegt sogar unter dem von NIEDERMEIER empfohlenen 5 %-Fraktilwert für unbewehrte CFK-umschnürte Druckglieder. Die Ergebnisse dieser Faserart unterschreiten außerdem den in der ACI-Richtlinie 440.2R-08 [2] vorgeschriebenen Wert von 0,55 (vgl. Kapitel 3.4.1). Dies zeigt deutlich, dass eine bloße Unterscheidung in Kohle- und Glassfasern, wie z. B. von LAM und TENG empfohlen, nicht ausreichend ist und für jede verwendete Faser ein eigener Wert für k_ε ermittelt werden sollte.

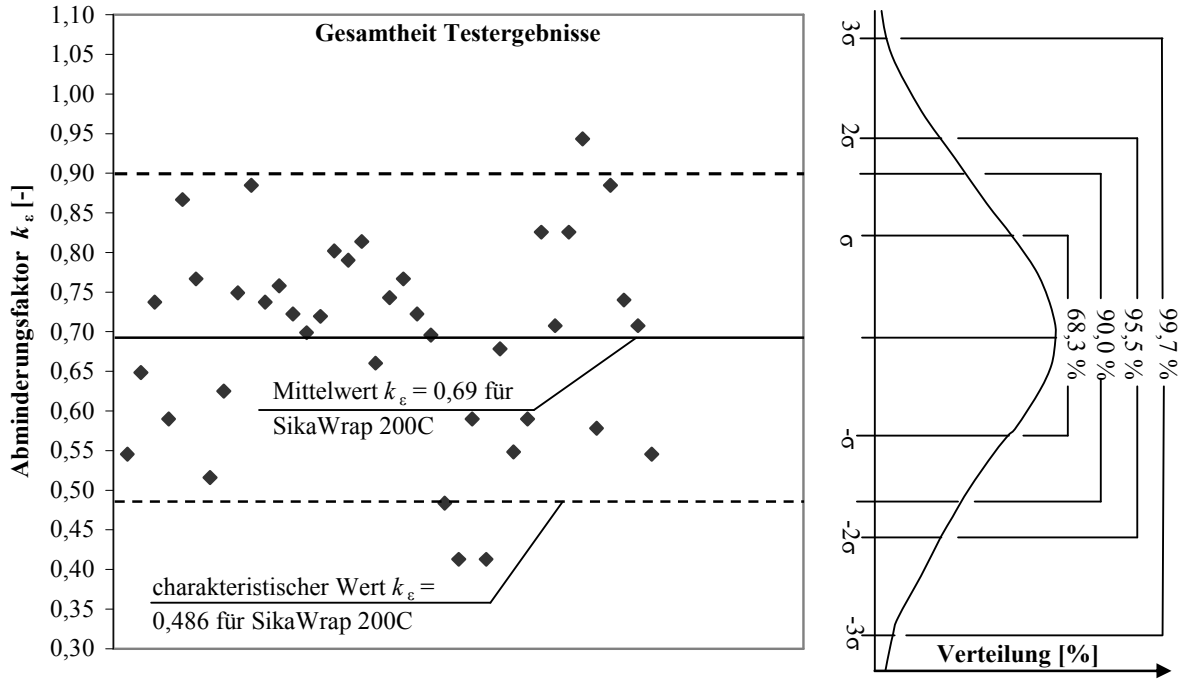


Bild 5-16 Statistische Auswertung der an unbewehrten CFK-umschnürten Prüfkörpern (SikaWrap 200C) erreichten k_ε-Werte

Bild 5-16 beschreibt die statistische Auswertung der erreichten k_ε-Werte für alle Prüfkörper mit Umschnürungen aus SikaWrap 200C-Gelegen. Für den Erwartungswert $k_\varepsilon = 0{,}69$ (Mittelwert SikaWrap 200C) ergibt sich für diese Fasergelegeart eine Standardabweichung von $\sigma = 0{,}126$. Wird eine Normalverteilung zugrunde gelegt, kann ein charakteristischer Wert bei $k_\varepsilon = 0{,}49$ gefunden werden, der in 95 % aller Fälle überschritten wird. Für die deutlich kleineren Datenbasen für Gelege aus SikaWrap 230C-Fasern (Erwartungswert $k_\varepsilon = 0{,}71$, Standardabweichung $\sigma = 0{,}097$) und Tenax UTS-Fasern (Erwartungswert $k_\varepsilon = 0{,}49$, Standardabweichung $\sigma = 0{,}088$) konnten auf diese Weise charakteristische Werte $k_\varepsilon = 0{,}546$ für SikaWrap 230C- und $k_\varepsilon = 0{,}348$ für Tenax UTS-Fasern ermittelt werden.

In Bild 5-17 ist nun bei der Berechnung des maximalen Umschnürungsdrucks der jeweilige Abminderungsfaktor k_ε beachtet. Das Abhängigkeitsverhältnis zwischen ε_{cc} und f_{lj}/f_c kann nun deutlich besser durch eine Regressionskurve beschrieben werden.

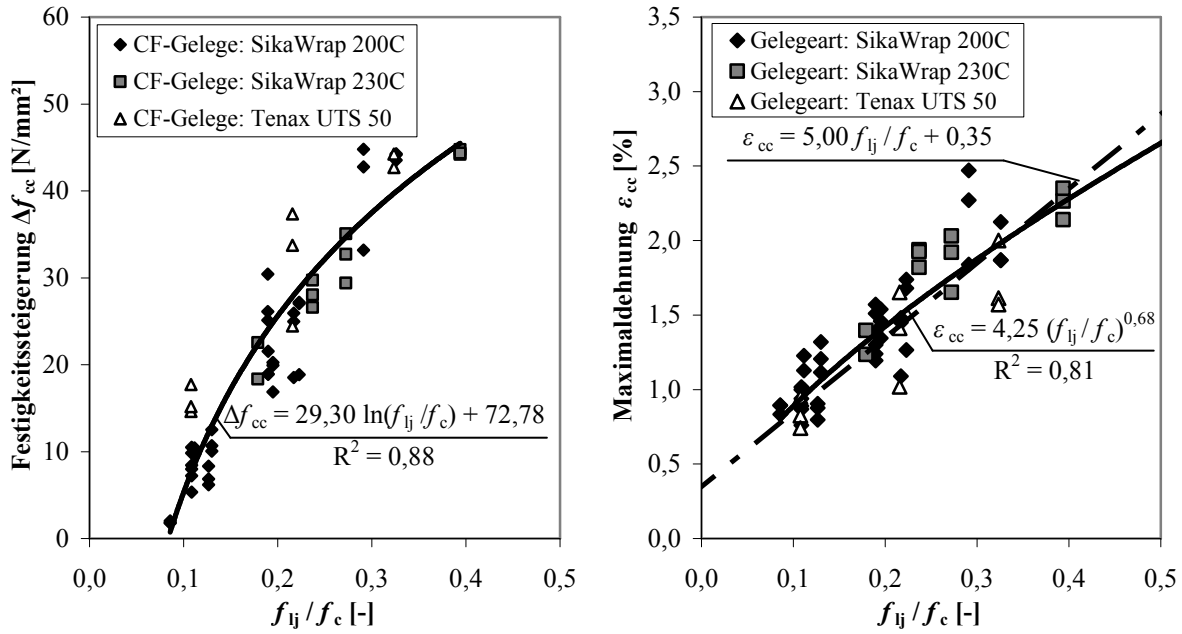


Bild 5-17 Tragfähigkeitssteigerung und zugehörige Dehnung als Funktionen des Verhältnisses f_{lj}/f_c ; k_ε beachtet (Einzelwerte aller unbewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper)

Es wird deutlich, dass zur Beschreibung der Festigkeitssteigerung und der Maximaldehnung verschiedene Regressionsgeraden gewählt werden sollten. Zur Beschreibung der Festigkeitssteigerung zeigte eine logarithmische Funktion ein sehr gutes Bestimmtheitsmaß. Gemäß dieser Regression gibt es einen bestimmten Schwellenwert, ab dem die verwendete CFK-Umschnürung ausreichend dimensioniert ist, um eine Festigkeitssteigerung zu bewirken. Umso höher der Umschnürungsdruck gegenüber der einaxialen Festigkeit wird, umso mehr schwächt sich die Wirkung auf die Festigkeitserhöhung ab. Die eigene Datenbasis reicht aber nicht aus, um zuverlässig Auskunft in Bereichen sehr geringer Verhältniswerte zu geben sowie eine zuverlässige Vorhersage für Umschnürungskonstellationen zu machen, in denen sich die Höhe des Umschnürungsdrucks der der einaxialen Betondruckfestigkeit nähert.

Zur Beschreibung der Abhängigkeit zwischen Maximaldehnung und dem Verhältnis zwischen f_{lj} und f_c ist im Bild 5-17 eine Exponentialgleichung aufgezeigt. Diese kann das Abhängigkeitsverhältnis mit hohem Bestimmtheitsmaß für die ermittelten eigenen Ergebnisse abbilden. Dennoch können aufgrund der beschränkten eigenen Datenbasis auch in diesem Fall nur Aussagen im Verhältnisbereich von 0,1 bis 0,5 gegeben werden. Überschreitet der maximale Umschnürungsdruck 50 % der einaxialen Betondruckfestigkeit, können keine zuverlässigen Aussagen getroffen werden. Somit sind auch keine Aussagen darüber möglich, ob auch eine lineare Funktion zur Beschreibung Verwendung finden kann. Im Bild ist ein entsprechender Vorschlag unterbreitet. Bei dieser linearen Funktion wurde als Schnittpunkt mit der y-Achse ein Wert von 0,35 gewählt. Dies entspricht der für Normalbeton typischen maximalen Dehnung von 3,5 ‰, wie z. B. im Eurocode 2 [1] angegeben. Dies ist deutlich

realistischer als die Ergebnisse der Potenzfunktion, bei der sich für $f_{lj} = 0$ eine unrealistische Dehnung von 0 % ergeben würde.

Es ist offensichtlich, dass die eigene Datenbasis weiter vergrößert werden muss, um in den von den Versuchen nicht abgedeckten Umschnürungskonstellationen zuverlässige Regressionen zu ermitteln und die Aussagen aus den eigenen Experimenten zu bestätigen. Aus diesem Grund werden im Kapitel 6.2 weitere Datenbasen und Erkenntnisse anderer Forschergruppen implementiert.

5.3 Auswertung der Versuche an bewehrten CFK-umschnürten Betondruckgliedern

Kapitel 5.1 beschreibt das Vorgehen bei der Auswertung der eigenen Versuche. Auch aus den Versuchen an dual umschnürten, mit CFK-Mantel und Querbewehrung ausgestatteten Druckgliedern wurden die wichtigsten Materialparameter wie Tragfähigkeit und Maximaldehnung abgelesen. Die wesentlichen untersuchten Materialparameter der dual umschnürten Druckglieder seien hier nochmals aufgeführt:

- Tragfähigkeit f_{cc},
- zugehörige Dehnung ε_{cc},
- zweite Anstiege E_2 in Querrichtung,
- zweite Querdehnzahl ν_2,
- Stahldehnungen ε_s der Längs- und Querbewehrung (falls DMS angeordnet waren).

Für die Auswertung wurden stets Einzelwerte aus den Tests verwendet.

Eine tabellarische Zusammenstellung der eruierten Ergebnisse kann dem Anhang L entnommen werden. Die gefundenen Ergebnisse wurden zur Analyse genutzt, um Zusammenhänge und Regressionen zu den Materialparametern der Umschnürung sowie des zu umschnürenden bewehrten Druckglieds in den nächsten Kapiteln zu erarbeiten.

Die dabei in den Diagrammen aufgezeigten Einzelwerte sind im Anhang L tabellarisch aufgeführt. Dies betrifft sowohl die aus den Versuchen eruierten Ergebnisse wie z. B. Festigkeitssteigerung und neue Maximaldehnung als auch Prüfkörperkennwerte wie z. B. Umschnürungssteifigkeit und Umschnürungsdruck der Umschnürungspartner.

5.3.1 Gegenüberstellung bewehrter und unbewehrter Prüfkörper mit CFK-Umschnürung

Die Literaturrecherche zeigte bereits, dass auch die innen liegende Querbewehrung das Tragverhalten von CFK-umschnürten Druckgliedern beeinflusst. Wie im Kapitel 2.2.3 beschrieben, bewirkt diese einen zusätzlichen Querdruck. Dieser ist aber, anders als bei CFK-Umschnürungen, ab dem Erreichen der Stahlstreckgrenze f_{wy} annähernd konstant. Im Bild 5-18 ist ein direkter Vergleich der Spannungs-Dehnungs-Kurven zwischen einem unbewehrten CFK-umschnürten Versuchskörper der Serie D30-CFK-2L-01 und einem in seinen Abmessungen und der gewählten CFK-Umschnürung identischen, aber wendelbewehrten Versuchskörper der Serie D30-W-CFK-2L-02

gezeigt. In Bild 5-18 wurden dabei Einzelkurven aus einem Versuch und nicht die Mittelwertkurven aus den Versuchsergebnissen der jeweils drei Prüfkörper der Serie genutzt. Gut zu erkennen ist, dass sowohl die Tragfähigkeit als auch die erreichte Maximaldehnung durch die innen liegende Bewehrung stark erhöht werden konnten. Dies entspricht den Erwartungen und den Intentionen der im Kapitel 3.3 beschriebenen Bemessungsansätze für bewehrten CFK-umschnürten Beton. Mit der Wendelbewehrung konnte hier die Maximaldehnung erhöht werden. Dies bestätigt den von EID und PAULTRE [41] sowie NIEDERMEIER [92] formulierten Ansatz, dass der gemeinsame maximale Umschnürungsdruck die Maximaldehnung beeinflusst. Im Bild 5-18 sind auch die mittels Stahl-DMS aufgezeichneten Dehnungsentwicklungen in der Längs- und Querbewehrung im Diagramm aufgetragen. Die Streckgrenzen der verwendeten Bewehrungselemente sind ebenfalls eingetragen. Der Vergleich zwischen der Dehnungsentwicklung in CFK-Umschnürung und Querbewehrung macht deutlich, dass im elastischen Materialbereich tatsächlich eine annähernde Übereinstimmung vorliegt. Mit einsetzender Wirkung der Umschnürung weichen die Dehnungsverläufe zwischen den Umschnürungspartnern aber stark voneinander ab. Dies bestätigt die Aussagen von NIEDERMEIER, dass es ein Druckgefälle zwischen dual umschnürtem Kernbeton und Betondeckung geben muss (vgl. Kapitel 3.3.4). Die vereinfachte Annahme, dass die Dehnungsentwicklungen der Umschnürungspartner annähernd gleich sind (vgl. z. B. EID und PAULTRE im Kapitel 3.3.3 sowie HU et al. [62] im Kapitel 3.3.2), ist nicht zutreffend. Die Dehnungen in der CFK-Umschnürung steigen deutlich schneller an als die der Querbewehrung. Für das im Kapitel 3.4.2 geschilderte Problem, dass die Querbewehrung bei starker Abminderung der Bruchdehnung der Kohlefasern nicht bis an die Fließgrenze ausgenutzt wird, sind die geschilderten Erkenntnisse weiter abträglich. Kann der CFK-Umschnürung nur eine Bruchdehnung von ca. 2 ‰ zugebilligt werden (wie im Beispiel im Kapitel 3.4.2 erläutert), dann würde sich zu diesem Zeitpunkt gemäß Bild 5-18 in der verwendeten Wendel eine vorhandene Dehnung von ca. 1,2 ‰ einstellen. Selbst bei Bewehrungsstählen mit niedriger Streckgrenze kann diese nicht mehr erreicht und das in Gl. 108 angenommene Versagensszenario nicht erfüllt werden.

Weiterhin wird offensichtlich, dass die Übergangszone zwischen erstem linearen Anstieg im elastischen Materialbereich sowie dem durch die CFK-Umschnürung bewirkten zweiten Anstieg E_2 deutlich vergrößert ist, wenn Querbewehrung und Längsbewehrung angeordnet sind. Es können nun drei Materialbereiche abgeschätzt werden, in denen die unterschiedlichen Bewehrungselemente wirken. Bis zum Erreichen der Streckgrenze der Längsbewehrung wirken sowohl die sich allmählich erhöhenden Querdrücke von Querbewehrung und CFK-Umschnürung sowie die Fläche der Längsbewehrung. Mit dem Erreichen von deren Streckgrenze steigt die durch die Längsbewehrung aufnehmbare Kraft nur noch geringfügig an. Signifikant wirken nun bis zum Erreichen der Streckgrenze der Wendelbewehrung nur noch die sich weiter erhöhenden Querdrücke von CFK-Umschnürung und Querbewehrung. Gut erkennbar ist, dass dieser Bereich auch annähernd linear verläuft.

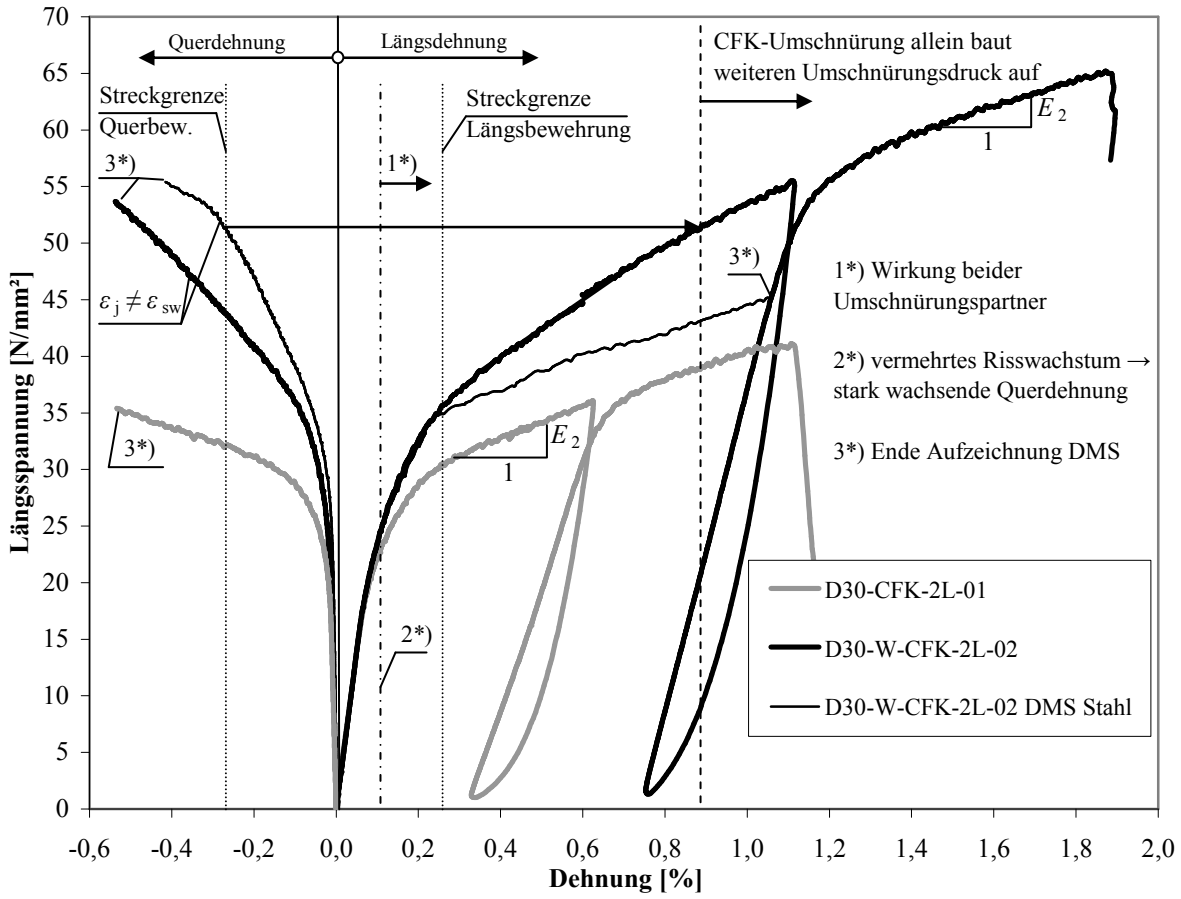


Bild 5-18 Beispielhafter Vergleich zwischen einem unbewehrtem sowie einem wendelbewehrten Betondruckglied mit identischer CFK-Umschnürung

Dies lässt sich mit dem in diesem Bereich linear elastischen Materialverhalten beider Umschnürungspartner erklären. Der Anstieg ist dabei deutlich steiler als das E_2, welches erreicht wird, wenn nur die CFK-Umschnürung allein wirkt. Mit dem Erreichen der Streckgrenze der Querbewehrung bewirkt die Wendelbewehrung nur noch einen annähernd konstanten Querdruck. Weitere Tragfähigkeitssteigerungen können nun nur noch durch die CFK-Umschnürung erzielt werden. Der sich einstellende Anstieg entspricht nun dem E_2, welches auch bei unbewehrtem CFK-umschnürten Beton registriert wurde. Wird ein direkter Vergleich zwischen Bild 5-18 und den theoretischen Spannungs-Dehnungs-Kurven aus Bild 3-23 (Kapitel 3.3.4) angestellt, wird ersichtlich, dass der Berechnungsansatz nach EID und PAULTRE das im Versuch erfasste Spannungs-Dehnungs-Verhalten am realistischsten modelliert.

Bild 5-19 zeigt zudem einen Vergleich zwischen einem bügel- und einem wendelbewehrten Druckglied mit identischen Abmessungen und CFK-Umschnürung. Die Übergangszone des wendelumschnürten Druckgliedes zwischen elastischem Anstieg und dem zweiten Anstieg E_2 ist größer als die des bügelbewehrten Prüfkörpers.

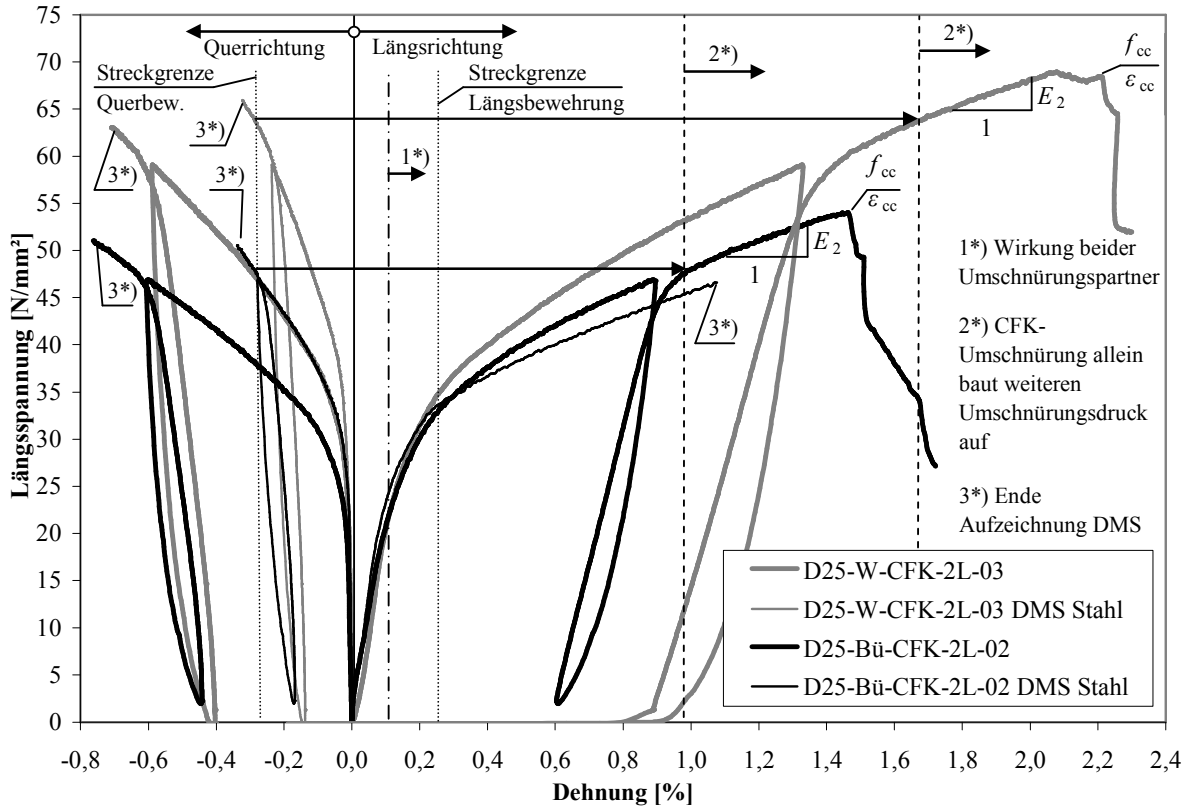


Bild 5-19 Beispielhafter Vergleich zwischen einem wendel- sowie einem bügelbewehrten Betondruckglied mit identischer CFK-Umschnürung

Da die Wendelbewehrung einen deutlich größeren Umschnürungsdruck bis zum Erreichen der Streckgrenze aufbauen kann, wird im Wirkungsbereich beider Umschnürungspartner eine deutlich höhere Spannung erzielt. Da die CFK-Umschnürung bei beiden Prüfkörpern identisch ist, stellt sich auch ein annähernd gleich großes E_2 nach dem Erreichen der Fließgrenzen der Querbewehrungselemente ein. Der deutlich höhere Umschnürungsdruck der Wendelbewehrung sorgt für eine gesteigerte Tragfähigkeit, die bei einer größeren Dehnung ε_{cc} erreicht wird. Auch für die im Bild 5-19 aufgezeigten Druckglieder gilt, dass die Dehnungsentwicklungen in CFK-Umschnürung und Querbewehrung mit Verlassen des elastischen Materialbereichs auseinanderdriften. Dies ist unabhängig von der Querbewehrungsart. Erneut steigen die Dehnungen im Querbewehrungsmaterial deutlich geringer als im CFK-Mantel.

Ein etwaiger Einfluss der vorhandenen Längsbewehrung auf die Effektivität der CFK-Umschnürung, wie von PELLEGRINO und MODENA sowie NIEDERMEIER angeregt, kann aus den mit Bild 5-18 und Bild 5-19 gewonnenen Spannungs-Dehnungs-Kurven noch nicht abgeleitet werden. Im Kapitel 5.3.3 erfolgt deshalb eine nähere Beleuchtung.

5.3.2 Einfluss einer Querbewehrung bestehend aus Bügeln oder Wendeln

Die Erläuterungen zu den Materialmodellen für dual umschnürten Beton (vgl. Kapitel 3.3) zeigten bereits, dass der Einfluss der Querbewehrung durch einfache Summation der Querdruckanteile beachtet werden kann. Dieser Ansatz soll deshalb auch verfolgt werden, um die in den Versuchen erzielten Ergebnisse für die maximale Festigkeit und die zugehörige Dehnung durch Regressionen zu beschreiben. Kapitel 5.2.3 zeigte Möglichkeiten auf, um die experimentellen Ergebnisse für f_{cc} und ε_{cc} für unbewehrten CFK-umschnürten Beton rechnerisch zu ermitteln. Hier wurde mit dem durch die CFK-Umschnürung maximal erzeugten Umschnürungsdruck gearbeitet. Eine Summation der Umschnürungsdruckanteile beider Umschnürungspartner ist mit der von PELLEGRINO und MODENA [97] vorgeschlagenen Gl. 69 möglich. Allerdings wurde das von den Forschern vorgeschlagene Verhältnis A_{cc}/A_c durch den von NIEDERMEIER [92] vorgeschlagenen Abminderungsfaktor zur Beachtung des Druckbogeneffekts sowie der unterschiedlichen Einflussflächen der Umschnürungspartner ersetzt (vgl. Kapitel 3.3.4; Gl. 108). Es ergeben sich folgende Gleichungen:

$$f_{l(j+w)} = \frac{1}{2}\rho_j \cdot E_j \cdot \varepsilon_{ju} + \frac{1}{2}\rho_w \cdot f_{wy} \cdot k_e \tag{120}$$

$$k_e = \left(\frac{D_c - s/2}{D} \right)^2 \tag{121}$$

Der von NIEDERMEIER weiterhin vorgeschlagene Ansatz, mit der Querdruckabminderung Δp (vgl. Kapitel 3.3.4) zu arbeiten, wird nicht verfolgt. Wie Bild 3-26 verdeutlicht, bleibt diese für gebräuchliche Verhältnisse c_v/D sehr gering. Andere Einflussfaktoren, wie der Effektivitätsfaktor k_ε der zur Umschnürung verwendeten Kohlefasergelege, verändern das Materialverhalten deutlich stärker.

Der Berechnungsaufwand von Δp steht hier in keinem Verhältnis zum Genauigkeitszugewinn in einem Bemessungsmodell. In Bild 5-20 ist dies nochmals verdeutlicht. Im Beispiel ist die Querdruckabminderung Δp für eine sehr starke Querbewehrung mit e = 2,25 mm (vgl. Gl. 106) bis zu einem Verhältnis c_v/D = 0,25 berechnet. Selbst für diese massive Querbewehrung beträgt Δp maximal 2,24 N/mm². Dagegen ist die mögliche Querdruckänderung aufgrund der schwankenden Effektivität der verwendeten Kohlefasern (vgl. Bild 5-15) deutlich stärker ausgeprägt. Werden die Erkenntnisse aus Bild 5-16 zugrunde gelegt, ergibt sich eine Spanne des möglichen Querdrucks zwischen 5,59 N/mm² und 10,35 N/mm² für den gewählten CFK-Mantel aus SikaWrap 200C-Kohlefasern.

Für die Beachtung der sich ausbildenden Druckbögen gibt es, wie im Kapitel 2.2.3 erwähnt, verschiedene Ansätze. Der Ansatz nach MANDER et al. [84] wird nicht verfolgt, weil dieser eine Unterscheidung in Bügel und Wendeln vornimmt. Diese kann geometrisch aber nicht erklärt werden (vgl. Gl. 23 und 24).

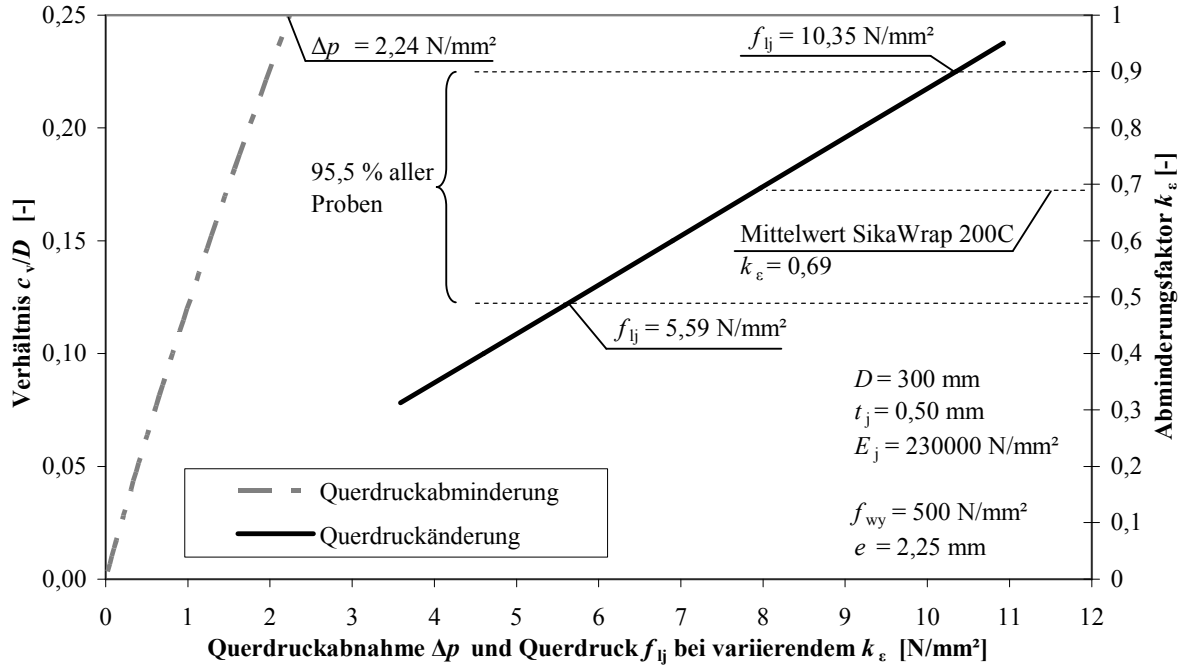


Bild 5-20 Vergleich zwischen der Entwicklung von Δp bei variierendem Verhältnis c_v/D und dem variierenden Querdruck der CFK-Umschnürung bei wechselndem k_ε

Die von NIEDERMEIER vorgeschlagene Lösung ermöglicht zudem die direkte Beachtung der Druckbögen und unterschiedlichen Einflusszonen der Umschnürungspartner. Die im Anhang L aufgeführte tabellarische Zusammenfassung der Ergebnisse enthält die zur Auswertung genutzten Werte k_e für die Abminderung des Umschnürungsdrucks der Querbewehrung sowie den errechneten Maximaldruck $f_{l(j+w)}$, den die verwendete Querbewehrung und die CFK-Umschnürung gemeinsam theoretisch ermöglichen konnten.

Da ein gemeinsamer Gesamtdruck ermittelt wird, sollte auch ein direkter Vergleich mit den Ergebnissen für unbewehrte CFK-umschnürte Druckglieder möglich sein. Bei fehlender Querbewehrung kann deren Anteil einfach zu Null gesetzt werden.

Aus diesem Grund sind in Bild 5-21 die Ergebnisse für f_{cc} und ε_{cc} sowohl von dual umschnürten als auch von nur CFK-umschnürten Prüfkörpern dem jeweiligen Verhältnis zwischen Gesamtumschnürungsdruck und einaxialer Druckfestigkeit gegenübergestellt. Zu beachten ist dabei, dass die durch die Längsbewehrung aufgenommenen Spannungsanteile herausgerechnet wurden. Man kann sehr gut erkennen, dass sich die Ergebnisse der dual umschnürten Prüfkörper gut über den errechneten Gesamtdruck in die Ergebniswolken der unbewehrten CFK-umschnürten Druckglieder integrieren. Die für die Regression zur Verfügung stehende Datenwolke kann vergrößert werden. Sowohl für f_{cc} als auch für ε_{cc} können gemeinsame Regressionen zur Vorhersage gefunden werden. Dabei lassen sich über den Abminderungsfaktor nach NIEDERMEIER [92] sowohl bügel- als auch wendelbewehrte dual umschnürte Prüfkörper integrieren.

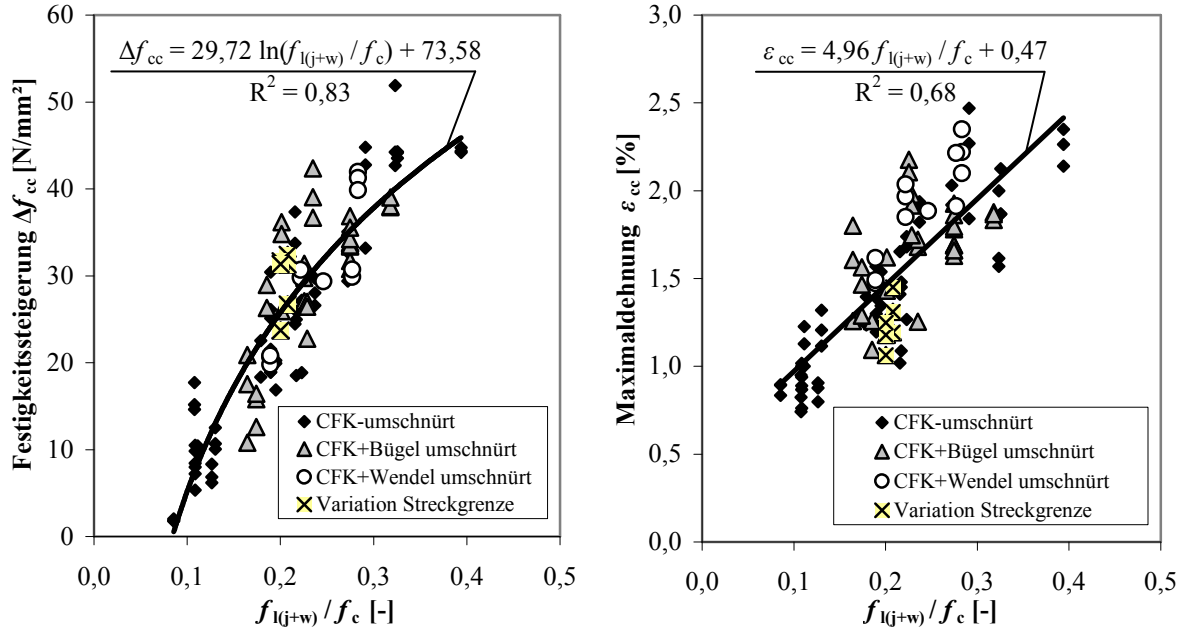


Bild 5-21 Verhältnis $f_{l(j+w)}/f_c$ gegenüber der Festigkeitssteigerung Δf_{cc} und der zugehörigen Dehnung ε_{cc}; k_ε beachtet (Einzelwerte aller un- und bewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper)

Der Einfluss der Querbewehrungselemente kann für die eigene Datenbasis gut erfasst werden. Über Gl. 120 werden alle Eigenschaften der Querbewehrung, auch die Streckgrenze, erfasst. Das wird anhand der im Bild 5-21 kenntlich gemachten Versuche (D20-Bü-CFK-2L-06 und 07) deutlich, bei denen gezielt die Streckgrenze der Querbewehrung variiert wurde. Zum Einsatz kamen Stähle mit höheren Streckgrenzen von 670 und 730 N/mm². Auch diese Versuche können über Gl. 120 sehr gut integriert werden. Die gefundenen Regressionen entsprechen annähernd den bereits im Kapitel 5.2.3 (vgl. Bild 5-17) gefundenen Kurven. Die Datenbasis kann für unbewehrte und dual umschnürte Druckglieder zusammengefasst werden.

Aber auch mit den zusammengefassten Datenwolken können noch keine zielsicheren Aussagen hinsichtlich sehr niedriger oder sehr hoher Umschnürungsdrücke gemacht werden. Hier ist eine Bestätigung der eigenen Datenbasis durch weitere Literaturdaten notwendig.

Die zuverlässige Ermittlung von f_{cc} und ε_{cc} genügt bereits, um das gesamte Materialverhalten von dual umschnürtem Beton abschätzen zu können. Da gemäß Bild 5-18 oder auch Bild 5-19 mit dem Erreichen der Streckgrenze der Querbewehrung diese keinen weiteren Umschnürungsdruckzuwachs realisieren kann, ist allein die CFK-Verstärkung für weitere Tragfähigkeitssteigerungen verantwortlich. Entsprechend stellt sich nun der auch von unbewehrten CFK-umschnürten Druckgliedern bekannte zweite Anstieg E_2 ein. Für diesen sollten wieder die in Bild 5-11 gefundenen Abhängigkeiten und Regressionen gelten. Für ein einfaches empirisches Modell kann nun die Übergangszone mit der von LAM und TENG [77] sowie NIEDERMEIER genutzten Gl. 50 modelliert werden.

Für ein komplizierteres Modell wie den im Kapitel 3.3.2 vorgestellten Ansatz von HU et al. [62] sind vor allem Aussagen zum Querdehnungs-Längsdehnungs-Verhalten notwendig. In dem Bereich, in dem beide Umschnürungspartner einen steigenden Umschnürungsdruck aufbauen können, sollte ebenfalls eine Summation der Umschnürungssteifigkeitsanteile der Partner möglich sein. In Bild 5-12 wurde gezeigt, dass die zweite Querdehnzahl bei unbewehrten CFK-umschnürten Druckgliedern über das Verhältnis zwischen Steifigkeit der Umschnürung und der einaxialen Betondruckfestigkeit beschrieben werden kann. Entsprechend sollte sich für dual umschnürten Beton eine Gesamtsteifigkeit der Umschnürungspartner (im elastischen Materialbereich des Stahls vor der Streckgrenze) finden lassen:

$$E_{\mathrm{l(j+w)}} = \frac{1}{2}\rho_{\mathrm{j}} \cdot E_{\mathrm{j}} + \frac{1}{2}\rho_{\mathrm{w}} \cdot E_{\mathrm{s}} \cdot k_{\mathrm{e}} \tag{122}$$

Gl. 122 lässt erkennen, dass erneut der Druckbogeneffekt sowie der Einfluss der von den Umschnürungspartnern umschnürten Querschnittsbereiche Beachtung finden. Auch in diesem Fall können die Datenbestände für unbewehrte CFK-umschnürte Betondruckglieder sowie für dual umschnürte Prüfkörper zusammengefasst werden. Die Gegenüberstellung der aus den Versuchen ermittelten zweiten Querdehnzahl gegenüber dem Verhältnis $E_{\mathrm{l(j+w)}}/f_{\mathrm{c}}$ ist in Bild 5-22 erläutert. Tatsächlich gelingt über die Bildung der Gesamtsteifigkeit die Ermittlung der zweiten Querdehnzahl. Es ist möglich, eine gemeinsame Regression zu finden. Die Datenbestände können in einen gemeinsamen Zusammenhang gebracht werden. Dies entspricht den Intensionen der Forschergruppe um HU [62], die über die Gl. 60 und 78 ebenfalls eine Summation der Steifigkeitsanteile durchführen und einen Zusammenhang zum Querdehnungs-Längsdehnungs-Verhalten herstellen.

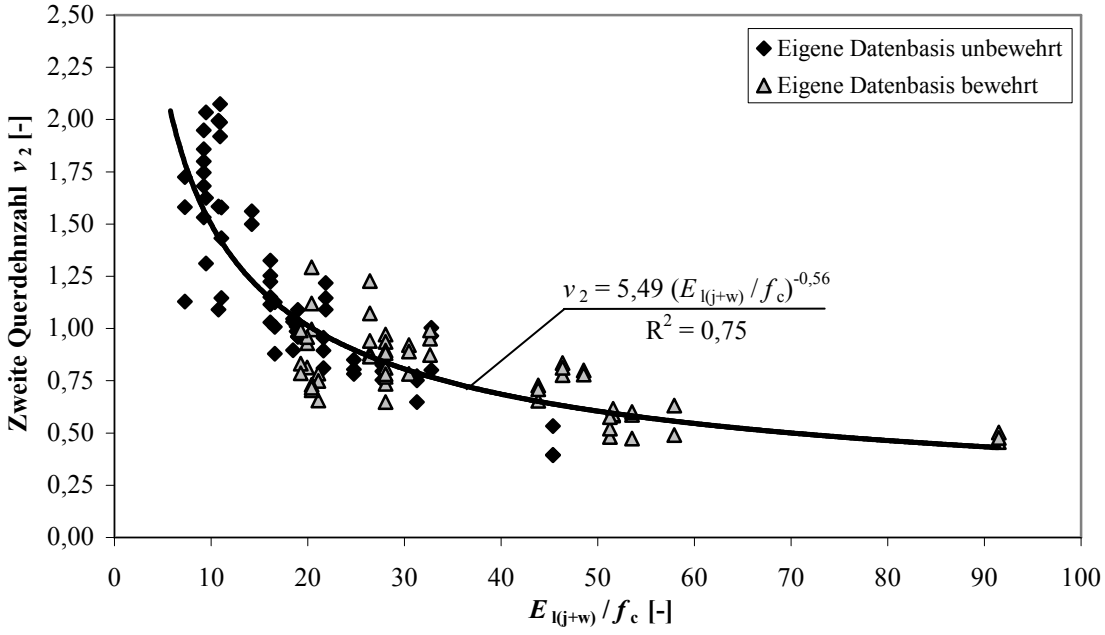


Bild 5-22 Verhältnis $E_{\mathrm{l(j+w)}}/f_{\mathrm{c}}$ gegenüber der zweiten Querdehnzahl (Einzelwerte aller unbewehrten und bewehrten Prüfkörper)

Gut erkennbar ist, dass sich die zweite Querdehnzahl erneut mit einer Potenzfunktion beschreiben lässt. Mit immer weiter steigender Umschnürungssteifigkeit nimmt das Absinken der zweiten Querdehnzahl kaum noch zu.

5.3.3 Einfluss der vorhandenen Längsbewehrung

In allen Versuchen mit bewehrten Druckgliedern war neben der Querbewehrung auch Längsbewehrung angeordnet. Gemäß Additionsansatz für gedrungene Druckglieder kann eine einfache Summation der Anteile mittels Additionsformel geschehen:

$$N_{\mathrm{R}} = A_{\mathrm{c}} \cdot f_{\mathrm{c}} + \rho_{\mathrm{l}} \cdot A_{\mathrm{c}} \cdot f_{\mathrm{y}} \tag{123}$$

Aus diesem Grund wurde bei den Auswertungen an dual umschnürten Prüfkörpern zur erreichten Tragfähigkeit f_{cc} auch der Spannungsanteil, welcher von der Längsbewehrung aufgenommen werden konnte, abgezogen, um allein die Wirkung der dualen Umschnürung herauszuarbeiten. Wichtiger als diese Tatsache ist aber, dass mehrere Forschergruppen, z. B. PELLEGRINO und MODENA [97] oder NIEDERMEIER [92], der vorhandenen Längsbewehrung eine effektivitätsmindernde Wirkung auf die CFK-Umschnürung unterstellen. Da die CFK-Umschnürung ein Abplatzen der Betondeckung verhindert und der Gesamtquerschnitt bis zum Faserbruch erhalten bleibt, wird auch das Ausknicken der Längsbewehrung ver- oder behindert. Wie im Kapitel 3.1 beschrieben, soll dies lokal (siehe Bild 3-2) zu einer noch höheren Querdruckbeanspruchung auf die CFK-Umschnürung führen und die Bruchdehnung der verwendeten Kohlefasern weiter mindern.

Während NIEDERMEIER diesen Effekt über ein stärker abgemindertes statisches k_{ε} beachtet, führen PELLEGRINO und MODENA den im Kapitel 3.1 beschriebenen Ansatz (vgl. Gl. 40) zur Berechnung von k_{ε} ein.

Da Forschergruppen wie z. B. KARABINIS und ROUSAKIS [67] im Gegensatz dazu keinen negativen Effekt der Längsbewehrung aus ihren Untersuchungen ableiten konnten, wurde in einer Prüfkörpergeometrie (Serie D20-Bü-CFK-2L-03) bei gleich bleibender CFK-Umschnürung und Querbewehrung nur der Gehalt an Längsbewehrungsstäben variiert. Zum Einsatz kamen 4, 6 und 8 Längsstäbe mit einem Durchmesser von 12 mm. Die entsprechenden repräsentativen Last-Verformungs-Kurven für diese Prüfkörper können Bild 5-23 entnommen werden.

Erwartungsgemäß können mit steigendem Längsbewehrungsgehalt höhere Tragfähigkeiten erzielt werden. In diesem Fall betragen diese ca. 7,5 N/mm², wenn Prüfkörper mit 4 und 8 Längsbewehrungsstäben miteinander verglichen werden. In allen Fällen wurde eine Maximaldehnung erzielt, die um einen Wert von ca. 1,78 % streut. Nach dem Ansatz von PELLEGRINO und MODENA hätten sich hier signifikante Unterschiede ergeben müssen, da durch die steigende Anzahl der Längsbewehrungselemente die Bruchdehnung der CFK-Verstärkung und somit auch die maximale Längsdehnung hätten absinken müssen.

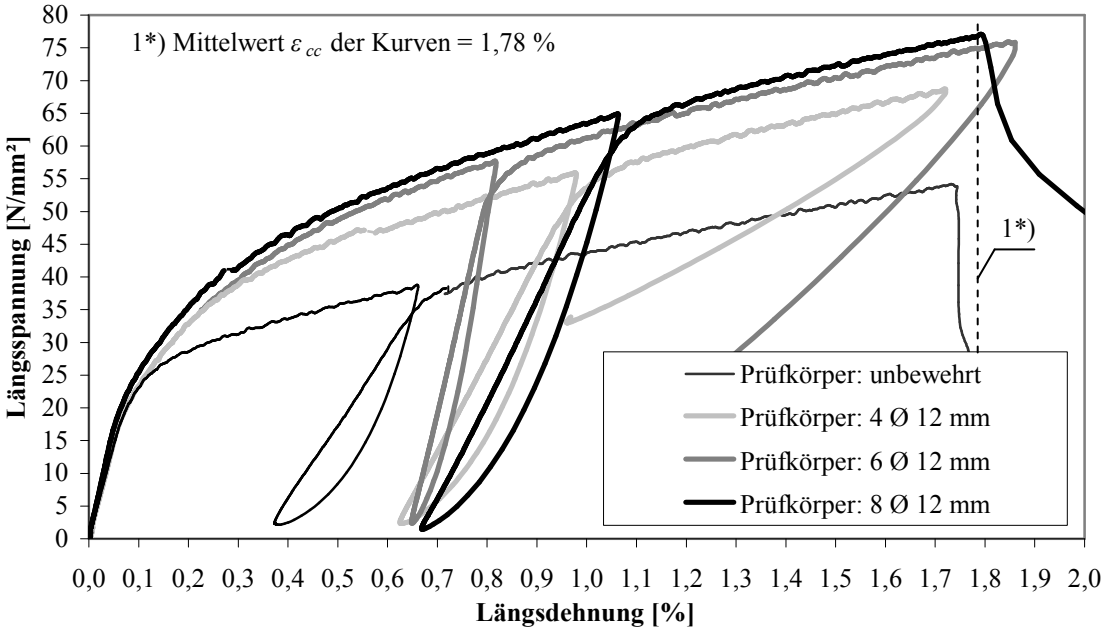


Bild 5-23 Einfluss der Längsbewehrung: Spannungs-Dehnungs-Kurven bei variierenden Längsbewehrungsgehalten

Da in Serie D20-Bü-CFK-2L-03 ein Umschnürungsgrad ρ_j von 0,5 % erreicht wurde, kann der Abminderungsfaktor k_ε nach PELLEGRINO und MODENA für die jeweilige Längsbewehrung direkt aus Bild 3-1 abgelesen werden. Für Prüfkörper mit vier Längsbewehrungsstäben ($\rho_l = 1{,}44$ %) beträgt k_ε demnach 0,37. Für sechs Bewehrungsstäbe ($\rho_l = 2{,}16$ %) ergibt sich k_ε zu 0,28 und für acht Bewehrungsstäbe ($\rho_l = 2{,}88$%) zu 0,22. Dies bedeutet eine Abminderung der Bruchdehnung der CFK-Umschnürung um 40 % zwischen Körpern mit vier und acht Längsbewehrungsstäben. Die Spannungs-Dehnungs-Kurven in Bild 5-23 zeigen aber keine Anzeichen für ein Absinken von ε_{cc}, welches sich unter einer derart starken Verringerung von ε_{ju} hätte einstellen müssen. Die maximale Längsdehnung bewegt sich lediglich im normalen Streubereich. Ein steigender negativer Einfluss ist aus der Variation der Längsbewehrung nicht erkennbar.

Auch der Vergleich zu einem Prüfkörper ohne Bewehrungselemente aber identischem CFK-Mantel zeigt keine Unterschiede in der erreichten Bruchdehnung auf. Im Fall der untersuchten bewehrten Prüfkörper wurde eine sehr geringe Querbewehrung ausgebildet (vgl. Tabelle 4-7). Gegenüber der CFK-Verstärkung, die in diesem Fall ca. 7 N/mm² Umschnürungsdruck bewirkte, konnte die Querbewehrung nur einen sehr geringen Umschnürungsdruck von ca. 0,60 N/mm² erzeugen. Somit blieb auch der Einfluss der Querbewehrung auf die maximale Längsdehnung sehr gering. Die Ergebnisse für ε_{cc} zwischen dem unbewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper und den dual umschnürten Druckgliedern mit variierten Längsbewehrungselementen sind deshalb direkt vergleichbar. Durch den von NIEDERMEIER vorgeschlagenen statischen Abminderungswert k_ε hätten sich bei den bewehrten Druckgliedern niedrigere Maximaldehnungen gegenüber den unbewehrten Prüfkörpern ergeben müssen. Gemäß Kapitel 3.1 empfiehlt NIEDERMEIER für unbewehrte Druckglieder ein k_ε von 0,66 und

für Druckglieder mit Längsbewehrung ein k_ε von 0,5. Es ergibt sich eine Abminderung von unbewehrt zu längsbewehrt von ca. 24 %. Auch dies hätte sich in den erreichbaren Maximaldehnungen widerspiegeln müssen. Die Maximaldehnungen aller Prüfkörper waren aber auf annähernd gleichem Niveau.

Dass die vorhandene Längsbewehrung bei nichtvorhandener CFK-Umschnürung tatsächlich ausknicken konnte, zeigt Bild 5-24.

Bild 5-24 Ausgeknickte Längsbewehrung Ø 12 mm an druckgeprüftem Referenzkörper für die Serie D20-Bü-CFK-2L-03

In diesem Beispiel ist die ausgeknickte Längsbewehrung an einem der zusätzlich hergestellten Referenzkörper nach dem Druckversuch zu sehen. Die für die Versuche in Serie D20-Bü-CFK-2L-03 gewählte Querbewehrung konnte ein Ausknicken der Längsbewehrung nicht wirkungsvoll behindern. Das Szenario einer ausknickenden und somit negativ auf die CFK-Verstärkung wirkenden Längsbewehrung war also tatsächlich gegeben.

Somit widersprechen die eigenen Ergebnisse dem von verschiedenen Forschern postulierten Grundsatz, dass die Längsbewehrung die Effektivität der CFK-Verstärkung weiter mindert. Vielmehr scheint die sich zwischen Längsbewehrungsstab und CFK-Umschnürung befindende Betondeckung in der Lage zu sein, die durch die ausknickende Längsbewehrung erzeugten Querdruckspannungen über ihre Oberfläche gleichmäßig auf die CFK-Verstärkung zu verteilen. Die von PELLEGRINO und MODENA im Bild 3-2 angeführten Spannungsspitzen können verhindert werden. Es genügt, den auch für unbewehrte CFK-umschnürte Druckglieder (vgl. Kapitel 5.2.3) gewählten Abminderungsfaktor k_ε zu nutzen.

5.3.4 Einfluss der Prüfkörperhöhe

Im Kapitel 5.2.1 wurde bereits auf den Einfluss einer variierenden Querschnittsfläche eingegangen. Es ließ sich zeigen, dass der Durchmesser eines Druckgliedes zuverlässig über den Umschnürungsgrad ρ_j (vgl. Gl. 31) erfasst werden kann.

Die Literaturrecherche zeigte aber auch, dass Forschergruppen darüber hinaus am Einfluss der Höhe der Prüfkörpergeometrien arbeiten. Dabei steht weniger die Schlankheit des Druckgliedes als vielmehr die Dehnungsverteilung innerhalb der CFK-Umschnürung über die Prüfkörperhöhe im Fokus. Besonders die Forschergruppe um BISBY und STRATFORD [29] (vgl. Kapitel 2.3.3) zeigte durch Experimente, dass diese über die Höhe des Druckgliedes gesehen zum Teil stark differieren kann. Dies wäre für die Versuchsdurchführung kritisch. In den meisten Laborversuchen (vgl. Kapitel 2.3.4) wurde ein Verhältnis zwischen Höhe und Durchmesser von 2 gewählt und die Querdehnung oder Dehnung im CFK-Material mittels DMS in Druckgliedmitte gemessen. Sollte es tatsächlich zu sehr unterschiedlichen Dehnungsverteilungen über die Prüfkörperhöhe kommen, genügt eine mittige Dehnungsmessung nicht mehr, um das Querdehnungsverhalten repräsentativ zu bestimmen.

Ein weiteres Problem ist der in [117] beschriebene Fakt, dass sich durch steigende Verhältnisse *h*/*D* die gemessenen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen von Druckgliedern nach dem Erreichen der maximalen Tragfähigkeit verändern. Das in Bild 5-25 gezeigte Beispiel verdeutlicht, dass das Nachbruchverhalten mit steigenden *h*/*D*-Verhältnissen immer spröder erscheint. Dies ist aber der elastischen Rückfederung des Betons geschuldet, der sich nicht in der Bruchprozesszone befindet. Dies verzerrt die gemessenen Längsdehnungen und statt des Querschnitttragverhaltens wird das Bauteilverhalten des gesamten Druckgliedes gemessen und beobachtet.

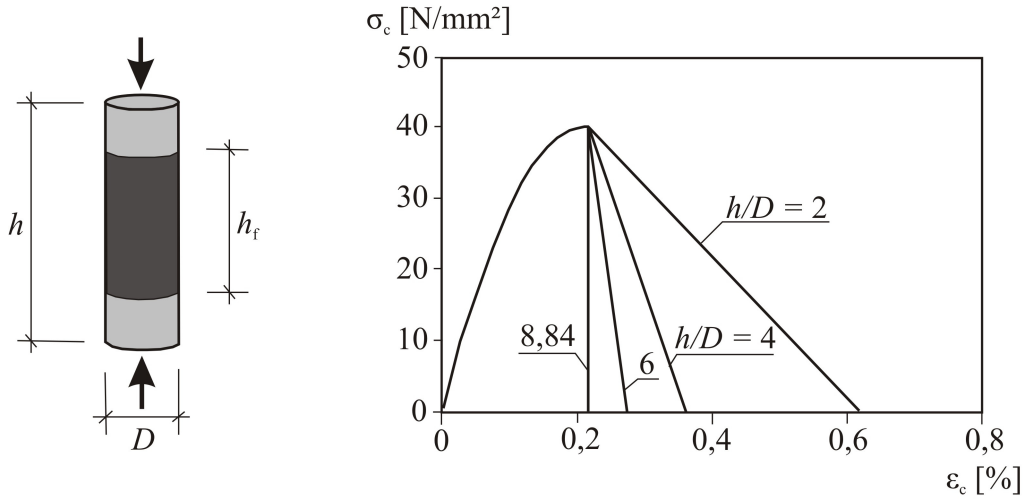


Bild 5-25 Einfluss der Prüfkörperhöhe auf das Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Betondruckgliedern nach [117]

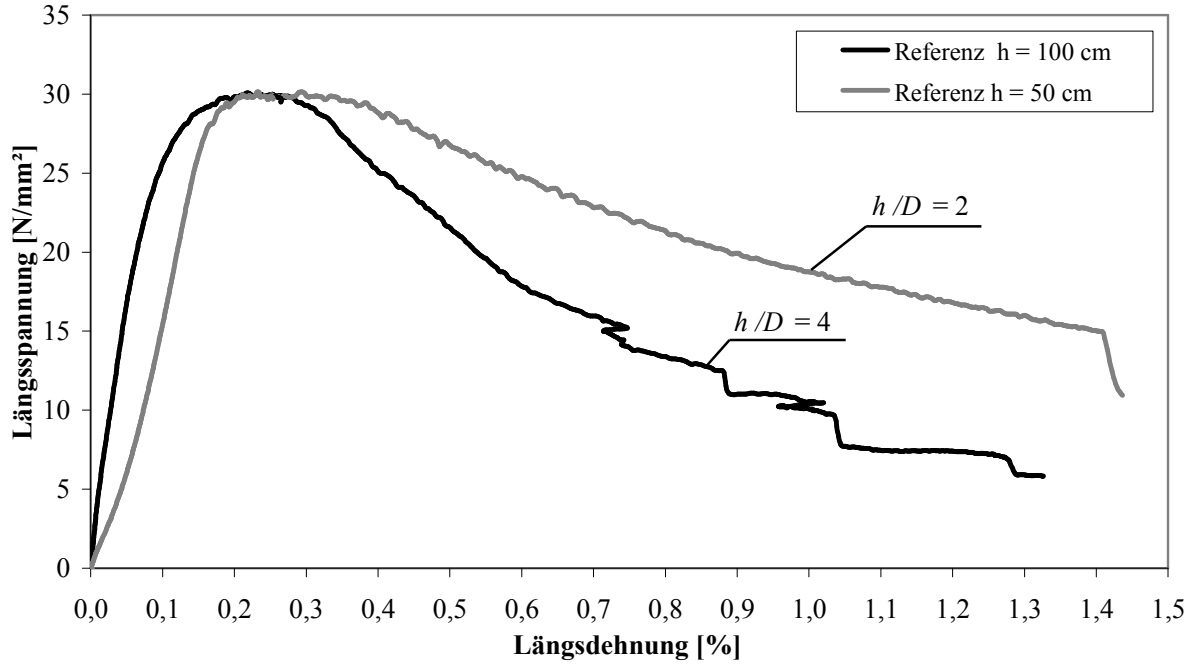


Bild 5-26 Spannungs-Dehnungs-Beziehungen von bewehrten Referenzdruckgliedern ohne CFK-Umschnürung (für Serien D25-Bü-CFK-2L-01 und 02) mit unterschiedlichem Verhältnis h/D

Dieses Phänomen wurde genutzt, um die von BISBY und STRATFORD [29] gefundenen Ergebnisse zu überprüfen. Im Versuchsprogramm wurde hierfür eine Serie mit 1 m hohen Druckgliedern erstellt (Serie: D25-Bü-CFK-2L-02). Diese Körper wiesen ein Verhältnis h/D von 4 auf. Alle Körper waren bewehrt. Die genauen Detailangaben können Tabelle 4-7 entnommen werden. Es war ein direkter Vergleich zu Prüfkörpern mit einem h/D von 2 (Serie: D25-Bü-CFK-2L-01) möglich. Für diese Serien wurden jeweils drei Referenzkörper in den Serien D25-Bü-01 und D25-Bü-02 (vgl. Anhang J) ohne CFK-Verstärkungen hergestellt und geprüft. Entsprechende Spannungs-Dehnungs-Beziehungen (Einzelkurven jeweils eines Referenzkörpers) sind in Bild 5-26 gezeigt. Deutlich ist die steiler abfallende Kurve des 100 cm großen Prüfkörpers mit $h/D = 4$ zu erkennen. Es kam zu elastischen Rückfederungen des nicht geschädigten Betons, während die Druckglieder mit dem gebräuchlichen Verhältnis h/D von 2 deutlich weicher abfallende Nachbruchkurven aufwiesen.

Die entsprechenden Bruchprozesszonen sind in Bild 5-27 zu sehen. Während für Prüfkörper mit 50 cm Höhe (linke Seite) die Bruchprozesszone tatsächlich über die gesamte Prüfkörperhöhe reichte, betrug diese bei 100 cm Höhe nur ca. 50 cm, wie im rechten Bild dokumentiert. Somit traf für die nicht CFK-umschnürten Druckglieder das in Bild 5-25 angenommene Bauteilverhalten ein.

Bild 5-27 Beispielbilder der nach Druckversuch ausgebildeten Bruchprozesszonen von Referenzprüfkörpern mit h/D=2 (Serie D25-Bü-01) und h/D=4 (Serie D25-Bü-02)

Falls sich in CFK-umschnürten Druckgliedern tatsächlich sehr unterschiedliche Querdehnungszustände einstellen (vgl. Bild 2-22) sollten, müsste dies auch dazu führen, dass sich unterschiedliche Schädigungsstufen des Querschnitts über die Prüfkörperhöhe einstellen. Bild 2-22 zeigt deutlich, dass es in den von BISBY und STRATFORD observierten CFK-umschnürten Druckgliedern Bereiche über die Bauteilhöhe gab, in denen teilweise sehr geringe Dehnungszustände in der Umschnürung herrschten, während in anderen Bereichen bereits die Bruchdehnung erreicht wurde. Dies sollte in Bereichen geringer Schädigung elastische Rückfederungen ermöglichen und so zu signifikanten Unterschieden zwischen den zweiten Anstiegen E_2 der Prüfkörper mit h/D gleich zwei und vier führen.

In Bild 5-28 sind repräsentative Spannungs-Dehnungs-Kurven der mit CFK-Gelegen umschnürten Druckglieder der Serien D25-Bü-CFK-2L-01 (Prüfkörper 02) und D25-Bü-CFK-2L-02 (Prüfkörper 01) gezeigt. Gut zu erkennen ist, dass die Kurven trotz veränderter Bauteilhöhen annähernd identisch verlaufen. Die erreichten zweiten Anstiege $E_{2,q}$ unterscheiden sich kaum. Dies gilt auch für die erreichten Maximalfestigkeiten f_{cc} und zugehörigen Dehnungen ε_{cc}. Durch elastische Rückverformung bedingte Änderungen im Kurvenverlauf traten nicht auf.

Somit sollte auch die Querdehnungsverteilung in der CFK-Verstärkung über die gesamte Bauteilhöhe annähernd identisch sein. Die von BISBY und STRATFORD observierten starken Änderungen der Querdehnungen über die gesamte Prüfkörperhöhe (Einspannungen an Stützenkopf und -fuß durch Druckplatten der Druckprüfmaschine ausgeklammert) traten in den eigenen Versuchen nicht auf.

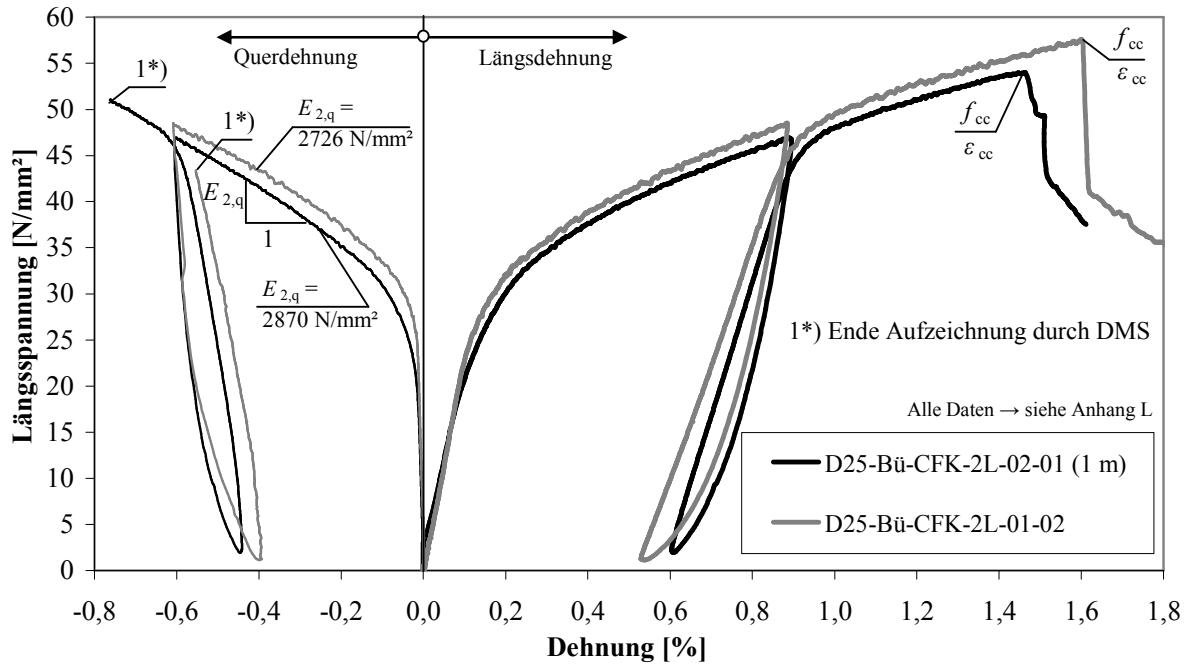


Bild 5-28 Spannungs-Dehnungs-Beziehungen von CFK-umschnürten bewehrten Druckgliedern (Serien: D25-Bü-CFK-2L-01 und 02) mit unterschiedlichem Verhältnis h/D

Dafür spricht auch die Zusammenstellung aller in drei DMS-Ebenen gemessenen CFK-Dehnungen auf Prüfkörper D25-Bü-CFK-2L-02-03, die in Bild 5-29 erläutert ist. Klar erkennbar ist, dass alle auf der CFK-Umschnürung aufgebrachten Quer-DMS identische Querdehnungsverläufe über den Druckversuch aufzeichneten, unabhängig von ihrer Lage über die Höhe des Druckgliedes. Dies hätte bei unterschiedlicher Querdehnungsverteilung und damit verbundener unterschiedlicher Querschnittsschädigung nicht eintreten dürfen. Somit ist es durchaus möglich, mit allein in der Stützenhöhenmitte angeordneten DMS realistisch auf das Dehnungsverhalten der CFK-Umschnürung zu schließen. Kritisch muss aber bemerkt werden, dass die in den eigenen Experimenten genutzten DMS nicht über die gesamte Länge der Belastungstests Daten aufzeichnen konnten. Dennoch wurde bereits mittels Bild 5-1 gezeigt, dass sich auch in Querrichtung ein annähernd linearer Anstieg $E_{2,q}$ bis zum Versagen ausbildet. Wenn man die in Bild 5-29 gezeigten Spannungs-Dehnungs-Kurven in Querrichtung entsprechend linear extrapoliert, wie im Bild angedeutet, lässt sich nachweisen, dass selbst zum Zeitpunkt des Faserbruchs die Unterschiede in der Querdehnungsverteilung gering und deutlich unter den in Bild 2-22 suggerierten Abweichungen bleiben. Absolute Gewissheit kann aber nur mit weiteren Tests und entsprechend leistungsfähiger Messtechnik erlangt werden.

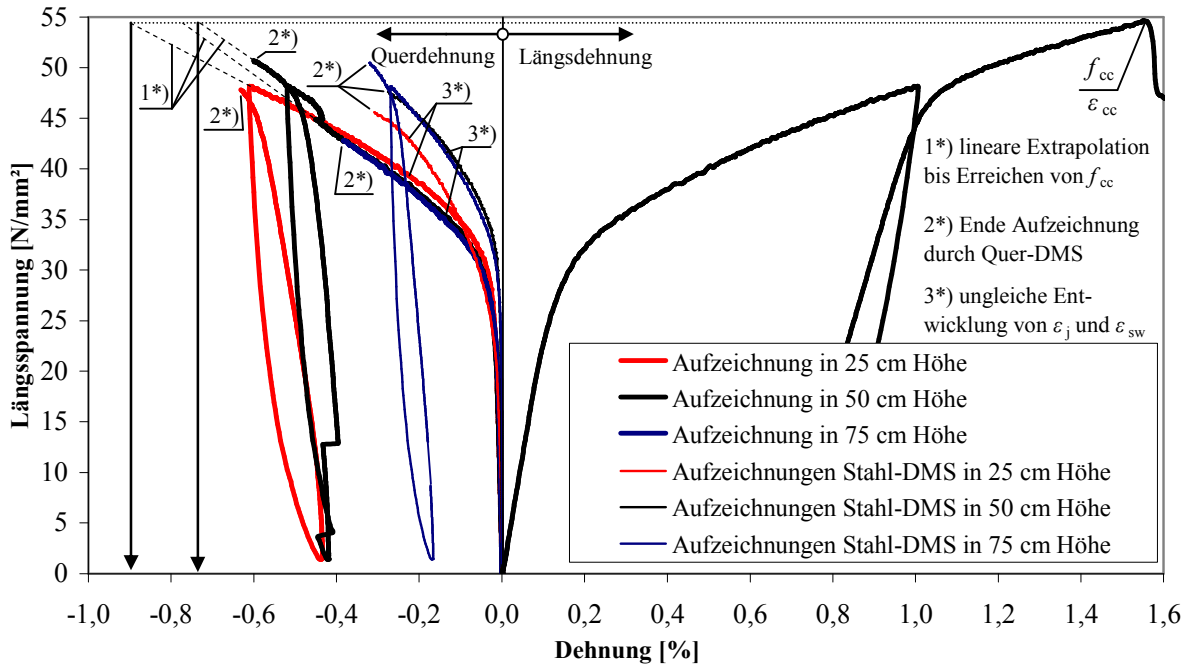


Bild 5-29 *Spannungs-Dehnungs-Beziehungen eines CFK-umschnürten bewehrten Druckgliedes (Körper D25-Bü-CFK-2L-02-3) aufgezeichnet mit DMS in mehreren Ebenen bei 25, 50 und 75 cm Höhe*

Dennoch ließen sich die von BISBY und STRATFORD gefundenen Ergebnisse mit den eigenen Versuchen nicht bestätigen. Typische Versagensbilder sind in Bild 5-30 dargestellt.

Bild 5-30 *Versagensbilder von 50 cm hohem CFK-umschnürtem bewehrtem Prüfkörper (D25-Bü-CFK-2L-01) und 100 cm hohem Prüfkörper (D25-Bü-CFK-2L-02)*

Da bei den in diesem Kapitel beschriebenen Prüfkörpern stets Quer- und Längsbewehrung angeordnet waren, konnte zusätzlich durch Stahl-DMS auf das Verhalten der Querbewehrung geschlossen werden. Wie in Bild 5-29 zu erkennen, wichen auch bei diesen Versuchen die aufgezeichneten Dehnungen der Stahl-DMS von den Querdehnungsverläufen der CFK-Verstärkung ab.

Die Dehnungsverteilung über den Querschnitt ist verschieden und muss beachtet werden. Darüber hinaus ist aber auch bei den von den Stahl-DMS aufgezeichneten Dehnungsverläufen erkennbar, dass diese unabhängig vom observierten Bügel in 25, 50 und 75 cm Höhe vergleichbare Dehnungsentwicklungen aufzeichneten. Dies gilt auch für die auf der Längsbewehrung applizierten Stahl-DMS. Dies steht in starkem Kontrast zu den in Bild 5-31 dargestellten Längsspannungs-Querdehnungs-Kurven, die aus den in Bild 2-22 angegebenen Dehnungsverläufen entwickelt wurden. Die Ergebnisse von BISBY und STRATFORD [29] sind hier als Spannungs-Dehnungs-Kurven in 150, 300, 450 und 500 mm Höhe dargestellt. Deutlicher als in Bild 2-22 fallen nun die starken Unterschiede in der Dehnungsentwicklung der CFK-Umschnürung zwischen dem unteren und dem oberen Teil der Stütze auf. Beispielhaft ist dies im Bild für eine Längsspannung σ_c von 34,4 N/mm² gezeigt. Zu diesem Zeitpunkt soll es zwischen 300 und 500 mm Höhe zu Dehnungsunterschieden von ca. 0,64 % gekommen sein. Derartige Unterschiede konnten während der eigenen Untersuchungen nicht festgestellt werden. Insgesamt kann ein Einfluss der Prüfkörperhöhe bei gedrungenen CFK-umschnürten Prüfkörpern unbeachtet bleiben. DMS, Möglichkeit und Sicherheit zur Aufzeichnung bis zum Versagenszustand vorausgesetzt, genügen, um die Querdehnungszustände der CFK-Umschnürung zielsicher zu erfassen.

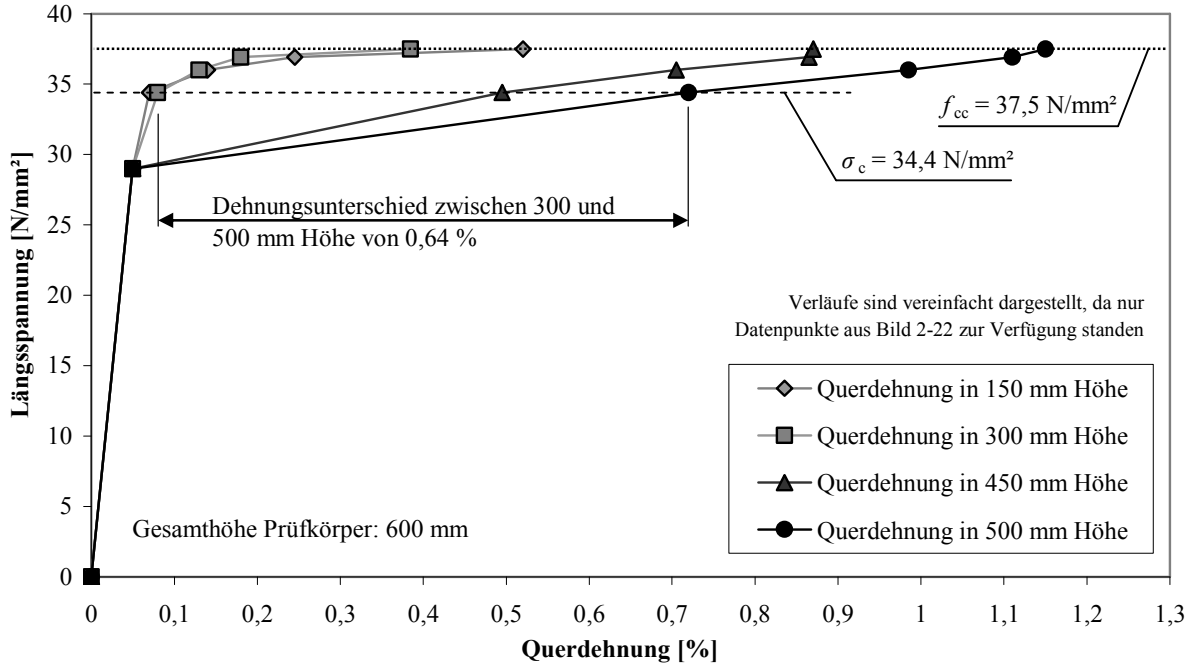


Bild 5-31 Darstellung der Ergebnisse nach BISBY und STRATFORD [29] aus Bild 2-22 als Längsspannungs-Querdehnungs-Beziehungen in 150, 300, 450 und 500 mm Höhe

Die Ergebnisse der bewehrten Prüfkörper mit 1 m Höhe konnten problemlos zur Auswertung des Einflusses von Querbewehrungselementen (vgl. Kapitel 5.3.2) auf das Tragverhalten von dual umschnürten Druckgliedern mit herangezogen werden. Für die Regressionsanalysen in Bild 5-21 und Bild 5-22 sind die Ergebnisse der Serie D25-Bü-CFK-2L-02 mit integriert.

5.4 Zusammenfassung der aus eigenen Versuchen ermittelten Ergebnisse

Erklärtes Ziel dieser Dissertation ist es, bestehende Wissenslücken im Bereich der CFK-Umschnürung von Betonbauteilen zu schließen und Werkzeuge zur Bemessung zu bieten. Die aus dem eigenen Versuchsprogramm gefundenen Ergebnisse konnten grundsätzlich zu den im Kapitel 3.5 formulierten offenen Fragestellungen Antworten finden.

Hinsichtlich möglicher Maßstabseffekte, die in der Literatur intensiv diskutiert wurden, kann bezüglich des Einflusses des Querschnitts festgestellt werden, dass der Durchmesser einer Stütze sehr gut über den Umschnürungsgrad eingebunden und genügend beachtet werden kann. Über die Stützenhöhe sorgt die CFK-Umschnürung, laut den eigenen Erfahrungen, dafür, dass sich eine gleichmäßige Querdruckverteilung innerhalb des CFK-umschnürten Querschnitts über die gesamte Druckgliedhöhe entwickelt. Somit genügen punktuell angebrachte DMS zur Observation der Dehnungen innerhalb der CFK-Umschnürung.

Die einaxiale Druckfestigkeit des zu umschnürenden Betons hat entscheidenden Einfluss auf das Tragverhalten. Eine Beachtung kann über Verhältnisbildung zur Steifigkeit der CFK-Umschnürung oder dem aufgebrachten Maximaldruck geschehen. Zur Abschätzung des zweiten Anstiegs E_2, der zweiten Querdehnzahl ν_2 sowie der maximal erreichbaren Festigkeit f_{cc} mit zugehöriger Dehnung ε_{cc} (Materialkennwerte CFK-umschnürten Betons siehe auch Bild 3-5) ließen sich folgende empirische Gleichungen finden:

$$E_2 = 64{,}25 \cdot \frac{E_{jl}}{f_c} + 600 \tag{124}$$

$$E_{2,q} = 124 \cdot \frac{E_{jl}}{f_c} - 410 \tag{125}$$

$$\nu_2 = 7{,}6 \cdot \left(\frac{E_{jl}}{f_c} \right)^{-0{,}68} \tag{126}$$

$$f_{cc} = 29{,}3 \cdot \ln\left(\frac{f_{lj}}{f_c} \right) + 73 \tag{127}$$

$$\varepsilon_{cc} = 4{,}25 \cdot \left(\frac{f_{lj}}{f_c} \right)^{0{,}68} \tag{128}$$

Die Umschnürungssteifigkeit E_{jl} und f_{lj} können dabei mittels der Gl. 63 und 32 berechnet werden. Als einaxiale Betondruckfestigkeit f_c wurde die einaxiale Zylinderdruckfestigkeit $f_{c,cyl}$ festgelegt, die für alle Prüfserien ermittelt wurde. Die jeweiligen Ergebnisse lassen sich Anhang I entnehmen.

Die aufgeführten Gleichungen genügen, um das Materialverhalten CFK-umschnürten unbewehrten Betons vollständig zu beschreiben. Bei innen liegender Querbewehrung, bestehend aus Bügeln oder Wendeln, kann eine Summation der von beiden Umschnürungspartnern bereitgestellten Umschnürungsdrücke erfolgen, um f_{cc} und ε_{cc} zu berechnen. Dabei kann der Druckbogeneffekt zwischen den Querbewehrungselementen sowie die unterschiedlichen Einflusszonen der Umschnürungspartner mittels des Abminderungsfaktors nach NIEDERMEIER [92] (vgl. Gl. 121) zuverlässig beachtet werden. Unter der Annahme, dass die Querbewehrung mit Erreichen der Streckgrenze einen konstanten Umschnürungsdruck ausübt, konnten allgemeine Regressionen gefunden werden:

$$f_{cc} = 29{,}7 \cdot \ln\left(\frac{f_{l(j+w)}}{f_c} \right) + 73 \tag{129}$$

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c2} \cdot 2{,}35 + 0{,}05 \cdot \frac{f_{l(j+w)}}{f_c} \tag{130}$$

Die Ermittlung des Gesamtumschnürungsdrucks erfolgt dabei mittels Gl. 120.

Anders als in der deutschen Richtlinie vom DAfStb [5] umgesetzt, bewirkt eine vorhandene Querbewehrung durchaus höhere Längsdehnungen, als sie bei einem unbewehrten CFK-umschnürten Druckglied möglich wären. Die Umschnürungswirkung der Querbewehrung nur auf die Tragfähigkeit anzuwenden beschreibt das Materialverhalten des Druckgliedes nicht ausreichend.

Zur Beschreibung des vollständigen Tragverhaltens von dual umschnürtem Beton kann auf die in Bild 5-18 gefundenen Erkenntnisse zurückgegriffen werden. Für den Belastungsbereich, in dem sich beide Umschnürungssysteme im elastischen Materialbereich befinden, kann die zweite Querdehnzahl über folgende Gleichung bestimmt werden:

$$v_2 = 5{,}5 \cdot \left(\frac{E_{l(j+w)}}{f_c} \right)^{-0{,}56} \tag{131}$$

Die von vielen Forschergruppen untersuchte Effektivität der CFK-Umschnürung (vgl. Kapitel 3.1) wurde auch im hier beschriebenen Versuchsprogramm eingehend untersucht. Es ließ sich zeigen, dass je nach eingesetztem Kohlefasertyp

unterschiedliche Effektivitätsfaktoren k_ε genutzt werden sollten, um die vom Hersteller angegebene Bruchdehnung der Fasern abzumindern. Ein pauschaler Wert, der alle Kohlefasertypen zuverlässig abmindern soll, ist nicht zu empfehlen. Dieser Wert ist typenabhängig.

Der in diesem Zusammenhang oft berichtete zusätzliche negative Einfluss der Längsbewehrung, die durch Ausknicken weitere lokale Querdruckspitzen an der CFK-Umschnürung provozieren soll, konnte durch die eigenen Versuche nicht bestätigt werden. Die Längsbewehrung bleibt ohne Einfluss auf die Effektivität der CFK-Umschnürung.

Die Dehnungsentwicklungen innerhalb der äußeren CFK-Umschnürung und der innen liegenden Querbewehrung verlaufen nicht identisch. Wird der Übergangsbereich zum zweiten Anstieg erreicht, weichen die Spannungs-Querdehnungs-Kurven der Umschnürungspartner immer stärker voneinander ab. Alle eigenen Versuche, bei denen die Stahldehnungen mit DMS aufgezeichnet werden konnten, zeigten deutlich, dass die Dehnungen im CFK-Mantel deutlich schneller ansteigen.

Die eigene Datenbasis blieb trotz des weit angelegten Forschungsprogramms zu klein, um alle denkbaren Umschnürungskonstellationen, Umschnürungsmaterialien oder Betonklassen abdecken zu können. Die Anzahl der durchgeführten Versuche genügt nicht, um eine ausreichende statistische Absicherung der beschriebenen Regressionen zu garantieren. Eine nähere Betrachtung von Gl. 130 macht z. B. deutlich, dass die gefundenen Regressionen zum Teil noch keine zufriedenstellende Lösung in Grenzbereichen bieten. So berechnet sich mit der aus Bild 5-21 eruierten Gleichung für $f_{l(j+w)} = 0$ eine für nicht umschnürten Beton unrealistische Maximaldehnung von 5,6 ‰. Auch die Regression für den zweiten Anstieg E_2 (vgl. Gl. 124) ist ungenügend, da selbst für ein Verhältnis f_{lj}/f_c von Null ein rechnerischer Anstieg von 600 N/mm² ermittelt wird.

Die gefundenen eigenen Ergebnisse sollen deshalb im folgenden Kapitel mit Erkenntnissen anderer Forschergruppen verglichen und erweitert werden.

6 Einordnung der eigenen Versuchsergebnisse und Vergleich mit Ergebnissen anderer Forschergruppen

6.1 Vergleichende Betrachtungen zwischen eigener Datenbasis und international veröffentlichten Bemessungsansätzen

Die Literaturrecherche im Kapitel 3 hat einen Überblick über die wichtigsten Materialmodelle und Bemessungsansätze für CFK-umschnürte unbewehrte und bewehrte Betondruckglieder geboten. Die zum Teil sehr unterschiedlichen Schwerpunkte und Ansichten der unterschiedlichen Forschergruppen wurden herausgearbeitet. Ein gezielter Vergleich mit der eigenen Datenbasis soll nun die dabei zutage getretenen Diskrepanzen und Wissenslücken weiter aufdecken und schließen.

Zunächst wird ein Vergleich der eigenen Versuchsergebnisse (Einzelwerte) zu CFK-umschnürtem unbewehrtem Beton und den entsprechenden im Kapitel 3.2 aufgezeigten Modellen vorgenommen. Mit eigenen Versuchsergebnissen sind dabei die im Anhang K aufgeführten Ergebnisse aus den eigenen Versuchen gemeint. Für einen Vergleich herangezogen werden sollen das sehr früh entstandene Modell von SAMAAN et al. [107], das international viel beachtete Modell nach LAM und TENG von 2003 [77] sowie der modifizierte Ansatz von 2009 [125] und der Ansatz nach XIAO und WU von 2003 [137]. Die Aufbereitung erfolgt in Diagrammform. Auf der Abszissenachse sind dabei die experimentell ermittelten Ergebnisse und auf der Ordinatenachse die mit dem jeweiligen Modell berechneten Ergebnisse aufgetragen. Ein vom Koordinatenursprung beginnende und mit 45° ansteigende lineare Funktion trennt den rechnerisch sicheren vom unsicheren Bereich ab. Der unterhalb der Funktion gelegene sichere Bereich beschreibt dabei Fälle, bei denen das rechnerische Ergebnis niedriger als das experimentelle Ergebnis ist, während der oberhalb gelegene unsichere Bereich Fälle aufzeigt, in denen die mit dem jeweiligen Modell prognostizierten Werte höher sind als experimentell ermittelt und damit die Leistungsfähigkeit des Prüfkörpers überschätzen. Stimmt das experimentelle mit dem rechnerisch ermittelten Ergebnis überein, dann liegt der entsprechende Datenpunkt auf der die Bereiche begrenzenden linearen Funktion.

Im Anhang N finden sich darüber hinaus alle rechnerischen Ergebnisse in Tabellenform, mit den zugrunde gelegten Gleichungen der Modelle.

Alle Ansätze ermöglichen die direkte Berechnung der maximalen Tragfähigkeit f_{cc} sowie der zugehörigen Dehnung ε_{cc}. Die für die Nutzung der Modelle notwendigen Eingabewerte, wie einaxiale Betondruckfestigkeit, Dicke und Art der CFK-Umschnürung oder die Abmessungen der Prüfkörper wurden aus den jeweiligen Versuchsanordnungen übernommen. Als Druckfestigkeit wurde die aus Druckversuchen an Standardzylindern ermittelte Zylinderdruckfestigkeit (Werte der Serien siehe Anhang I) genutzt und die zugehörige Dehnung am Festigkeitspeak ε_{c2} mit 0,2 % angesetzt.

Zum Vergleich werden nun zuerst die rechnerischen Ergebnisse für f_{cc} den experimentellen Versuchsdaten gegenüber gestellt. In Bild 6-1 ist ein erster Vergleich mit den Ansätzen nach SAMAAN et al. und dem ersten Modell von LAM und TENG von 2003 zu sehen. Wie zu erkennen ist, wurden alle Prüfkörpergeometrien mit den entsprechenden variierenden CFK-Umschnürungen für den Vergleich herangezogen. Da in den Serien D20-CFK-1L-02, -2L-02 und -3L-02 gezielt das Kohlefasermaterial (Tenax-Kohlefasern) variiert wurde, sind diese in Bild 6-1 sowie in den nachfolgenden Diagrammen dieses Kapitels gesondert (in blauer Farbe hervorgehoben) gekennzeichnet. Dies gilt auch für die Serien D15-CFK-2L-02 bis 06, bei denen Betone mit unterschiedlichen einaxialen Betonfestigkeiten zum Einsatz kamen.

Für beide Ansätze ist es möglich, eine lineare Regression zu finden, um das Verhalten der Modelle bei steigender Tragfähigkeit f_{cc} zu beschreiben. Die Ergebnisse der Auswertungen streuen um diese Regressionen. Ausnahme sind die Prüfkörper, bei denen nur die einaxiale Betondruckfestigkeit erhöht wurde, die CFK-Umschnürung aber unverändert blieb (in roter Farbe hervorgehoben). Besonders die Ergebnisse der Prüfkörper mit ca. 53 kN einaxialer Druckfestigkeit passen sich nicht in die Regressionen ein. In beiden Fällen lieferten die Bemessungsansätze in diesem Fall unsichere Ergebnisse. Dies kann auf die Wahl des Faktors k_1 zurückgeführt werden, der in beiden Modellen über Gl. 10 die Wechselwirkung zwischen Umschnürungsdruck und axialer Tragfähigkeit steuert. LAM und TENG bestimmten diesen Wert zu 3,3 (vgl. Kapitel 3.2.3), während SAMAAN et al. Gl. 42 zur Berechnung vorschlugen. Die einaxiale Betondruckfestigkeit bleibt bei der Bestimmung von k_1 unbeachtet. f_c hat aber, wie in Bild 5-9 gezeigt, ebenfalls starken Einfluss auf die durch die Umschnürung erreichbaren Festigkeitssteigerungen.

Da die Forschergruppe um SAMAAN et al. nur mit einer Betondruckfestigkeit (normalfest, 26 N/mm²) in ihren Versuchen gearbeitet hat, konnte ein Einfluss der Festigkeit weder erkannt werden noch in den Modellansatz einfließen. Weiterhin kann man aus den Gegenüberstellungen erkennen, dass das Modell nach SAMAAN et al. deutlich unsicherere Ergebnisse liefert, als das Modell nach LAM und TENG. Die linearen Regressionen weichen aber in ihrem Anstieg relativ einheitlich ca. 44 % von der Ideallinie ab. Der Grund liegt in dem von LAM und TENG eingeführten starren Abminderungswert $k_\varepsilon = 0{,}586$, mit dem die Bruchdehnung der Kohlefasern abgemindert wird. Einen solchen Abminderungsfaktor für die Effektivität der umschnürenden Kohlefasern sieht das Modell nach SAMAAN et al. nicht vor. Das Modell nach LAM und TENG führt oft zu konservativen Ergebnissen. Dies gilt jedoch nicht bei sehr hohen Betonfestigkeiten. In diesen Fällen werden unsichere Ergebnisse berechnet.

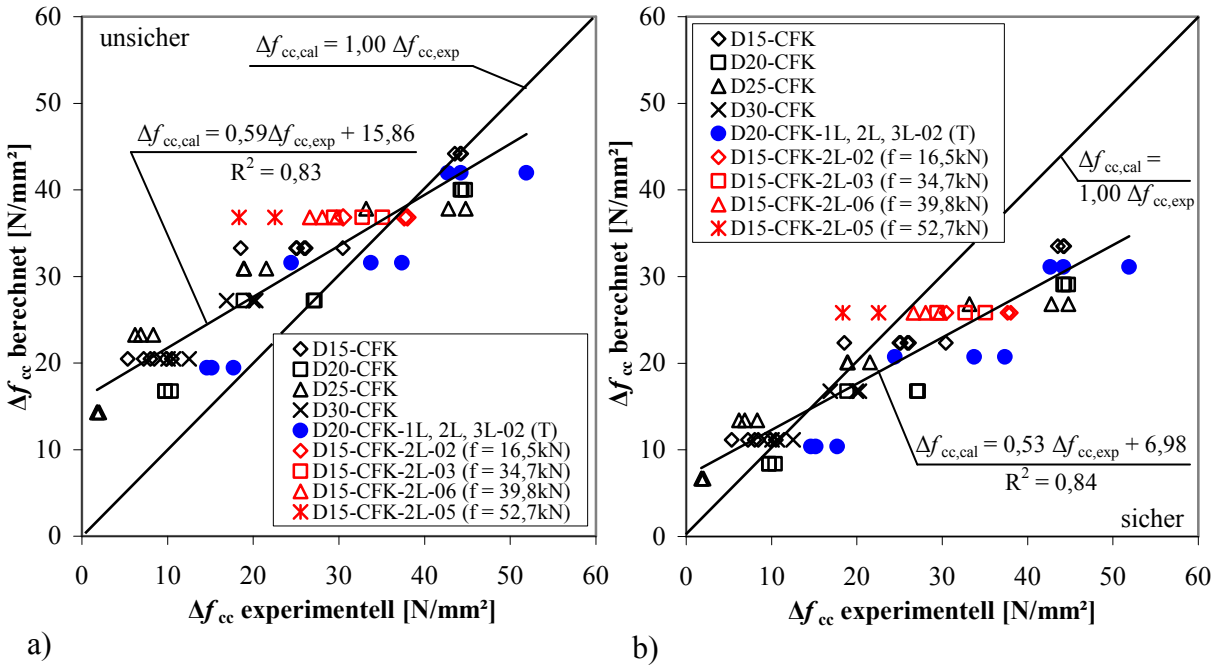


Bild 6-1 Gegenüberstellung aller eigenen experimentellen Ergebnisse hinsichtlich Δf_{cc} mit den Bemessungsansätzen von:
a) SAMAAN et al. [107]
b) LAM und TENG Modell 2003 [77]

Aus diesem Grund sind in Bild 6-2 die rechnerischen Ergebnisse des verbesserten Ansatzes nach TENG et al. von 2009 sowie des Modells nach XIAO und WU den experimentellen Δf_{cc}-Werten gegenübergestellt.

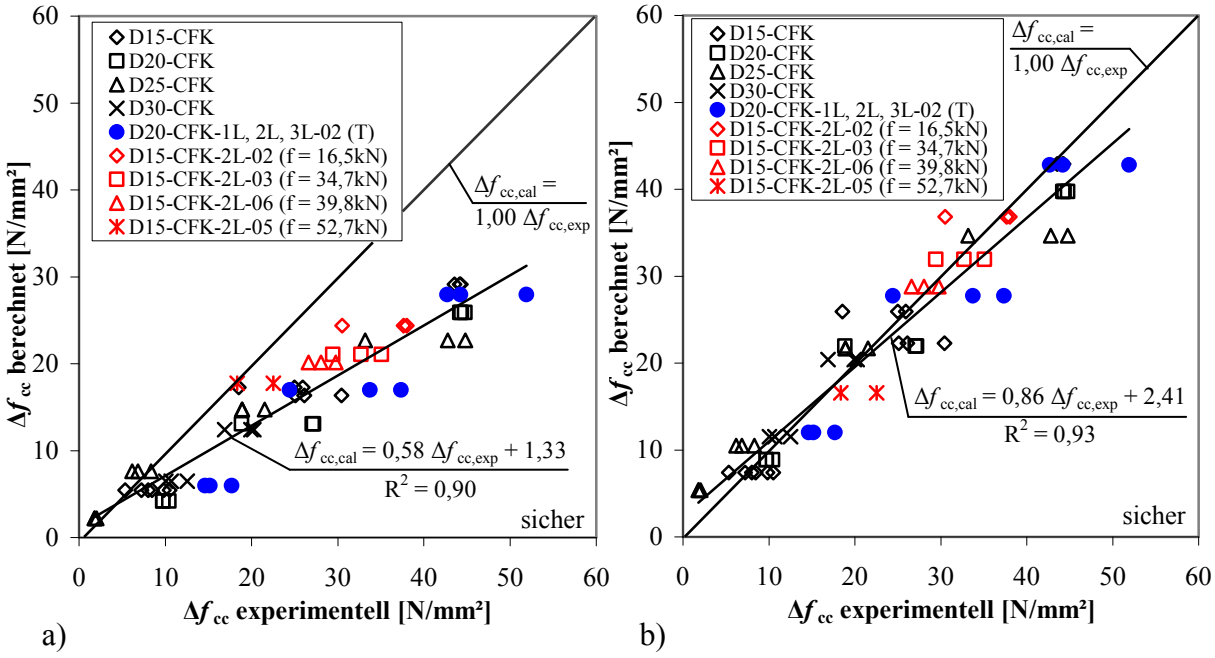


Bild 6-2 Gegenüberstellung aller eigenen experimentellen Ergebnisse hinsichtlich Δf_{cc} mit den Bemessungsansätzen von:
a) TENG et al. Modell 2009 [125]
b) XIAO und WU [137]

Beide Ansätze beachten die einaxiale Betondruckfestigkeit (vgl. Kapitel 3.2.3 und 3.2.4). Bei den Gleichungen von XIAO und WU wurde der von NIEDERMEIER [92] vorgeschlagene Abminderungsfaktor $k_\varepsilon = 0{,}66$ verwendet, da die Autoren in ihrer Veröffentlichung weniger auf die Maximaltragfähigkeit eingehen und keinen Abminderungsfaktor benennen.

Die Einbeziehung von f_c bewirkt eine starke Verbesserung der Vorhersage der Tragfähigkeit. Dies kann sehr gut aus den Auswertungen abgelesen werden. Nun fügen sich auch die Ergebnisse von Prüfkörpern mit höherer Festigkeit in die linearen Regressionen ein.

Allerdings zeigt die Gegenüberstellung, dass das modifizierte Modell nach TENG et al. für höhere Δf_{cc} erneut zu konservative Ergebnisse bietet. Die Regressionsgerade weicht erneut um bis zu 40% von der Ideallinie ab. Hingegen erreichen der Ansatz nach XIAO und WU und die entsprechende Regression sehr gute Übereinstimmungen zwischen rechnerischen und experimentellen Ergebnissen. Die gefundene Regression weicht nur leicht von der Ideallinie ab. Der Grund wird in der deutlich besseren Abbildung des Faktors k_1 gesehen (vgl. Gl. 65). Gezielt wurden während der Experimente der Forschergruppe die Betonfestigkeiten der Prüfkörper variiert, was zu einer deutlich besseren Beobachtung der tatsächlichen Einflussfaktoren führte, die auf k_1 wirken. Die Nutzung der Umschnürungssteifigkeit im Verhältnis zur einaxialen Betonfestigkeit ermöglicht eine sehr gute Vorhersage der Ergebnisse der eigenen Datenbasis.

In einem weiteren Schritt werden mit den selben Modellen die rechnerischen Maximaldehnungen ε_{cc} ermittelt und erneut den experimentellen Ergebnissen gegenübergestellt. In Bild 6-3 findet sich eine Auswertung für die Modelle nach SAMAAN et al. und LAM und TENG. Erneut überschätzt der Ansatz nach SAMAAN et al. die Leistungsfähigkeit der CFK-Umschnürungen. Die zu geringe zugrundegelegte Datenbasis für den empirischen Ansatz genügt nicht, um einen allgemeingültigen Ansatz zu erstellen. Das Modell nach LAM und TENG in seiner ersten Fassung von 2003 bietet hingegen eine gute Übereinstimmung zu den experimentell gefundenen Werten. Allerdings ist erkennbar, dass sämtliche Experimente mit den Kohlefasermaterialien SikaWrap 200C und 230C leicht unterschätzt und solche mit Tenax-Fasern überschätzt werden. Dies ist eindeutig auf den starren Abminderungsfaktor k_ε zurückzuführen, den LAM und TENG für Kohlefasern einheitlich mit 0,586 abgeschätzt haben. Dieser ist, wie bereits in den eigenen Auswertungen im Kapitel 5.2.3 veranschaulicht, nicht starr und kann für verschiedene Kohlefaserarten variieren. Die in den Versuchen genutzten Tenax-Fasern wiesen eine deutlich geringere Effektivität als Umschnürungsmaterial auf, als die in der Mehrzahl der Versuche verwendeten Kohlefasergelege SikaWrap 200C und 230C (vgl. Kapitel 5.2.3).

In Bild 6-4 sind die während der Versuche aufgezeichneten Maximaldehnungen den mit dem verbesserten Modell von TENG et al. und dem Ansatz nach XIAO und WU errechneten Ergebnissen gegenübergestellt.

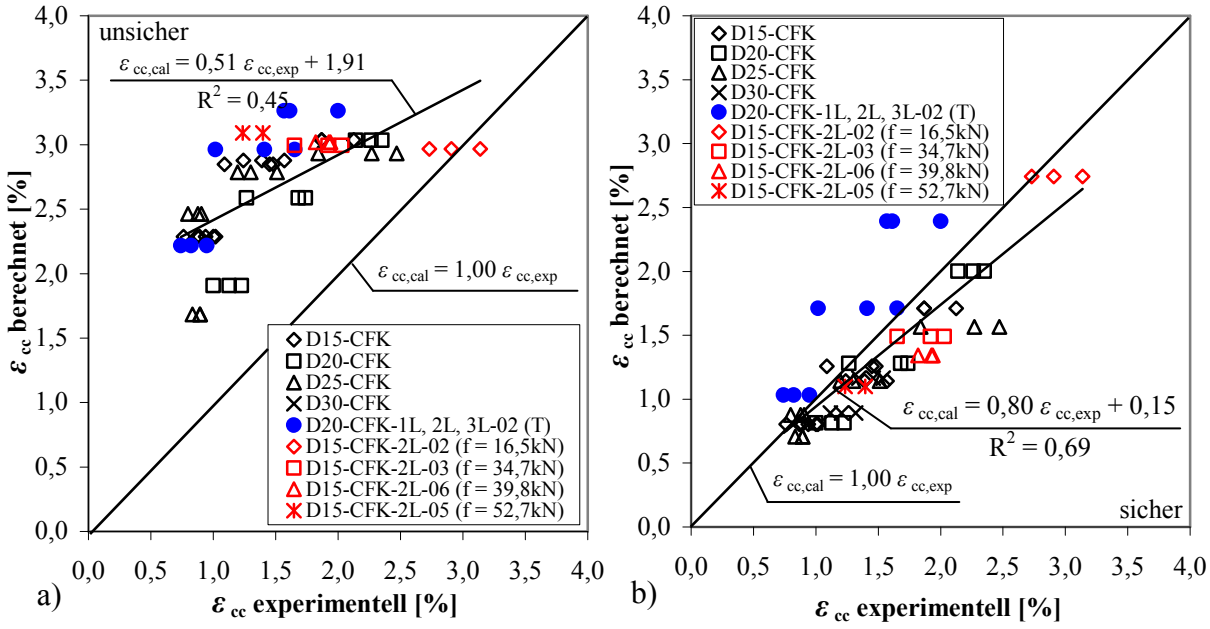


Bild 6-3 Gegenüberstellung aller eigenen experimentellen Ergebnisse hinsichtlich ε_{cc} mit den Bemessungsansätzen von:
a) SAMAAN et al. [107]
b) LAM und TENG Modell 2003 [77]

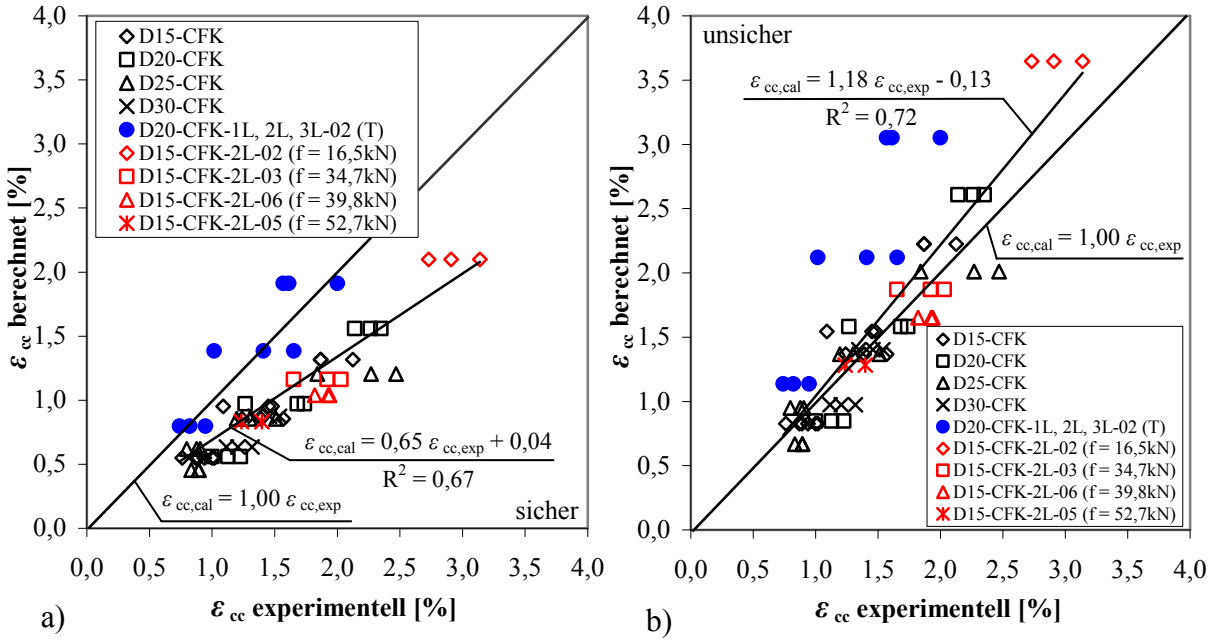


Bild 6-4 Gegenüberstellung der eigenen experimentellen Ergebnisse hinsichtlich ε_{cc} mit den Bemessungsansätzen von:
a) TENG et al. Modell 2009 [125]
b) XIAO und WU [137]

Der Vergleich zeigt, dass das Modell von 2009 von TENG et al. im Vergleich zum ursprünglichen Modell von 2003 zu zu konservativen Ergebnissen neigt. Der Anstieg der Regressionsgerade ist deutlich geringer als in der Diskussion des älteren Ansatzes in Bild 6-3. Erklärt werden kann dies aus Sicht des Autors damit, dass das Modell von LAM und TENG an einer sehr großen Datenbasis unterschiedlicher Forschergruppen kalibriert wurde, wohingegen das neuere Modell nur noch auf einer eigenen deutlich kleineren Datenbasis basiert. Warum die Forschergruppe um TENG nur noch auf die eigene relativ kleine Datenbasis vertraute und keine Testergebnisse anderer Forschergruppen bei der Erstellung des Modells von 2009 mit einbezog, wird aus [125] leider nicht ersichtlich. Die Bestimmungsgleichungen, die von XIAO und WU zur Berechnung der Beziehungen zwischen Quer- und Längsdehnung präsentiert wurden (vgl. Gl. 62 bis 64), sind am besten geeignet, die experimentellen Ergebnisse vorherzusagen. Allerdings zeigt auch hier die Wahl des starren Abminderungsfaktors k_ε, dass mit diesem nicht die geringere Effektivität der genutzten Tenax-Fasern abgebildet werden kann, was zu einer Überschätzung führt.

Neben der Berechnung von f_{cc} und ε_{cc} kann mit allen hier untersuchten Modellen auch das plastische Materialverhalten, repräsentiert durch den zweiten Anstieg E_2, abgeschätzt werden. Nachfolgend sollen die experimentell gefundenen Werte nun mit den berechneten Werten verglichen werden. In Bild 6-5 sind zunächst wieder die rechnerisch mit den Modellen nach SAMAAN et al. und LAM und TENG gefundenen Werte für E_2 der eigenen Datenbasis gegenübergestellt. Die von SAMAAN et al. vorgeschlagene empirische Gl. 43 unterschätzt die realen Ergebnisse stark. E_2 bleibt stets gering, selbst wenn starke Umschnürungen gewählt werden.

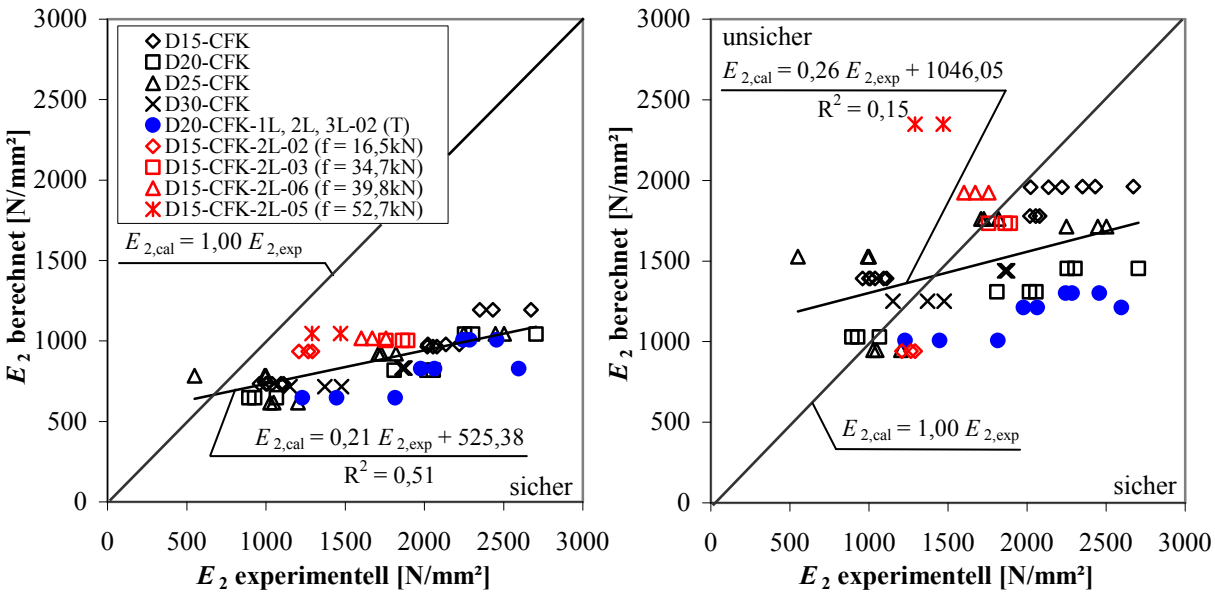


Bild 6-5 Gegenüberstellung der eigenen experimentellen Ergebnisse hinsichtlich E_2 mit den Bemessungsansätzen von:
a) SAMAAN et al. [107]
b) LAM und TENG Modell 2003 [77] (Legende in a) gilt auch für b))

Die zu geringe Datenbasis, die die Forschergruppe ihrem Modell zugrunde legte, war für die Schaffung eines empirischen Modells zu klein. Das Modell ist insgesamt ungeeignet, die eigenen Versuche zufriedenstellend zu repräsentieren.

Auch das 2003er Modell von LAM und TENG kann die experimentellen Ergebnisse nicht zufriedenstellend abbilden. Da bei diesem Modell E_2 über Gl. 51 direkt von f_{cc} und ε_{cc} abhängig ist, überschätzt der Ansatz die erreichbaren Werte für E_2, sobald Prüfkörper mit höheren einaxialen Betondruckfestigkeiten nachgerechnet werden. Die direkte Abhängigkeit von Tragfähigkeit und Maximaldehnung sorgt weiterhin dafür, dass die zweiten Anstiege der mit Tenax-Fasern umschnürten Prüfserien unterschätzt werden. Der Grund ist, dass Gl. 49 die Maximaldehnung aufgrund des starren Wertes für k_ε überschätzt.

Auch die aktualisierte Fassung des Modells nach LAM und TENG von 2009 zeigt keine überzeugende Übereinstimmung zu den experimentellen Ergebnissen. Dies ist in Bild 6-6 zu sehen. Das Bestimmtheitsmaß der gefundenen Regression ist gering, da erneut die Ergebnisse der mit Tenax-Fasern umschnürten Prüfkörper stark abweichen. Auch in diesem Fall lassen sich mit dem Modellansatz nach XIAO und WU die besten Übereinstimmungen erzielen. Es kann eine lineare Regression gefunden werden, die moderat und auf der sicheren Seite liegend von der Ideallinie abweicht. Erst bei hohen zweiten Anstiegen nimmt der Unterschied zu den realen Ergebnissen zu.

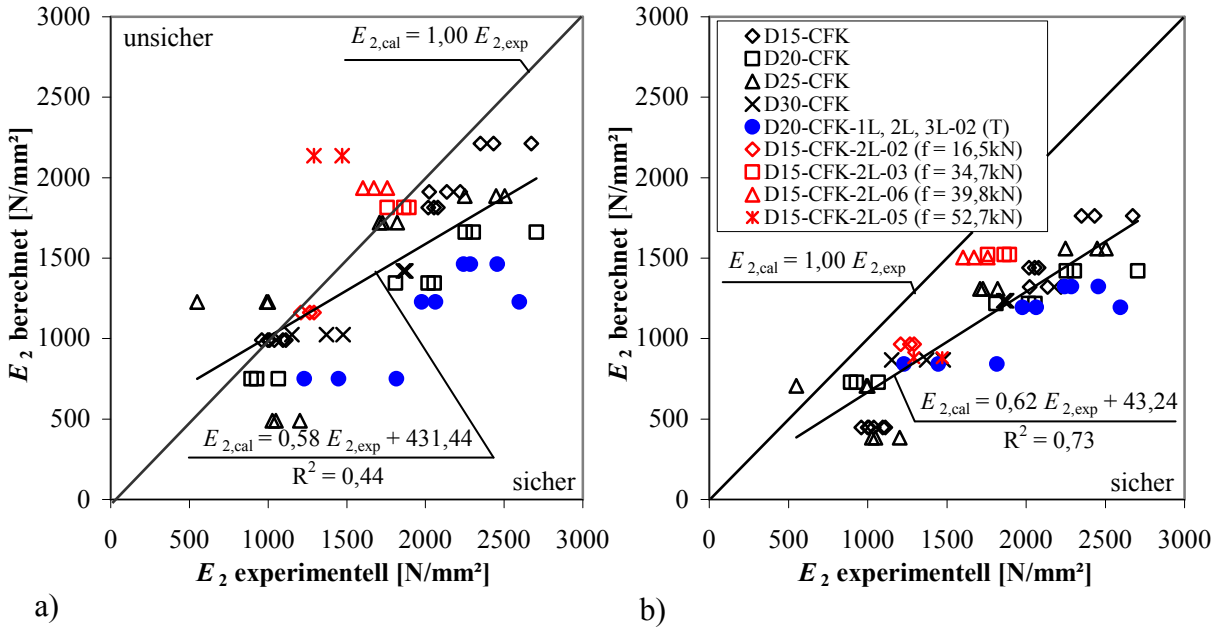


Bild 6-6 Gegenüberstellung der eigenen experimentellen Ergebnisse hinsichtlich E_2 mit den Bemessungsansätzen von:
a) TENG et al. Modell 2009 [125] (Legende in b) gilt auch für a))
b) XIAO und WU [137]

Es kann geschlussfolgert werden, dass die konsequenten Beobachtungen der Forschergruppe um XIAO und WU hinsichtlich der Beziehungen zwischen Quer- und Längsdehnung sowie die kontinuierliche Einbindung der einaxialen

Betondruckfestigkeit dazu geführt haben, dass der Bemessungsvorschlag dieser Forscher am besten geeignet ist, die maximale Tragfähigkeit und die zugehörige Dehnung sowie E_2 zu bestimmen.

Da bisher nur Ergebnisse und Modelle für CFK-umschnürten unbewehrten Beton verglichen wurden, soll im nächsten Schritt die Erweiterung auf dual umschnürten Beton erfolgen. Hierzu wird erneut die eigene Datenbasis mit Modellen aus der Literatur (vgl. Kapitel 3.3) verglichen. In Bild 6-7 ist dies zunächst für die Auswertung des Modells nach PELLEGRINO und MODENA [97] sowie für den Ansatz der Forschergruppe um EID und PAULTRE [41] geschehen.

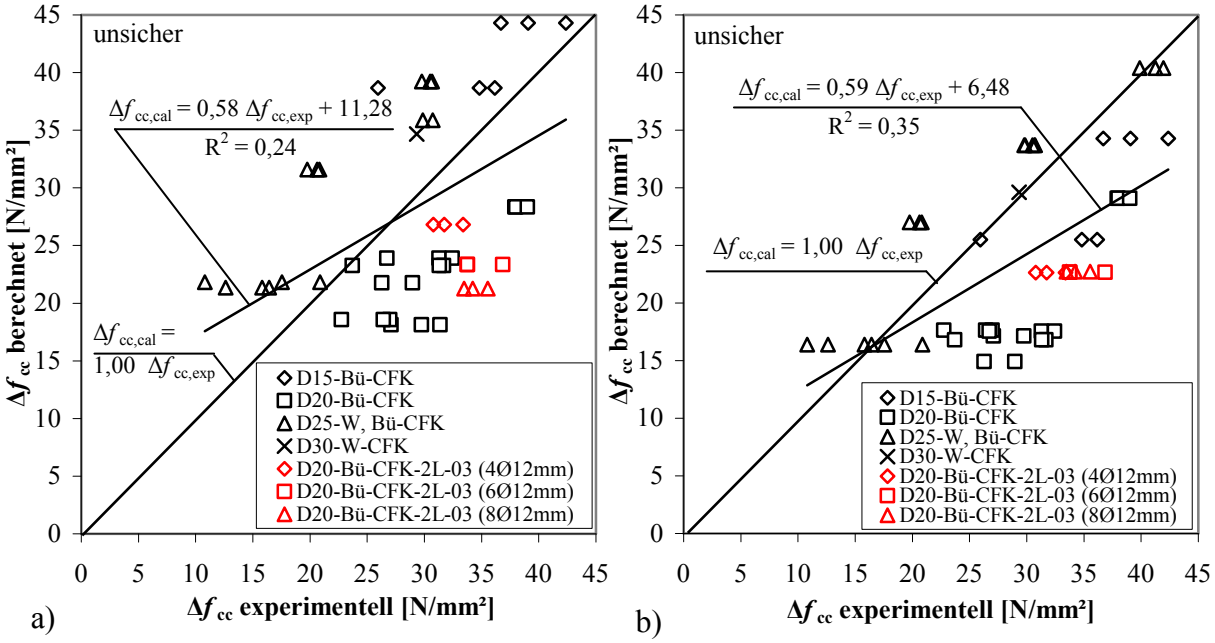


Bild 6-7 Gegenüberstellung der eigenen experimentellen Ergebnisse hinsichtlich f_{cc} mit den Bemessungsansätzen von:
a) PELLEGRINO und MODENA [97]
b) EID und PAULTRE [41]

PELLEGRINO und MODENA (vgl. Kapitel 3.3.1) fokussierten stark auf einen möglichen Einfluss der Längsbewehrung auf die Effektivität der Umschnürung. Bereits Kapitel 5.3.3 zeigte aber, dass in den eigenen Versuchen ein solcher negativer Einfluss nicht erkannt werden konnte. Zur besseren Illustrierung sind die in Serie D20-Bü-CFK-2L-03 mit unterschiedlich vielen Längsbewehrungselementen ausgestatteten Prüfkörper hervorgehoben. Die Gegenüberstellung zeigt, dass die von den Forschern vorgeschlagene Gl. 40 für die Berechnung von k_ε ungeeignet ist. Während durch die steigende Anzahl an Längsbewehrungsstäben rechnerisch immer niedrigere Werte für f_{cc} ermittelt werden, wurden experimentell annähernd gleiche Werte für f_{cc} beobachtet. Darüber hinaus kann keine gute Übereinstimmung der eigenen Ergebnisse zum Modell festgestellt werden.

Die eingefügte Regression verdeutlicht mit dem geringen Bestimmtheitsmaß, dass die Werte stark um die Ideallinie streuen. Während wendelbewehrte Prüfkörper überschätzt werden, sind die errechneten Ergebnisse für bügelbewehrte Druckglieder zu konservativ. Ähnliche Schlussfolgerungen können auch für den Ansatz von EID und PAULTRE getroffen werden. Dieser Summationsansatz, der die Vorschläge von LAM und TENG um den Umschnürungsdruckanteil der Querbewehrung erweitert (vgl. Kapitel 3.3.3), zeigt ebenfalls kein einheitliches Bild. Während für wendelbewehrte Prüfkörper mit einem Durchmesser von 25 cm relativ gute Übereinstimmungen zu erkennen sind, können die Tragfähigkeiten bügelbewehrter Prüfkörper mit einem Durchmesser von 20 cm nicht zuverlässig vorhergesagt werden. Da die Forscher in ihrer Veröffentlichung keinen expliziten Abminderungsfaktor k_ε benannten, wurde der von LAM und TENG eingeführte Wert von 0,586 verwendet. Zu beachten ist außerdem, dass die Forscher bei der Ermittlung des Querdrucks nicht zwischen dual umschnürtem Kernbereich und der nur durch die CFK-Verstärkung umschnürten Betondeckung unterscheiden. Würde hier der von PELLEGRINO und MODENA empfohlene Abminderungsfaktor (vgl. Gl. 69) zusätzlich zur Anwendung kommen, wäre mit deutlich konservativeren Ergebnissen zu rechnen. Ähnliche Ergebnisse sind auch im Bild 6-8 für das Modell nach NIEDERMEIER zu erkennen (vgl. Kapitel 3.3.4).

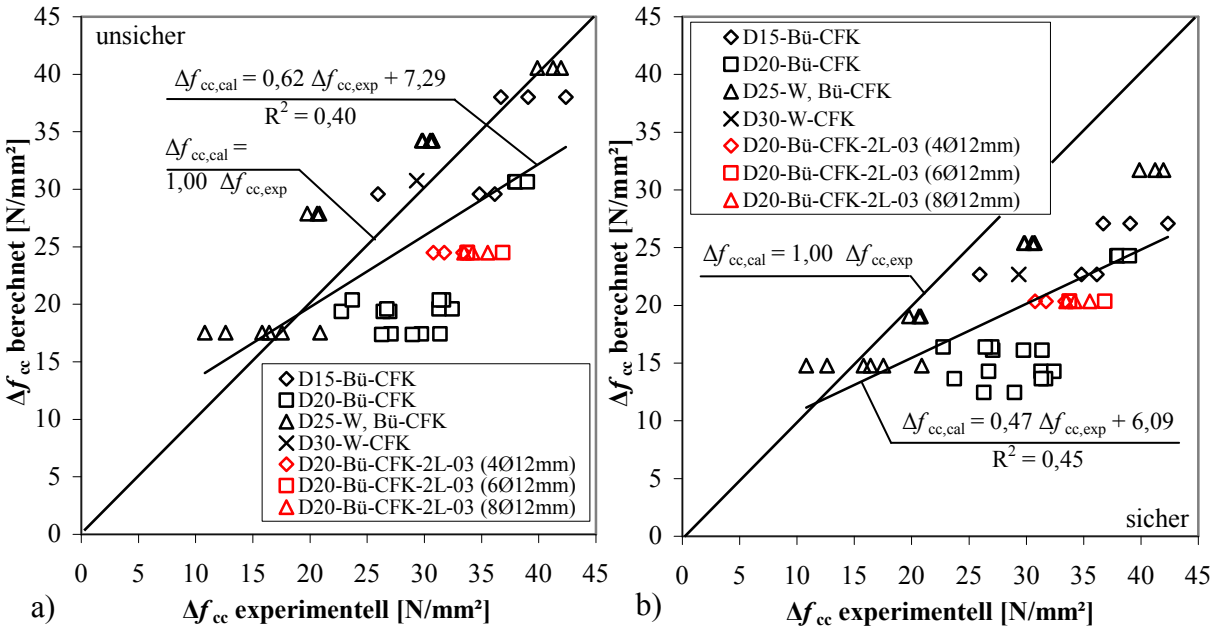


Bild 6-8 Gegenüberstellung der eigenen experimentellen Ergebnisse hinsichtlich f_{cc} mit den Bemessungsansätzen von NIEDERMEIER [92]:
a) Gleichung 102
b) Gleichung 108

Allerdings erzielt dieses mit dem von NIEDERMEIER eingeführten Faktor Δp und der von ihm im Vergleich zum Modell nach EID und PAULTRE leicht modifizierten Gl. 102 die besten Übereinstimmungen zu den experimentellen Ergebnissen. In Gl. 108 findet sich ein weiterer Abminderungsfaktor, der neben den durch die Querbewehrungsanordnung entstehenden Druckbögen (vgl. Kapitel 2.2.3) auch die

unterschiedlichen Einflusssphären der Umschnürungspartner beachtet. Wird diese Gleichung genutzt, werden die Ergebnisse des Modells sehr konservativ.

In Bild 6-9 wurden die erreichten Dehnungen ε_{cc} der dual umschnürten Prüfkörper den entsprechenden Berechnungsergebnissen gegenübergestellt, die bei Ansatz der Modelle nach PELLEGRINO und MODENA sowie EID und PAULTRE ermittelt werden konnten. Das Modell nach PELLEGRINO und MODENA unterschätzt dabei die meisten experimentellen Ergebnisse. Erneut führt die Nutzung des von der Längsbewehrung abhängigen Abminderungsfaktors k_ε zu sehr konservativen Ergebnissen. Dies kann anhand der hervorgehobenen Serien mit variierten Längsbewehrungsgehalten erkannt werden. So wird für acht Längsbewehrungsstäbe eine deutlich geringere Maximaldehnung berechnet, als wenn vier Längsbewehrungsstäbe eingebaut waren. Experimentell erreichten aber Prüfkörper mit acht Bewehrungsstäben höhere Dehnungen als mit vier Längsbewehrungsstäben. Auch insgesamt ist kein Trend erkennbar. Für die Punktwolke kann keine zufriedenstellende Regressionsgerade gefunden werden. Demgegenüber bietet das Modell von EID und PAULTRE eine bessere Übereinstimmung zu den experimentellen Ergebnissen, obgleich auch hier in den meisten Fällen zu konservative rechnerische Ergebnisse vorliegen. Da das Modell den Einfluss der Längsbewehrung auf die CFK-Umschnürung unbeachtet lässt, werden für alle Prüfkörper der Serie D20-Bü-CFK-2L-03 die selben Maximaldehnungen berechnet. Diese liegen nahe an den tatsächlich aufgetretenen Dehnungen.

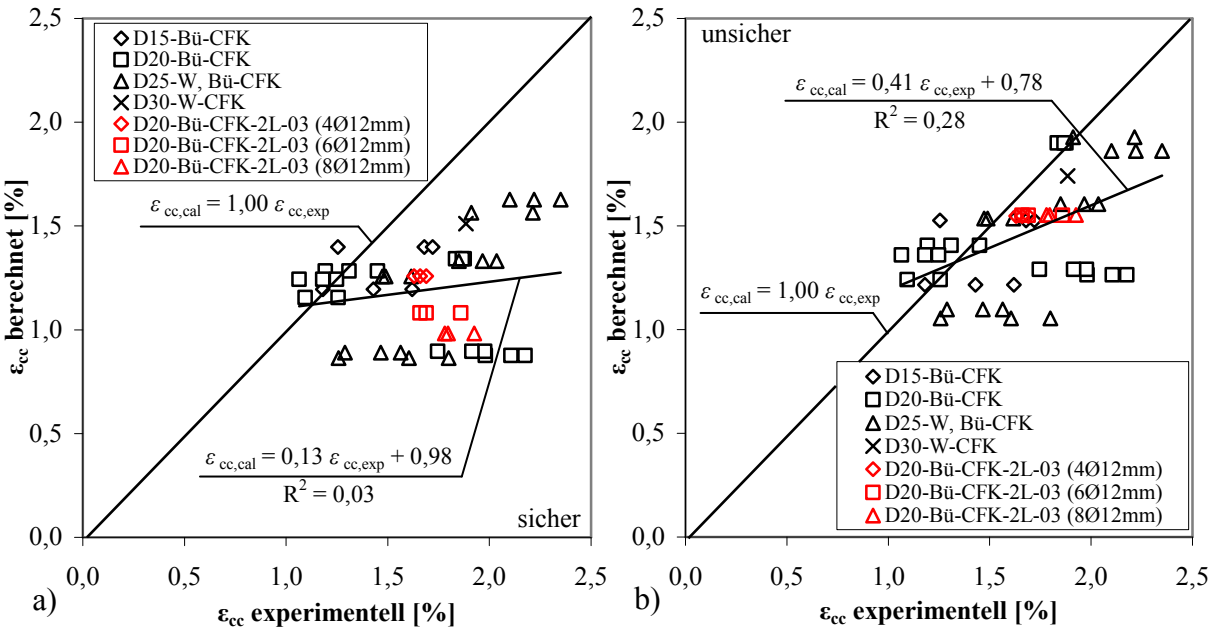


Bild 6-9 Gegenüberstellung der eigenen experimentellen Ergebnisse hinsichtlich ε_{cc} mit den Bemessungsansätzen von:
a) PELLEGRINO und MODENA [97]
b) EID und PAULTRE [41]

Die im Bild 6-10 aufgezeigten mit dem Modell nach NIEDERMEIER berechneten Ergebnisse sind im Vergleich zu den Versuchsdaten sehr konservativ. Es kann keine zufriedenstellende Regression für die verschiedenen Versuchserien gefunden werden.

Prinzipiell ist keiner der aufgezeigten Ansätze geeignet, die zur Tragfähigkeit gehörenden Dehnungen ε_{cc} sicher abzubilden. Insgesamt steht somit kein empirischer Materialansatz zur Verfügung, um die Tragfähigkeit und die zugehörige Maximaldehnung von dual umschnürten Betondruckgliedern zuverlässig zu berechnen. Hier können die eigenen Untersuchungsergebnisse und Rückschlüsse aus Kapitel 5 sowie die eigenen gefundenen Regressionen (vgl. Kapitel 5.4) helfen, die Zuverlässigkeit bei der Bemessung zu erhöhen. Das Beispiel des Bemessungsansatzes nach SAMAAN et al. [107] zeigte aber, wie wichtig eine großangelegte und viele Randbedingungen beachtende Datenbasis für ein zuverlässiges Modell ist. Das nächste Kapitel reflektiert deshalb Forschungsergebnisse anderer Forschergruppen und verknüpft diese mit der eigenen Datenbasis.

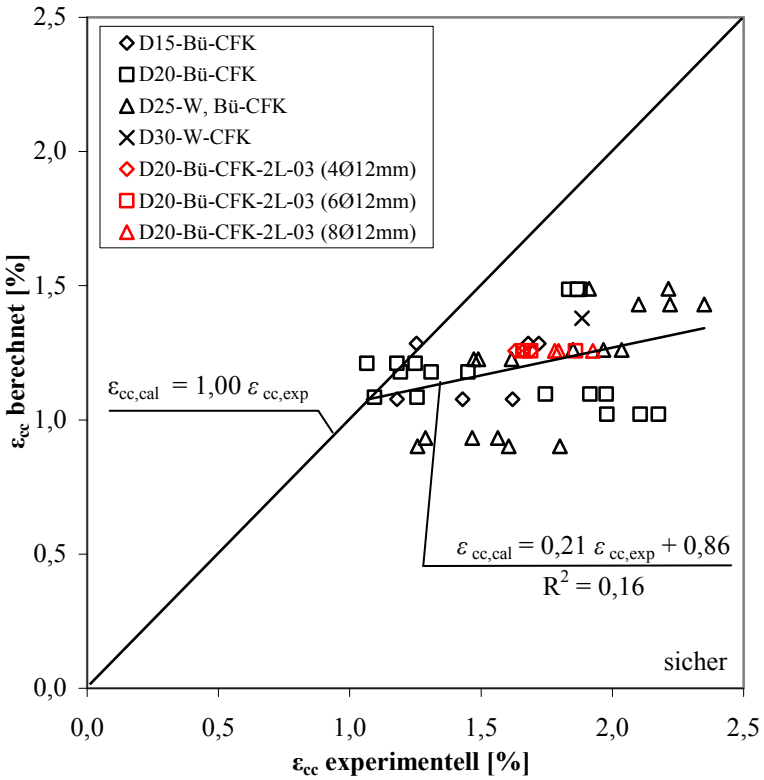


Bild 6-10 Gegenüberstellung der eigenen experimentellen Ergebnisse hinsichtlich ε_{cc} mit dem Bemessungsansatz von NIEDERMEIER [92] für dual umschnürte Prüfkörper

6.2 Erweiterung und Vergleich der eigenen Datenbasis mittels Versuchsergebnissen anderer Forschergruppen

6.2.1 Herangezogene Datensätze und Versuchsergebnisse

Die in den Kapiteln 4 und 5 aufgezeigte eigene Datenbasis hinsichtlich CFK-umschnürten unbewehrten Betondruckgliedern sowie Druckgliedern mit zusätzlicher Quer- und Längsbewehrung blieb zu klein, um einen statistisch abgesicherten Bemessungsansatz zu ermöglichen. Dennoch konnten einige wichtige Thesen aufgestellt und erste Schritte hin zu Ansätzen für ein Materialmodell gemacht werden. Aus diesem Grund wurde eine Recherche zu in der Literatur beschriebenen Versuchen und Erkenntnissen anderer Forschergruppen durchgeführt. Die eigene Datenbasis ließ sich weiter vergrößern und die im Kapitel 5.2 und 5.3 gefundenen Regressionen bestätigen und weiter statistisch absichern.

Insgesamt kamen hierfür die in Tabelle 6-1 aufgeführten Datenbestände zum Einsatz. Neben der entsprechenden Forschergruppe sind auch die Beweggründe für die Wahl der entsprechenden Datenbestände aufgelistet. Diese betrafen besonders die Ausweitung auf Versuchsreihen mit stark variierenden Festigkeitsklassen der umschnürten Betone und auch auf die Ausweitung auf Glasfasergelege. Solche Gelege sind in ihren Eigenschaften ebenfalls linearelastisch, besitzen jedoch einen deutlich geringeren E-Modul.

Insgesamt sollte mit den aufgeführten Datenbeständen ein möglichst großer Querschnitt der in den vergangenen 15 Jahren veröffentlichten Daten aus allen Teilen der Welt verwirklicht werden.

Tabelle 6-1 Einbezogene Datenbestände anderer Forschergruppen

Datenquelle	Jahr	Quelle	unbewehrt/ bewehrt	Beweggrund	Anzahl Prüfkörper
XIAO und WU	2003	[137]	U	großes Versuchsprogramm; sehr gut dokumentiert; drei verschiedene Betonfestigkeitsklassen	14 unbew., 42 hinsicht. k_1 und v_2
LEE et al.	2004	[80]	U/B	neben unbewehrten auch wendelbewehrte CFK-umschnürte Prüfkörper	5 unbew., 15 bew.
EID et al.	2009	[42]	U/B	sehr großes Prüfprogramm bewehrter und unbewehrter Prüfkörper; Variation Betonfestigkeit; f_c z. T. über 100 N/mm²	36 unbew., 15 bew.
ILKI et al.	2008	[63]	B	Variation der Betondruckfestigkeit; Simulation von Druckgliedern mit nicht mehr normenkonformen Eigenschaften	4 bew.
TENG et al.	2004 / 2006	[78]; [125]	U	z. T. Verwendung von Glasfasern; Fokussierung auf die Effektivität der verwendeten Verstärkungsfasern	18 unbew.
MATTHYS et al.	2005	[86]	B	Verwendung Kohlefasern mit hohem E-Modul; große Stützengeometrien (D = 400 mm; h = 2000 mm)	5 bew.

Die Auswertung dieser Daten erfolgte anhand der in vielen Fällen von den jeweiligen Forschern in Tabellenform angegebenen Materialkenndaten (Druckgliedgeometrie, CFK/GFK-Umschnürung, f_{cc}, ε_{cc}) und hinsichtlich der oftmals ebenfalls aufgezeigten Spannungs-Dehnungs-Beziehungen, die während der jeweiligen Versuche aufgezeichnet und teilweise ebenfalls veröffentlicht wurden. Die Zusammenstellung der Experimente ist im Anhang M zu finden.

6.2.2 Einbeziehung von international veröffentlichten Versuchsdaten zu CFK-umschnürtem unbewehrtem Beton

Wie in Tabelle 6-1 erläutert, können auch die Datenbestände anderer Forschergruppen in Versuche an CFK-umschnürten unbewehrten und bewehrten Prüfkörpern unterschieden werden. Deshalb beziehen sich die folgenden Ausführungen zunächst wieder auf unbewehrte CFK-umschnürte Druckglieder. Im Anhang M sind die entsprechenden Versuche an CFK-umschnürten unbewehrten Prüfkörpern erläutert. Neben Informationen zu den von der jeweiligen Forschergruppe gewählten Versuchseinrichtungen und den Prüfkörperkonfigurationen finden sich auch die experimentellen Ergebnisse der Forscher.

Durch Auswertung und Einbeziehung der weiteren Datenbestände konnte die eigene Datenbasis mit ca. 70 weiteren Versuchsergebnissen verdoppelt werden.

Im Kapitel 5.2 wurden die wesentlichen Materialparameter der CFK-Umschnürung und des zu umschnürenden Betons der eigenen Versuche benannt, die Einfluss auf das Materialverhalten von CFK-umschnürten Druckgliedern nehmen. Neben dem Umschnürungsgrad und dem E-Modul der CFK-Umschnürung, die die Steifigkeit der Verstärkung bestimmen, sind auch die einaxiale Betonfestigkeit sowie die Bruchdehnung und die Effektivität der eingesetzten Kohlefasern von wesentlicher Bedeutung. Das Materialverhalten wird laut den Auswertungen aus Kapitel 5.2.2 durch das Verhältnis zwischen der Umschnürungssteifigkeit E_{jl} und der einaxialen Betondruckfestigkeit bestimmt (vgl. Bild 5-11 und Bild 5-12). Dementsprechend werden die Ergebnisse der in Tabelle 6-1 aufgeführten Forschergruppen in die gefundenen Vergleiche und Regressionen eingepflegt. In Bild 6-11 ist dies zunächst hinsichtlich der erreichten zweiten Anstiege in Querrichtung $E_{2,q}$ beschrieben. Da nicht in allen Veröffentlichungen eine adäquate Darstellung von Spannungs-Dehnungs-Kurven erfolgte, sind in Bild 6-11 nicht alle Versuchsreihen der Forschergruppen enthalten.

Auch die zusätzlichen Datenreihen bestätigen, dass mit einer linearen Abhängigkeit gearbeitet werden kann, um eine Regression zu erhalten, die die Abhängigkeit zwischen $E_{2,q}$ und dem Verhältnis zwischen E_{jl} und f_c beschreibt. Durch die sehr hohen Umschnürungssteifigkeiten, welche LEE et al., LAM und TENG aber auch XIAO und WU zum Teil wählten, lässt sich zeigen, dass ein linearer Zusammenhang bis zu $E_{jl}/f_c = 50$ Gültigkeit hat.

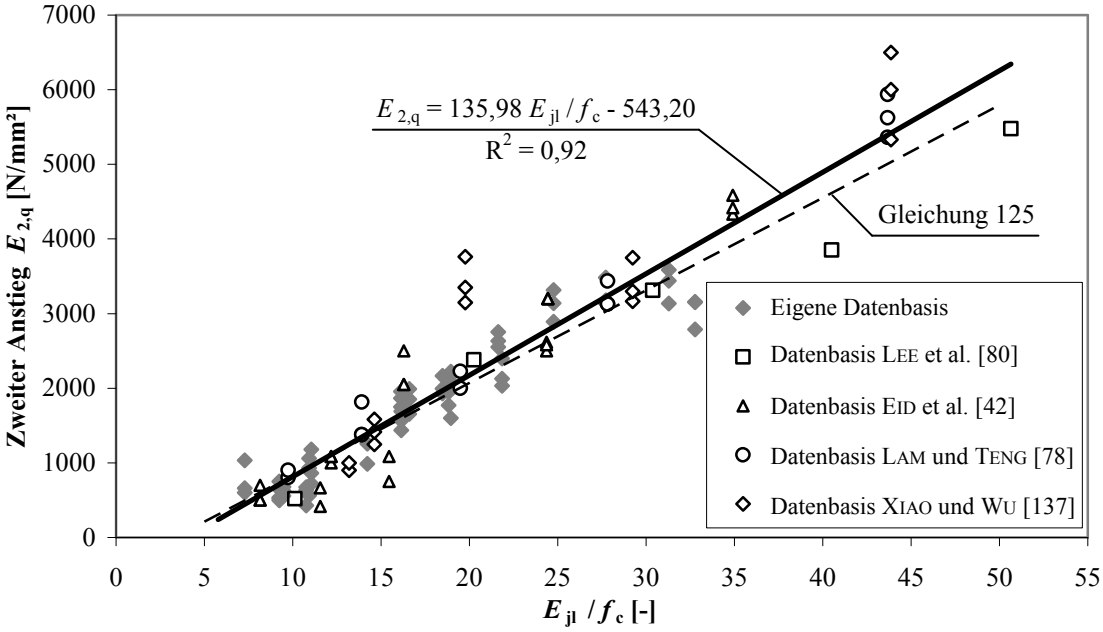


Bild 6-11 Zweite Anstiege in Querrichtung in Abhängigkeit vom Verhältnis E_{jl}/f_c (Einzelwerte aller unbewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper)

Mit den eigenen Versuchen konnten nur Verhältnisse bis ca. $E_{jl}/f_c = 30$ realisiert werden. Durch die Einbeziehung weiterer Versuchsdaten lässt sich nun eine sehr große Spanne an Verhältnissen E_{jl}/f_c sicher beschreiben. Alle Datensätze können durch die im Bild gezeigte Regression mit hohem Bestimmtheitsmaß beschrieben werden. Lediglich eine Versuchsreihe der Forscher um XIAO und WU stellt eine Ausnahme dar. Die gefundene Regression suggeriert, dass unter einem Verhältniswert von $E_{jl}/f_c = 5$ kein zweiter Anstieg durch die Umschnürung möglich ist. Es kann also ein entsprechender Grenzwert festgelegt werden, ab dem die Steifigkeit der Umschnürung ausreicht, um einen Anstieg zu generieren. In Bild 6-11 ist außerdem Gl. 125 dargestellt, die sich anhand der eigenen Datenbasis ermitteln ließ (vgl. Kapitel 5.4). Diese weist im Vergleich einen etwas geringeren Anstieg auf. Die Auswertung der zweiten Anstiege in Längsrichtung E_2 zeigte, dass keine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen den eigenen Versuchsreihen und Datenbeständen der anderen Forschergruppen erreicht werden konnte.

Aus diesem Grund wird die Verwendung der zweiten Querdehnzahl vorgeschlagen, um von der eindeutigen Regression für $E_{2,q}$ auf das Materialverhalten in Längsrichtung zu schließen. Hierfür werden in Bild 6-12 die aus der Literatur ermittelten zusätzlichen Versuchsdaten in die Gegenüberstellung von ν_2 und E_{jl}/f_c einbezogen. Erkennbar ist, dass die aus eigenen Versuchen erkannte Abhängigkeit in Form einer Potenzfunktion auch durch die zusätzlichen Versuchsergebnisse bestätigt wird. Während für geringe Verhältniswerte E_{jl}/f_c hohe Querdehnzahlen erkannt werden können, sinkt diese mit steigenden Verhältniswerten allmählich ab. Besonders bei niedrigen Werten für E_{jl}/f_c erhielten die Forscher um XIAO und WU Ergebnisse mit starker Streuung. Dies wirkt sich auf die gefundene gemeinsame Regression aus, die ein geringes Bestimmtheitsmaß aufweist.

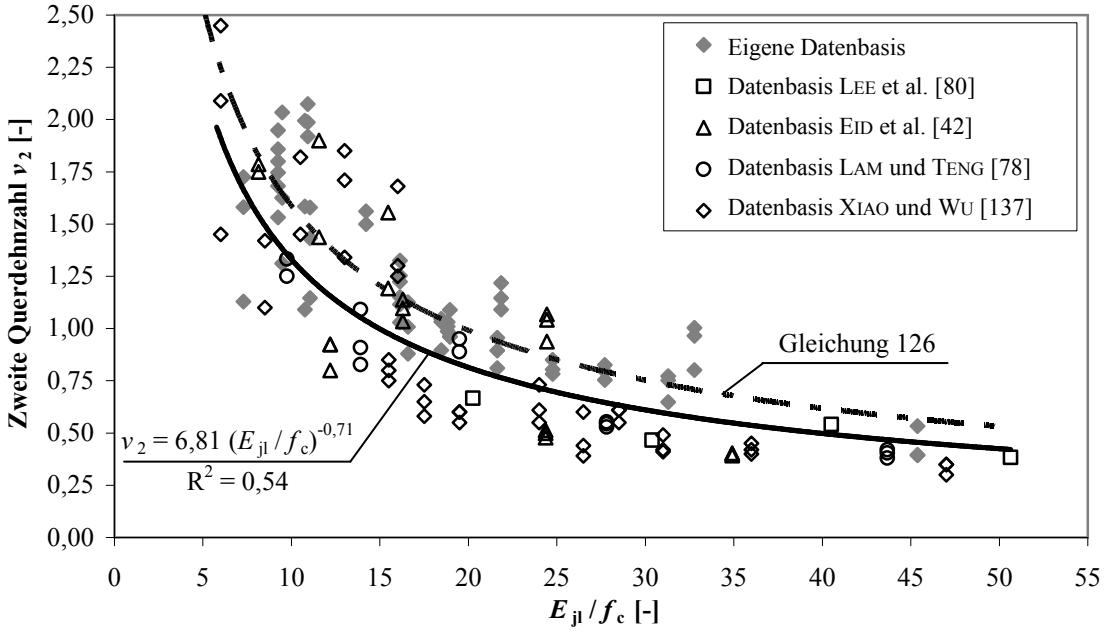


Bild 6-12 Abhängigkeit der zweiten Querdehnzahl vom Verhältnis E_{jl}/f_c (Einzelwerte aller unbewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper)

Die Ergebnisse der anderen Forschergruppen reihen sich ebenfalls in die Regression ein. Aber auch hier ist eine relativ hohe Streuung zu erkennen. Bild 6-12 enthält darüber hinaus eine weitere Regressionskurve, die die mittels der eigenen Datenbasis eruierte Gl. 126 abbildet. Im Vergleich ist zu erkennen, dass der Verlauf der Funktionen ähnlich ist. Allerdings sorgte die Erweiterung der Datenbasis dafür, dass die Regressionsgerade im Diagramm leicht nach unten verschoben wurde. Grund hierfür ist besonders die umfängliche Datenbasis von XIAO und WU, die für höhere Verhältnisse E_{jl}/f_c geringere Werte für ν_2 enthält, als mit der eigenen Datenbasis ermittelt.

In Bild 6-13 findet sich eine Auswertung aller zusammengetragenen Ergebnisse hinsichtlich des für viele empirische Modelle wichtigen Faktors k_1. Dieser in Gl. 10 genutzte Faktor steuert den Einfluss des CFK-Umschnürungsdrucks auf das Materialverhalten in Längsrichtung. Die Beziehung zum Verhältnis E_{jl}/f_c^2 wird geschildert. Somit ist ein direkter Vergleich zu Bild 5-12 möglich. Die aus der Literatur entnommenen Ergebnisse komplettieren die eigene Datenbasis. Auch in diesem Fall werden die eigenen Erkenntnisse bestätigt. Der Faktor k_1 kann nicht als starr betrachtet werden, sondern hängt von der Steifigkeit der Umschnürung und von der einaxialen Betondruckfestigkeit ab. Für Vergleichzwecke zeigt Bild 6-13 deshalb auch verschiedene starre Werte für k_1, z. B. den Vorschlag von LAM und TENG, k_1 mit 3,3 abzuschätzen, oder den Vorschlag von NIEDERMEIER, mit einem Wert von 3,66 zu arbeiten. Betrachtet man nur die Versuchsergebnisse der Forscher um LAM und TENG, erscheint die Wahl eines starren Faktors von 3,3 durchaus berechtigt. Tatsächlich streut ein Großteil der Versuchsergebnisse dieser Forscher um Werte von drei.

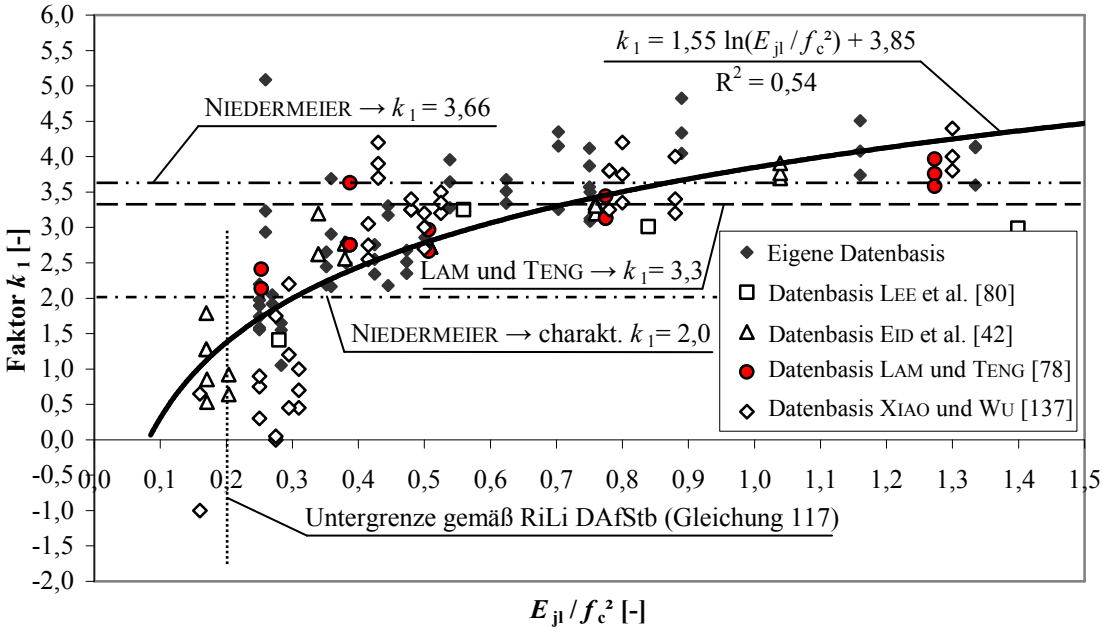


Bild 6-13 Beziehung zwischen Faktor k_1 und dem Verhältnis E_{jl}/f_c^2 (Einzelwerte aller unbewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper)

Erst die Gesamtheit aller Ergebnisse belegt eindeutig, dass die Steifigkeits-Festigkeits-Verhältnisse zwischen CFK-Umschnürung und Beton mit beachtet werden sollten. Besonders bei geringen Umschnürungsgraden oder Betonen mit hohen einaxialen Festigkeiten können starre Faktoren k_1 unsichere Ergebnisse provozieren. Selbst mit dem in der Richtlinie des DAfStb [5] gewählten Grenzverhältnis nach Gl. 117 sowie dem sehr konservativen Wert von zwei für k_1 bleibt ein Bereich, in dem die Bemessung unsichere Ergebnisse provozieren würde. Neben den eigenen unterschreiten auch Versuchswerte von XIAO und WU sowie LEE et al. und EID et al. $k_1 = 2{,}0$ zum Teil noch bei ca. $E_{jl}/f_c^2 = 0{,}3$. Die im Bild gefundene gemeinsame Regression ist nicht zufriedenstellend und bietet nur ein geringes Bestimmtheitsmaß.

Allgemein ist deshalb zu überdenken, ob über den Faktor k_1 auf das Materialverhalten und auf die Tragfähigkeit von CFK-umschnürten Beton geschlossen werden sollte.

Im Bild 6-14 ist erneut die Diskussion der verschiedenen Vorschläge zur Berechnung von k_1 aus Bild 3-25 zu sehen. Zusätzlich sind nun die aus den eigenen Experimenten ermittelten Werte für k_1 sowie die Daten anderer Forscher mit eingefügt. Weder starre Werte für k_1 noch formelmäßige Zusammenhänge können die aufgetragene Punktwolke abbilden. Die beste Übereinstimmung wird mit der von XIAO und WU aufgestellten Gl. 65 erreicht. Das erklärt auch die gute Übereinstimmung zwischen experimentellen und den mit dem Ansatz nach XIAO und WU gefundenen theoretischen Ergebnissen in Bild 6-2.

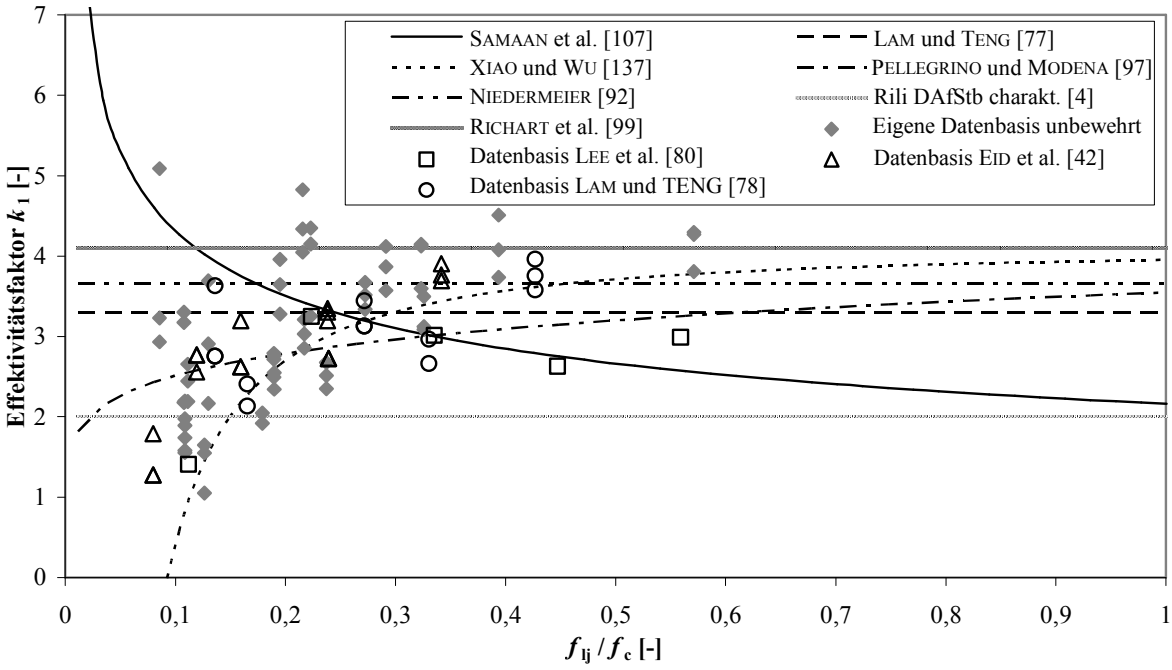


Bild 6-14 Beziehung zwischen dem Faktor k_1 und dem Verhältnis f_{lj}/f_c (Einzelwerte aller unbewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper)

An dieser Stelle erscheinen die in Bild 5-17 gefundenen Regressionen geeigneter, um zuverlässigere empirische Ansätze zu finden. Aus diesem Grund werden im Bild 6-15 die erreichten Festigkeitssteigerungen, ermittelt aus eigenen Versuchen, zusammen mit den Ergebnissen der anderen Forschergruppen dem Verhältnis f_{lj}/f_c gegenübergestellt.

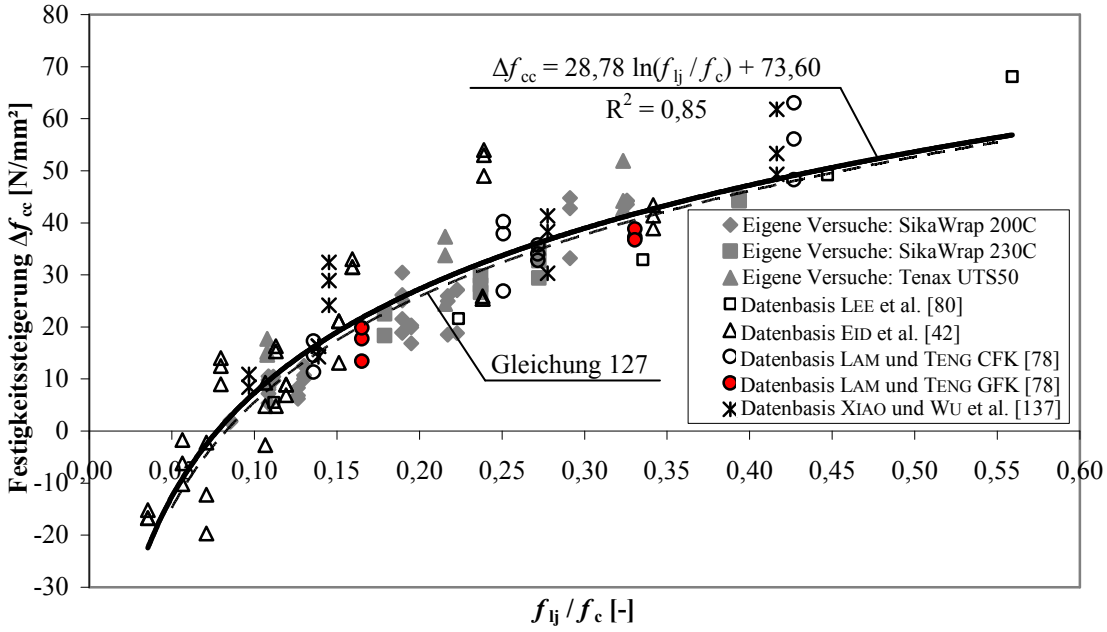


Bild 6-15 Festigkeitssteigerung Δf_{cc} in Abhängigkeit vom Verhältnis f_{lj}/f_c ; k_e beachtet (Einzelwerte aller unbewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper)

Bei der Ermittlung von f_{lj} musste auch für die von den Forschergruppen genutzten Gelegearten die entsprechende Effektivität der verwendeten Fasern über die Festlegung des Faktors k_ε erfolgen. Während manche Forschergruppen wie LAM und TENG diese Effektivitätsfaktoren teilweise selber auswiesen, musste dies für andere Datenreihen, z. B. XIAO und WU, durch eigene Analyse der von den Forschern bereitgestellten Spannungs-Dehnungs-Diagramme noch geschehen. Das Vorgehen ist für die einzelnen Datenreihen im Anhang M jeweils erläutert. Die Daten zur Festigkeitssteigerung, die der Literatur entnommen wurden, bestätigen den aus der Interpretation der eigenen Werte gefundenen logarithmischen Gleichungszusammenhang zwischen Festigkeitssteigerung Δf_{cc} und dem Verhältnis f_{lj}/f_c.

Es gelingt, eine Regression mit hohem Bestimmtheitsmaß zu finden. Diese ist mit Gl. 127, die mittels der eigenen Datenbasis ermittelt wurde, beinahe identisch. Darüber hinaus kann mittels der Daten der Forscher um EID et al. auch eine Aussage zur Effektivität von Materialkonstellationen gegeben werden, bei denen f_{lj}/f_c zu negativen Δf_{cc} führt. In diesen Fällen stellt sich nach dem Erreichen der einaxialen Betondruckfestigkeit kein zweiter Anstieg E_2 ein, sondern σ_c fällt wieder ab und eine Steigerung der Tragfähigkeit ist nicht möglich. Die CFK-Umschnürung kann keinen ausreichenden Querdruck aufbauen. Dennoch sollte die Umschnürung in der Lage sein, zumindest die Duktilität durch Erhöhung der Maximaldehnung ε_{cc} zu verbessern. Dies wird im Anschluss anhand von Bild 6-16 noch genauer geklärt.

Aus Bild 6-15 wird außerdem ersichtlich, dass andere Verstärkungsfasern über die gefundene Regression erfasst werden können. Dies zeigen die ebenfalls mit übernommenen Ergebnisse von LAM und TENG an GFK-umschnürten Prüfkörpern. Trotz des viel geringeren E-Moduls der Glasfasern gelingt über das Verhältnis f_{lj}/f_c eine zufriedenstellende Einbindung. Dies legt den Schluss nahe, dass alle linearelastischen Fasermaterialien über den gefundenen empirischen Ansatz erfasst werden können.

Ähnlich gute Übereinstimmungen zwischen den aus eigenen Versuchen ermittelten Werten und der zugefügten Datenbasis anderer Forscher zeigt auch die Gegenüberstellung von Maximaldehnung ε_{cc} und dem Verhältnis zwischen f_{lj}/f_c in Bild 6-16. Es kann eine gemeinsame Trendlinie gefunden werden, die die aus den eigenen Versuchen gefundene Potenzfunktion bestätigt. Gut zu erkennen sind auch die Ergebnisse der Forscher um EID. Tatsächlich können mit sehr schwachen CFK-Umschnürungen bereits Duktilitätssteigerungen erreicht werden, auch wenn die Festigkeit des umschnürten Druckglieds bei Faserbruch unter der der eigentlichen einaxialen Betondruckfestigkeit bleibt. Die in den Versuchen von EID et al. erzielten Maximaldehnungen der Prüfkörper mit niedrigem f_{lj} / f_c-Verhältnis lagen über denen, die nichtumschnürter Beton erreichen kann.

Auch die Ergebnisse, die an GFK-umschnürtem Beton von LAM und TENG gefunden wurden, können mit der gefundenen Regression dargestellt werden. Erneut ist die mittels eigener Daten gefundene Gleichung 128 beinahe identisch mit der aus der Gesamtheit der Ergebnisse eruierten Potenzfunktion.

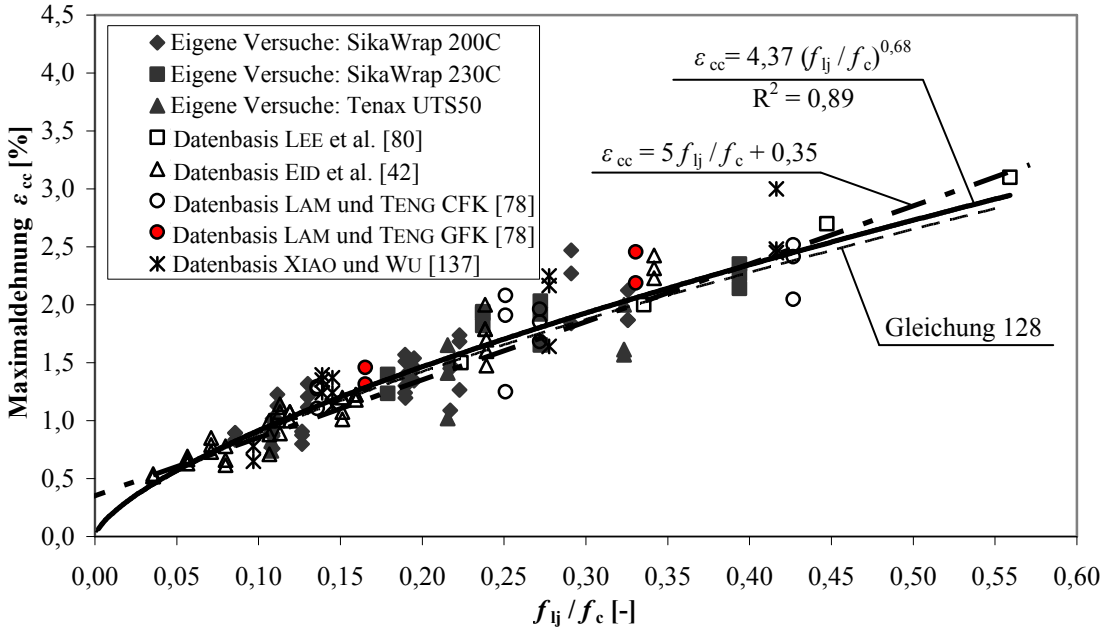


Bild 6-16 Maximaldehnung ε_{cc} in Abhängigkeit vom Verhältnis f_{lj}/f_c ; k_ε beachtet (Einzelwerte aller unbewehrten Prüfkörper)

Wie bereits im Kapitel 5.2.3 erläutert, ist die Wahl einer Potenzfunktion jedoch wenig realistisch, da bei $f_{lj} = 0$ auch Null als Grenzdehnung berechnet werden würde. Stattdessen wird erneut die einfache und im Diagramm ebenfalls gezeigte lineare Kurve zur Beschreibung der Abhängigkeit von ε_{cc} von f_{lj}/f_c vorgeschlagen. Diese hat als Schnittpunkt mit der y-Achse einen Wert von 0,35 %, was dem im Eurocode 2 [1] als Grenzdehnung für die Maximaldehnung von Normalbeton angegebenen Wert entspricht.

Insgesamt konnten durch die hinzugezogenen Datenbestände zu CFK-umschnürtem unbewehrten Beton die eigenen gefundenen Regressionen bestätigt, die eigene Datenbasis vergrößert und auf nicht selbst untersuchte Materialkonstellationen ausgeweitet werden.

6.2.3 Einbeziehung von Versuchsergebnissen zu CFK-umschnürten bewehrtem Beton

Für CFK-umschnürten bewehrten Beton wurde ebenfalls in der Literatur nach auswertbaren Datenquellen gesucht. Auch wenn der Bestand an Versuchen hier deutlich geringer ist, konnten (vgl. Tabelle 6-1) mehrere Literaturquellen verschiedener Forschergruppen ausgewertet werden. Hauptproblem bei der Arbeit mit einigen Quellen war, dass keine ausreichende Beschreibung der zur Umschnürung genutzten Querbewehrungselemente gefunden werden konnte. Besonders Angaben zur Betondeckung fehlten und somit auch entscheidende Informationen hinsichtlich der Einflusssphären der Umschnürungspartner.

Deshalb fanden nur Versuche Eingang, die in der Literatur auch hinreichend beschrieben wurden. Im Anhang M sind Erläuterungen zu den herangezogenen Versuchen mit ihren entsprechenden Spezifikationen vermerkt. Auch in diesem Fall konnte die eigene Datenbasis nochmals stark vergrößert und mit ca. 40 weiteren Versuchsergebnissen erweitert werden. Die aus den Veröffentlichungen entnommenen oder zusätzlich ausgewerteten Hauptergebnisse sind ebenfalls im Anhang M dokumentiert.

Sowohl die Literaturrecherche zu Materialmodellen zu CFK-umschnürten bewehrtem Beton im Kapitel 3.3 als auch die eigenen Untersuchungen zeigten, dass es möglich ist, die durch beide Partner erzeugten Umschnürungsdruckanteile zu summieren. Da die Stahlbewehrung mit Erreichen der Streckgrenze fließt, erzeugt diese ab diesem Moment einen konstanten Druck. Dadurch kann Gl. 11 zur Berechnung des Druckanteils der Querbewehrung genutzt werden. Ab diesem Moment erzeugt nur noch die CFK-Umschnürung Querdrucksteigerungen, womit Gl. 31 Anwendung findet. Die eigenen Versuche zeigten, dass mit dem Verhältnis A_{cc}/A_c gearbeitet werden kann, um die unterschiedlichen umschnürten Bereiche der Umschnürungspartner zu beachten. Durch den von NIEDERMEIER [92] gefundenen Abminderungsterm in Gl. 108 konnte darüber hinaus auch der durch die Annordnung der Querbewehrung verursachte Druckbogeneffekt mit implementiert werden. In Bild 6-17 sind die hinsichtlich der Tragfähigkeitssteigerung Δf_{cc} ausgewerteten Datenbestände anderer Forschergruppen mit den eigenen Werten verglichen und dem Verhältnis zwischen Gesamtumschnürungsdruck $f_{l(j+w)}$ und einaxialer Druckfestigkeit gegenübergestellt.

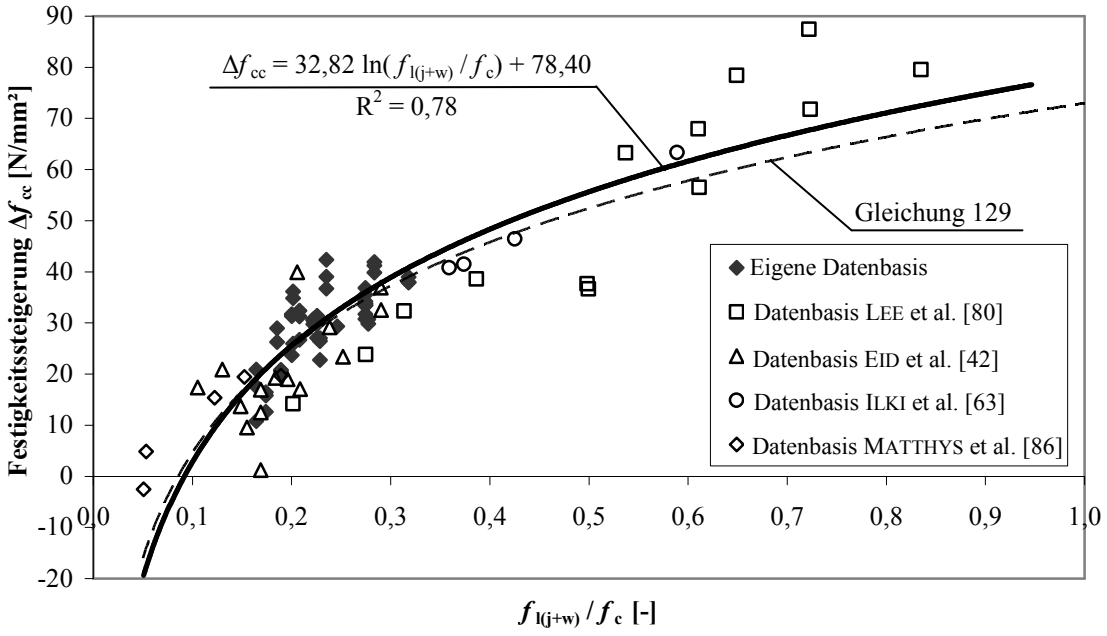


Bild 6-17 Tragfähigkeitssteigerung Δf_{cc} in Abhängigkeit vom Verhältnis $f_{l(j+w)}/f_c$; k_ε beachtet (Einzelwerte aller bewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper)

Bei diesen Experimenten wurde der Anteil der Längsbewehrung an der Tragfähigkeit herausgerechnet. Auch in diesem Fall konnte eine gemeinsame Regression gefunden werden. Gut zu erkennen ist der relativ kleine Bereich an Verhältniswerten $f_{l(j+w)}/f_c$, den das eigene Versuchsprogramm mit Ergebnissen füllen konnte. Während die Ergebnisse von EID et al. diesen Bereich bestätigen, ermöglichen die Datenbestände von LEE et al. und ILKI et al., auch sehr hohe Verhältnisse von $f_{l(j+w)}/f_c$ zu betrachten und Aussagen in diesem Bereich zuzulassen. Der Vergleich zur aus eigenen Versuchen ermittelten Gleichung 129 (siehe Kapitel 5.4) zeigt eine sehr gute Übereinstimmung.

In Bild 6-18 sind zudem sämtliche aus den eigenen Versuchen und aus der Literatur entnommenen Tragfähigkeitssteigerungen unbewehrter und bewehrter CFK-umschnürter Druckglieder dem Verhältnis $f_{l(j+w)}/f_c$ gegenübergestellt. Dies ist möglich, da bei unbewehrten Druckgliedern der Anteil der Querbewehrung am Umschnürungsdruck zu Null gesetzt werden kann. Auch in diesem Fall ist es möglich, eine zufriedenstellende Regression mit hohem Bestimmtheitsmaß zu finden. Diese logarithmische Funktion ist, aus Sicht des Autors, über den gesamten Verhältnisbereich von $f_{l(j+w)}/f_c = 0$ bis $f_{l(j+w)}/f_c = 0{,}75$ mit Versuchswerten abgesichert.

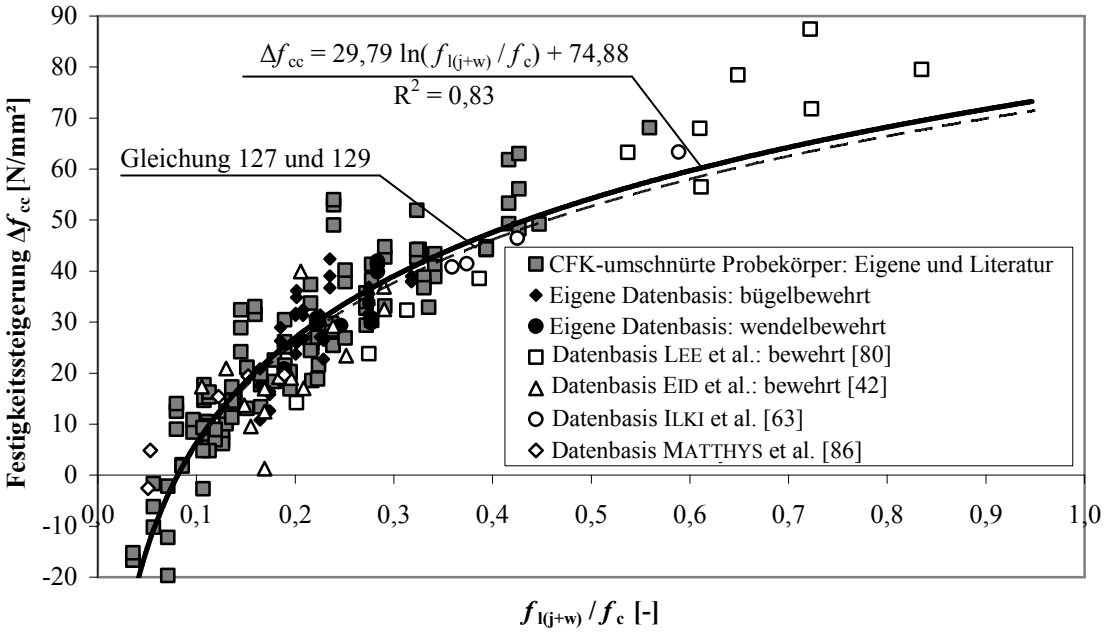


Bild 6-18 Tragfähigkeitssteigerung Δf_{cc} in Abhängigkeit vom Verhältnis $f_{l(j+w}/f_c$;k_ε beachtet (Einzelwerte aller unbewehrten und bewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper)

Dass diese Regression bei sehr hohen Verhältniswerten relativ konservativ ist, sollte als Vorsichtsmaßnahme angesehen werden. Die Erfahrungen zu im Verhältnis zur einaxialen Betondruckfestigkeit derart hohen Umschnürungsdrücken sind auch mit der hier durchgeführten Studie noch zu gering, um eine abschließende Beurteilung gewährleisten zu können. Dennoch können mit der gefundenen Regression bei einem Verhältniswert von 0,5 ca. 55 N/mm² Tragfähigkeitssteigerung realisiert werden. Die

gefundene Regression bestätigt die aus den eigenen Versuchen ermittelten Gl. 127 und 129.

In Bild 6-19 sind darüber hinaus die aus den Veröffentlichungen der anderen Forscher ermittelten Maximaldehnungen ε_{cc} mit den eigenen Werten der bewehrten Prüfkörper verglichen und eine Gegenüberstellung zum Verhältnis $f_{l(j+w)}$ unternommen. Auch in diesem Fall kann eine gemeinsame Regression gefunden werden. Der relativ kleine Bereich, den die eigene Datenbasis auf der Verhältniswertachse abbilden konnte, kann durch die zum Teil sehr hohen Verhältnisse von $f_{l(j+w)}/f_c$ der aus der Literatur entnommenen Datenbasen stark vergrößert und ausgeweitet werden. Insgesamt ist erneut ein klarer Trend erkennbar. Die mittels eigener Versuche ermittelte Gl. 130 kann bestätigt werden.

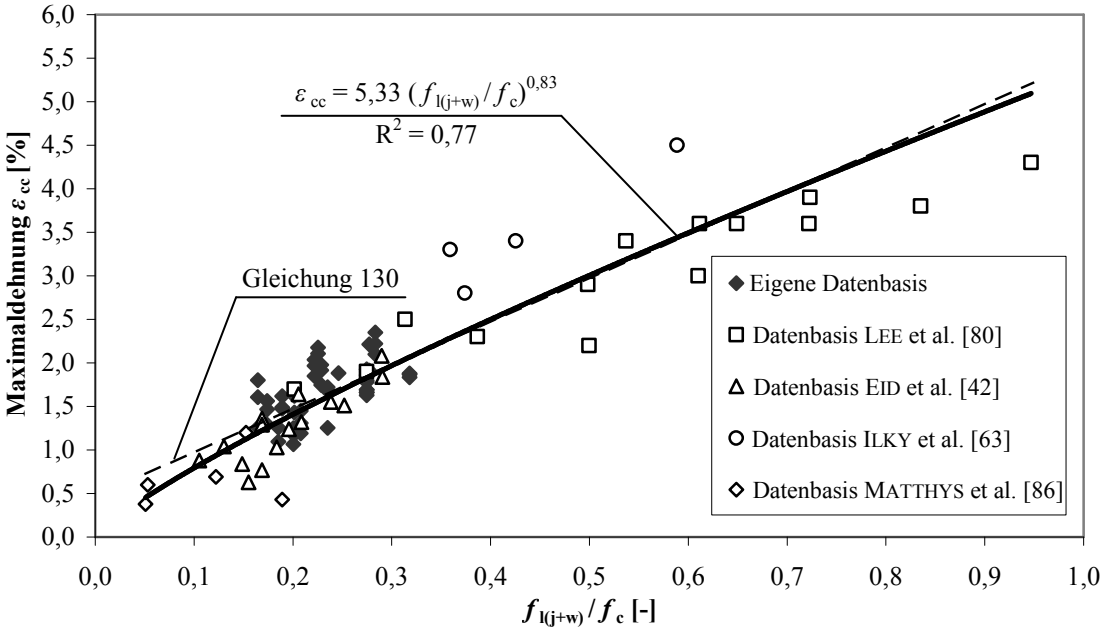


Bild 6-19 Maximaldehnung ε_{cc} in Abhängigkeit vom Verhältnis $f_{l(j+w}/f_c$; k_ε beachtet (Einzelwerte aller bewehrten Prüfkörper)

Dieser Trend wird weiter bestätigt, wenn über die bewehrten Prüfkörper hinaus auch die Ergebnisse aller CFK-umschnürten unbewehrten Prüfköper (eigene Datenbasis und Datenbasen anderer Forscher) mit in die Auswertung einbezogen werden. Dies ist in Bild 6-20 gezeigt. Erneut ist dabei der Anteil der Querbewehrung am Umschnürungsdruck $f_{l,wy}$ bei unbewehrten CFK-umschnürten Druckgliedern zu Null gesetzt. Die hier rechnerisch beste lineare Regression bietet ein sehr hohes Bestimmtheitsmaß. Die aus den eigenen Versuchen ermittelten Gl. 128 und 130 werden bestätigt. Diese weichen nur minimal von der für die Gesamtheit der Versuche gefundenen Regression ab.

Insgesamt werden die aus den eigenen Versuchsdaten eruierten Thesen und Regressionen durch die Erweiterung mit Datenbeständen anderer Forschungsprojekte bestätigt.

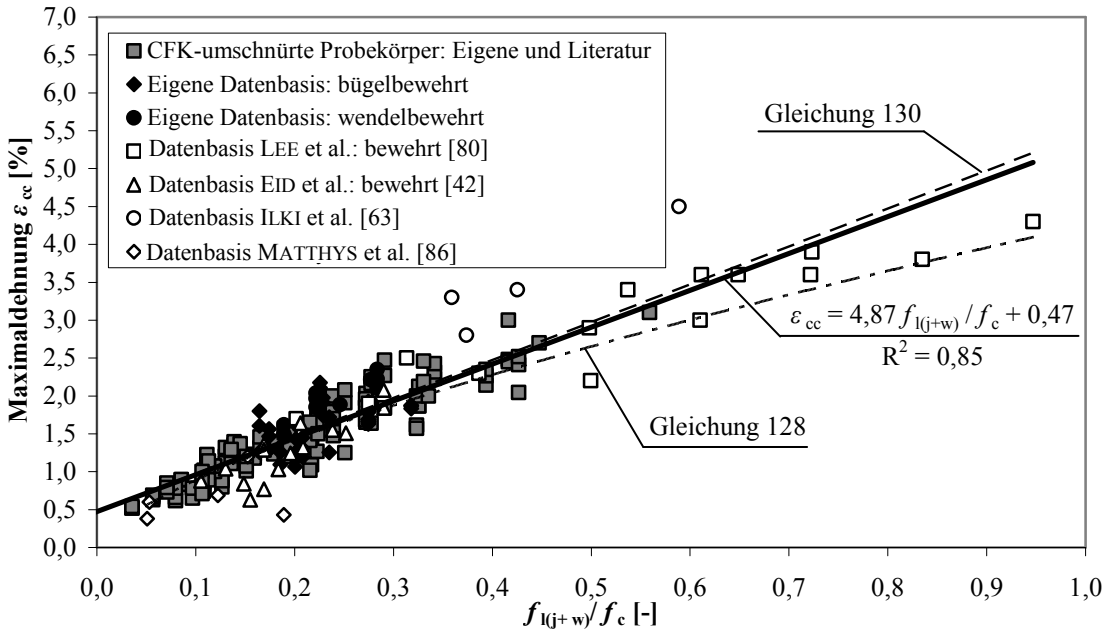


Bild 6-20 Maximaldehnung ε_{cc} in Abhängigkeit vom Verhältnis $f_{l(j+w)}/f_c$; k_ε beachtet (alle unbewehrten und bewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper)

Sowohl die Tragfähigkeit als auch die zugehörige Längsdehnung bei Faserbruch von CFK-umschnürten un- und bewehrten Betondruckgliedern können mit den gefundenen gemeinsamen Regressionen zuverlässig abgeschätzt werden. Auch zur Festlegung der entsprechenden Spannungs-Dehnungs-Beziehungen ließen sich gemeinsame Regressionen finden. Der zweite Anstieg in Querrichtung $E_{2,q}$ kann über eine einfache lineare Regression, die vom Verhältnis zwischen der Steifigkeit der CFK-Umschnürung und der einaxialen Betondruckfestigkeit abhängt, erfasst werden. Über die bereits von XIAO und WU [137] gefundenen Materialbeziehungen zwischen der zweiten Querdehnzahl und der Umschnürungssteifigkeit sowie der einaxialen Betondruckfestigkeit lässt sich dann auf den zweiten Anstieg in Längrichtung E_2 schließen.

7 Eigener Bemessungsansatz

7.1 Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit CFK-umschnürter unbewehrter und bewehrter zentrisch gedrückter Betondruckglieder

In den vergangenen Kapiteln 5 und 6 wurden die aus den eigenen Versuchen gefundene und aufbereitete Datenbasis sowie Ergebnisse anderer Forschergruppen genutzt, um empirische Zusammenhänge zwischen den Materialparametern des umschnürten Druckgliedes und der maximal erreichbaren Druckfestigkeit f_{cc} sowie der zugehörigen Dehnung ε_{cc} zu finden. Dies geschah getrennt für CFK-umschnürte unbewehrte sowie für CFK-umschnürte bewehrte Druckglieder. Die fortschreitende Auswertung zeigte, dass über den gemeinsamen Umschnürungsdruck $f_{l(j+w)}$ eine zuverlässige Vorhersage von f_{cc} und ε_{cc} möglich ist. Dieser ergibt sich aus dem Umschnürungsanteil der äußeren CFK-Umschnürung sowie dem Anteil der innen liegenden Querbewehrung. Die im Kapitel 6 mit einbezogenen Datenbestände aus anderen Forschungsprojekten bestätigten diesen Zusammenhang. Durch Verknüpfung der Gesamtheit aller Experimente gelang es, eine auf großer Datengrundlage angelegte Regression für Tragfähigkeit und Maximaldehnung zu finden. Mit Hilfe der in Bild 6-18 und Bild 6-20 gefundenen Trendkurven können folgende Mittelwertkurven zur Berechnung angegeben werden:

$$f_{cc} = f_c + 30 \cdot \ln\left(\frac{f_{l(j+w)}}{f_c}\right) + 75 \tag{132}$$

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c2} \cdot 1{,}75 + 0{,}05 \cdot \frac{f_{l(j+w)}}{f_c} \tag{133}$$

Die Wahl einer logarithmischen Funktion zur Ermittlung von f_{cc} bietet die beste Möglichkeit, die hier einbezogenen Datenbestände abzubilden. Diese ermöglicht es, auch negative Werte für Δf_{cc} zu erfassen. Wie mit Bild 6-15 und Bild 6-16 gezeigt, fällt σ_c zwar nach Erreichen von f_c wieder ab und Tragfähigkeitssteigerungen sind nicht möglich, die Maximaldehnung ε_{cc} kann aber gegenüber nicht umschnürtem Beton gesteigert werden. Voraussetzung ist, dass das ermittelte Verhältnis f_{lj}/f_c aufgrund einer zu schwach ausgebildeten Umschnürung unter ca. 0,1 fällt.

In Bild 7-1 findet sich eine statistische Auswertung zur Gl. 132. Die Einzelwerte des Gesamtdatenbestandes in Bezug auf erreichte Tragfähigkeitssteigerungen wurden dabei mit dem gemäß Gl. 132 vorhergesagten Erwartungswert subtrahiert. Die erreichte Standardabweichung σ betrug 7,4 N/mm². Wird eine Normalverteilung unterstellt, liegen somit 90 % aller Werte in einem Bereich von ±11,75 N/mm² vom Erwartungswert. Es ist möglich, einen gemeinsamen charakteristischen Abstandswert zu ermitteln.

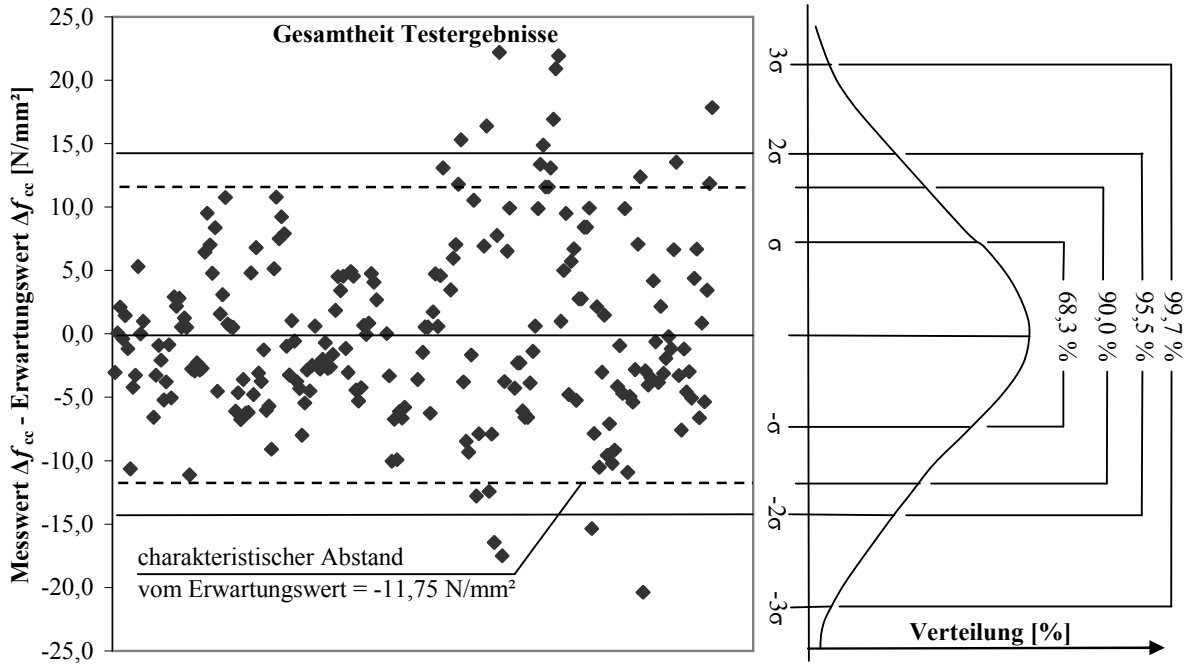


Bild 7-1 Statistische Auswertung der erreichten Tragfähigkeitssteigerungen Δf_{cc} bei Zugrundelegung von Gl. 132; Gesamter Datenbestand aus eigener Datenbasis und Literatur

Bild 7-2 enthält eine charakteristische Kurve zur Beschreibung der Tragfähigkeitssteigerung.

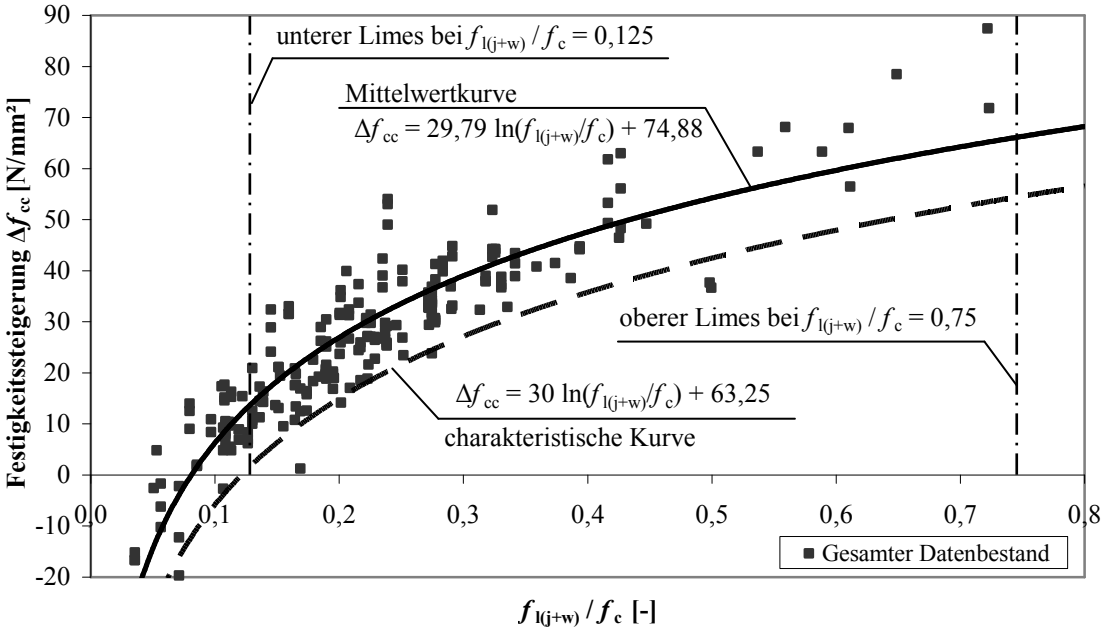


Bild 7-2 Tragfähigkeitssteigerung Δf_{cc} in Abhängigkeit vom Verhältnis $f_{l(j+w)} / f_c$; Charakteristische Trendkurve

Mit Hilfe des in Bild 7-1 gefundenen charakteristischen Abstandswertes kann man diese berechnen. Eine Normalverteilung vorausgesetzt, überschreiten 95 % aller Werte die mit dieser 5%-Fraktilkurve prognostizierte Tragfähigkeit:

$$f_{cc} = f_c + 30 \cdot \ln\left(\frac{f_{l(j+w)}}{f_c}\right) + 63 \quad \text{wenn } 0{,}75 \geq \frac{f_{l(j+w)}}{f_c} \geq 0{,}125 \tag{134}$$

Gl. 134 ermöglicht eine Einbindung in moderne Teilsicherheitskonzepte. Durch den eingeführten unteren Limes wird gleichzeitig verhindert, dass negative Laststeigerungen berechnet werden können. Das heißt, es ist sichergestellt, dass sich ein zweiter Anstieg E_2 einstellt und σ_c nach dem Erreichen von f_c weiter ansteigt. Da die rein empirische Funktion nur bis zu einem Verhältnis von 0,75 mit Versuchsergebnissen belegt ist, sollte grundsätzlich eine Grenze für den Einsatz der gefundenen Regressionen festgelegt werden. Dieses Grenzverhältnis wird vom Autor bei ca. $f_{l(j+w)}/f_c = 0{,}75$ festgelegt (vgl. eingezeichneten Limes in Bild 7-2). Trotz der Festlegung dieser Grenze kann der Großteil der baupraktisch relevanten Einsatzbereiche erfasst werden, vlg. hierzu z. B. NIEDERMEIER [92]. Grundsätzlich könnten an dieser Stelle aber weitere Versuche zur Verbesserung und Absicherung der hier gefundenen Regressionen durchgeführt werden. Bild 7-3 hält die statistische Auswertung des Gesamtbestandes an erreichten Maximaldehnungen ε_{cc} bei Zugrundelegung der gefundenen Gl. 133 bereit. In diesem Fall liegt die Standardabweichung bei 0,295 %. Daraus folgt, dass bei Normalverteilung 90 % aller Werte in einem Bereich von ±0,486 % vom Erwartungswert liegen. Wie im Bild zu sehen, trifft dies sehr gut auf den Gesamtdatenbestand zu.

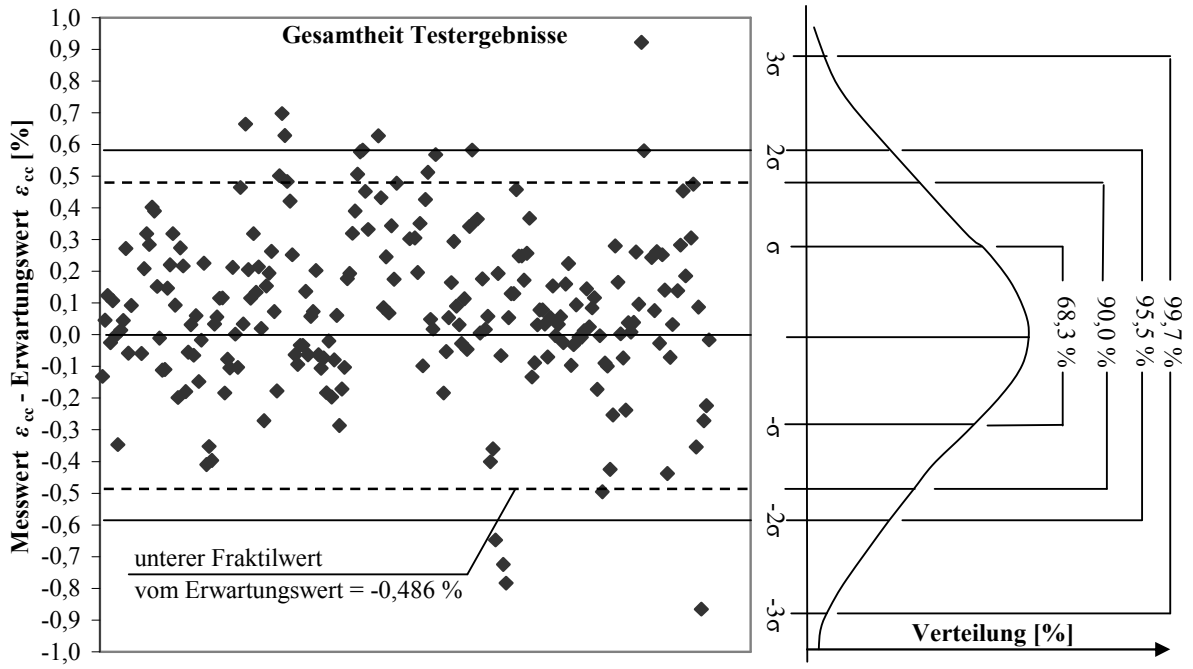


Bild 7-3 Statistische Auswertung der erreichten Maximaldehnungen ε_{cc} bei Zugrundelegung von Gl. 133; Gesamter Datenbestand aus eigener Datenbasis und Literatur

Auch in diesem Fall kann ein global gültiger charakteristischer Abstand vom Erwartungswert eruiert werden. Diese Grenze kann auf alle untersuchten Werte angewendet werden, unabhängig davon, welches Verhältnis $f_{l(j+w)}/f_c$ vorlag. Dies ist ein wichtiger Aspekt, da in vielen Veröffentlichungen, z. B. [92], von einer zunehmenden Streuung der Werte mit größer werdendem Verhältnis $f_{l(j+w)}/f_c$ ausgegangen wird. Dadurch streben die untere 5%-Fraktilkurve und die obere 95%-Fraktilkurve zunehmend auseinander.

In Bild 7-4 ist die mit Gl. 133 vorgeschlagene Mittelwertkurve zur Abschätzung von ε_{cc} zu sehen. Im Vergleich zur rechnerisch idealen Kurve in Bild 6-20 ermöglicht Gl. 133 für Verhältnisse von $f_{l(j+w)}/f_c$ gleich Null wieder eine Dehnung von 0,35 %. Im Gegenzug wurde die Steigung der linearen Funktion im Vergleich zur rechnerisch idealen Funktion etwas angehoben.

Im Bild werden außerdem verschiedene Vorschläge zur Abschätzung der unteren und oberen Fraktilkurven gezeigt. Neben der mittels der statistischen Auswertungen in Bild 7-3 gewonnen eigenen 5%-Fraktilkurve ist auch ein Vorschlag von NIEDERMEIER [92] abgebildet. Man erkennt, dass die Fraktilkurven nach NIEDERMEIER mit steigendem Verhältnis $f_{l(j+w)}/f_c$ stark auseinander streben. Dies setzt voraus, dass sich die Streuung der Gesamtdehnungen ebenfalls erhöht und verschlechtert.

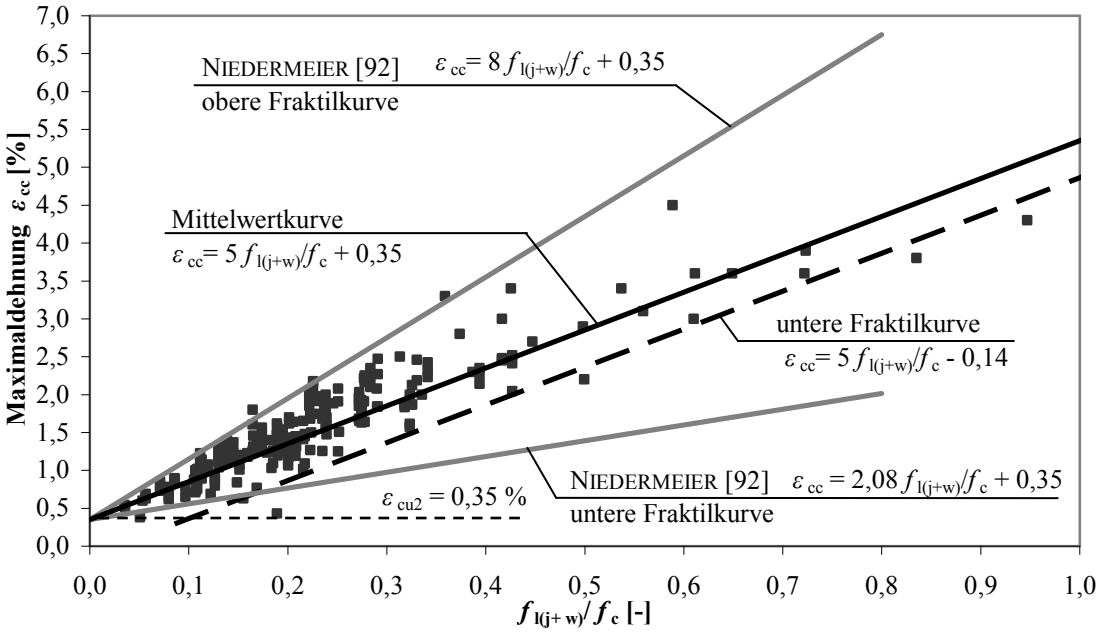


Bild 7-4 Maximaldehnung ε_{cc} in Abhängigkeit vom Verhältnis $f_{l(j+w)}/f_c$; untere und obere Fraktilkurven

Wie bereits im Bild 7-3 gezeigt, konnte aber aus der Gesamtheit der in dieser Arbeit untersuchten Tests aus eigener Datenbasis und Werten aus der Literatur ein einheitlicher Abstand zum Erwartungswert (Ergebnis nach Gl. 133) gefunden werden, in dem bei Normalverteilung 90 % aller Werte liegen sollten. Durch Verschieben um diesen Wert kann die im Bild 7-4 aufgezeigte lineare 5%-Fraktilkurve aufgestellt

werden. Diese gewährleistet auch bei hohen Verhältnissen $f_{l(j+w)}/f_c$ eine repräsentative Vorhersage. Da die charakteristische Kurve ihren Ursprung nun allerdings nicht mehr in ε_{cu2} hat, wird dieser Wert vereinfacht als unterer Limes der unteren Fraktilkurve vorgeschlagen. Es ergibt sich somit folgende charakteristische Gleichung:

$$\varepsilon_{cc} = \begin{cases} -\varepsilon_{c2} \cdot 0{,}7 + 0{,}05 \cdot \dfrac{f_{l(j+w)}}{f_c} & \text{wenn } \varepsilon_{cc} > \varepsilon_{c2} \cdot 1{,}75 \\ \varepsilon_{cu2} & \text{wenn } \varepsilon_{cc} \le \varepsilon_{c2} \cdot 1{,}75 \end{cases} \tag{135}$$

Hinsichtlich der 95%-Fraktilkurve wird der ebenfalls in Bild 7-4 aufgezeigte Vorschlag von NIEDERMEIER [92] herangezogen. Der vorgeschlagene Ansatz hat den Vorteil, dass der Kurvenursprung bei ε_{cu2} liegt. Somit ist ein nahtloser Übergang zu nichtumschnürtem Beton gegeben. Da die Datenbasis für große Verhältnisse $f_{l(j+w)}/f_c$ noch immer gering ist, bietet die Kurve nach NIEDERMEIER darüber hinaus konservative und somit sicherere Ergebnisse. Es wird somit die von NIEDERMEIER empfohlene obere Fraktilkurve übernommen:

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c2} \cdot 1{,}75 + 0{,}08 \cdot \frac{f_{l(j+w)}}{f_c} \tag{136}$$

Aufgrund der zu geringen Datenbasis im Bereich hoher Verhältnisse $f_{l(j+w)}/f_c$ sollten die vorgestellten Regressionen ebenfalls nur bis zu einem Verhältnis von $f_{l(j+w)}/f_c = 0{,}75$ Verwendung finden.

In Bild 7-5 ist die grafische Auswertung der Gl. 132 – 134 zu sehen. Erkennbar sind die Mittelwertlinie sowie die zugehörige charakteristische Kurve zur Ermittlung von f_{cc}. Gemäß den Empfehlungen von NIEDERMEIER erfolgt die Ermittlung von ε_{cc} allein über die Mittelwertkurve, also Gl. 133. Aus dem Diagramm können für verschiedene Verhältniswerte $f_{l(j+w)}/f_c$ die entsprechende Festigkeitssteigerung und die zugehörige Dehnung direkt entnommen werden. Für die Verhältnisse $f_{l(j+w)}/f_c$ gleich 0,05 und 0,10 kann Gl. 134 nicht angewendet werden, da der untere Limes von $f_{l(j+w)}/f_c$ gleich 0,125 unterschritten wird.

In Bild 7-6, Bild 7-7 und Bild 7-8 erfolgt die Gegenüberstellung der eigenen Datenbasis zu den Ergebnissen errechnet mit den Gl. 132 - 134. Es kann gezeigt werden, dass die an der breiten Datenbasis von unbewehrten und bewehrten Prüfkörpern gefundenen empirischen Ansätze sehr gut geeignet sind, die Tragfähigkeit sowie die Dehnung bei Bruch der Kohlefasern abzuschätzen. In Bild 7-6 wurden die experimentellen Werte auch mit der charakteristischen Gl. 134 nachgerechnet. Wie im Bild zu erkennen, gewährleistet diese ein gleichbleibendes Sicherheitsniveau, auch bei hohen Tragfähigkeiten.

Die in den Vergleichen gefundenen Regressionen nähern sich besonders bei unbewehrten CFK-umschnürten Druckgliedern sehr gut an die Ideallinie $\Delta f_{cc,cal} = 1{,}00\ \Delta f_{cc,exp}$ an.

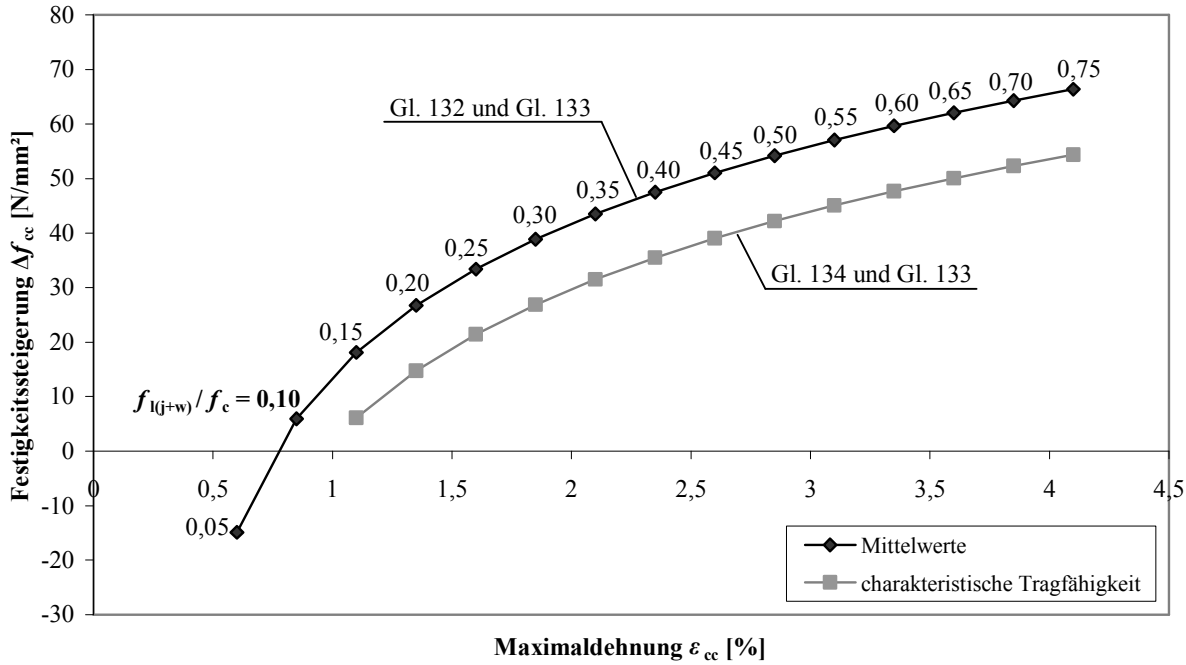


Bild 7-5 Grafische Auswertung der Gl. 132 bis 134

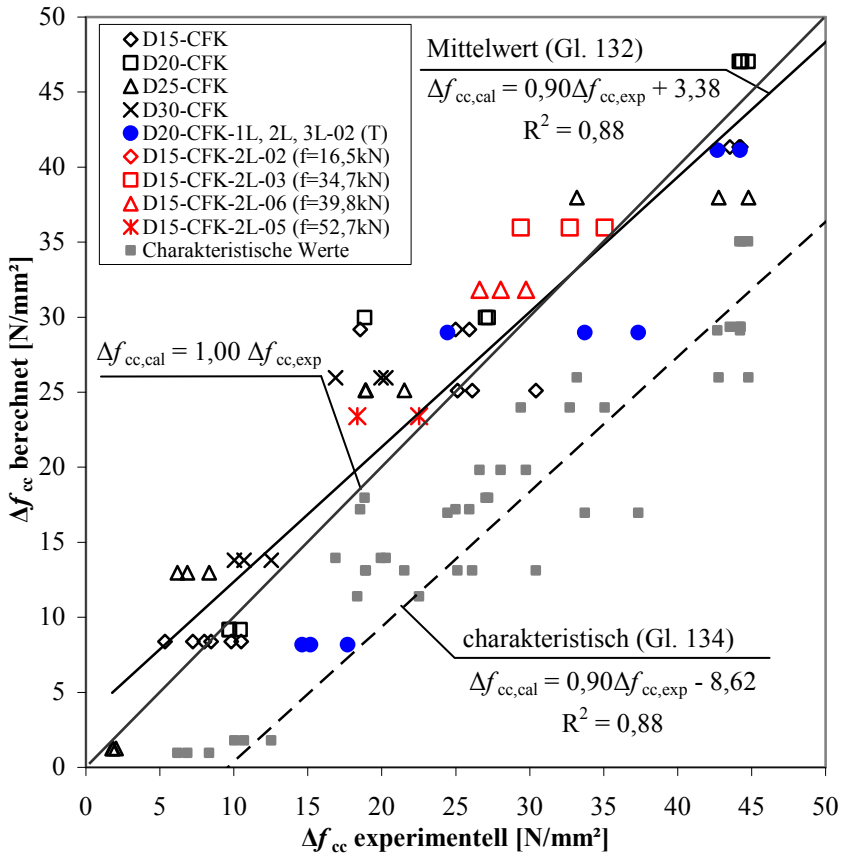


Bild 7-6 Gegenüberstellung rechnerischer und eigener experimenteller Ergebnisse für CFK-umschnürte unbewehrte Prüfkörper hinsichtlich Δf_{cc}

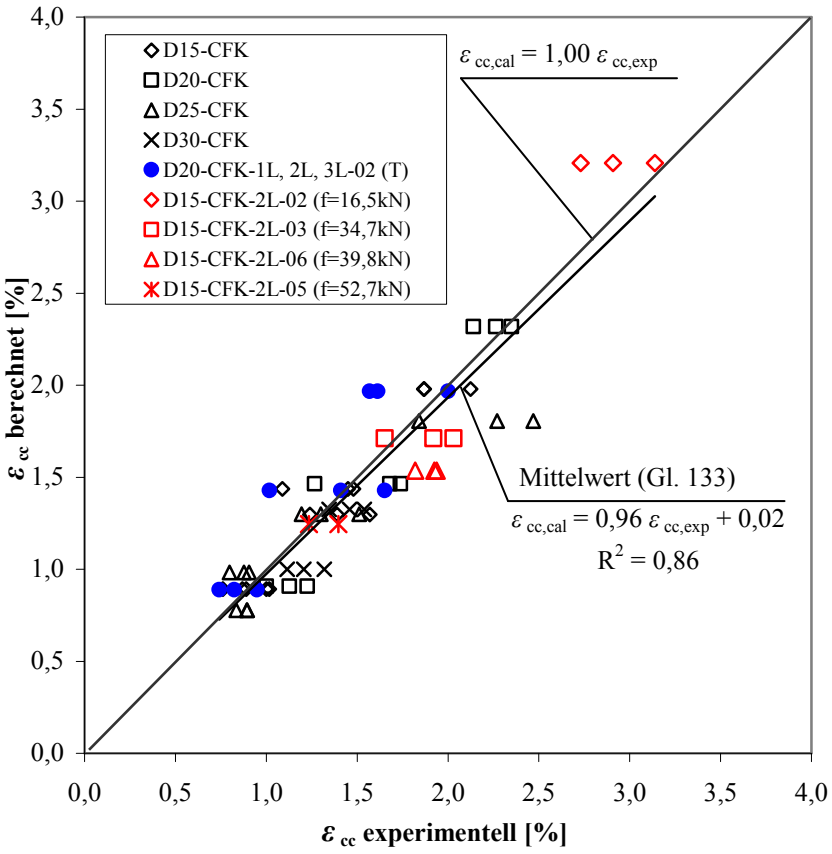


Bild 7-7 Gegenüberstellung rechnerischer und eigener experimenteller Ergebnisse für CFK-umschnürte unbewehrte Prüfkörper hinsichtlich ε_{cc}

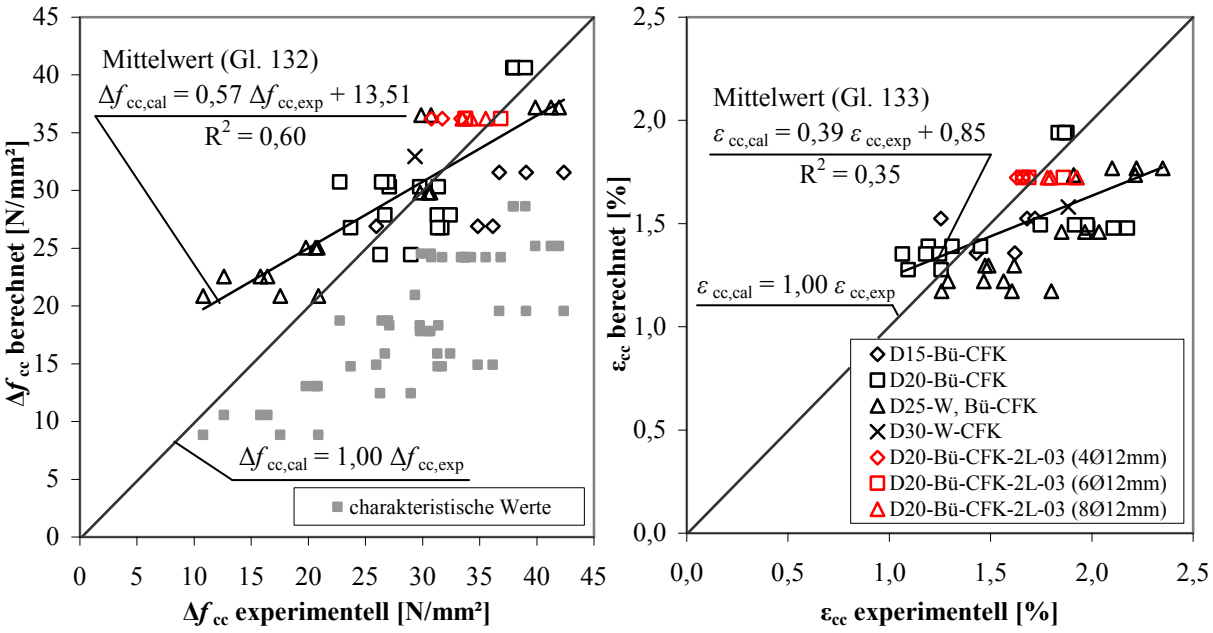


Bild 7-8 Gegenüberstellung rechnerischer und eigener experimenteller Ergebnisse dual umschnürter Prüfkörper hinsichtlich Δf_{cc} und ε_{cc} (Legende gilt für beide Diagramme)

Dies wird nochmals durch die in Bild 7-9 vorgenommene Gegenüberstellung mit sämtlichen eigenen Versuchsergebnissen bestätigt. Die für die Tragfähigkeit gefundene 5 %-Fraktilkurve (Gl. 134) ermöglicht stets ein gleichbleibendes Sicherheitsniveau, wie an der hier im Vergleich gefundenen entsprechenden Regressionskurve zu sehen ist.

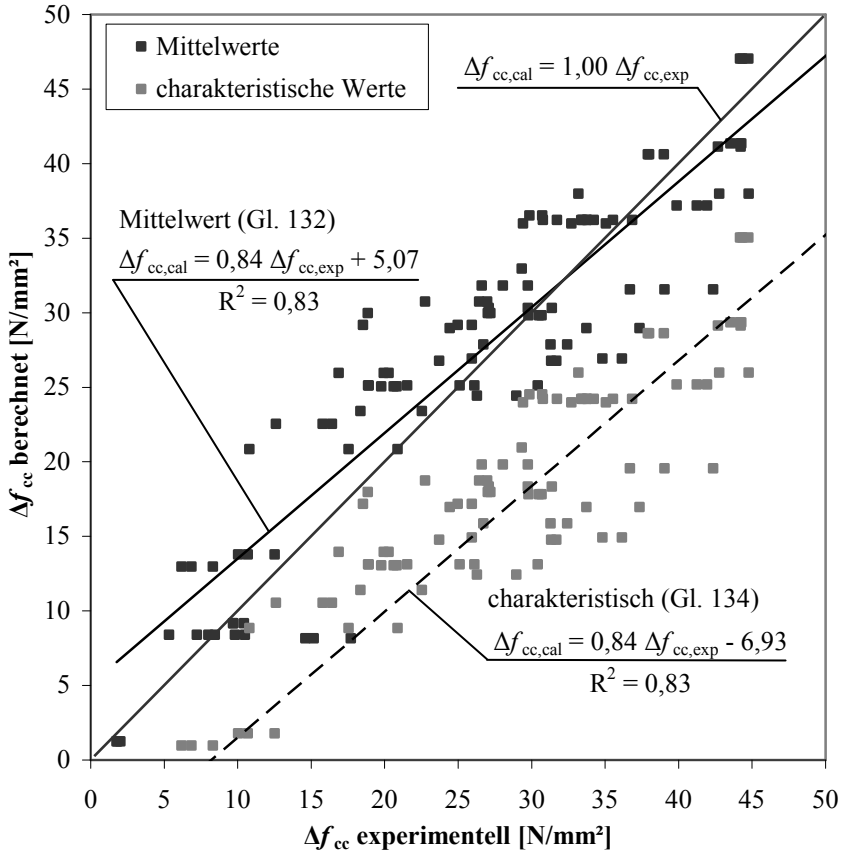


Bild 7-9 Gegenüberstellung rechnerischer und eigener experimenteller Ergebnisse aller un- und bewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper hinsichtlich Δf_{cc}

Erst bei höheren Verhältnissen $f_{l(j+w)}/f_c$ werden Mittelwert- und 5 %-Fraktilkurve konservativer. Da aber, wie bereits erläutert, die Anzahl an Experimenten mit hohen Verhältnissen $f_{l(j+w)}/f_c$ noch immer gering ist, sollten die Abweichungen als zusätzliches Sicherheitsmoment gesehen werden.

In Bild 7-10 sind darüber hinaus alle eigenen experimentell ermittelten Werte für ε_{cc} den Ergebnissen der Gl. 133 gegenübergestellt. Die gefundene Regressionsgerade liegt mit einem Anstieg von 0,82 nah am perfekten Anstieg. Die an einer sehr großen Datenbasis gefundene Gl. 133 ist gut geeignet, die eigene Datenbasis im Mittel abzubilden.

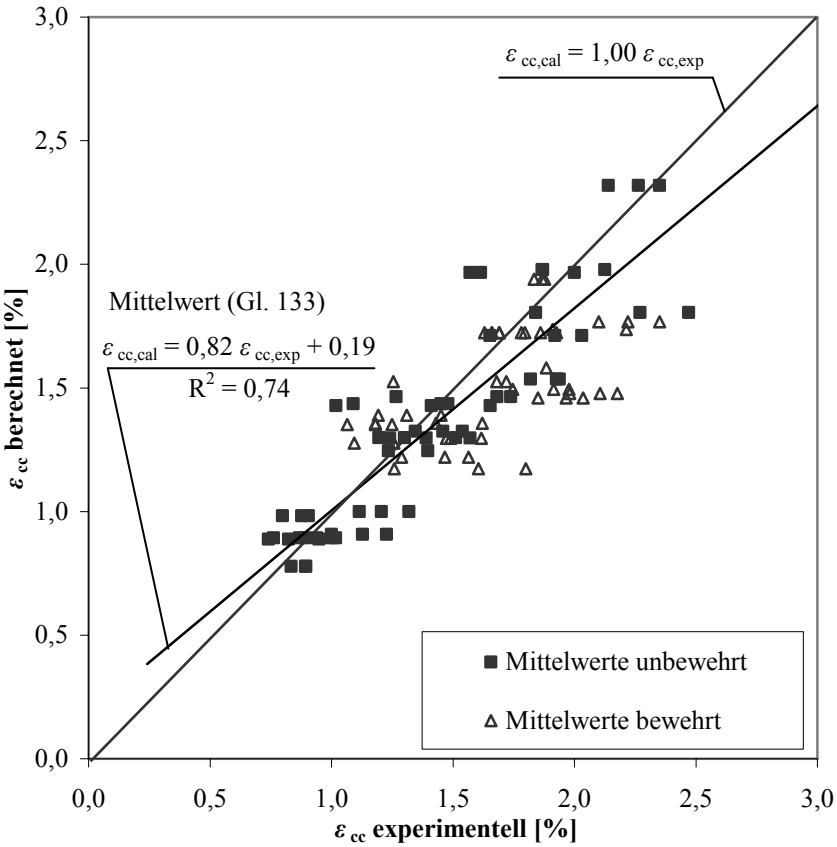


Bild 7-10 Gegenüberstellung rechnerischer und eigener experimenteller Ergebnisse aller unbewehrten und bewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper hinsichtlich ε_{cc}

7.2 Vorschlag zur Abschätzung des Materialverhaltens / Spannungs-Dehnungs-Kurven

Bei der Ermittlung der Spannungs-Dehnungs-Kurven in Längsrichtung werden in der Literatur verschiedenste Ansätze präsentiert. Aussichtsreich erscheint das Modell von LAM und TENG [77] (vgl. Gl. 50). Der Ansatz wurde auch von NIEDERMEIER [92] aufgegriffen und ist besonders für den Einsatz in der Praxis prädestiniert. Hauptaugenmerk liegt auf der Berechnung des zweiten Anstiegs E_2, welcher maßgeblich die Form der Spannungs-Dehnungs-Kurven steuert.

7.2.1 Nutzung des bilinearen Ansatzes nach LAM und TENG [77] zur Bildung eines vollständigen empirischen Materialmodells

Im Kapitel 3.2.3 wurde der Ansatz zur Darstellung der Spannungs-Dehnungskurven in Längsrichtung (vgl. Gl. 50) der Forscher um LAM und TENG bereits erläutert. Die Kurven werden dabei unter Zuhilfenahme der Tragfähigkeit f_{cc} und der zugehörigen Dehnung ε_{cc} über den zweiten E-Model E_2 gebildet. So entsteht eine direkte Linie vom durch f_{cc} und ε_{cc} gebildeten Punkt zur y-Achse. E_2 schneidet dabei auf dem Niveau von

f_c die Koordinatenachse. Die Übergangszone zwischen dem im elastischen Bereich gelegenen ersten Anstieg und E_2 wird vereinfacht über eine Parabelfunktion gebildet. Dieses Vorgehen wurde von NIEDERMEIER [92] übernommen (vgl. Kapitel 3.3.4) und auf dual umschnürten Beton erweitert. Die Auswertung der eigenen Datenbasis sowie die Vergleiche mit den genannten Ansätzen (vgl. Kapitel 6) haben gezeigt, dass besonders hinsichtlich der Ermittlung der wichtigen Werte f_{cc} und ε_{cc} eine zusätzliche Verbesserung erfolgen musste. Der Ansatz eines starren Wertes für k_1 und die Missachtung der Betondruckfestigkeit sorgten für die teilweise erheblichen Abweichungen zwischen errechneten und experimentellen Ergebnissen, wie im Kapitel 6.1 gezeigt wurde. Im vorhergehenden Kapitel ließen sich mit den Gl. 132 und 133 eigene empirische Bemessungsgleichungen für f_{cc} und ε_{cc} präsentieren. Auch die Ermittlung von E_2, das prinzipiell nur vom durch f_{cc} und ε_{cc} gebildeten Punkt im Spannungs-Dehnungsraum abhängt, sollte überdacht werden. Der von XIAO und WU [137] vorgeschlagene Ansatz, mit der zweiten Querdehnzahl ν_2 zu arbeiten, wird deshalb vom Autor bevorzugt. Die Auswertung der eigenen Datenbasis sowie der Datenbestände anderer Forscher hat die Abhängigkeit von E_2 und ν_2 vom Verhältnis zwischen Umschnürungssteifigkeit E_{jl} und einaxialer Betondruckfestigkeit f_c bewiesen (vgl. Bild 6-11 und Bild 6-12). In beiden Fällen konnten allgemeingültige und über eine große Datenbasis abgesicherte Regressionen gefunden werden. Als Mittelwertkurven lassen sich folgende Gleichungen vorschlagen:

$$E_{2,q} = 136 \cdot \frac{E_{jl}}{f_c} - 540 \qquad [\text{N/mm}^2] \tag{137}$$

$$\nu_2 = 7 \cdot \left(\frac{E_{jl}}{f_c} \right)^{0,7} \tag{138}$$

Bild 5-11 zeigt sehr deutlich, dass ein einfacher linearer Ansatz genügt, die Abhängigkeit von $E_{2,q}$ vom Verhältnis E_{jl}/f_c darzustellen. Im Bild 7-11 ist die statistische Auswertung des Gesamtdatenbestandes hinsichtlich $E_{2,q}$ und Gl. 137 aufgezeigt. Auch in diesem Fall kann über die Standardabweichung und eine angenommene Normalverteilung ein Abstand ± 660 N/mm² vom Zielwert von Gl. 137 gefunden werden. Innerhalb dieser Grenzen befinden sich 90 % aller Werte. Zugrunde gelegt sind 110 experimentelle Werte. Neben den eigenen Experimenten finden sich auch die Datenbestände der im Bild 6-11 aufgeführten Forschergruppen.

Wie Bild 7-12 zu erkennen ist, gelingt es eine charakteristische Kurve für die 5 %-Fraktile zu finden. Diese wurde mit dem im Bild 7-11 aufgezeigten charakteristischen Abstand zur Zielgleichung Gl. 137 erstellt:

$$E_{2,q} = 136 \cdot \frac{E_{jl}}{f_c} - 1200 \qquad [\text{N/mm}^2] \tag{139}$$

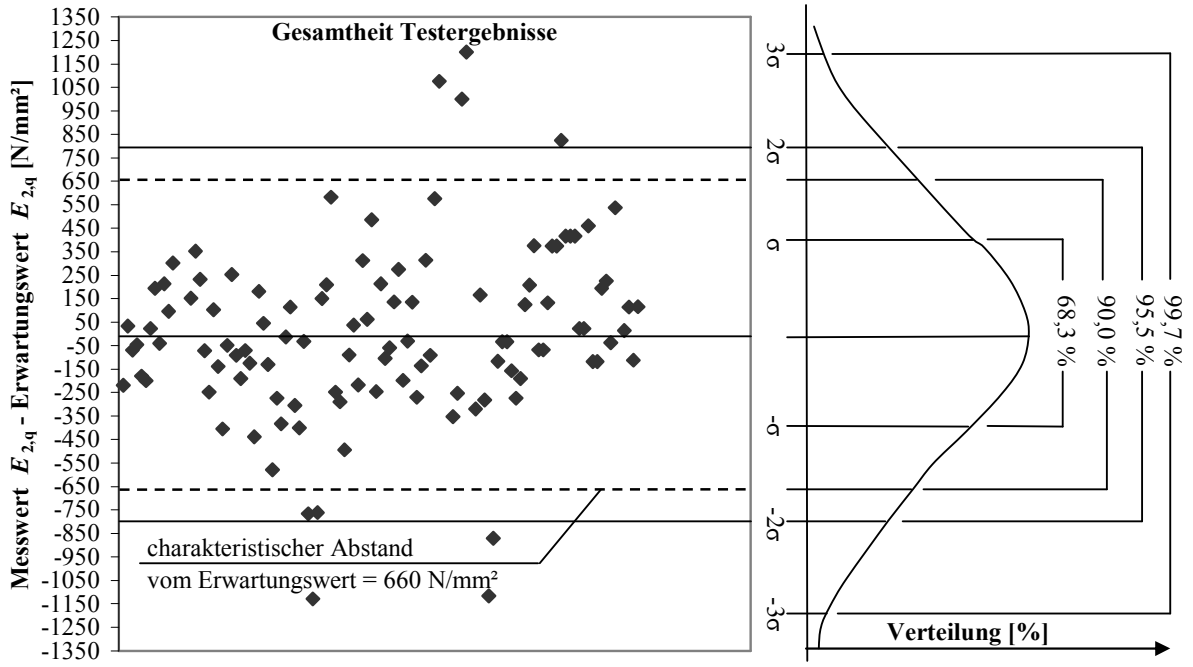


Bild 7-11 Statistische Auswertung der Ergebnisbasis hinsichtlich des zweiten Anstiegs in Querrichtung $E_{2,q}$ unter Zugrundelegung von Gl. 137

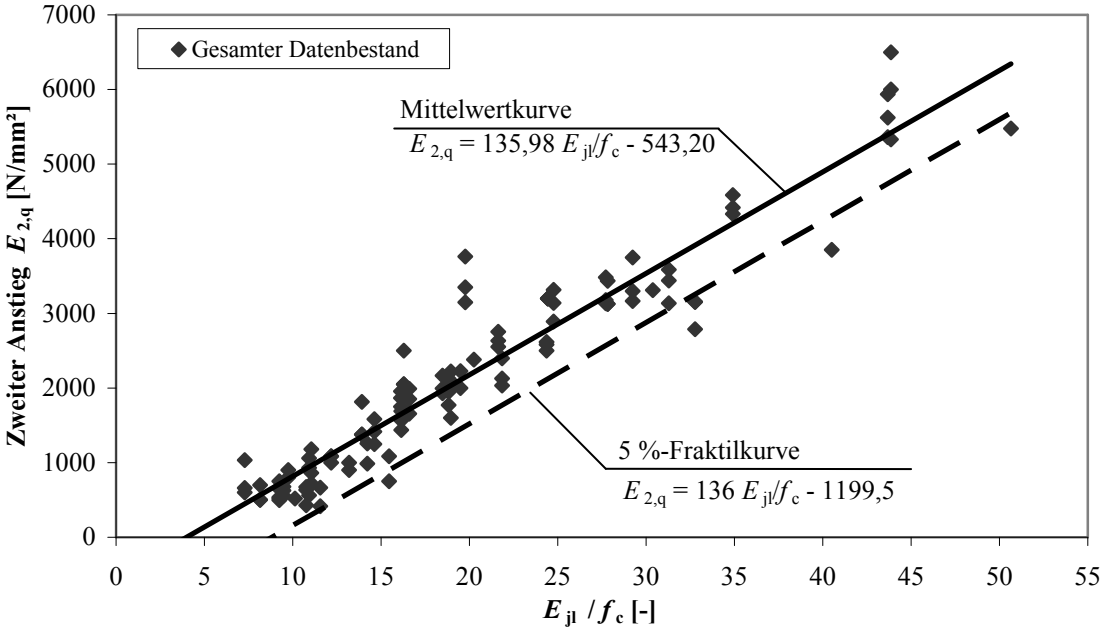


Bild 7-12 Zweiter Anstieg in Querrichtung $E_{2,q}$ in Abhängigkeit vom Verhältnis E_{jl}/f_c; charakteristische Trendkurve

Zur Ermittlung des zweiten Anstiegs in Längsrichtung ist Gl. 140 zu nutzen.

$$E_2 = E_{2,q} \cdot \nu_2 \tag{140}$$

Auch in diesem Fall können die eigenen Versuchsergebnisse dem gefundenen theoretischen Ansatz gegenübergestellt werden. Eine Auswertung ist in Bild 7-13 dargestellt. Alle im Kapitel 6.1 herangezogenen theoretischen Ansätze mit Ausnahme des Modells nach XIAO und WU [137] waren ungeeignet, um die zu E_2 experimentell gefundenen Ergebnisse darzustellen (vgl. Bild 6-5 und Bild 6-6). Mit dem gefundenen Ansatz gelingt es, die experimentellen Ergebnisse besser zu reflektieren.

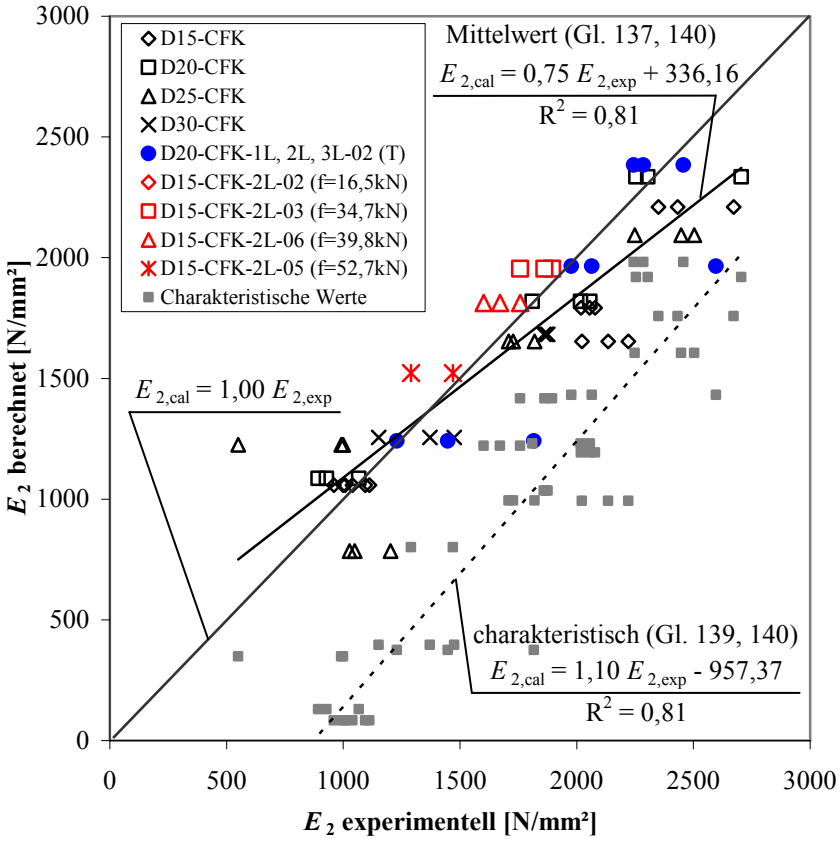


Bild 7-13 Gegenüberstellung rechnerischer und eigener experimenteller Ergebnisse aller unbewehrten CFK-umschnürten Prüfkörper hinsichtlich E_2

Die im Bild 3-21 von NIEDERMEIER [92] aus den Überlegungen von LAM und TENG [77] gewonnene Spannungs-Dehnungs-Linie wird übernommen und die Materialparameter entsprechend den eigenen Erkenntnissen modifiziert. Der sich ergebende Ansatz wird wie folgt beschrieben:

$$\sigma_c = \begin{cases} E_c \cdot \varepsilon_c - \dfrac{(E_c - E_2)^2}{4 \cdot f_c^*} \cdot \varepsilon_c^2 & (0 \le \varepsilon_c \le \varepsilon_t) \\ f_c^* + E_2 \cdot \varepsilon_c & (\varepsilon_t \le \varepsilon_c \le \varepsilon_{cc}) \end{cases} \tag{141}$$

$$f_c^* = f_{cc} - E_2 \cdot \varepsilon_{cc} \tag{142}$$

$$\varepsilon_t = \frac{2 \cdot f_c^*}{E_c - E_2} \tag{143}$$

Der Ansatz hat für CFK-umschnürten unbewehrten als auch bewehrten Beton Gültigkeit. Die Berechnung des Schnittpunktes von E_2 mit der y-Achse geschieht nun über das bekannte E_2 und nicht mehr über die von LAM und TENG vorgeschlagene Gl. 51. Die Ermittlung von E_2 wird so von berechneter Tragfähigkeit und zugehöriger Dehnung entkoppelt.

In Bild 7-14 und Bild 7-15 erfolgt eine Gegenüberstellung des beschriebenen Ansatzes. Bei der Ermittlung des Umschnürungsdrucks für CFK-umschnürte unbewehrte Druckglieder wurde der Anteil der Querbewehrung zu Null gesetzt. Für die Ermittlung der Kurven für CFK-umschnürte bewehrte Druckglieder wurde zur Ermittlung von f_{cc} der Anteil der Längsbewehrung beachtet und hinzu addiert.

Der Vergleich der beiden Bilder zeigt nochmals die Unterschiede zwischen CFK-umschnürten unbewehrten und bewehrten Betondruckgliedern. Diese liegen in der deutlich vergrößerten Übergangszone sowie in der zum Teil deutlich erhöhten Tragfähigkeit und Maximaldehnung der bewehrten Druckglieder. Der dazwischen liegende zweite Anstieg E_2 ist bei beiden Umschnürungsarten identisch, da nur die CFK-Umschnürung einen weiteren Anstieg von f_{lj} (Querbewehrung fließt bereits) bewirken kann. Dies entspricht den im Bild 5-18 erläuterten Erkenntnissen. Bild 7-15 zeigt auch deutlich, dass die Übergangszone, in der beide Umschnürungspartner wirken, durch den parabelförmigen Verlauf vereinfacht abgebildet wird.

Gl. 141 berechnet eine deutlich steilere Übergangszone, die in der Realität nicht auftritt. Dennoch sollte an Gl. 141 festgehalten werden, da diese mit vertretbarem Berechnungsaufwand eine zufriedenstellende Modellierung von Spannungs-Dehnungs-Beziehungen sowohl unbewehrter als auch querbewehrter Druckglieder ermöglicht. Aufwendige Modelle wie der im Kapitel 3.3.3 vorgestellte Vorschlag von EID und PAULTRE [41] sind für praktische Bemessungsprobleme ungeeignet. Allerdings birgt das mit den Gl. 141 bis 143 beschriebene Vorgehen auch Nachteile. Neben den berechneten Mittelwertkurven enthalten Bild 7-14 und Bild 7-15 auch charakteristische Kurven, bei denen die Tragfähigkeit f_{cc} mit Gl. 134 und der zweite Anstieg über Gl. 139 berechnet wurden. Zur Berechnung der zur Tragfähigkeit gehörenden Dehnung kam aber erneut die Mittelwertgleichung Gl. 133 zum Einsatz. Der Autor folgt somit den Empfehlungen von NIEDERMEIER [92] und weist mittleren und charakteristischen Festigkeiten die gleichen Verformungsgrößen zu. Dies entspricht auch dem Vorgehen im Eurocode 2 [1] und fand ebenfalls Eingang in die Richtlinie des DAfStb [5].

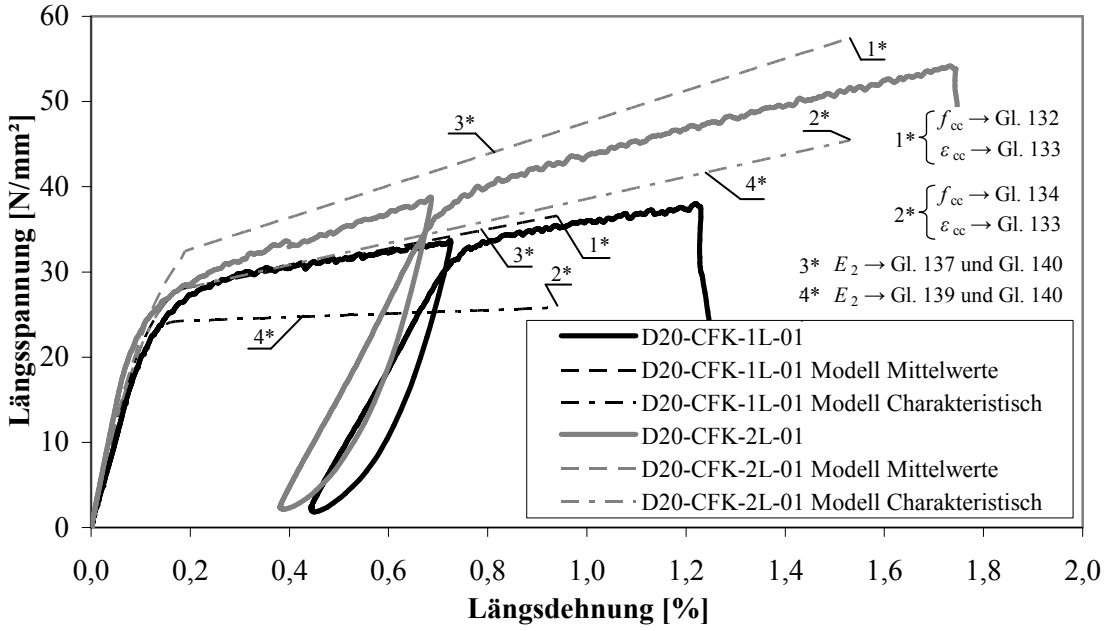


Bild 7-14 Gegenüberstellung des gefundenen Ansatzes gegenüber experimentellen Spannungs-Dehnungs-Kurven aus Versuchen an CFK-umschnürten unbewehrten Betondruckgliedern

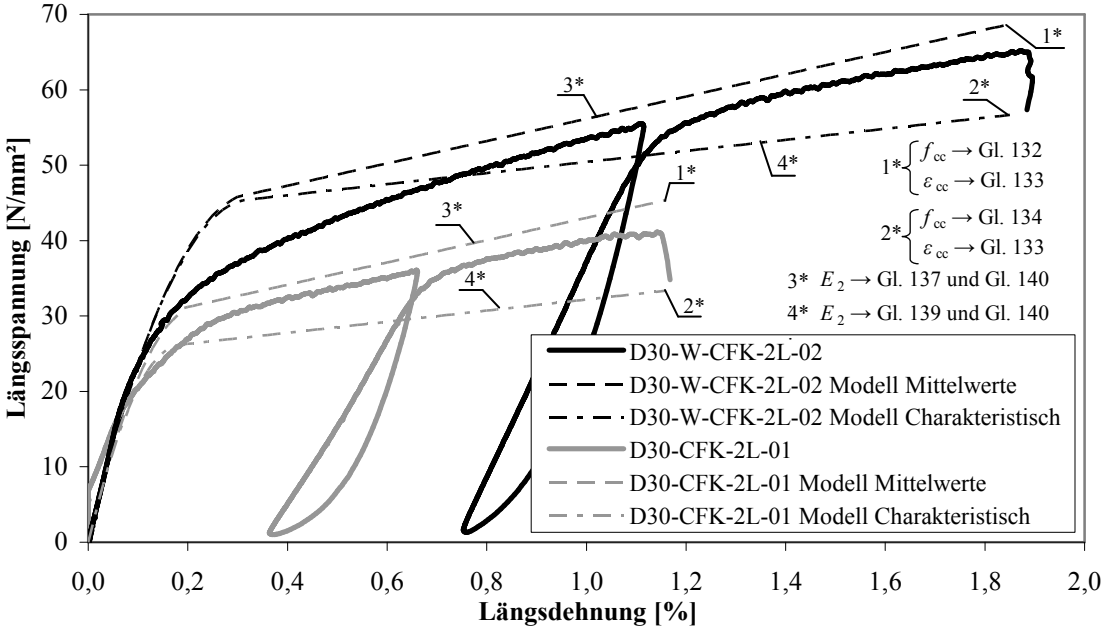


Bild 7-15 Gegenüberstellung des gefundenen Ansatzes gegenüber experimentellen Spannungs-Dehnungs-Kurven aus Versuchen an CFK-umschnürten unbewehrten und bewehrten Betondruckgliedern

Wie im Bild 7-14 zu erkennen, gelingt auf diese Weise eine zuverlässige Abbildung des charakteristischen Materialverhaltens für CFK-umschnürte unbewehrte Druckglieder. Die im Bild 7-15 diskutierte charakteristische Materialkurve für das

dual umschnürte Drucklied zeigt aber, dass Gl. 141 in Verbindung mit dem nach Gl. 139 berechneten charakteristischen zweiten Anstieg nun zu einer Überschätzung im Übergangsbereich zwischen den beiden linearen Ästen des bilinearen Materialmodells führt. Das Vorgehen der Entkopplung der Berechnung von E_2 von f_{cc} und ε_{cc} wirkt sich nun negativ aus und führt zu einer zu starken Überschätzung des Materialverhaltens im Übergangsbereich.

Aus diesem Grund wird für die Erstellung der charakteristischen Materialkurven das ursprüngliche Vorgehen von LAM und TENG [77] gemäß Gl. 51 empfohlen. Der zweite Anstieg wird somit nicht mehr direkt berechnet, sondern ergibt sich wieder aus der Verbindungslinie zwischen dem von f_{cc} und ε_{cc} beschriebenen Punkt und der auf der y-Achse aufgetragenen einaxialen Betonfestigkeit f_c. So kann sichergestellt werden, dass keine Überschätzung des Materialverhaltens eintritt. Nachteilig ist bei diesem Vorgehen aber, dass bei starker vorhandener Querbewehrung nun eine starke Unterschätzung und Vereinfachung des Übergangsbereichs zu E_2 eintritt. Dies geschieht aufgrund des Umstandes, dass die Querbewehrung vornehmlich zu Beginn ihren Umschnürungsdruck aufbaut. Der im Kapitel 3.3.4 erläuterte Bemessungsansatz nach NIEDERMEIER [92] begegnet diesem Problem mit einem höher anzuordnenden Anschnitt mit der y-Achse f_c*. Die Berechnung erfolgt mit Gl. 107. Dieser Ansatz wird nun aufgegriffen und für die Berechnung des Anschnitts Gl. 144 vorgeschlagen:

$$f_c^* = \begin{cases} f_c + 30 \cdot \ln\left(\dfrac{f_{l,wy} \cdot k_e}{f_c}\right) + 63 & \text{wenn} \quad \dfrac{f_{l,wy} \cdot k_e}{f_c} > 0{,}12 \\ f_c & \text{wenn} \quad \dfrac{f_{l,wy} \cdot k_e}{f_c} < 0{,}12 \end{cases} \tag{144}$$

Gl. 144 entspricht somit der charakteristischen Gleichung zur Berechnung der Tragfähigkeit, allerdings wird nur die Querbewehrung zur Ermittlung des Umschnürungsdrucks ($f_{l,wy}$ nach Gl. 11) herangezogen. Der frühe starke Beitrag zum Umschnürungsdruck, den besonders Wendelbewehrungen bereitstellen können, kann so wirkungsvoll bei der Erstellung der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen Beachtung finden. Bei geringen Querbewehrungsgehalten mit weiten Bügelabständen und geringen Bügeldurchmessern entspricht der Achsenanschnitt wieder f_c und somit den Intensionen von LAM und TENG.

Da zur Ermittlung des charakteristischen Materialverhaltens Gl. 134 Anwendung findet um f_{cc} zu berechnen, ist auch bei der Vorhersage von charakteristischen Spannungs-Dehnungs-Kurven der untere Limes $f_{l(j+wy)}/f_c = 0{,}125$ zu beachten. Der Berechnung eines abfallenden E_2 infolge einer zu schwach ausgebildeten Umschnürung wird vorgebeugt.

7.2.2 Vergleichende Betrachtungen zwischen experimentellen und berechneten Spannungs-Dehnungs-Beziehungen

In diesem Kapitel soll eine Diskussion zu den in den Kapiteln 7.1 und 7.2.1 unterbreiteten Gleichungen zur Berechnung des Materialverhaltens von CFK-

umschnürten unbewehrten sowie bewehrten Druckgliedern erfolgen. Ein Vergleich zu etablierten Ansätzen anderer Forschergruppen wird gezogen.

Zunächst werden Spannungs-Dehnungs-Kurven, ermittelt an CFK-umschnürten unbewehrten Druckgliedern, untersucht. Interessant ist dabei vor allem die Genauigkeit der Modelle bei steigender einaxialer Betondruckfestigkeit (vgl. Kapitel 3.2.5). Hier bieten die Serien D15-CFK-2L-03 und -05 eine sehr gute Möglichkeit zum Vergleich. In Bild 7-16 sind die aus weggesteuerten Druckversuchen ermittelten Spannungs-Dehnungs-Kurven der Serie D15-CFK-2L-03 den Ergebnissen nach NIEDERMEIER [92] (vgl. Kapitel 3.3.4) und dem eigenen Ansatz gegenübergestellt. Der verwendete Beton in dieser Serie wies eine einaxiale Festigkeit von ca. 35 N/mm² auf. Die Abmessungen und das gewählte CFK-Verstärkungssystem können Tabelle 4-7 entnommen werden. Zur Ermittlung des maximalen Umschnürungsdrucks wurde die Bruchdehnung der Kohlefasern bei den Berechnungen nach NIEDERMEIER entsprechend seinen Empfehlungen für unbewehrten Beton mit $k_\varepsilon = 0{,}66$ (Mittelwertkurve) und $k_\varepsilon = 0{,}50$ (charakteristische Kurve) abgemindert. Für die Berechnung mit dem eigenen Ansatz wurden die im Kapitel 5.2.3 gefundenen Abminderungsfaktoren ($k_\varepsilon = 0{,}70$ für Mittelwertkurven; $k_\varepsilon = 0{,}55$ für charakteristische Kurven) gewählt.

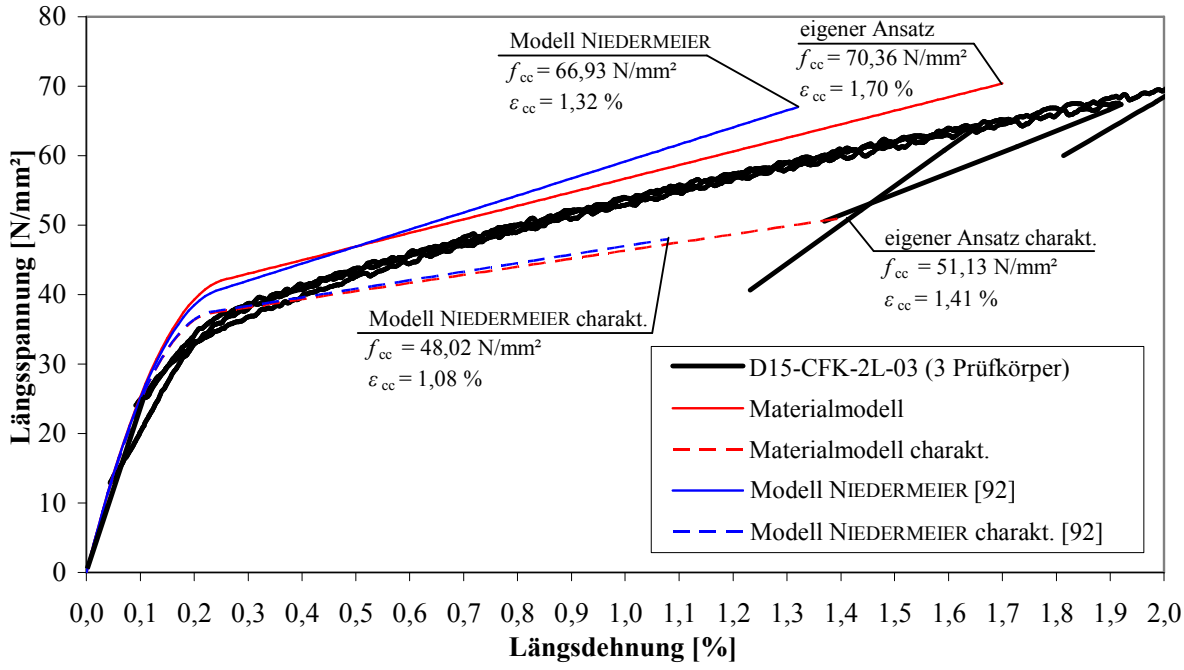


Bild 7-16 Gegenüberstellung des gefundenen Ansatzes gegenüber experimentellen Spannungs-Dehnungs-Kurven sowie dem Modell nach NIEDERMEIER (Serie D15-CFK-2L-03)

Der Vergleich zwischen den realen Versuchsergebnissen und den Modellen zeigt, dass beide Ansätze die Tragfähigkeit f_{cc} zuverlässig berechnen. Allerdings wird die Dehnung ε_{cc} mit der von NIEDERMEIER empfohlenen Gl. 103 stark unterschätzt. Dies spiegelt sich auch bei der Betrachtung der charakteristischen Kurven wieder. Während

beide Modelle eine annähernd gleiche Tragfähigkeit empfehlen, wird die Dehnung mit dem Ansatz nach NIEDERMEIER zu stark unterschätzt. Man erkennt, dass die ähnlichen Abminderungsfaktoren k_ε in Verbindung mit den Gl. 102 und 132 bei normalfestem Beton und moderatem Umschnürungsdruck zur gleichen Tragfähigkeit führen. Die Wahl des starren Faktors k_1 in Gl. 102 wirkt sich in diesem Beispiel nicht negativ aus.

Dies verändert sich, wenn die Betondruckfestigkeit erhöht wird. In Bild 7-17 sind die Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D15-CFK-2L-05 dargestellt. Im Vergleich zur Serie D15-CFK-2L-03 wurde hier eine deutlich höhere einaxiale Betonfestigkeit von $f_c = 52{,}7$ N/mm² erreicht. Dies führt zu einem geringeren Verhältnis f_{lj}/f_c. Mit der von NIEDERMEIER vorgeschlagenen Gl. 102 wird die maximal Festigkeit f_{cc} nun stark überschätzt, da der starre Faktor k_1 die bei niedrigen Verhältnissen f_{lj}/f_c geminderte Wirksamkeit der Umschnürung nicht erfassen kann. Die erreichbare Dehnung ε_{cc} wird erneut unterschätzt, wodurch das errechnete E_2 zu groß ist und das Materialverhalten insgesamt nicht zufriedenstellend abgebildet wird. Der eigene Ansatz zeigt eine gute Übereinstimmung mit den realen Ergebnissen.

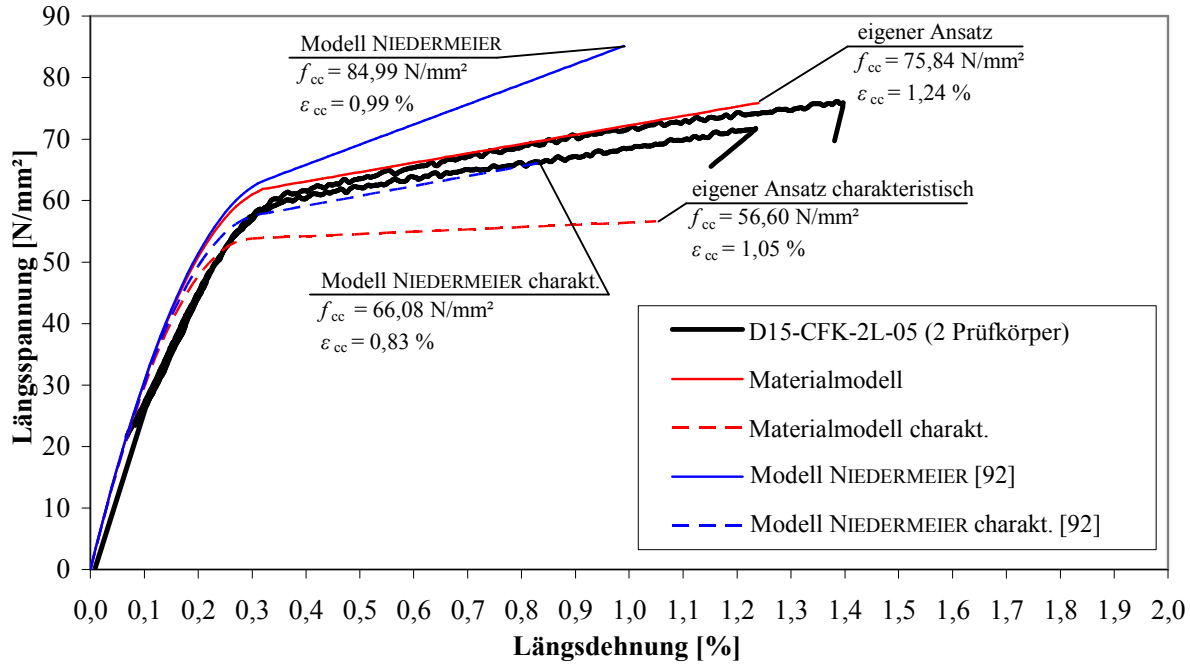


Bild 7-17 Gegenüberstellung des gefundenen Ansatzes gegenüber experimentellen Spannungs-Dehnungs-Kurven sowie dem Modell nach NIEDERMEIER (Serie D15-CFK-2L-05)

Werden die charakteristischen Gleichungen beider Modelle in Verbindung mit den charakteristischen Bruchdehnungen der Kohlefasern genutzt, bildet das Modell nach NIEDERMEIER die Mittelwertkurven ab. Sowohl Tragfähigkeit als auch Maximaldehnung bleiben aber unter den im realen Versuch ermittelten Werten. Die eigene charakteristische Gl. 134 führt nur zu einer sehr geringen Tragfähigkeitssteigerung. Die Maximaldehnung wird aber durch die

Mittelwertgleichung Gl. 133 in Verbindung mit dem charakteristischen Bruchdehnungswert der Kohlefasern gut abgebildet.

Hinsichtlich dual umschnürter Druckglieder wurden für den Vergleich die Spannungs-Dehnungs-Kurven der wendelbewehrten Prüfserien D25-W-CFK-2L-01 (Bild 7-18) und D25-W-CFK-3L-01 (Bild 7-19) herangezogen. Neben dem Ansatz nach NIEDERMEIER sind auch die Spannungs-Dehnungs-Kurven nach EID und PAULTRE [41] sowie PELLEGRINO und MODENA [97] mit abgebildet. Die Effektivität der verwendeten Kohlefasern wird von den verschiedenen Modellen sehr unterschiedlich definiert. Dies wurde bereits im Kapitel 3.1.1 ausführlich behandelt. Für die Wahl des Abminderungsfaktors k_ε wurden deshalb jeweils die Empfehlungen der einzelnen Forschergruppen beachtet. Für das Modell nach PELLEGRINO und MODENA kam Gl. 40 zum Einsatz, um k_ε abzuschätzen. EID und PAULTRE empfehlen die Nutzung des von LAM und TENG [77] gefundenen Werts $k_\varepsilon = 0{,}586$. Für die Berechnungen nach NIEDERMEIER wurden dessen Empfehlungen für bewehrten Beton beachtet und k_ε mit 0,50 (Mittelwerte) und 0,25 (charakteristische Werte) abgeschätzt. Da die eigenen Versuche keinen negativen Effekt der innen liegenden Bewehrung auf die Effektivität der CFK-Umschnürung zeigten, wurden für die Berechnung erneut die im Kapitel 5.2.3 aufgezeigten Werte für k_ε verwendet.

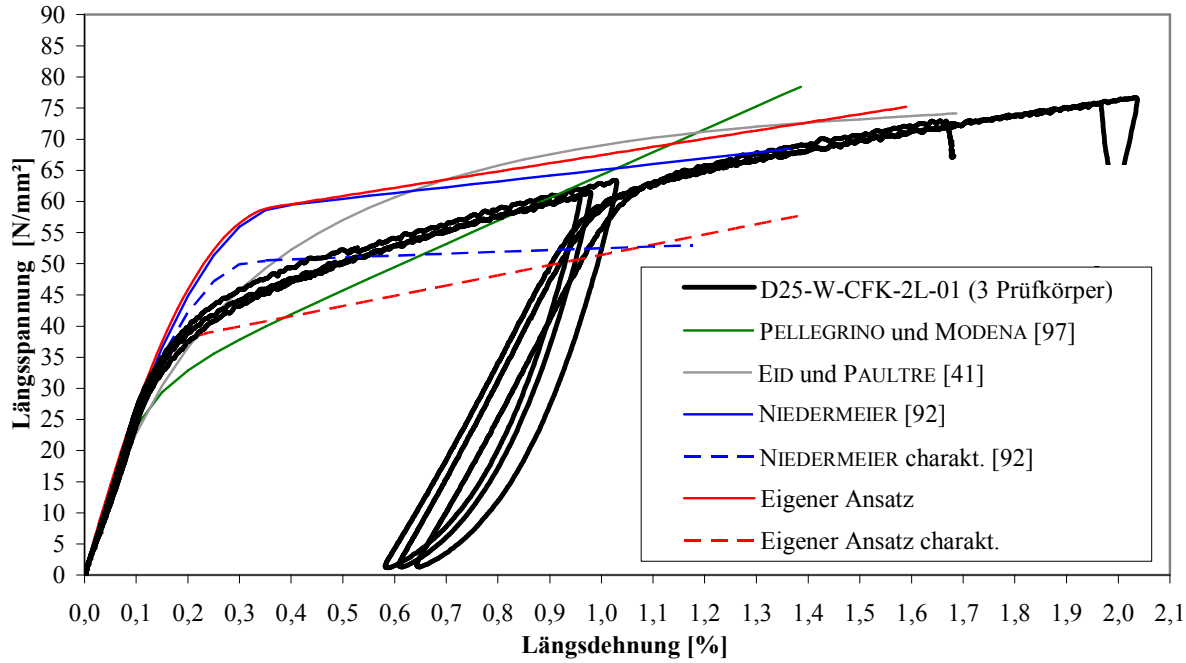


Bild 7-18 *Gegenüberstellung des gefundenen Ansatzes gegenüber experimentellen Spannungs-Dehnungs-Kurven sowie Modellen anderer Forschergruppen (Serie D25-W-CFK-2L-01)*

Die starke Wendelbewehrung (vgl. Tabelle 4-7), die in dieser Serie zum Einsatz kam, sorgt für eine stark vergrößerte Übergangszone bevor sich der lineare zweite Anstieg anschließt. Keines der Modelle kann diese Übergangszone exakt abbilden. Die Spannungs-Dehnungs-Kurven nach PELLEGRINO und MODENA zeigen keine

Ähnlichkeit zu den realen Versuchskurven. Obwohl die Tragfähigkeit richtig vorhergesagt wird, kann die zugehörige Dehnung nicht zufriedenstellend berechnet werden. Der Ansatz nach EID und PAULTRE ermöglicht eine ausgeprägte Übergangszone, wenngleich das Materialverhalten überschätzt wird. Der lineare Bereich ist zu klein. Die erreichte Tragfähigkeit und Maximaldehnung liegen aber nah an den realen Ergebnissen. Der Ansatz nach NIEDERMEIER als auch der eigene Ansatz können den Übergangsbereich ebenfalls nur vereinfacht abbilden und überschätzen somit zunächst das Materialverhalten. Erneut kann der Ansatz nach NIEDERMEIER die Maximaldehnung nicht zufriedenstellend vorhersagen. Das eigene Modell gibt hier Tragfähigkeit, zugehörige Dehnung und den zweiten Anstieg E_2 korrekter wieder. Werden die Materialkurven über die charakteristischen Gleichungen für die Tragfähigkeit gebildet, berechnen beide Modelle ähnliche Tragfähigkeiten.

In Serie D25-W-CFK-3L-01 wurde im Gegensatz zur vorher diskutierten Serie eine dritte Kohlefaserlage aufgebracht. Die Querbewehrung wurde nicht variiert. Die realen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen sind in Bild 7-19 den Ergebnissen der verschiedenen Modelle gegenübergestellt.

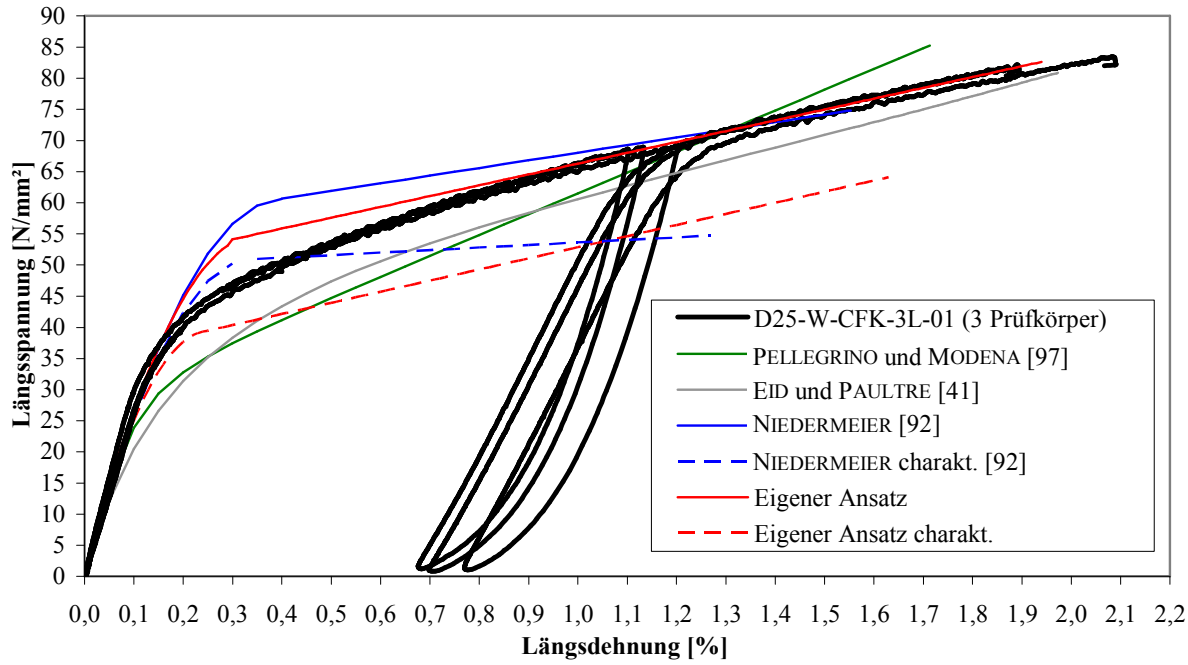


Bild 7-19 *Gegenüberstellung des gefundenen Ansatzes gegenüber experimentellen Spannungs-Dehnungs-Kurven sowie Modellen anderer Forschergruppen (Serie D25-W-CFK-3L-01)*

Der Vergleich offenbart ähnliche Ergebnisse wie in der Diskussion von Bild 7-18. Erneut kann das Modell nach PELLEGRINO und MODENA das Materialverhalten nicht korrekt beschreiben. Allerdings stimmt die errechnete Tragfähigkeit nun mit den realen Ergebnissen überein. Der Ansatz unterschätzt aber die erreichbaren Maximaldehnungen. Dies trifft auch auf den Ansatz nach NIEDERMEIER zu. Das Modell von EID und PAULTRE ermöglicht eine gute Abbildung des Materialverhaltens.

Der eigene Ansatz kann erneut f_{cc}, ε_{cc} als auch E_2 zuverlässig berechnen. Die charakteristische Tragfähigkeit in Verbindung mit der Mittelwertkurve zur Berechnung von ε_{cc} lässt, im Vergleich zum Vorschlag nach NIEDERMEIER, eine exaktere und wirtschaftlichere Abbildung des charakteristischen Materialverhaltens zu.

Zuletzt erfolgt ein Vergleich anhand der Spannungs-Dehnungs-Kurven von bügelbewehrten Prüfkörpern. Hierzu wurden die Serien D25-Bü-CFK-2L-01 und D20-Bü-CFK-2L-03 mit 8 Längsbewehrungsstäben ausgewählt.

Die in Serie D25-Bü-CFK-2L-01 gewählte Bügelbewehrung (Ø6 mm aller 100 mm) bewirkte in den Druckversuchen eine im Vergleich zu Wendeln deutlich kleinere Übergangszone. Der lineare Anstieg E_2 stellte sich dementsprechend eher ein. Der eigene Ansatz kann das Materialverhalten deshalb gut abbilden, obgleich die Tragfähigkeit etwas überschätzt wird. Die Modelle der anderen Forschergruppen unterschätzen in diesem Fall die Tragfähigkeit. Auch die zugehörige Dehnung ε_{cc} wird lediglich mit dem Ansatz von EID und PAULTRE zufriedenstellend erfasst.

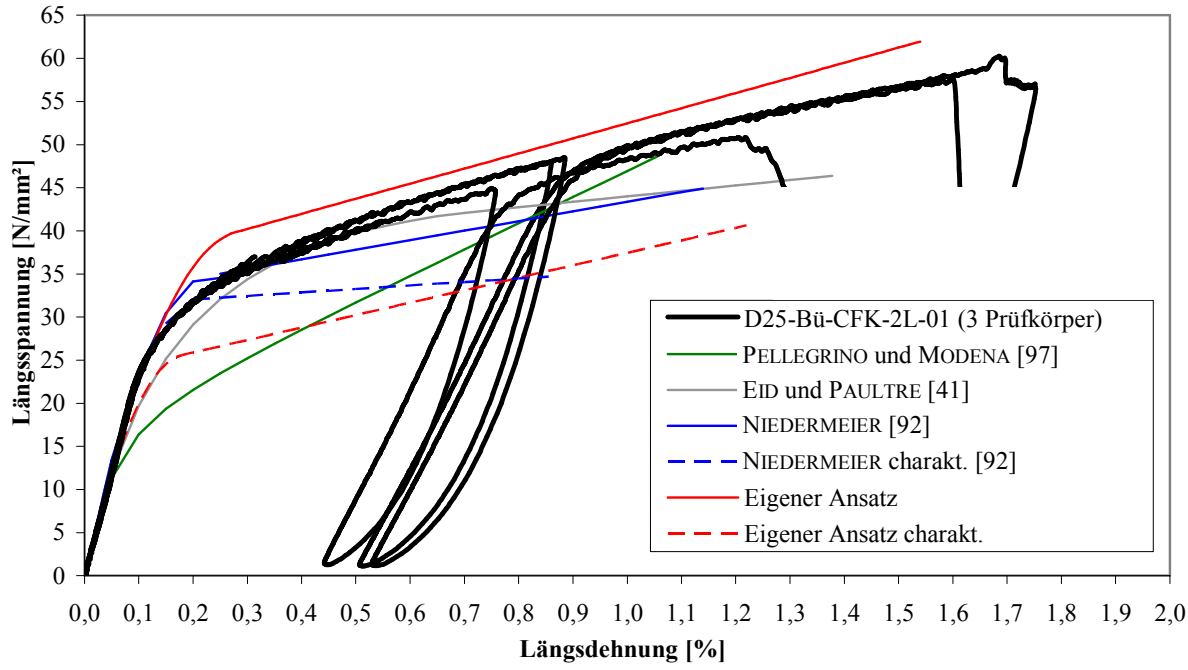


Bild 7-20 *Gegenüberstellung des gefundenen Ansatzes gegenüber experimentellen Spannungs-Dehnungs-Kurven sowie Modellen anderer Forschergruppen (Serie D25-Bü-CFK-2L-01)*

Dieser Trend setzt sich auch fort, wenn in Bild 7-21 die realen und berechneten Spannungs-Dehnungs-Kurven der Serie D20-Bü-CFK-2L-03 diskutiert werden. Auch in diesem Fall kann keines der Modelle der Literaturrecherche das Materialverhalten der Prüfkörper abschätzen. Besonders die Tragfähigkeit wird stark unterschätzt. Auffällig ist die geringe Tragfähigkeit und Maximaldehnung, die der Ansatz nach PELLEGRINO und MODENA erreicht. Da in dieser Serie acht Längsbewehrungsstäbe

Ø12 mm genutzt wurden, ergibt sich ein hoher Längsbewehrungsgrad von 2,88 %, der laut Gl. 40 zu einer starken Reduktion von k_ε auf 0,22 führt.

Auch der Ansatz von NIEDERMEIER unterschätzt das Potenzial der dualen Umschnürung. Dies wird besonders bei der charakteristischen Kurve sichtbar. Die Kombination des sehr geringen Faktors $k_1 = 2$ in Gl. 108 mit dem geringen charakteristischen Wert für den Abminderungsfaktor der Kohlefasereffektivität $k_\varepsilon = 0{,}25$, sorgen für eine deutlich geringere erreichbare Tragfähigkeit. Auch die erreichbaren Dehnungen können mit dem Modell nach NIEDERMEIER nicht erfasst werden und weichen stark von den tatsächlich aufgezeichneten Maximaldehnungen ab.

Der eigene Ansatz bietet hier eine zuverlässige Beschreibung der Versuche. Das Vorgehen E_2 bei Mittelwertkurven mit Gl. 137 direkt zu berechnen konnte durch die präsentierten Vergleiche bewiesen werden.

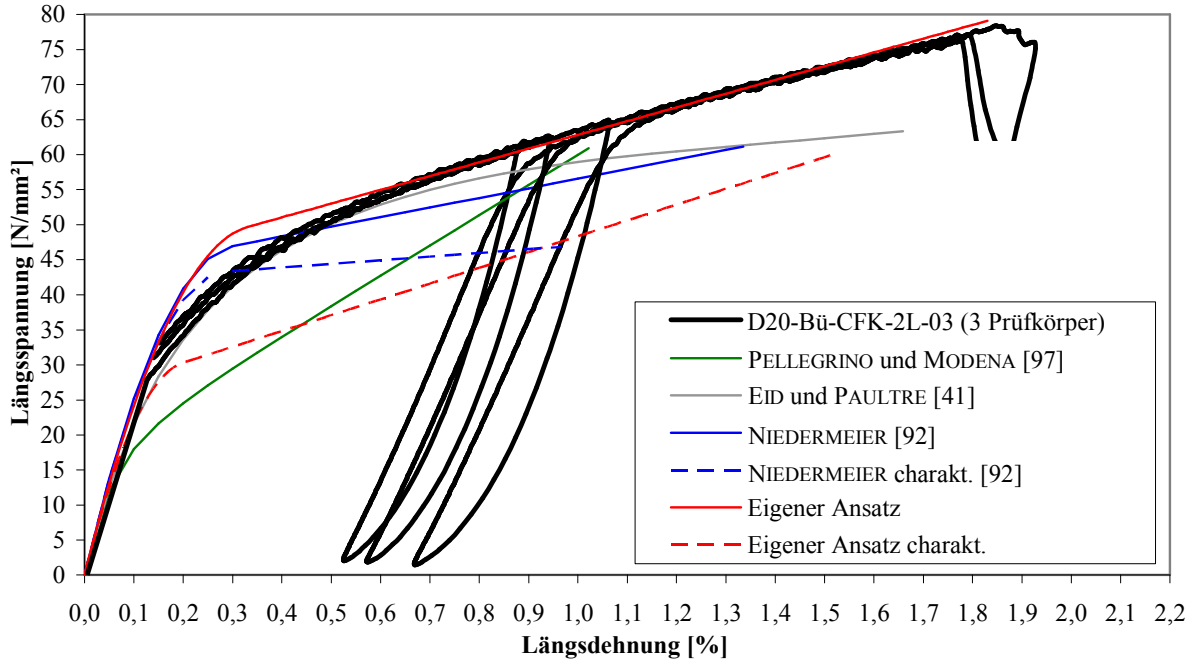


Bild 7-21 *Gegenüberstellung des gefundenen Ansatzes gegenüber experimentellen Spannungs-Dehnungs-Kurven sowie Modellen anderer Forschergruppen (Serie D20-Bü-CFK-2L-03)*

Das ebenfalls im Kapitel 7.2.1 beschriebene Vorgehen zur Erstellung von charakteristischen Materialkurven konnte mit den gezeigten Vergleichen bestätigt werden. Der Ansatz ermöglicht eine sichere und wirtschaftliche Vorhersage.

Verglichen mit dem im Kapitel 3.3.4 beschriebenen Modell von NIEDERMEIER gelingt eine bessere Vorhersage von Tragfähigkeit und zugehöriger Dehnung des CFK-ummantelten oder dual umschnürten Druckgliedes. Besonders die Maximaldehnungen werden deutlich besser vorhergesagt. Der Modellansatz von NIEDERMEIER unterschätzt an dieser Stelle stets die experimentellen Ergebnisse. Das wird auch

bestätigt durch die Aussagen aus Bild 6-10. Nicht nachvollziehbar erscheint deshalb der Schritt in der Richtlinie des DAfStb [5] mit Gl. 115 die Wirkung der Querbewehrung auf die Maximaldehnung nicht zu beachten (vgl. Kapitel 3.4.2). Das Materialverhalten wird mit diesem Schritt noch unrealistischer abgebildet. Der von der Querbewehrung erzeugte Umschnürungsdruck nimmt auch Einfluss auf die Dehnungsentwicklung. Im Bild 5-18 wird diese Erkenntnis eindeutig untermauert. Da E_2 im Modell von NIEDERMEIER direkt von f_{cc} und ε_{cc} abhängt, wird der zweite Anstieg ebenfalls nicht korrekt abgebildet. Dies wird besonders in Bild 7-17 sichtbar. Bild 7-22 stellt den Vergleich zwischen der von NIEDERMEIER aufgestellten Gl. 103 und der gesamten in der Arbeit verwendeten Datenbasis dar.

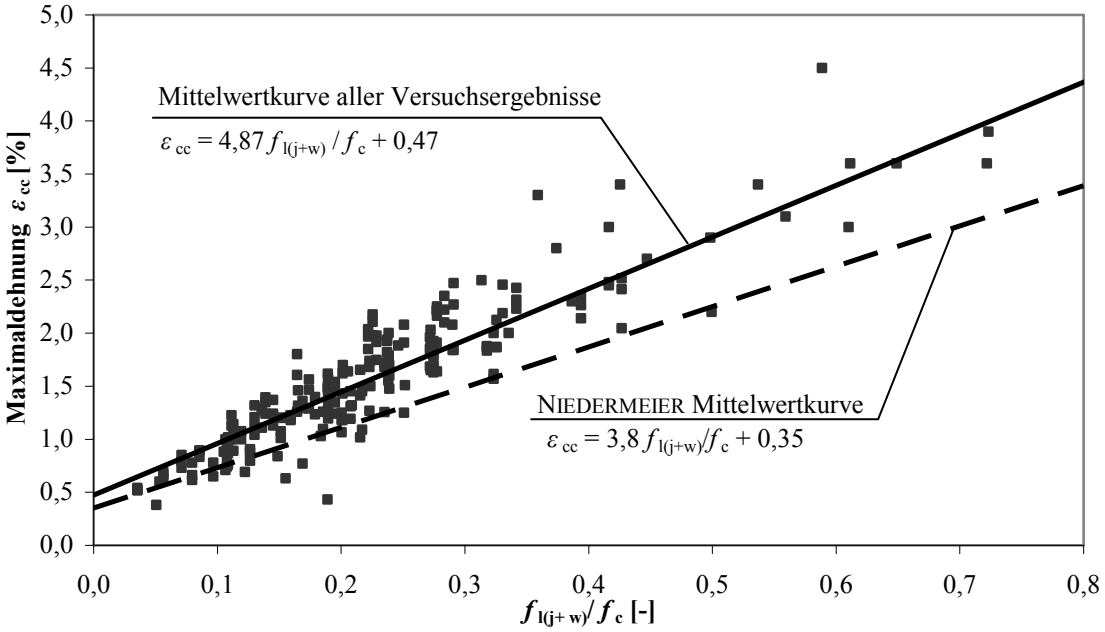


Bild 7-22 Vergleich zwischen Gl. 103 und der gesamten Datenbasis aus eigenen Versuchen sowie Datenbeständen anderer Forschergruppen

Die durch Gl. 103 beschriebene Funktion weicht sehr stark von der Mittelwertkurve des Datenbestandes ab. Deshalb ist sie für eine zielführende Vorhersage ungeeignet. Auch Bild 7-23 bestätigt den geschilderten Sachverhalt. Wird die ursprüngliche Gl. 103 ohne den Querdruckanteil der Querbewehrung berechnet, kommt es zu einer sehr starken Unterschätzung der tatsächlichen Entwicklung der Längsdehnung des Druckgliedes. Die Tragfähigkeit wird laut Berechnung bei ca. einem Drittel der tatsächlichen Maximaldehnung erreicht.

Hier bietet der eigene Ansatz eine genauere Voraussage bei gleichem rechnerischen Aufwand. Hinzuzufügen ist auch, dass durch die Zuhilfenahme der von LAM und TENG empfohlenen Gl. 50 eine zuverlässige Abschätzung des Materialverhaltens gelingt. Dabei ist die Nutzung komplizierter Modelle, wie z.B. der Ansatz von EID und PAULTRE [41], nicht notwendig. Insgesamt ist bei gleicher und höherer Zuverlässigkeit eine praxisgerechtere Berechnung möglich.

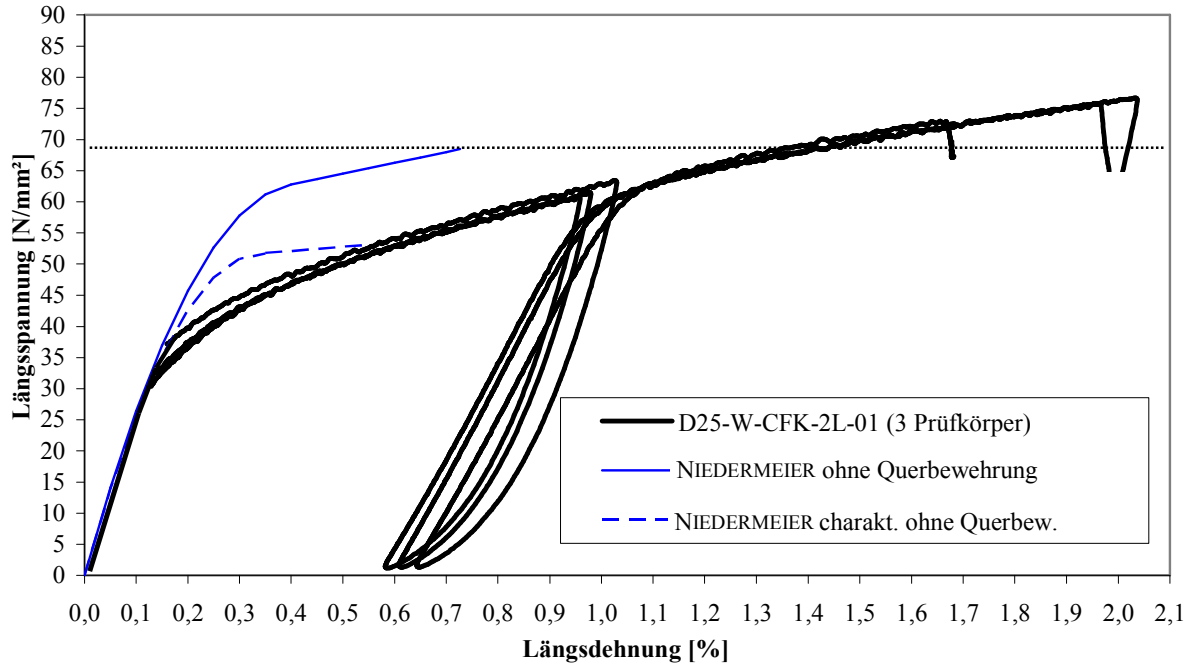


Bild 7-23 *Gegenüberstellung des Modells nach NIEDERMEIER [92] in Verbindung mit Bestimmungen nach RiLi DAfStb [5] (vgl. Kapitel 3.4.2) und Serie D25-W-CFK-2L-01.*

8 Zusammenfassung und Ausblick

Die nachträgliche Verstärkung von Stahlbetonbauteilen mit CFK-Materialien ist ein mittlerweile anerkanntes und etabliertes Verfahren. Die Vorteile liegen im geringen Gewicht, den kleinen Abmessungen sowie den bis in den Ultrahochleistungsbereich ragenden Materialeigenschaften der verstärkenden Elemente. Ganz entscheidend ist, dass sie eine platz-, staub- und feuchtigkeitssparende Verarbeitung ermöglichen. Dies stellt wesentliche Vorteile dar, wenn man den Vergleich zu anderen aufwendigeren Verstärkungsverfahren wie z. B. Spritzbeton zieht. Während für die gut bekannten CFK-Lamellen im Anwendungsgebiet der Biegeverstärkung seit den 1990er Jahren bauaufsichtliche Zulassungen bestehen, gibt es diese für Kohlefasergelege bis zur Verfassung dieser Arbeit nicht. Kohlefasergelege werden erst am zu verstärkenden Bauteil zusammen mit einem Epoxidharzsystem zum Faserverbundwerkstoff weiterverarbeitet. Dies ermöglicht einen sehr flexiblen Einsatz und prädestiniert Kohlefasergelege zur Umschnürung von Stahlbetonstützen. Ähnlich dem Wirkprinzip von Wendelbewehrungen behindern auch um den Umfang der Stütze angeordnete Kohlefasergelege die Querausdehnung des Betons unter axialer Beanspruchung. Aufgrund der passiven Natur des dadurch aufgebauten Umschnürungsdrucks kommt die Umschnürung erst mit der zunehmenden Entstehung und Verzahnung von Rissen zum Tragen. Nach Erreichen der einaxialen Betondruckfestigkeit kann bei genügend steifer Umschnürung eine Tragfähigkeitserhöhung und eine deutlich gesteigerte Maximalverformung realisiert werden.

Obgleich es besonders in Südeuropa, Asien und in Nordamerika bereits intensive Studien hinsichtlich der Wirkung einer nachträglichen CFK-Umschnürung gab, beschränken sich die Forschungsarbeiten in Deutschland im Wesentlichen auf die Arbeiten von NIEDERMEIER [92]. Der Forscher führte aber keine eigenen Versuche durch und nutzte in erster Linie die Forschungsergebnisse anderer Forschergruppen, um einen Bemessungsansatz zu formulieren. Ziel dieser Arbeit war es deshalb, auf der Grundlage einer intensiven Literaturrecherche und der Aufstellung einer eigenen Versuchsdatenbank einen Bemessungsansatz für die Querschnittstragfähigkeit von CFK-umschnürten unbewehrten und bewehrten kreisrunden Betondruckgliedern zu entwickeln.

Die in dieser Arbeit durchgeführte Literaturrecherche hat wichtige und oft zitierte Bemessungsmodelle aufgegriffen und erläutert und einen Überblick zu internationalen und nationalen Bemessungsvorschriften gegeben. Weiterhin untersuchte die Recherche die verfügbare Literatur hinsichtlich der hohen Querdruckempfindlichkeit von Kohlefasern. Außerdem wurden geometrischer Einflüsse, wie z. B. die Stützengeometrie, auf ihren Einfluss auf die Umschnürungswirkung hin fokussiert. Offene Fragestellungen wurden eruiert und Ziele für ein eigenes Untersuchungsprogramm aufgestellt.

8.1 Durchgeführtes Untersuchungsprogramm

In einem umfangreichen Programm wurden unbewehrte als auch bewehrte gedrungene Betondruckglieder unterschiedlicher Größen und Durchmesser sowie variierenden Betondruckfestigkeiten mit verschiedenen Kohlefasergelegen in unterschiedlichen Lagenstärken umschnürt. Mit diesem Vorgehen wurde der Umschnürungsgrad der CFK-Verstärkungen, der Querbewehrungsgrad und der Anteil an Längsbewehrung im Querschnitt variiert. In weggesteuerten Belastungsversuchen konnte das Materialverhalten des umschnürten Betons bis zum Versagen des CFK-Mantels untersucht werden. Von Interesse waren besonders die neue Tragfähigkeit und zugehörige Maximaldehnung sowie der zweite lineare Anstieg im Spannungs-Dehnungs-Verhalten von CFK-umschnürten Beton und Stahlbeton. Außerdem ließen sich die Querdehnungs-Längsdehnungs-Beziehungen sowie Längs-Querspannungs-Interaktionen untersuchen. Die Datenbasis umfasst insgesamt 63 Ergebnisse zu CFK-umschnürten unbewehrten Betondruckgliedern und 60 Ergebnisse zu CFK-umschnürten bewehrten Betondruckgliedern.

Außerdem wurden vorhandene Versuchsdatenbanken anderer Forschergruppen zur Komplettierung der eigenen Datenbasis herangezogen, da das eigene Programm nicht zu allen Parameterkonstellationen ausreichend Aussagen treffen konnte. Dies betraf besonders die Ausweitung auf Versuchsreihen mit stark variierenden Festigkeitsklassen der umschnürten Betone und auch auf die Ausweitung auf andere Gelegearten, wie z. B. Glasfasergelege oder Gelege mit sehr hohem E-Modul. Insgesamt sollte mit dem aufgeführten Versuchsprogramm ein möglichst großer Querschnitt der in den letzten 15 Jahren veröffentlichten Daten aus allen Teilen der Welt verwirklicht werden.

8.2 Bruchdehnung der verwendeten CFK-Umschnürung

Die Auswertung der eigenen Versuchsdatenbasis an CFK-umschnürten unbewehrten Beton ergab, dass die Steifigkeit der CFK-Umschnürung, der maximale Umschnürungsdruck und die einaxiale Betondruckfestigkeit wesentlichen Einfluss auf das Materialverhalten nehmen. Die für die Berechnung des maximalen Umschnürungsdrucks notwendige Bruchdehnung der verwendeten Kohlefasern muss mit einem Faktor k_ε abgemindert werden. Die eigenen Untersuchungen zeigen, dass dieser Abminderungsfaktor separat für den jeweiligen Fasertyp zu eruieren ist. Global gültige Faktoren, wie sie in vielen Veröffentlichungen vorgeschlagen werden, sind ungeeignet. Für die untersuchten Kohlefasergelege konnten sowohl Mittelwerte als auch charakteristische Werte für k_ε gefunden werden.

Der durch den Querdruck verursachte Effektivitätsverlust von Kohlefasern ist unbestritten und wird in vielen Arbeiten thematisiert. Allerdings verbinden einige Forscher ein mögliches Ausknicken der Längsbewehrung mit einem weiteren Effektivitätsverlust der CFK-Umschnürung. In anderen Publikationen wird ein solcher Einfluss jedoch auch völlig ausgeschlossen.

Ein zusätzlicher negativer Effekt der Längsbewehrung auf die Effektivität der CFK-Umschnürung ließ sich durch die eigenen Versuche nicht bestätigen. Es zeigte sich, dass der auf die Kohlefasern wirkende Querdruck nicht weiter durch die ausknickenden Längsbewehrungsstäbe erhöht wird. Somit können dieselben Abminderungsfaktoren k_ε Verwendung finden, die an unbewehrten CFK-umschnürten Druckgliedern ermittelt wurden.

8.3 Einfluss der vorhandenen Querbewehrung

Die Literaturrecherche hat gezeigt, dass sich die vorhandenen Bemessungsansätze nach den beachteten Randbedingungen unterscheiden lassen. Während der übergroße Teil lediglich die Wirkung der äußerlich aufgebrachten CFK-Umschnürung betrachtet, greifen einige wenige Modelle auch die Interaktion mit der in Stahlbetonstützen stets vorhandenen Querbewehrung auf. So wird eine Summation der Anteile der Umschnürungspartner am Umschnürungsdruck von allen Autoren entsprechender Modelle und Ansätze vorgeschlagen. Allerdings ergab die Literaturrecherche, dass es sehr viele Diskrepanzen bei der Behandlung des durch die unterschiedliche Lage der Umschnürungselemente bedingten Dehnungsunterschiedes in der CFK-Umschnürung und der Querbewehrung gibt. Während einige Forschergruppen (z. B. [41] und [62]) aus Verträglichkeitsgründen von derselben Dehnungsentwicklung in den Umschnürungspartnern ausgehen, schlägt NIEDERMEIER [92] einen Berechnungsalgorithmus zur direkten Ermittlung der sich aus den Dehnungsunterschieden ergebenden Querdrucksabminderung Δp vor.

Die eigenen Untersuchungen zeigten, dass bei bewehrten Druckgliedern die innen liegende Querbewehrung zur Umschnürungswirkung beiträgt. Der in der Literatur zu findende Ansatz, die Umschnürungsanteile beider Umschnürungspartner zu summieren, wird auch durch die eigene Datenbasis gestützt. Bei der Ermittlung des Umschnürungsdrucks, der durch die Querbewehrung erzeugt wird, kann die Beachtung von Druckbogeneffekten zwischen den einzelnen Bügeln sowie die unterschiedlichen Einflusssphären der Bewehrungspartner über den von NIEDERMEIER empfohlenen Faktor k_e erfolgen. Der im Kernbereich höhere Druck wird so auf den gesamten Stützenquerschnitt verschmiert. Die Dehnungsentwicklung der Umschnürungspartner CFK-Umschnürung und Querbewehrung während der Belastungsversuche war unterschiedlich und verläuft innerhalb des CFK-Mantels deutlich schneller.

8.4 Einfluss der einaxialen Betondruckfestigkeit

Weiterhin haben die eigenen Recherchen gezeigt, dass es auch bei der Interpretation der Wirkung der CFK-Umschnürung sehr unterschiedliche Thesen gibt. So wird von vielen Forschern allein dem Umschnürungsdruck ein Einfluss auf die Tragfähigkeitssteigerung am umschnürten Bauteil beigemessen. Andere Forschergruppen sehen aber auch einen Einfluss der einaxialen Betondruckfestigkeit. SO unterbreiteten XIAO und WU [137] den Vorschlag, das Verhältnis zwischen Umschnürungssteifigkeit und einaxialer Betondruckfestigkeit zu bilden.

Dadurch konnten während der Interpretation der eigenen Versuchsergebnisse zufriedenstellende Regressionen gefunden werden, um den zweiten Anstieg E_2 aber auch die zweite Querdehnzahl ν_2 zu beschreiben. Das gilt auch, um die Tragfähigkeit und die zugehörige Dehnung zu ermitteln. Hier kann das Verhältnis zwischen Umschnürungsdruck und einaxialer Betondruckfestigkeit Anwendung finden. Es sollte nicht, wie in vielen Veröffentlichungen vorgeschlagen, mit einem starren Faktor k_1 gearbeitet werden, um die Wirkung des Umschnürungsdrucks auf die Tragfähigkeit des Druckgliedes zu erklären.

8.5 Einfluss der Prüfkörperhöhe

Die Forscher um BISBY [29] haben bei der Interpretation eigener Versuchsergebnisse außerdem festgestellt, dass es über die Höhe des umschnürten Druckgliedes zum Teil zu starken Unterschieden in der Dehnungsentwicklung der CFK-Verstärkung kommt. Die Forscher gelangen zu dem Schluss, dass sich über die Höhe gesehen Dehnungskonzentration in einem Teil der Stütze einstellen, während in anderen Teilen der Stütze beinahe keine signifikanten Dehnungsentwicklungen im CFK-Mantel zu messen sind.

Die eigenen Untersuchungen an CFK-umschnürten Stützen mit einem h/D-Verhältnis von 4 konnten derartige Dehnungsschwankungen innerhalb des CFK-Mantels über die Stützenhöhe nicht bestätigen. Es sollte durchaus möglich sein, mit allein in der Stützenhöhenmitte angeordneten DMS realistisch auf das Dehnungsverhalten der CFK-Umschnürung zu schließen.

8.6 Entwickelter Bemessungsansatz

Die eigenen Erkenntnisse und Aussagen ließen sich durch die Datenbasen anderer Forschergruppen bestätigen und festigen. So konnten allgemeine Regressionskurven gefunden werden, die die Tragfähigkeit und zugehörige Dehnung für Verhältnisse $f_{l(j+w)}/f_c$ zwischen 0,125 und 0,75 für die Gesamtdatenbasis sicher beschreiben. Die Maximaldehnung hängt wesentlich vom Einfluss der Querbewehrung ab. Der Anteil der vorhandenen Querbewehrung am Umschnürungsdruck sollte bei der Vorhersage von ε_{cc} mit herangezogen werden. Dies steht im Widerspruch zu den Empfehlungen der Richtlinie des DAfStb [5]. Hier wird bei der Berechnung von ε_{cc} der von der Querbewehrung erzeugte Querdruck nicht mit angesetzt.

Die statistische Auswertung der über 220 eigenen und der Literatur entnommenen Versuchsergebnisse ermöglichte darüber hinaus die Entwicklung von Fraktilkurven. Für die Ermittlung der charakteristischen Tragfähigkeit wurde eine entsprechende Bemessungsgleichung präsentiert.

Bei der Festlegung von Spannungs-Dehnungs-Kurven überzeugt besonders der Ansatz von LAM und TENG [77], der von NIEDERMEIER [92] auf dual umschnürten Beton erweitert wurde. Durch Generierung über einige wenige Materialparameter und die einfache Einbindung in die momentane Normenlandschaft handelt es sich bei diesem

Ansatz um eine ideale Möglichkeit, ein für praktische Bemessungsaufgaben optimiertes Werkzeug zur Vorhersage des kompletten Materialverhaltens zu gestalten.

Die für ein vollständiges Materialmodell notwendigen Spannungs-Dehnungs-Linien wurden deshalb aus einer parabolischen Teillinie und einem linearen zweiten Anstieg modelliert, womit das Vorgehen direkt auf den Arbeiten von LAM und TENG sowie NIEDERMEIER basiert. Für die Ermittlung von Mittelwertkurven wurde aber ein Ansatz präsentiert, bei dem der für das Materialverhalten entscheidende zweite Anstieg E_2 unabhängig von f_{cc} und ε_{cc} zu ermitteln ist. Sind charakteristische Materialkurven zu eruieren, sollte E_2 allerdings wieder über die Verbindungslinie zwischen dem von f_{cc} und ε_{cc} beschriebenen Punkt und der auf der y-Achse aufgetragenen einaxialen Betonfestigkeit gebildet werden. Dieses Vorgehen eignet sich sowohl für unbewehrte als auch bügelbewehrte Druckglieder. Ist eine massive Wendelbewehrung verbaut, wird empfohlen den Anschnitt mit der y-Achse um den Tragfähigkeitsanteil der Querbewehrung nach oben zu verschieben. Dem Vorgehen in Eurocode 2 [1] und NIEDERMEIER folgend, wird festgelegt, auch der charakteristischen Tragfähigkeit den Mittelwert der Dehnung zuzuordnen.

Als Ergebnis steht ein empirischer Bemessungsansatz zur Verfügung, der Bemessungsgleichungen zur Querschnittstragfähigkeit und zugehörigen Dehnung von CFK-umschnürten unbewehrten und bewehrten kreisrunden Stützenquerschnitten bietet. Darüber hinaus können Spannungs-Dehnungs-Beziehungen über den zweiten Anstieg E_2 gebildet werden. Durch die Entwicklung von charakteristischen Bemessungsgleichungen gelingt eine einfache Implementierung in derzeit bestehende Sicherheitskonzepte. Das entwickelte Modell oder Teile davon eignen sich zur Verwendung in den derzeitigen Bemessungsvorschriften oder können auch zu deren Verbesserung Verwendung finden.

Mit den folgenden Bildern wird das vorgeschlagene Modell zusammenfassend erläutert. Bild 8-1 und Bild 8-2 zeigen das Vorgehen bei der Ermittlung von Spannungs-Dehnungs-Kurven für umschnürte Betondruckglieder ohne innen liegende Querbewehrung anhand der Versuchsserie D15-CFK-2L-04. Das benötigte Formelwerk ist dabei für Mittelwertkurven (Bild 8-1) und charakteristische Kurven (Bild 8-2) aufgezeigt. Zu beachten ist, dass in Bild 8-2 zur Erstellung der Materialkurve die Mittelwerte der Materialeigenschaften f_c und $\varepsilon_{u,FRP}$ Verwendung fanden und nicht die charakteristischen Kennwerte. Der Autor entschied sich zu diesem Schritt, um die tatsächlichen Unterschiede zwischen den Gl. 132, 134, 137 und 51 sowie den eruierten Kennwerten für k_ε herauszuarbeiten.

Bild 8-3 und Bild 8-4 verdeutlichen die Anwendung des Materialmodells für CFK-umschnürte bewehrte Druckglieder anhand der Serie D15-Bü-CFK-2L-02. Erneut wurde eine Unterteilung in die Mittelwertkurvenerstellung und die Ermittlung von charakteristischen Kurven vorgenommen.

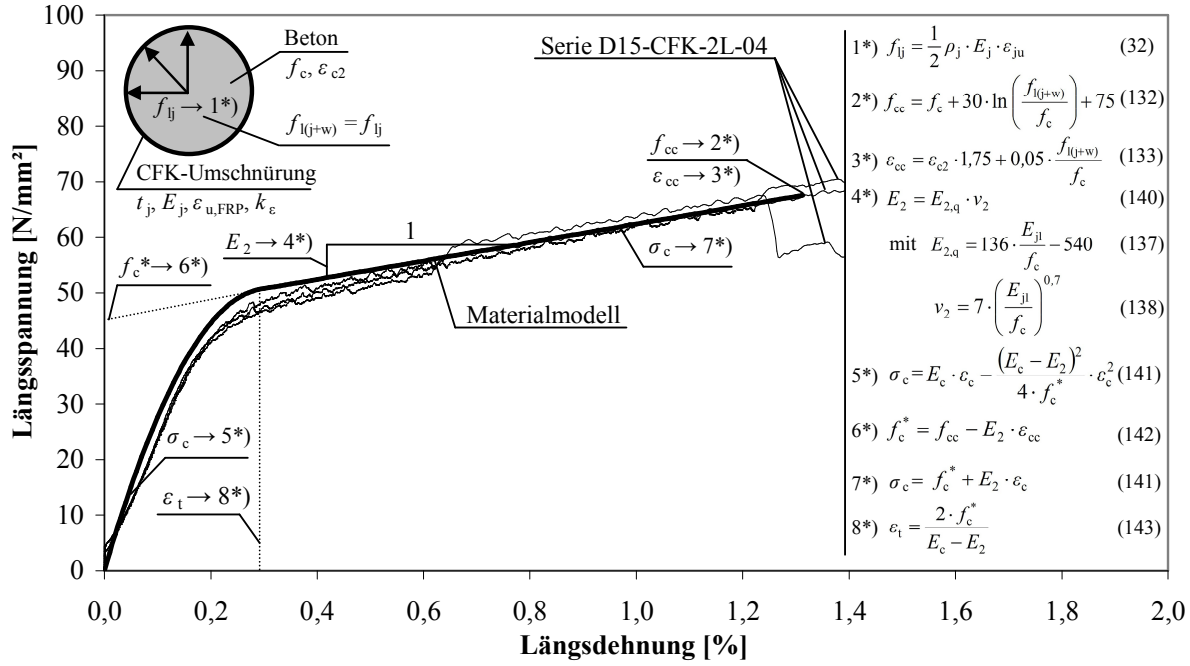


Bild 8-1 Zusammenfassung eigener Bemessungsansatz: Beispiel unbewehrte Serie D15-CFK-2L-04; Mittelwertkurve

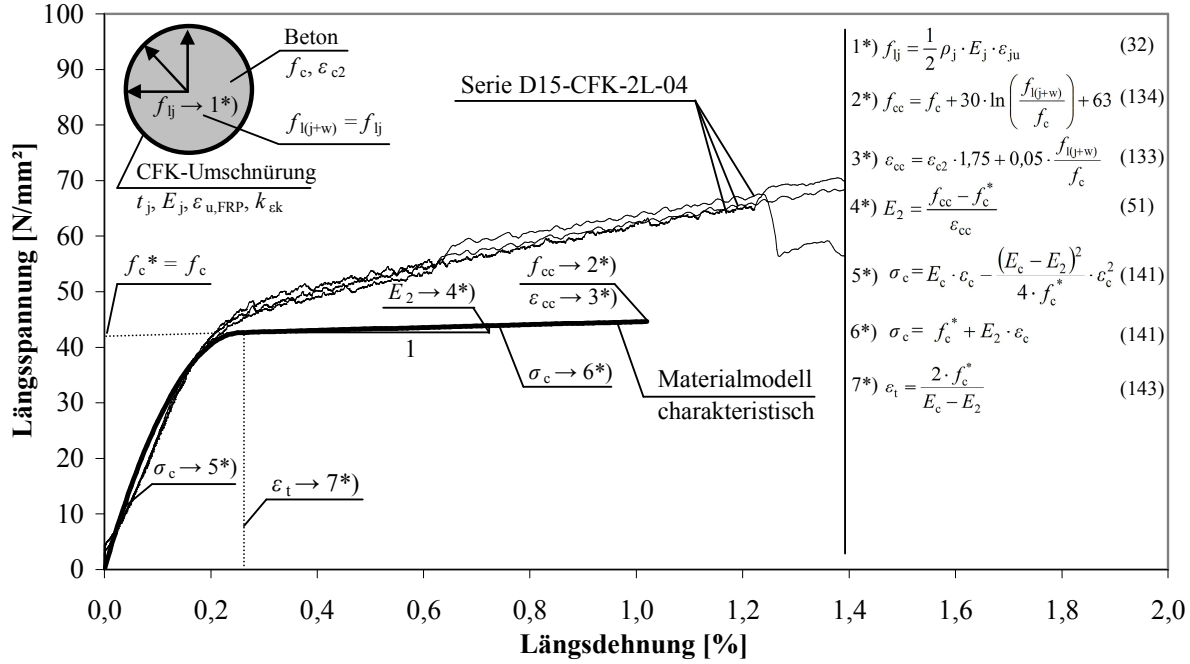


Bild 8-2 Zusammenfassung eigener Bemessungsansatz: Beispiel unbewehrte Serie D15-CFK-2L-04; Charakteristische Kurve (Hinweis: Materialeingangswerte für einaxiale Betondruckfestigkeit und Bruchdehnung der Kohlefasern sind Mittelwerte)

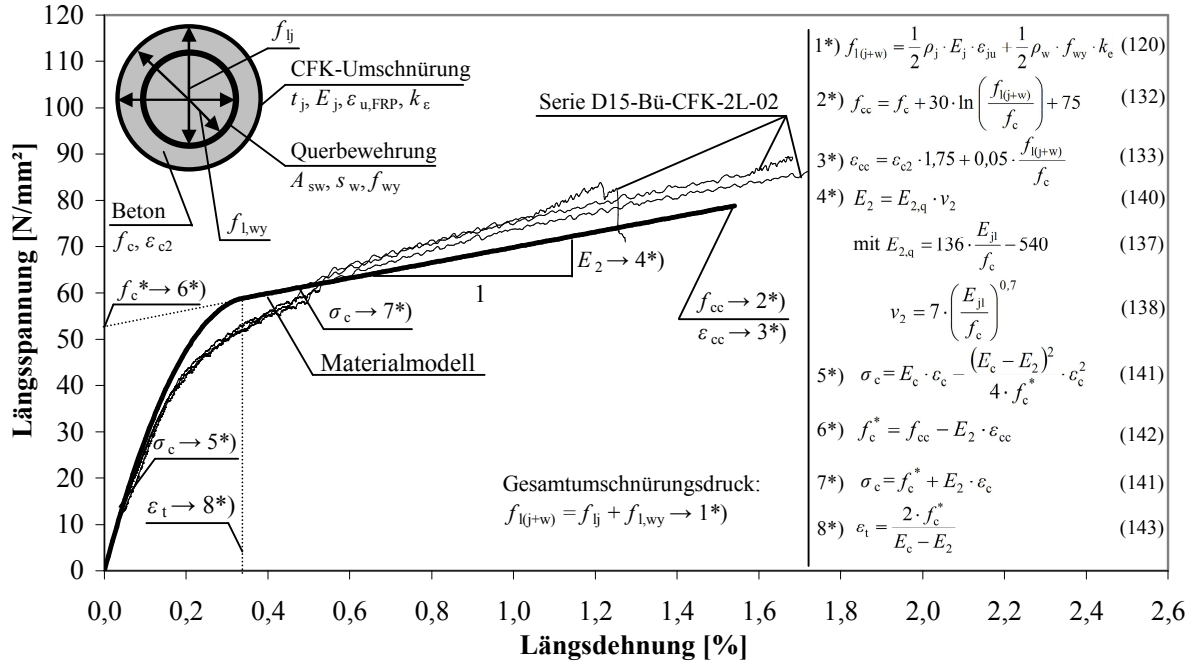


Bild 8-3 Zusammenfassung eigener Bemessungsansatz: Beispiel bewehrte Serie D15-Bü-CFK-2L-02; Mittelwertkurve

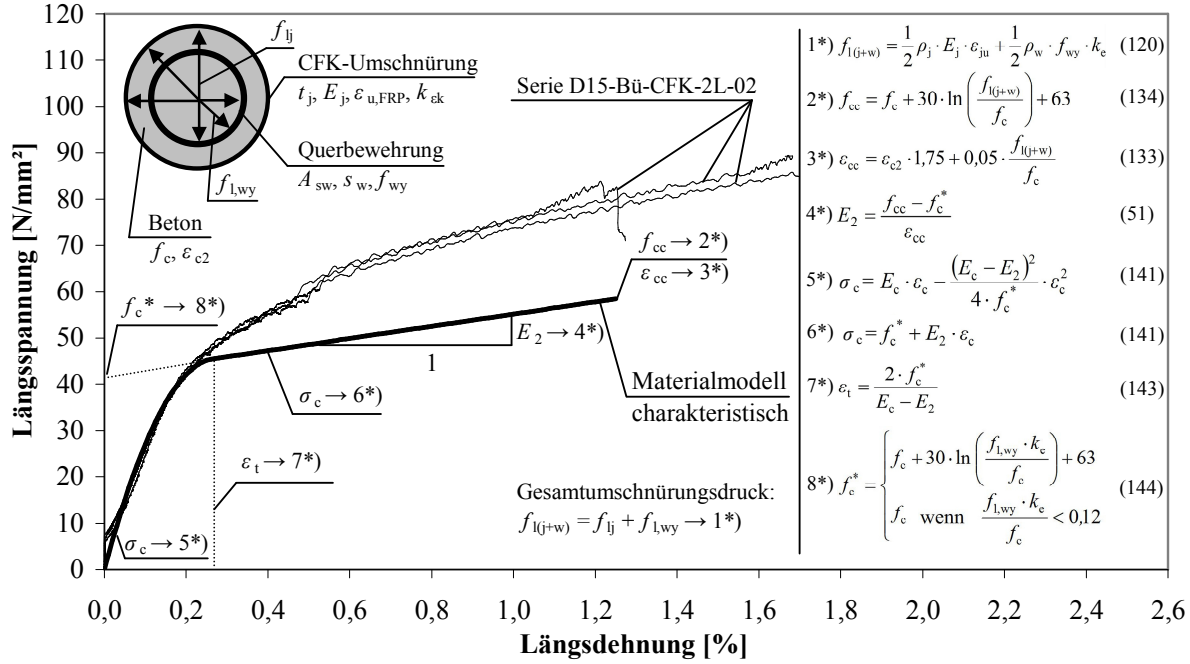


Bild 8-4 Zusammenfassung eigener Bemessungsansatz: Beispiel bewehrte Serie D15-Bü-CFK-2L-02; Charakteristische Kurve (Hinweis:Materialeingangswerte für einaxiale Betondruckfestigkeit, Fließgrenze Stahl und Bruchdehnung der Kohlefasern sind Mittelwerte)

Die aufgezeigte Erkenntnis, dass die Effektivität der verwendeten Kohlefasern nicht durch die innen liegende Längsbewehrung beeinträchtigt wird, sollte ebenfalls in den momentan angewendeten Bemessungsvorschlägen beachtet werden, da die Bruchdehnung der Fasern entscheidenden Einfluss auf den ansetzbaren Umschnürungsdruck nimmt. Dies führt momentan zu sehr konservativen Ergebnissen.

8.7 Ausblick und weiterer Forschungsbedarf

Die eigene Arbeit konnte sich nur mit Kurzzeitversuchen an gedrungenen Druckgliedern beschäftigen. Untersuchungen zum Langzeitverhalten von CFK-umschnürten Druckgliedern waren nicht möglich. Insbesondere das Kriechen solcher Bauteile sollte Gegenstand weiterer Untersuchungen sein, da die Anzahl an in der Literatur dokumentierten Versuchen noch immer sehr gering ist. Weiterhin bietet die eigene Arbeit keine Versuchsergebnisse zur Bauteiltragfähigkeit. Erklärtes Ziel war die eingehende Untersuchung der Querschnittstragfähigkeit. Dennoch kann der gefundene Bemessungsansatz als Grundlage für die Entwicklung von Interaktionsdiagrammen für Biegung mit Längskraft dienen.

Die Konzeption und Eingrenzung des Versuchsprogramms erlaubte es auch nicht, Aussagen zum Einfluss der Belastungsgeschichte der zu umschnürenden Stützen zu treffen, da lediglich Betonbauteile ohne Vorbelastung umschnürt und getestet wurden. Da auch in der verfügbaren Literatur nur unbelastete Betondruckglieder Verwendung fanden, erscheint es angezeigt, hier Versuchsprogramme mit vorbelasteten Stützen zu initiieren, um z. B. den Einfluss einer etwaigen Vordehnung der innen liegenden Querbewehrung zu untersuchen.

Wichtig erscheint darüber hinaus, weitere Forschungen zur tatsächlichen Dehnungsverteilung innerhalb der Umschnürungspartner durchzuführen. Da die Dehnungsentwicklung laut den eigenen Erkenntnissen nicht gleich verläuft, hat dies direkten Einfluss auf die Berechnung des maximalen Umschnürungsdrucks. Es ließ sich zeigen, dass die Dehnungsentwicklung bis zum Erreichen der einaxialen Betondruckfestigkeit beinahe gleich verläuft. Ab diesem Punkt ist die Dehnungszunahme innerhalb der CFK-Umschnürung aber deutlich größer als im Querbewehrungselement. Durch die starke Abminderung der Bruchdehnungen der verwendeten Kohlefasern ist nicht sichergestellt, dass die Querbewehrung tatsächlich fließt, wie dies bei der Querdruckberechnung angenommen wird. Das vorausgesetzte Versagenskriterium tritt nicht mehr ein. Die Anzahl der eigenen Versuche, in denen die Stahldehnung mit aufgezeichnet wurde, blieb zu gering, um einen zuverlässigen mathematischen Zusammenhang zur Beschreibung des Phänomens geben zu können. Der Autor empfiehlt hier die Durchführung weiterer Versuche und Parameterstudien, bei denen z. B. der Einfluss der Betondeckung gezielt untersucht wird.

Ein weiteres Feld stellt die Betrachtung anderer Verstärkungsfasern dar. Während die hier präsentierten Forschungen sich ausschließlich mit der Umschnürung mit Kohlefasergelegen befassten, gibt es zunehmend Bestrebungen andere Fasermaterialien zu testen und für Verstärkungszwecke zu nutzen.

Literatur

[1] *ACI 440.2R-02: Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Concrete Structures, American Concrete Institute.* 07 2002

[2] *ACI 440.2R-08: Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Concrete Structures, American Concrete Institute.* 07 2008

[3] *Bauaufsichtliche Zulassung Z-36.12-83: Verstärken von Betonbauteilen mit schubfest aufgeklebten CFK-Gelegen nach der "DAfStb-Richtlinie Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung" mittels des Tyfo Fibrewrap Carbon Composite Systems: Tyfo SCH-41 und Tyfo SCH-11UP in Verbindung mit Tyfo S Epoxy, Deutsches Institut für Bautechnik.* 12 2013

[4] *Bestimmungen für Ausführung von Bauwerken aus Eisenbeton, Deutscher Ausschuss für Eisenbeton.* 01 1916

[5] *DAfStb-Richtlinie Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung – Teil 1: Bemessung und Konstruktion*. 03 2012

[6] *DIN-EN 1992-1-1: Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau, Deutsche Fassung.* 01 2011

[7] *DIN-EN 1992-1-1: Nationaler Anhang: National festgelegte Parameter, Deutsche Fassung.* 01 2011

[8] *DIN-EN 206-1: Beton – Teil 1: Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität, Deutsche Fassung.* 07 2001

[9] *DIN 1045-Teil A: Bestimmungen für Ausführung von Bauwerken aus Eisenbeton, Deutscher Ausschuss für Eisenbeton.* 09 1925

[10] *DIN 1045-Teil A: Bestimmungen für Ausführung von Bauwerken aus Eisenbeton, Deutscher Ausschuss für Eisenbeton.* 05 1932

[11] *DIN 1045-Teil A: Bestimmungen für Ausführung von Bauwerken aus Stahlbeton, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton.* 03 1943

[12] *DIN 1045: Bauwerke aus Stahlbeton, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton.* 11 1959

[13] *DIN 1045: Beton- und Stahlbetonbau, Bemessung und Ausführung, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton.* 01 1972

[14] *DIN 1045: Beton- und Stahlbetonbau, Bemessung und Ausführung, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton.* 12 1978

[15] *DIN 1045: Beton- und Stahlbetonbau, Bemessung und Ausführung, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton.* 07 1988

[16] *fib Technical report: Externally bonded FRP reinforcement for RC structures, International Federation for Structural Concrete*. 07 2001

[17] *SIA 166:2004: Klebebewehrungen, Schweizerische Normen-Vereinigung.* 02 2004.

[18] *Verzeichnis der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen, Zulassungsbereich: Klebetechnik, Deutsches Institut für Bautechnik*. 03 2014

[19] ABDELRAHMAN, K.; EL-HACHA, R.: Size Effect Study of CFRP and SFRP Wrapped Concrete Specimens. In: *Proceedings of the 6th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2012)*, Rom, Italien, 13. – 15.06.2012

[20] AKOGBE, R.-K.; LIANG, M.; WU, Z.-M.: Size Effect of Axial Compressive Strength of CFRP Confined Concrete Cylinders. In: *International Journal of Concrete Structures and Materials* 5 (2011), Nr. 1, S. 49–55

[21] AL-SALLOUM, Y.A.: Compressive Strength Models of FRP-confined Concrete. In: *Proceedings of the Asia-Pacific Conference on FRP in Structures (APFIS 2007)*, Hong Kong, China, 12 – 14.12.2007

[22] AL-SALLOUM, Y. A.; ALMUSALLAM, T. H.; ELSANADEDY, H. M.; ABADEL, A. A.: Effect of specimen size on the strength of FRP-confined concrete. In: *Proceedings of the 13th International Congress on Polymers in Concrete (ICPIC 2010)*, Funchal, Potugal, 11. – 12.02.2010

[23] ATTARD, M. M.; SETUNGE, S.: Stress-Strain Relationship of Confined and Unconfined Concrete. In: *ACI Materials Journal* 93 (1996), Nr. 5, S. 432–441

[24] BANK, L. C.: *Composites for Construction: Structural Design with FRP Materials*. John Wiley & Sons, 2006

[25] BARROS, J.; FERREIRA, D.: An efficient confinement strategy with CFRP sheets to increase the energy absorption capacity of RC concrete columns. In: *Proceedings of the 1st US-Portugal International Workshop – Grand Challenges in Earthquake Engineering*, Lamego, Portugal, 11 – 13.07.2005

[26] BERGMEISTER, K.: Verstärkung mit Kohlenstofffasern – Teil 2: Verstärkung von Stützen. In: *Beton- und Stahlbetonbau Spezial* (2005), S. 69–73

[27] BERTHET, J.-F.; FERRIER, E.; HAMELIN, P.; AL CHAMI, G.; THÉRIAULT, M.; NEALE, K. W.: Modelling of the creep behavior of FRP-confined short concrete columns under compressive loading. In: *Materials and Structures* 39 (2006), Nr. 1, S. 53–62

[28] BING, L.: *Spritzbetonverstärkte Stahlbetonstützen*. Dortmund, Fakultät Bauwesen, Universität Dortmund, Dissertation, 2001

[29] BISBY, L.; STRATFORD, T.: The Ultimate Condition of FRP Confined Concrete Columns: New Experimental Observations & Insights. In: *Proceedings of the 5th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2010)*, Peking, China, 27 – 29.09.2010

[30] BISBY, L.; LI, S.; DUERDEN, B.; MCLARITY, K.; CHEN, J.-F.; STRATFORD, T.: Effects of Unconfined Concrete Strength on FRP Confinement of Concrete. In: *Proceedings of the 6th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2012)*, Rom, Italien, 13. – 15.06.2012

[31] BISBY, L.; TAKE, W. A.; CASPARY, A.: Quantifying Strain Variation in FRP Confined Concrete using Digital Image Correlation: Proof-Of-Concept and Initial Results. In: *Proceedings of the Asia-Pacific Conference on FRP in Structures (APFIS 2007)*, Hongkong, China, 12 – 14.12.2007

[32] CAMPIONE, G.; FOSSETTI, M.; GIACCHINO, C.; MINAFO, G.: RC columns externally strengthened with RC jackets. In: *Materials and Structures* 47 (2014), Nr. 10, S. 1715–1728

[33] CAREY, S. A.; HARRIES, K. A.: Axial Behavior and Modeling of Confined Small-, Medium-, and Large-Scale Circular Sections with Carbon Fiber-Reinforced Polymer Jackets. In: *ACI Structural Journal* 102 (2005), Nr. 4, S. 596–604

[34] CIUPALA, M.-A.; PILAKOUTAS, K.; TARANU, N.: Confinement of Concrete Cylinders with Fibre Reinforced Composite Jackets. In: *Ovidius University Annals Series: Civil Engineering* 1, Nr. 5, 2003

[35] CUSSON, D.; PAULTRE, P.: Stress-Strain Model for Confined High-Strength Concrete, In: *Journal of Structural Engineering* 121 (1995), Nr. 3, S. 468–477

[36] CUI, C.; SHEIKH, S. A.: Analytical Model for Circular Normal- and High-Strength Concrete Columns Confined with FRP. In: *Journal of Composites for Construction* 14 (2010), Nr. 5, S. 562–572

[37] CUI, C.; SHEIKH, S. A.: Experimental Study of Normal- and High-Strength Concrete Confined with Fiber-Reinforced Polymers. In: *Journal of Composites for Construction* 14 (2010), Nr. 5, S. 553–561

[38] DAI, J.-G.; BAI, Y.-L.; TENG, J. G.: Behavior and Modeling of Concrete confined with FRP Composites of large Deformability. In: *Journal of Composites for Construction* 15 (2011), Nr. 6, S. 963–973

[39] EHLIG, D.; SCHLADITZ, F.; FRENZEL, M.; CURBACH, M.: Textilbeton – Ausgeführte Projekte im Überblick. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 107 (2012), Nr. 11, S. 777-785

[40] EID, R.: Compressive Behavior of FRP-/Steel-Confined Circular and Square Reinforced Concrete Columns. In: *Proceedings of the 6th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2012)*, Rom, Italien, 13. – 15.06.2012

[41] EID, R.; PAULTRE, P.: Analytical Model for FRP-Confined Circular Reinforced Concrete Columns. In: *Journal of Composites for Construction* 12 (2008), Nr. 5, S. 541–552

[42] EID, R.; ROY, N.; PAULTRE, P.: Normal- and High-Strength Concrete Circular Elements Wrapped with FRP Composites. In: *Journal of Composites for Construction* 13 (2009), Nr. 2, S. 113–124

[43] EL SAYED, M.; EL MAADDAWY, T.: Analytical model for prediction of load capacity of RC columns confined with CFRP under uniaxial and biaxial eccentric loading. In: *Materials and Structures* 44 (2011), Nr. 1, S. 299-311

[44] ELWI, A.; MURRAY, W.: A 3D Hypoelastic Concrete Constitutive Relationship. In: *Journal of the Engineering Mechanics Division* 105 (1979), Nr. 4, S. 623–641

[45] ERDIL, B.; AKYUZ, U.; YAMAN, I. O.: Mechanical behavior of CFRP confined low strength concretes subjected to simultaneous heating-cooling cycles and sustained loading. In: *Materials and Structures* 45 (2012), Nr. 1-2, S. 223–233

[46] FERREIRA, D.; BARROS, J.: Strategies for concrete confinement with strips of CFRP sheet. In: *Proceedings of the International Conference Composites in Construction (CCC 2003)*, Cosenza, Italien, 16. – 19.09.2003

[47] FINCKH, W.: *Einfluss bauteilspezifischer Effekte auf die Bemessung von mit CFK-Lamellen verstärkten Stahlbetonbauteilen.* München, Institut für Baustoffe und Konstruktion, Technische Universität München, Dissertation, 2012

[48] FINGERLOOS, F.: *Historische technische Regelwerke für den Beton-, Stahlbeton- und Spannbetonbau – Bemessung und Ausführung*. Ernst & Sohn Verlag, 2009

[49] FLEMMING, M.; ZIEGMANN, G.; ROTH, S.: *Faserverbundbauweisen – Fertigungsverfahren mit duroplastischer Matrix.* Springer Verlag, 1999

[50] FRANKe, L.; DECKELMANN, G.: Die Biegebemessung von Stahlbetonbauteilen mit nachträglich aufgeklebter Bewehrung unter Gesichtspunkten einer ausreichenden Dauerhaftigkeit. In: *Schriftenreihe Baustoffe* (2003), Nr. 2, S. 181-187

[51] FUJIKAKE, K.; MINDESS, S.; XU, H.: Analytical Model for Concrete Confined with Fiber Reinforced Polymer Composite. In: *Journal of Composites for Construction* 8 (2004), Nr. 4, S. 341–350

[52] GALAL, K.; FARNIA, N.; PEKAU, O. A.: Upgrading the Seismic Performance of Reinforced Masonry Columns Using CFRP Wraps. In: *Journal of Composites for Construction* 16 (2012), Nr. 2, S. 196–206

[53] GANDOMI, A. H.; ALAVI, A. H.; SAHAB, M. G.: New formulation for compressive strength of CFRP confined concrete cylinders using linear genetic programming. In: *Materials and Structures* 43 (2010), Nr. 7, S. 963–983

[54] GEDIK, O.; DEMIR, C.; ILKI, A.: Effect of Unconfined Concrete Strength and Deformability Predictions of FRP Confined Concrete. In: *Proceedings of the Second Official International Conference of International Institute for FRP in Construction for Asia-Pacific Region (APFIS 2009)*, Seoul, Südkorea, 02 – 04.02.2009

[55] HANKERS, C.: Spritzbeton für Instandsetzung und Verstärkung von Stahlbeton. In: *Beton und Stahlbeton – Betonerhaltung* (2008), S. 18–25

[56] HASSAN, M.; CHAALLAL, O.: Fiber-Reinforced Polymer Confined Rectangular Columns: Assessment of Models and Design Guidelines. In: *ACI Structural Journal* 104 (2007), Nr. 6, S. 693–702

[57] HOLSCHEMACHER, K.; DEHN, F.; MÜLLER, T.: Faserverbundwerkstoffe im Bauwesen – ein Überblick. In: DEHN; HOLSCHEMACHER; TUE (Hrsg.): *Faserverbundwerkstoffe* 2005, S. 1–17

[58] HOLSCHEMACHER, K.; KÄSEBERG, S.: Aktivierung der mehraxialen Festigkeit von Stahlbetonstützen durch eine duale Umschnürung. In: *Tagungsband Baustatik-Baupraxis 12*, München, Deutschland, 24. – 25.02.2014

[59] HOLSCHEMACHER, K.; KÄSEBERG, S.: Experimental study concerning the material behavior of CFRP confined plain and reinforced concrete. In: *Proceedings of the Conference Concrete Solutions, 5th International Conference on Concrete Repair*, Belfast, Northern Ireland, UK, 01. – 03.09.2014

[60] HÖRMANN, M.: *Nichtlineare Versagensanalyse von Faserverbundstrukturen.* Stuttgart, Institut für Baustatik, Universität Stuttgart, Dissertation, 2002

[61] HOSSAIN, M.; KIM, Y. J.: Instantaneous Load Intensities Incorporated with a Cold Region Environment for CFRP-Confined Concrete in Axial Compression. In: *Journal of Composites for Construction* 16 (2012), H. 4, S. 440–450

[62] HU, H.; SERACINO, R.; CHEN, H.; FENG, P.: Constitutive Model for FRP-and-Steel-Confined Circular Concrete Columns in Compression. In: *Proceedings of the 6th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2012)*, Rom, Italien, 13. – 15.06.2012

[63] ILKI, A.; PEKER, O.; KARAMUK, E.; DEMIR, C.; KUMBASAR, N.: FRP Retrofit of Low and Medium Strength Circular and Rectangular Reinforced Concrete Columns. In: *Journal of Materials in Civil Engineering* 20 (2008), Nr. 2, S. 169–188

[64] ILKI, A.; PEKER, O.; KARAMUK, E.; DEMIR, C.; KUMBASAR, N.: Axial Behavior of RC Columns Retrofitted with FRP Composites. In: WASTI (Hrsg.) ; OZCEBE (Hrsg.): *Advances in Earthquake Engineering for Urban Risk Reduction* 2006, S. 301–316

[65] JESSE, D.: *Tragverhalten von textilbewehrtem Beton unter zweiaxialer Zugbeanspruchung*. Dresden, Institut für Massivbau, TU Dresden, Dissertation, 2010

[66] JÚLIO, E. S.; BRANCO, F.; SILVA, V. D.: Structural rehabilitation of columns with reinforced concrete jacketing. In: *Progress in Structural Engineering and Materials* 5 (2003), Nr. 1, S. 29–37

[67] KARABINIS, A. I.; ROUSAKIS, T. C.: Concrete confined by FRP material: a plasticity approach. In: *Engineering Structures* 24 (2002), Nr. 7, S. 923–932

[68] KARBHARI, V. M.; RIVERA, J.; DUTTA, P. K.: Effect of Short-Term Freeze-Thaw Cycling on Composite Confined Concrete. In: *Journal of Composites for Construction* 4 (2000), Nr. 4, S. 191–197

[69] KÄSEBERG, S.; HOLSCHEMACHER, K.: Einsatz von Kohlefaser-verbundwerkstoffen im Betonbau. In: HOLSCHEMACHER (Hrsg.): *Neue Normen und Werkstoffe im Betonbau* 2011, S. 215–238

[70] KÄSEBERG, S.; MÜLLER, T.; KIESLICH, H.; HOLSCHEMACHER, K.: Faser-Bragg-Gitter-Sensoren: Einsatzmöglichkeiten im Betonbau. In: HOLSCHEMACHER (Hrsg.): *Betonbau im Wandel* 2009, S. 233–256

[71] KÄSEBERG, S.: Dual confinement of circular concrete columns consisting of CFRP sheets and ties or spirals. In: *Proceedings of The 9th fib International PhD Symposium in Civil Engineering*, Karlsruhe, Deutschland, 22. – 25.07.2012

[72] KÄSEBERG, S.; HOLSCHEMACHER, H.: Proposal of a material model for FRP confined, circular, short concrete columns with and without internal reinforcement. In: Proceedings of Concrete Solutions. In: *Proceedings of the Conference Concrete Solutions, 5th International Conference on Concrete Repair*, Belfast, Northern Ireland, UK, 01. – 03.09.2014

[73] KERKENI, N.; HEGGER, J.: Bemessung von spritzbetonverstärkten Stahlbetonstützen unter beliebiger Belastung. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 96 (2001), Nr. 11, S. 708-715

[74] KLOTZ, S.: *Ultrahochfester Beton unter Teilflächenbelastung*. Leipzig, Wirtschaftswissenschaftliche Fakultät, Universität Leipzig, Dissertation, 2007

[75] KNOBLAUCH, H.; HIESE, W.: *Baustoffkenntnis.* Werner Verlag, 2007

[76] KSHISAGAR, S.; LOPEZ-ANIDO, R. A.; GUPTA, R. K.: Environmental Aging of Fiber-Reinforced Polymer-Wrapped Concrete Cylinders. In: *ACI Materials Journal* 97 (2000), Nr. 6, S. 703–712

[77] LAM, L.; TENG, J. G.: Design-oriented Stress–Strain Model for FRP-confined Concrete in Rectangular Columns. In: *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 22 (2003), Nr. 13, S. 1149-1186

[78] LAM, L.; TENG, J. G.: Ultimate Condition of Fiber Reinforced Polymer-Confined Concrete. In: *Journal of Composites for Construction* 8 (2004), Nr. 6, S. 539–548

[79] LÉGERON, F.; PAULTRE, P.: Uniaxial Confinement Model for Normal- and High-Strength Concrete Columns. In: *Journal of Structural Engineering* 129 (2003), Nr. 2, S. 241–252

[80] LEE, J.-Y.; OH, Y.-J.; PARK, J.-S.; MANSOUR, M. Y.: Behavior of Concrete Columns Confined with both Spiral and Fiber Composites. In: *Proceedings of the 13th World Conference on Earthquake Engineering (13WCEE)*, Vancouver, Kanada, 01. – 06.08.2004

[81] LIANG, M.; WU, Z.-M.; UEDA, T.; ZHENG, J.-J.; AKOGBE, R.: Experiment and modeling on axial behavior of carbon fiber reinforced polymer confined concrete cylinders with different sizes. In: *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 31 (2012), Nr. 6, S. 389-403

[82] LOKUGE, W. P.; SETUNGE, S.; SANJAYAN, J. G.: Stress-strain model for high strength concrete confined by FRP. In: *Proceedings of the 21st Australasian Conference on the Mechanics of Structures and Materials*, Melbourne, Australien, 07. – 10.12.2010

[83] LORENZIS, L. D.; TEPFERS, R.: Comparative Study of Models on Confinement of Concrete Cylinders with Fiber-Reinforced Polymer Composites. In: *Journal of Composites for Construction* 7 (2003), Nr. 3, S. 219–237

[84] MANDER, J. B.; PRIESTLEY M. J. N.; PARK, R.: Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete. In: *Journal of Structural Engineering* 114 (1988), Nr. 8, S. 1804–1826

[85] MANDER, J. B.; PRIESTLEY M. J. N.; PARK, R.: Observed Stress-Strain Behavior of Confined Concrete. In: *Journal of Structural Engineering* 114 (1988), Nr. 8, S. 1827–1849

[86] MATTHYS, S.; TOUTANJI, H.; AUDENAERT, K.; TAERWE, L.: Axial Load Behavior of Large-Scale Columns Confined with Fiber-Reinforced Polymer Composites. In: *ACI Structural Journal* 102 (2005), Nr. 2, S. 258–267

[87] MEGALOOIKONOMOU, K. G.; MONTI, G.; SANTINI, S.: Constitutive Model for Fiber-Reinforced Polymer- and Tie-Confined Concrete. In: *ACI Structural Journal* 109 (2012), Nr. 4, S. 569–578

[88] MÖBIUS, F.: *Kraft-Verformungs-Verhalten von umschnürtem Stahlbeton*. Hamburg, Institut für Massivbau, Technische Universität Hamburg Harburg, Dissertation, 2009.

[89] MOSTOFINEJAD, D.; MOSHIRI, N.; MORTAZAVI, N. : Effect of corner radius and aspect ratio on compressive behavior of rectangular concrete columns confined with CFRP. In: *Materials and Structures* 48 (2015), Nr. 1-2, S. 107–122

[90] NEUBAUER, U.: *Verbundtragverhalten geklebter Lamellen aus Kohlenstofffaser – Verbundwerkstoff zur Verstärkung von Betonbauteilen.* Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Technische Universität Braunschweig, Dissertation, 2000

[91] NAGUIB, W.; MIRMIRAN, A.: Creep Analysis of Axially Loaded Fiber Reinforced Polymer-Confined Concrete Columns. In: *Journal of Engineering Mechanics* 129 (2003), Nr. 11, S. 1308–1319

[92] NIEDERMEIER, R.: *Verstärkung von Stahlbetondruckgliedern durch Umschnürung*. München, Lehrstuhl für Massivbau, Technische Universität München, Habilitation, 2009

[93] ORTLEPP, R.; CURBACH, M.: Verstärken von Stahlbetonstützen mit textilbewehrtem Beton. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 104 (2009), Nr. 10, S. 681–689

[94] ORTLEPP, R.; LORENZ, A.; CURBACH, M.: Umschnürungswirkung textilbewehrter Verstärkungen im Lasteinleitungsbereich von Stützen in Abhängigkeit von der Geometrie. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 106 (2011), Nr. 7, S. 490–500

[95] ORTLEPP, R.; SCHLADITZ, F.; CURBACH, M.: Textilbetonverstärkte Stahlbetonstützen. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 106 (2011), Nr. 9, S. 640–648

[96] PAULTRE, P.; LÉGERON, F.: Confinement Reinforcement Design for Reinforced Concrete Columns. In: *Journal of Structural Engineering* 134 (2008), Nr. 5, S. 738–749

[97] PELLEGRINO, C.; MODENA, C.: Analytical Model for FRP Confinement of Concrete Columns with and without Internal Steel Reinforcement. In: *Journal of Composites for Construction* 14 (2010), Nr. 6, S. 693–705

[98] PESSIKI, S.; HARRIES, K. A.; KESTNER, J. T.; SAUSE, R.; RICLES, J. M: Axial Behavior of Reinforced Concrete Columns Confined with FRP Jackets. In: *Journal of Composites for Construction* 5 (2001), Nr. 4, S. 237–245

[99] RICHART, F. E.; BRANDTZAEG, A.; BROWN, R. L.: *A Study of the Failure of Concrete under combined compressive Stresses*. Engineering Experiment Station, University of Illinois, Bulletin No. 185, 1928

[100] RICHART, F. E.; BRANDTZAEG, A.; BROWN, R. L.: *The Failure of plain and spirally reinforced Concrete in Compression*. Engineering Experiment Station, University of Illinois, Bulletin No. 190, 1929

[101] RITTER, R.: *Verformungsverhalten und Grenzflächen von Ultrahoch-leistungsbeton unter mehraxialer Beanspruchung.* Dresden, Institut für Massivbau, Technische Universität Dresden, Dissertation, 2014.

[102] ROCCA, S.; GALATI, N.; NANNI, A.: Review of Design Guidelines for FRP Confinement of Reinforced Concrete Columns of Noncircular Cross Sections, In: *Journal of Composites for Construction* 12 (2008), Nr. 1, S. 80–92

[103] ROSTÁSY, F. S.; HOLZENKÄMPFER, P.; HANKERS, C.: Geklebte Bewehrung für die Verstärkung von Betonbauteilen. In: *Betonkalender 1996*. Ernst & Sohn, 1996, S.547 – 576

[104] ROUSAKIS, T. C.; KARABINIS, A. I.: Substandard reinforced concrete members subjected to compression: FRP confining effects. In: *Materials and Structures* 41 (2008), Nr. 9, S. 1595–1611

[105] SAADATMANESH, H.; EHSANI, M. R.; LI, M. W.: Strength and Ductility of Concrete Columns Externally Reinforced with Fiber Composite Straps. In: *ACI Structural Journal* 91 (1994), Nr. 4, S. 434–447

[106] SAKAI, K.; SHEIKH, S. A.: What Do We Know about Confinement in Reinforced Concrete Columns? In: *ACI Structural Journal* 86 (1989), Nr. 2, S. 192–207

[107] SAMAAN, M.; MIRMIRAN, A.; SHAHAWY, M.: Model of Concrete Confined by Fiber Composites. In: *Journal of Structural Engineering* 124 (1998), Nr. 9, S. 1025–1031

[108] SANTA, U.; BERGMEISTER, K.: Zustandsüberwachung und Bewertung von Betontragwerken. In: *Beton- und Stahlbetonbau Spezial* (2005), S. 82–88

[109] SCHÄFER, H. G. et al.: Sachstandsbericht Verstärken von Betonbauteilen. In: *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStb), Heft 467,* 1996

[110] SCHICKERT, G.; WINKLER, H.: Versuchsergebnisse zur Festigkeit und Verformung von Beton bei mehraxialer Druckbeanspruchung. *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStb), Heft 277,* 1977

[111] SCHÜRMANN, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Springer Verlag, 2004

[112] SEELHOFER-SCHILLING, B.: *Umschnürte Stahlbetonstützen: Geschichtliche Entwicklung*. Zürich, Institut für Baustatik und Konstruktion, ETH Zürich, Dissertation, 2008

[113] SEIM, W.; PFEIFFER, U.; VOGT, T.: Nachträgliche Verstärkung gemauerter Tragwerke mit Faserverbundwerkstoffen. In: *Bautechnik 87* (2010), Nr. 2, S. 51–60

[114] SHEIKH, S. A.: A Comparative Study of Confinement Models. In: *ACI Journal* 79 (1982), Nr. 4, S. 296–306

[115] SHEIKH, S. A.; TOKLUCU, M.: Reinforced Concrete Columns Confined by Circular Spirals and Hoops. In: *ACI Structural Journal* 90 (1993), Nr. 5, S. 542–553

[116] SHIN, M.; ANDRAWES, B.: Emergency repair of severely damaged reinforced concrete columns using active confinement with shape memory alloys. In: *Smart Materials und Structures* 20 (2011), Nr. 6, S. 1–9

[117] SIGRIST, V.: Das Druckgurtmodell für Stahlbetonbauteile. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 104 (2009), Nr. 8, S. 496–504

[118] SILVA, M. A. G.: Aging of GFRP laminates and confinement of concrete columns. In: *Composite Structures* 79 (2007), Nr. 1, S. 97–106

[119] SILVA, M. A. G.; RODRIGUES, C. C.: Size and Relative Stiffness Effects on Compressive Failure of Concrete Columns Wrapped with Glass FRP. In: *Journal of Materials in Civil Engineering* 18 (2006), Nr. 3, S. 334–342

[120] SI YOUCEF, Y.; AMZIANE, S.; CHEMROUK, M.: Effectiveness of strengthening by CFRP on behavior of reinforced concrete columns with respect to the buckling instability. In: *Materials and Structures* 48 (2015), Nr. 1-2, S. 35-51

[121] SMITH, S. T.; KIM, S. J.; ZHANG, H.: Behavior and effectiveness of FRP Wrap in the Confinement of Large Concrete Cylinders. In: *Journal of Composites for Construction* 14 (2010), Nr. 5, S. 573–582

[122] SPOELSTRA, M. R.; MONTI, G.: FRP-Confined Concrete Model. In: *Journal of Composites for Construction* 3 (1999), Nr. 3, S. 143–150

[123] TASTANI, S. P.; PANTAZOPOULOU, S. J.; ZDOUMBA, D.; PLAKANTARAS, V.; AKRITIDIS, E.: Limitations of FRP Jacketing in Confining Old-Type Reinforced Concrete Members in Axial Compression. In: *Journal of Composites for Construction* 10 (2006), Nr. 1, S. 13–25

[124] TENG, J. G.; HUANG, Y. L.; YE, L. P.: Theoretical Model for Fiber-Reinforced Polymer-Confined Concrete. In: *Journal of Composites for Construction* 11 (2007), Nr. 2, S. 201–210

[125] TENG, J. G.; JIANG, T.; LAM, L.; LUO, Y. Z.: Refinement of a Design-Oriented Stress-Strain Model for FRP-Confined Concrete, *Journal of Composites for Construction* 13 (2009), Nr. 4, S. 269–278

[126] TESCHNER, R.: *Glasfasern*. Springer-Verlag, 2013

[127] THÉRIAULT, M.; NEALE, K. W.; CLAUDE, S.: Fiber-Reinforced Polymer-Confined Circular Concrete Columns : Investigation of Size and Slenderness Effects. In: *Journal of Composites for Construction* 8 (2004), Nr. 4, S. 323–331

[128] TOUTANJI, H.; BALAGURU, P.: Durability Characteristics of Concrete Columns Wrapped with FRP Tow Sheets. In: *Journal of Materials in Civil Engineering* 10 (1998), Nr. 1, S. 52–57

[129] TOUTANJI, H.; MATTHYS, S.; TAERWE, L.; AUDENAERT, K.: Behaviour of large-scale columns confined with FRP composites in compression. In: *Proceedings of the 2th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2004)*, Adelaide, Australien, 08. – 10.12.2004

[130] TUE, N. V.; TUNG, N. D.: Deformation-Based Approach for Determination of the Efficiency of the Confinement in R/C Members. In: *Proceedings of the Thirteenth East Asia-Pacific Conference on Structural Engineering and Construction*, Sapporo, Japan, 11. – 13.09.2013

[131] WANG, Y.; WU, H.: Size Effect of Concrete Short Columns Confined with Aramid FRP Jackets. In: *Journal of Composites for Construction* 15 (2011), Nr. 4, S. 535–544

[132] WEI, H.; WU, Z.: Axial Experiment on CFRP Confined Steel Reinforced Concrete Columns with Partial Deteriorated Strength. In: *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 29 (2010), Nr. 6, S. 874-882

[133] WELTER, R.: Verstärken mit CFK-Lamellen – Grundlagen für eine fehlerfreie und wirtschaftliche Bemessung. In: *Bautechnik* 89 (2012), Nr. 1, S. 48–57

[134] WU, Y.-F.; WANG, L.-M.: A Unified Model for the Compressive Strength of FRP confined Square and Circular Concrete Columns. In: *Proceedings of the*

4th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2008), Zürich, Schweiz, 22. – 24.07.2008

[135] WU, Y.-F.; ZHOU, Y.-W.: Unified Strength Model Based on Hoek-Brown Failure Criterion for Circular and Square Concrete Columns Confined by FRP. In: *Journal of Composites for Construction* 14 (2010), Nr. 2, S. 175-184

[136] XIAO, Q. G.; TENG, J. G.; YU, T.: Behavior and Modeling of Confined High-Strength Concrete. In: *Journal of Composites for Construction* 14 (2010), Nr. 3, S. 249–259

[137] XIAO, Y.; WU, H.: Compressive Behavior of Concrete Confined by Various Types of FRP Composite Jackets. In: *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 22 (2003), Nr. 13, S. 1187-1201

[138] XIAO, Y.; WU, H.: Retrofit of Reinforced Concrete Columns Using Partially Stiffened Steel Jackets. In: *Journal of Structural Engineering* 129 (2003), Nr. 6, S. 725–732

[139] ZILCH, K.; NIEDERMEIER, R.; FINCKH, W.: Geklebte Verstärkung mit CFK-Lamellen und Stahllaschen. In: *Betonkalender 2013*. Ernst & Sohn, 2013, S.471 – 554

[140] ZILCH, K.; NIEDERMEIER, R.; FINCKH, W.: Sachstandsbericht Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung. In: *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStb), Heft 591,* 2011

[141] ZILCH, K.; NIEDERMEIER, R.; FINCKH, W.: Praxisgerechte Bemessungsansätze für das wirtschaftliche Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung – Verbundtragfähigkeit unter statischer Belastung. In: *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStb), Heft 592,* 2012

Anhänge: A Symbolverzeichnis

Große lateinische Buchstaben

A	Fläche
D	Durchmesser
E	Elastizitätsmodul
F	Kraft
I	Umschnürungsindex
M	Moment
N	Normalkraft
Q	Querschnitt
R	Ausrundung
$Ø$	Stabdurchmesser

Kleine lateinische Buchstaben

a	Länge
b	Breite
c	Betondeckung
d	Durchmesser
f	Festigkeit
h	Höhe, Bauteilhöhe
k	Korrekturfaktor, Abminderungsfaktor
l	Länge, Bauteillänge
n	Anzahl, Steuerungsfaktor
p	Druck, Druckänderung
r	Steuerungsparameter für POPOVICS-Kurve
s	Abstand, Stab- Bügelabstand, Wendelganghöhe
t	Dicke
x	Koordinate in Richtung der Bauteilhöhe
y	Koordinate in Richtung der Bauteilbreite

Griechische Buchstaben

α	Faktor zur Beachtung von Betonkriechen, Umweltbedingungen etc.
β	Koeffizient
ε	Dehnung
η	Faktor, z. B. für Dehnungsberechnung, Beachtung zweite Querdehnzahl
λ	Schlankheit
ν	Querdehnzahl
ρ	Bewehrungsgrad, Umschnürungsgrad
σ	Normalspannung

τ	Schubspannung
Δ	Delta
Ψ	Reduktionsfaktor

Indizes

c	Beton, Kern
d	Bemessungswert
e	effektiv, Dicke verschmierte Betonstahlumschnürungsbewehrung
g	gesamt
i	Laufvariable
j	CFK-Mantel
k	charakteristisch
l	längs, in Längsrichtung
m	Durchschnittswert, mittlerer Wert, Mittel
o	Schnittpunkt
q	quer
s	Bewehrungsstahl
t	Zug
u	maximal
v	verlegt
w	Querbewehrung
y	Fließ-, Streckgrenze
ε	effektiv
max	maximaler Wert
sec	Sekante
eff	effektiv
FRP	faserverstärkter Kunststoff
Kern	Kernfläche Stützenquerschnitt
E	Ermüdung
F	Feuchte
R	Widerstand
T	Temperatur
Z	Dauerbelastung

Große lateinische Buchstaben mit Indizes

A_e	tatsächlich umschnürter Bereich des Stützenquerschnitts
A_c	Betonfläche
A_{cc}	von Querbewehrung umschnürte Betonfläche
A_s	Querschnittsfläche des Bewehrungsstahls
A_{sw}	Stabquerschnitt der umschnürungswirksamen Querbewehrung
D	Durchmesser der Stütze
D_c	Durchmesser der betonstahlumschnürten Kernquerschnitts
E_c	Elastizitätsmodul Beton

E_j	Elastizitätsmodul der verwendeten Kohlefasergelege
E_{jl}	bezogene Steifigkeit der Umschnürungsbewehrung des CFK-Mantels
$E_{l(j+w)}$	gemeinsame bezogene Steifigkeit der Umschnürungspartner
E_s	Elastizitätsmodul Betonstahlbewehrung
E_{sec}	Sekantenmodul
E_2	zweiter Anstieg im Spannungs-Dehnungs-Diagramm
$E_{2,q}$	zweiter Anstieg im Spannungs-Querdehnungs-Diagramm
F_j	im CFK-Mantel wirkende Kraft
I_e	effektiver Umschnürungsindex
N_R	Normalkraftwiderstand
N_u	Bruchlast Stütze
R_c	Ausrundungsradius

Kleine lateinische Buchstaben mit Indizes

c_v	Verlegemaß der Betondeckung
f_c	einaxiale Zylinderdruckfestigkeit
$f_{c,cube}$	einaxiale Würfeldruckfestigkeit
f_{ck}	charakteristische einaxiale Zylinderdruckfestigkeit
f_{cc}	Druckfestigkeit des umschnürten Betons
f_{cck}	charakteristische Druckfestigkeit des umschnürten Betons
f'_{cc}	Betonspannung beim Übergang zu E_2 im Modell nach EID und PAULTRE
$f_{cc,j}$	Tragfähigkeit die die CFK-Umschnürung allein ohne Querbewehrung erreichen kann (Modell NIEDERMEIER)
$f_{cc,Kern}$	Druckfestigkeit des umschnürten Betons im Kernbereich der Stütze
f_{cm}	Mittelwert der einaxialen Betondruckfestigkeit
f_{cu}	tatsächliche Betonspannung bei Bruch der Verstärkungsfasern
f_{ct}	Betonzugefestigkeit
$f_{ct,sp}$	Betonspaltzugfestigkeit
f_o	Schnittpunkt von E_2 mit der y-Achse
$f_{l,wy}$	maximaler Umschnürungsdruck aufgebracht von der Querbewehrung
f_{lj}	maximaler Umschnürungsdruck aufgebracht vom CFK-Mantel
$f_{l(j+w)}$	maximaler Umschnürungsdruck aufgebracht von beiden Umschnürungspartnern
f_y	Streckgrenzspannung Stahl
f_w	Spannung in der Querbewehrung
f_{wy}	Streckgrenzspannung der Betonstahlquerbewehrung
f_{wyk}	charakteristische Streckgrenzspannung der Betonstahlquerbewehrung
k_A	Faktor bei der Berechnung von k_1 nach PELLEGRINO und MODENA
k_R	Abminderungsfaktor für die Berechnung von k_1 nach PELLEGRINO und MODENA bei Anwendung für rechteckige Druckglieder
k_e	Faktor zur Beachtung des Druckbogeneffekts zwischen Querbewehrungselementen
k_1	Faktor zur Steuerung der Effektivität der Umschnürung bei Berechnung der Druckfestigkeit des umschnürten Betons

k_2	Faktor zur Steuerung der Effektivität der Umschnürung bei Berechnung der Maximaldehnung des umschnürten Betons
k_ε	Abminderungswert zur Beachtung der Effektivität der umschnürenden Verstärkungsfasern am Bauteil
$k_{\varepsilon k}$	charakteristischer Abminderungswert zur Beachtung der Effektivität der umschnürenden Verstärkungsfasern am Bauteil
p_1	Querdruckspannung infolge der Umschnürungswirkung der Kohlefasergelege
p_2	Querdruckspannung infolge der Umschnürungswirkung der Kohlefasergelege sowie der Querbewehrung
s_w	Abstand der Bügel bzw. Wendelganghöhe
s_w'	lichter Abstand zwischen zwei Querbewehrungselementen in Längsrichtung
s'	lichter Abstand zwischen CFK-Ringen
t_j	Dicke der Umschnürung
e	Dicke der verschmierten Querbewehrung
e_0	planmäßige Ausmitte Druckglied

Griechische Buchstaben mit Indizes

α_T	Abminderungsfaktor aufgrund Temperatureinfluss
α_F	Abminderungsfaktor aufgrund Feuchtigkeit
α_E	Abminderungsfaktor aufgrund von Ermüdung
α_Z	Abminderungsfaktor aufgrund von Dauerbelastungen
α_k	Abminderungsfaktor zur Beachtung der Streuungen bei Betonkriechen
ε_c	Dehnung des Betons
ε_{cc}	Längsdehnung des umschnürten Betons bei Erreichen der Druckfestigkeit
ε'_{cc}	Längsdehnung des umschnürten Betons bei Erreichen des Übergangs zum zweiten Anstieg nach EID und PAULTRE
$\varepsilon_{cc}(\Delta t)$	Längsverformung des Druckgliedes durch Kriechen
ε_{cu}	Längsdehnung des umschnürten Betons bei Bruch des CFK-Mantels
ε_{c1}	Dehnung des Betons unter der Maximalspannung
ε_{c2}	Dehnung des Betons unter der Maximalspannung bei Zugrundelegung Parabel-Rechteck-Diagramm
ε_{cu2}	rechnerische Bruchdehnung des Betons
ε_j	Dehnung des CFK-Mantels
ε_{ju}	tatsächliche Bruchdehnung der Verstärkungsfasern im CFK-Mantel am Bauteil
ε_{juk}	charakteristische Bruchdehnung der Verstärkungsfasern im CFK-Mantel am Bauteil
ε_{LK}	charakteristischer Wert der im einaxialen Zugversuch ermittelten Zugfestigkeit $\varepsilon_{u,FRP}$
ε_s	Dehnung des Bewehrungsstahls
ε_{sw}	Dehnung der Querbewehrung

ε_t	Dehnung des Betons bei Übergang zum zweiten Anstieg bei CFK-umschnürten Beton
$\varepsilon_{u,FRP}$	Bruchdehnung der Verstärkungsfasern im CFK-Mantel
ν_2	Querdehnungs-Längsdehnungs-Beziehung
ρ_l	geometrisches Bewehrungsverhältnis der Längsbewehrung
ρ_j	Umschnürungsgrad der CFK-Verstärkung
ρ_K	Verhältniswert zwischen Steifigkeit der Umschnürung und Steifigkeit des unumschnürten Betons
ρ_ε	Verhältniswert zwischen Bruchdehnung der verwendeten Kohlefasern und der Betondehnung bei Erreichen von f_c
ρ_w	geometrisches Bewehrungsverhältnis der Querbewehrung
σ_c	Spannung im Beton
σ_2	erzeugter Umschnürungsdruck
σ_1, σ_2, σ_3	Hauptnormalspannungen
σ_j	Spannung des CFK-Mantels
σ_s	Spannung im Bewehrungsstahl

Abkürzungen

ACI	American Concrete Institute
AFK	Aramidfaserverstärkter Kunststoff
CEM	Zement
CF	Carbonfaser/Kohlenstofffaser
CFK	Carbonfaserverstärkter Kunststoff
DAfStb	Deutscher Ausschuss für Stahlbeton
DIBt	Deutsches Institut für Bautechnik
DIN	Deutsches Institut für Normung
DMS	Dehnungsmessstreifen
fib	International Federation for Structural Concrete
FRP	Fiber Reinforced Polymer
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff

Erklärung

Die in dieser Dissertation erwähnten Unternehmens-, Produkt- oder Markenbezeichnungen können Marken oder eingetragene Markenzeichen der jeweiligen Eigentümer sein. Die Wiedergabe von Marken- und/oder Warenzeichen in dieser Dissertation berechtigt nicht zu der Annahme, dass diese als frei von Rechten Dritter zu betrachten seien. Alle erwähnten Marken- und/oder Warenzeichen unterliegen uneingeschränkt den länderspezifischen Schutzbestimmungen und den Besitzrechten der jeweiligen eingetragenen Eigentümer.

Anhang B: Ergebnisse von KARBHARI et al. [68] nach zyklischer Temperaturbeaufschlagung

Prüfkörpergeometrie: Zylinder mit D = 152,4 mm, h = 304,8 mm
Einaxiale Betondruckfestigkeit: f_c = 56 N/mm²

GFK-Umschnürung: 7 Lagen unidirektionale Glasfasergelege
CFK-Umschnürung: 3 Lagen unidirektionale Carbonfasergelege
CFK-Umschnürung (bidirekt.): 2 Lagen bidirektionale Carbonfasergelege (90°Ausrichtung Fasern untereinander)

Prüfschema: 28 Tage Wasserlagerung aller Prüfkörper
Herstellung Umschnürung nach 28 Tagen
weitere Lagerung aller Prüfkörper für 31 Tage
Unterteilung in zwei Gruppen:
1 Gruppe: Lagerung bei 22,5 °C
2 Gruppe: Durchführung von 201 Frost-Tau-Wechseln (Temperaturgang: -20 °C – 22,5 °C)
5 Prüfkörper pro Geometrie/Lagerungsart

Ergebnisse der umschnürten Probekörper nach Lagerung bei konstanter Temperatur sowie nach Frost-Tau-Wechsel-Beanspruchung:

	Prüfkörper	f_{cc}	ε_{cc}	ε_{ju}
	[-]	**[N/mm²]**	**[‰]**	**[‰]**
Lagerung bei 22,5 °C	Referenz	60,47	2,086	1,220
	GFK	96,56	5,411	6,701
	CFK	118,46	6,091	4,649
	CFK (bi-direktional)	80,12	3,658	3,567
Frost-Tau-Wechsel	Referenz	63,92	2,798	0,653
	GFK	91,29	6,173	7,696
	CFK	117,1	6,422	4,529
	CFK (bi-direktional)	82,33	3,801	3,119

Anhang C: Vorversuche hinsichtlich einer partiellen Umschnürung

Im Zuge der Vorbereitung des Versuchsprogramms wurden auch unbewehrte Prüfkörper mit einer partiellen CFK-Umschnürung hergestellt. Die verwendeten Prüfkörper hatten einen Durchmesser von 150 mm und eine Höhe von 300 mm. Als CFK-Umschnürung wurden jeweils zwei Lagen CF-Gelege an verschiedenen Positionen über die Höhe verteilt aufgebracht. In einem ersten Prüfaufbau wurde die Verstärkung des mittleren Stützenabschnitts vorgenommen (D15-CFK-2L-M) und Stützenkopf und -fuß bis zu einer Höhe von 7,5 cm nicht umschnürt. Im zweiten Prüfaufbau wurden dagegen jeweils der Stützenkopf und -fuß bis zu einer Höhe von 10 cm umschnürt (D15-CFK-2L-OU). Der Mittelteil der Stütze blieb über 10 cm nicht umschnürt.

Die folgenden Bilder zeigen den Versuchsaufbau für die Prüfserien D15-CFK-2L-OU (links) und D15-CFK-2L-M (rechts).

Versuchsaufbau für Vorversuche mit partiellen CFK-Umschnürungen

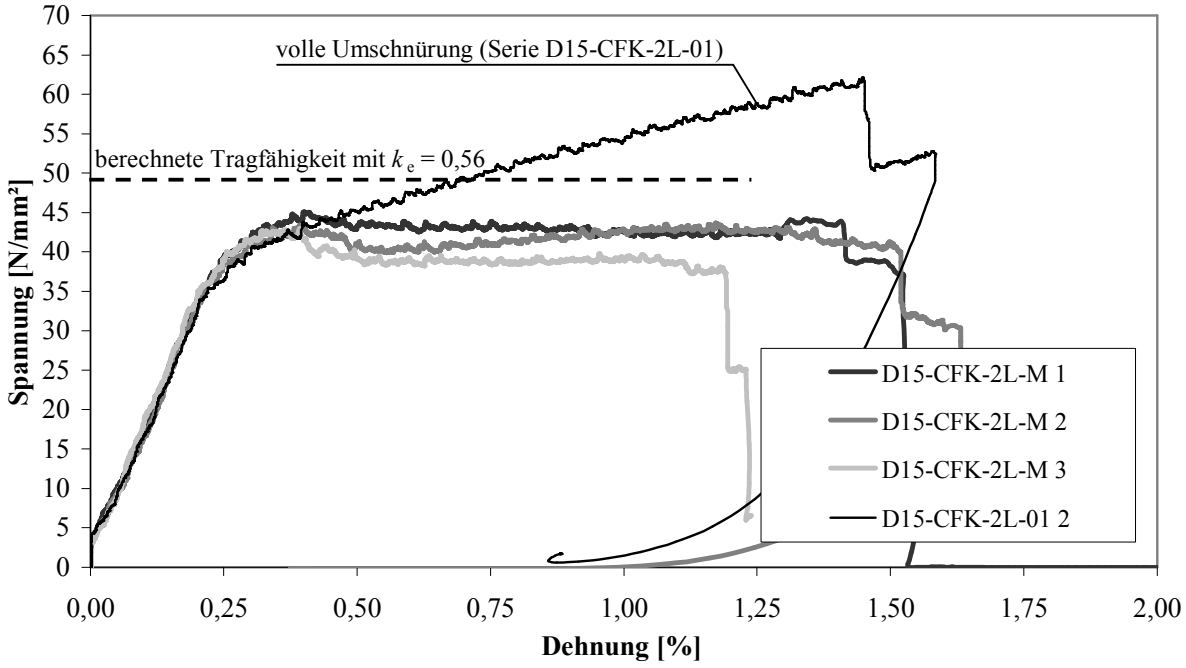
Die folgende Tabelle beschreibt die gewählte CFK-Umschnürung sowie die gewählte partielle Umschnürung.

Versuchsprogramm für Vorversuche mit partiellen Umschnürungen

1 Serie = 3 Prüfkörper	Beton	Durch-messer	Höhe	CFK-Umschnürung		Partielle Umschnürung im Bereich		
	f_c [N/mm²]	D [mm]	h [mm]	Lagen	t_j [mm]	Fuß [mm]	Mitte [mm]	Kopf [mm]
D15-CFK-2L-OU	36,9	150	300	2 SW200C	0,222	100	-	100
D15-CFK-2L-M	36,9	150	300	2 SW200C	0,222	-	150	-

Bei partieller Umschnürung des mittleren Stützenabschnitts kann aufgrund der Einspannung, verursacht durch die Druckplatten der Druckprüfmaschine, am Stützenfuß und -kopf der lichte Abstand zwischen den CFK-Ringen gemäß Gl 34 (Abschnitt 2.3.3) mit 7,5 cm abgeschätzt werden. Es ergibt sich laut Gl. 34 ein Abminderungsfaktor k_e von 0,56. Bei partieller Umschnürung des Stützenkopfes und -fußes ergibt sich für den verwendeten Versuchsaufbau ein k_e von 0,44, da der lichte Abstand nun 10 cm beträgt. Für die verwendete CFK-Umschnürung ergibt sich gemäß Gl. 32 ein Umschnürungsdruck von 8 N/mm² (k_ε mit 0,69 für SikaWrap 200C gemäß Bild 5-16). Wird dieser für die partiellen Umschnürungen mit den jeweiligen Faktoren k_e abgemindert, ergibt sich für die Serie D15-CFK-2L-OU ein f_{lj} von 3,56 N/mm² und für die Serie D15-CFK-2L-M ein f_{lj} von 4,51 N/mm². Wird die im Abschnitt 7.1 ermittelte Gl. 132 herangezogen, sollte für ein f_c von 36,9 N/mm² für die Serie D15-CFK-2L-OU ein f_{cc} von 41,74 N/mm² und für die Serie D15-CFK-2L-M ein f_{cc} von 48,81 N/mm² möglich sein. In beiden Fällen müsste sich demnach eine Festigkeitssteigerung einstellen.

Im folgenden Spannungs-Dehnungs-Diagramm ist das während der Versuche aufgezeichnete Materialverhalten der Prüfkörper der Serie D15-CFK-2L-M aufgezeigt. Zu Vergleichszwecken sind weiterhin die zuvor berechnete Tragfähigkeit und eine Kurve der Serie D15-CFK-2L-01 aufgetragen. Serie D15-CFK-2L-01 ist hinsichtlich f_c und der gewählten CFK-Umschnürung identisch, allerdings mit vollständiger Umschnürung.

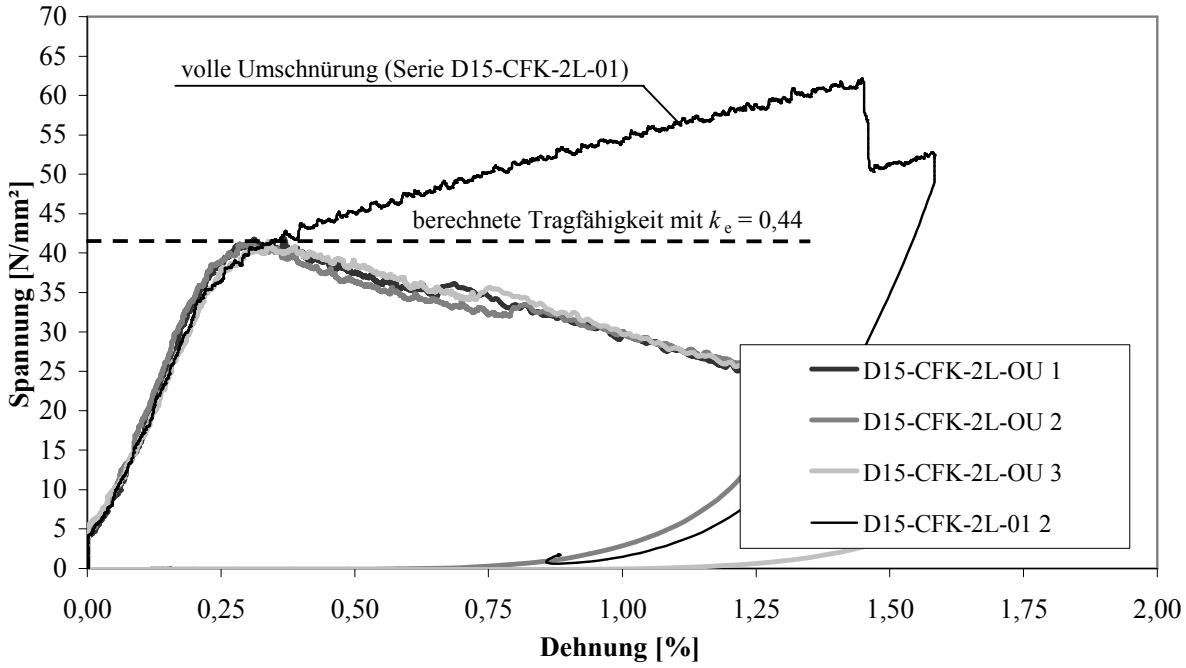


Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D15-CFK-2L-M

Gut erkennbar ist der starke Abfall des zweiten Anstiegs E_2, der sich bei Verwendung der partiellen Umschnürung einstellt. Nach der Übergangsphase wurde nur noch ein Plateau gehalten, es waren keine Laststeigerungen möglich. Die dabei erreichten

Maximalfestigkeiten liegen unter den mit k_e berechneten Ergebnissen. Die Verwendung von Gl. 34 zur Berechnung von k_e führt in diesem Fall zu unsicheren Ergebnissen. Die Effektivität der CFK-Umschnürung wird durch die partielle Umwicklung stark gemindert.

Dieser Trend setzt sich für die Serie D15-CFK-2L-OU fort. Das erreichte Materialverhalten ist im nächsten Diagramm erläutert. Durch die größere lichte Weite zwischen den CFK-Ringen sind die erreichten Maximalfestigkeiten nochmals etwas geringer, obgleich nah an der mittels k_e berechneten Festigkeit. Allerdings ist der zweite Anstieg E_2 nun stark negativ. Wäre die zu f_{cc} gehörige Maximaldehnung ε_{cc} z.B. mit Gl. 133 und dem nach Gl. 34 errechneten k_e berechnet wurden, hätte f_{cc} erst bei deutlich höheren Dehnungen erreicht werden sollen.



Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D15-CFK-2L-OU

Die Verwendung des Faktors k_e hätte auch in diesem Fall zu einer falschen Vorhersage des Materialverhaltens geführt.

Für Verstärkungszwecke erscheinen die Effektivitätseinbussen, zumindest für die gewählten partiellen Umschnürungen, zu groß. Das Ankündigungsverhalten (Erreichen Grenzzustand der Tragfähigkeit) ist aber stark verbessert, da das Risswachstum und das Abplatzen der Betondeckung in den unumschnürten Bereichen sehr gut sichtbar waren.

Anhang D: Erläuterungen zum Modell nach PELLEGRINO und MODENA [97]

Zur Ermittlung von k_1 definieren die Forscher PELLERINO und MODENA die Faktoren k_A und k_R. Zur Ermittlung von k_A adaptierten sie einen Ansatz von HARAJLI et al. (Gl. 72) und definierten die darin enthaltenen Faktoren A und α auf Grundlage ihrer eigenen Datenbasis gemäß der folgenden Tabelle:

Mittels Regression gefundene Werte der Faktoren A und α

	Rundstützen		**Rechteckige Stützen**	
	unbewehrt	**bewehrt**	**unbewehrt**	**bewehrt**
A	3,55	2,95	2,25	1,35
α	0,15	0,40	0,25	0,50

Für die Berechnung der Maximaldehnung wird eine lineare Kurve (Gl. 75) definiert. Die Forscher erkannten dabei eine Abhängigkeit der Maximaldehnung von der Querschnittsform und von der innen liegenden Bewehrung. Sie definierten den Faktor B zur Einbeziehung dieser Einflüsse.

Mittels Regression gefundene Werte für den Faktor B

	Rundstützen		**Rechteckige Stützen**	
	unbewehrt	**bewehrt**	**unbewehrt**	**bewehrt**
B	23	28	23	28

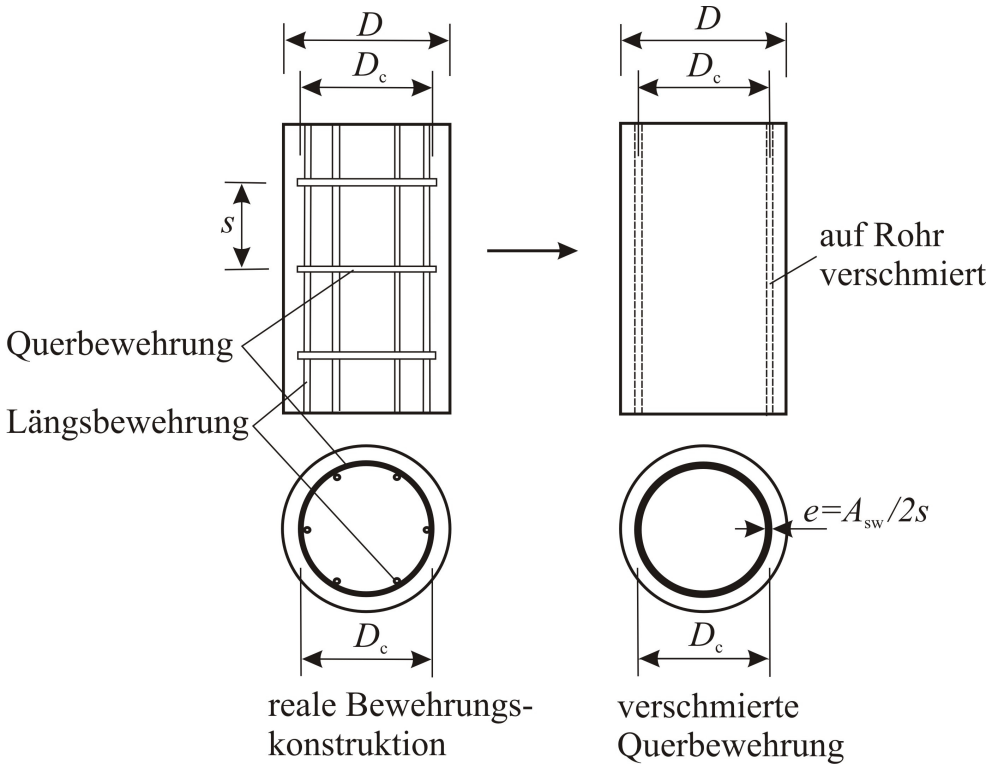
Anhang E: Erläuterungen zur Beispielrechnung zum Modell nach HU et al. [62] in Bild 3-19

Es wurde eine iterative Berechnung eines CFK-umschnürten Stahlbetonstützenquerschnitts vorgenommen. Zur Erläuterung des Iterationsverfahrens wurden dabei insgesamt 5 Iterationsschritte durchgeführt. Der Autor legte diese Iterationsstufen für Längsdehnungswerte ε_c bei 0,2 %, 0,4 %, 0,6 %, 0,8 % und 1,0 % fest. Die Eigenschaften des Stützenquerschnitts wurden folgendermaßen festgelegt:

Abmessungen:	Durchmesser D = 250 mm
Beton:	Einaxiale Betondruckfestigkeit f_c = 30 N/mm²
	Zugehörige Dehnung ε_{c2} = 0,002
CFK-Umschnürung:	E-Modul CF-Fasern E_j = 230.000 N/mm²
	Dicke der CFK-Umschnürung t_j = 0,33 mm
Querbewehrung:	Stabquerschnitt A_{sw} = 50 mm²
	E-Modul E_s = 200.000 N/mm²
	Durchmesser Kernquerschnitt D_c = 200 mm
	Abstand der Bügel s_w = 100 mm

Anhang F: Berechnung der rechnerischen Dicke *e* der verschmierten Querbewehrung

Die Forschergruppe um PAULTRE et al. [79] schlug eine Vereinfachung der Anordnung der Querbewehrungselemente über die Höhe vor. Statt die einzelnen Bügel oder Wendeln zu betrachten, verschmierten die Forscher die Bewehrung über die gesamte Höhe der Stütze als ein zusammenhängendes Rohr, wie im Bild geschildert.



Konzept zur Verschmierung der realen Querbewehrung auf einen äquivalenten Rohrquerschnitt mit der Dicke e nach [41]

Anhang G: Erläuterungen zur Beispielrechnung aus Bild 3-23 (Vergleich Bemessungsmodelle)

Zur Veranschaulichung der im Abschnitt 3.3 erläuterten Modelle zur Berechnung dual umschnürter Druckglieder wurde das Materialverhalten mit den Modellen von PELLEGRINO und MODENA [97], EID und PAULTRE [41], NIEDERMEIER [92] sowie HU et al. [62] für einen CFK-umschnürten Stahlbetonquerschnitt berechnet. Die Abmessungen und Eigenschaften des verstärkten Querschnitts waren dabei:

Abmessungen:	Durchmesser D = 250 mm
Beton:	Einaxiale Betondruckfestigkeit f_c = 30 N/mm²
	Zugehörige Dehnung ε_{c2} = 0,002
	E-Modul E_c = 30.000 N/mm²
CFK-Umschnürung:	E-Modul CF-Fasern E_j = 230.000 N/mm²
	Dicke der CFK-Umschnürung t_j = 0,45 mm
	Bruchdehnung der CF-Fasern gemäß Hersteller $\varepsilon_{u,FRP}$ = 1,5 %
Querbewehrung:	Bügel $\varnothing_{bü}$ 8 / 7,5 cm → A_{sw} = 50 mm²
	Streckgrenze f_{wy} = 500 N/mm²
	E-Modul E_s = 200.000 N/mm²
	Durchmesser Kernquerschnitt D_c = 200 mm
	Abstand der Bügel s_w = 75 mm
Längsbewehrung:	Durchmesser $\varnothing$ = 14 mm
	E-Modul E_s = 200.000 N/mm²
	Anzahl: 6

Anhang H: Material der eigenen Probekörper

Angaben zur verwendeten Gesteinskörnung:

Verwendete Gesteinskörnung: Kieswerk Kleinpösna

Siebanalyse: jeweils an 4 kg Probematerial ermittelt

Fraktion 1: Sand 0/2

Kornklasse	Masse		Siebrückstand	Siebdurchgang
0 bis 0,25	86,40 g	2,16 %	97,84	2,16 %
0,25 bis 0,5	1095,20 g	27,39 %	70,45	29,55 %
0,5 bis 1	1611,10 g	40,29 %	30,16	69,84 %
1 bis 2	965,60 g	24,15 %	6,01	93,99 %
2 bis 4	240,00 g	6,00 %	0,01	99,99 %
4 bis 8	0,30 g	0,01 %	0,00	100,00 %
8 bis 16	0,00 g	0,00 %	0,00	100,00 %
> 16	0,00 g	0,00 %	0,00	100,00 %
∑ =	3998,60 g	100,00 %	*k* = 2,04	

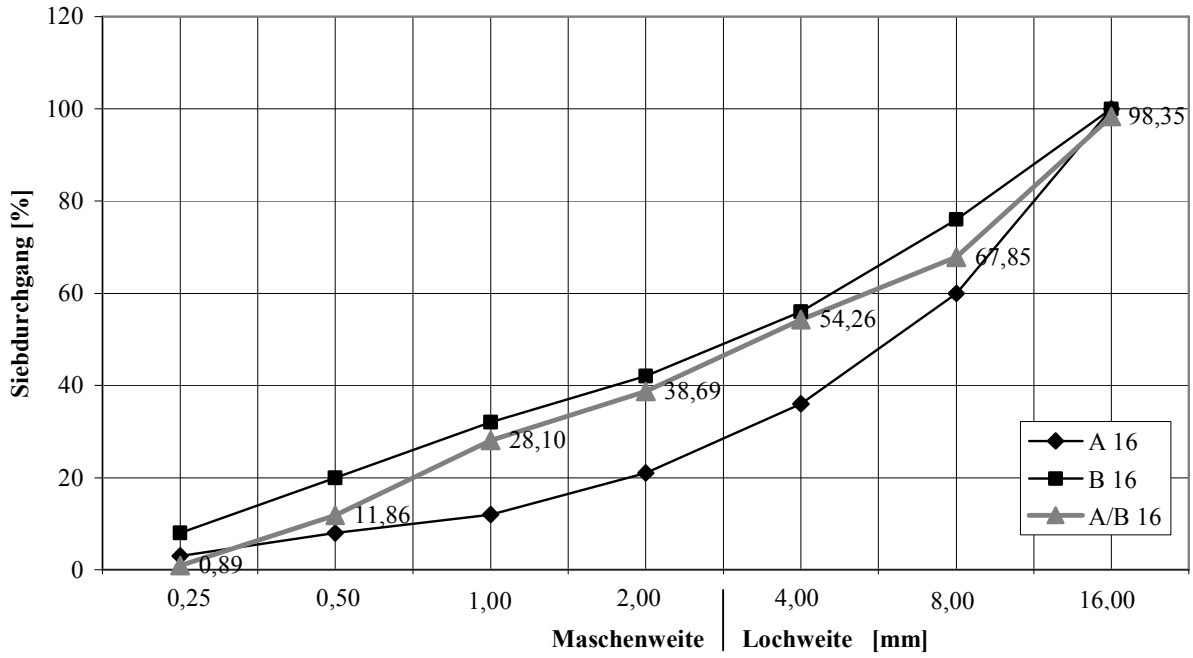
Fraktion 2: Kies 2/8

Kornklasse	Masse		Siebrückstand	Siebdurchgang
0 bis 0,25	3,90 g	0,10 %	99,90	0,10 %
0,25 bis 0,5	2,80 g	0,07 %	99,83	0,17 %
0,5 bis 1	9,40 g	0,24 %	99,60	0,40 %
1 bis 2	142,10 g	3,55 %	96,04	3,96 %
2 bis 4	2127,20 g	53,18 %	42,86	57,14 %
4 bis 8	1646,50 g	41,16 %	1,70	98,30 %
8 bis 16	68,00 g	1,70 %	0,00	100,00 %
> 16	0,00 g	0,00 %	0,00	100,00 %
∑=	3999,90 g	100,00 %	*k*= 4,40	

Fraktion 3: Kies 8/16

Kornklasse	Masse		Siebrückstand	Siebdurchgang
0 bis 0,25	0,00 g	0,00 %	100,00	0,00 %
0,25 bis 0,5	0,00 g	0,00 %	100,00	0,00 %
0,5 bis 1	7,80 g	0,19 %	99,81	0,19 %
1 bis 2	6,20 g	0,15 %	99,65	0,35 %
2 bis 4	16,20 g	0,40 %	99,25	0,75 %
4 bis 8	394,00 g	9,85 %	89,40	10,60 %
8 bis 16	3390,90 g	84,75 %	4,65	95,35 %
> 16	186,10 g	4,65 %	0,00	100,00 %
∑=	4001,20 g	100,00 %	*k*=	5,93

Angestrebte Sieblinie A/B 16: (alle Betone außer Splittbeton)



Zur Betonherstellung genutzte Sieblinie

Angaben zum verwendeten Zement:

Portlandkompositzement:	CEM II/B-M(S-LL) 32,5 R-AZ
Werk:	Rüdersdorf
DIBt Zulassung:	Z-3.17-1891
Druckfestigkeit nach 28 T:	48 N/mm²

Die Abholung erfolgte im Werk. Die Abfüllung erfolgte eigenständig in Säcke.

Angaben zur verwendeten Flugasche:

Steinkohlenflugasche:	SAFAMENT HKV
Werk:	Völklingen
DIBt Zulassung:	Z-3.31-1917

Es wurde Sackware genutzt.

Angaben zum verwendeten Fließmittel:

Hersteller:	CEMEX Admixtures GmbH
Typ:	ISOLA BV/FM 7
Wirkstoff:	Naphthalinsulfonat
Empf. Dosierbereich:	0,2 – 2,0 M.-% vom Zementgehalt

Angaben zu den verwendeten Kohlefasergelegen und Imprägnierharz:

SikaWrap 200C:

Fasertyp:	Hochfeste Kohlenstofffasern
Faserorientierung:	0° (unidirektional)
Konstruktion:	98% Kette, 2% Schuss
Gewebebreite:	150 mm

Dichte:	1,80 g/cm³
Flächengewicht:	200 g/m²
Lagenstärke:	0,11 mm
Zugfestigkeit:	3900 N/mm²
E-Modul:	230.000 N/mm²
Bruchdehnung:	1,70 %

Quelle: Technisches Merkblatt in englischer Sprache, Titel: SikaWrap®-200C – Carbon Fiber Fabric for Structural Strengthening, Version 3.2003, Sika Schweiz AG

SikaWrap 230C:

Fasertyp:	Hochfeste Kohlenstofffasern
Faserorientierung:	0° (unidirektional)
Konstruktion:	99% Kette, 1% Schuss
Gewebebreite:	300 mm
Dichte:	1,80 g/cm³
Flächengewicht:	220 g/m²
Lagenstärke:	0,12 mm
Zugfestigkeit:	4100 N/mm²
E-Modul:	231.000 N/mm²
Bruchdehnung:	1,78 %

Quelle: Technisches Merkblatt in deutscher Sprache, Titel: SikaWrap®-230C / Sikadur®-330 – Kohlenstofffasergewebe - Verstärkungssystem, Version 06/03, Sika-Plastiment GmbH

Tenax UTS50 F13 12K:

Fasertyp:	Hochfeste Kohlenstofffasern
Faserorientierung:	0° (unidirektional)
Konstruktion:	99% Kette, 1% Schuss
Gewebebreite:	300 mm
Dichte:	1,79 g/cm³
Flächengewicht:	200 g/m²
Lagenstärke:	0,11 mm
Zugfestigkeit:	4800 N/mm²
E-Modul:	240.000 N/mm²
Bruchdehnung:	2,00 %

Quelle: Technisches Merkblatt in deutscher Sprache, Titel: Produktprogramm und Eigenschaften für Tenax® UTS Filamentgarn, Version 04/2008, Toho Tenax Europa GmbH

Imprägnierharz SikaDur 330:

Aussehen:	Zweikomponenten
Dichte:	1,31 kg/Liter
Haftzugfestigkeit:	Betonbruch nach einem Tag auf sandgestrahlter Oberfläche
Zugfestigkeit:	30 N/mm²

Quelle: Technisches Merkblatt in deutscher Sprache, Titel: SikaWrap®-230C / Sikadur®-330 – Kohlenstofffasergewebe - Verstärkungssystem, Version 06/03, Sika-Plastiment GmbH

Verwendete Dehnungsmessstreifen:

Auf Betonoberflächen und der CFK-Umschnürung wurden DMS 1-LY41-100/120 der Firma HBM genutzt.

Messlänge:	100 mm
Widerstand:	120 Ω
k-Faktor:	2,10

Auf Bewehrungsstahl wurden DMS K-LY41-0,6/120-3-0,5M genutzt.

Messlänge:	6 mm
Widerstand:	120 Ω
k-Faktor:	1,80

DMS waren mit 0,5 m Kabel ausgestattet, was ein Verlöten außerhalb des Betonbauteils ermöglichte.

Anhang I: Ergebnisse der Festbetonprüfungen zu den hergestellten Prüfserien

Für die im Kapitel 4.4 zusammengestellten Prüfserien wurden die in der Tabelle aufgelisteten Betonagen durchgeführt. Die Festbetoneigenschaften der dabei entstandenen Betone sind ebenfalls in dieser Tabelle aufgelistet, ebenso der Verweis auf die daraus entstandenen Prüfserien.

Festbetoneigenschaften der hergestellten Betonserien

Betonage	**Würfeldruck-festigkeit** $f_{c,cube}$ **[N/mm²]**	**Zylinderdruck-festigkeit** $f_{c,cyl}$ **[N/mm²]**	**Spaltzug-festigkeit** $f_{ct,sp}$ **[N/mm²]**	**Elastizitäts-modul** E_c **[N/mm²]**	**verwendet für Prüf-serie gemäß Tab. 4-7**
1	43,55	36,95	2,91	27.988	D25-CFK-2L-01 D25-CFK-3L-01
	41,50	38,40	2,64	28.578	
	41,41	38,69	3,29	28.099	
	42,15	**38,01**	**2,94**	**28.222**	
2	44,89	39,45	2,81	28.074	D25-W-CFK-2L-01 D25-W-CFK-3L-01
	43,36	38,62	3,54	32.405	
	43,81	38,91	2,78	28.020	
	44,02	**39,00**	**3,04**	**29.500**	
3	30,29	27,27	2,83	27.095	D25-W-CFK-2L-02 D25-CFK-1L-01
	29,93	29,20	2,51	28.239	
	30,15	27,77	2,49	29.153	
	30,12	**28,08**	**2,61**	**28.162**	
4	37,42	34,18	2,50	24.710	D25-Bü-CFK-2L-01 D25-W-CFK-1L-01 D25-CFK-4L-01
	38,99	31,86	2,95	23.214	
	37,71	33,02	2,83	-	
	38,04	**33,02**	**2,76**	**23.962**	
5	34,27	29,77	3,09	28.436	D25-Bü-CFK-2L-02 D25-W-CFK-2L-03
	32,69	31,36	2,75	28.016	
	32,44	32,49	2,95	28.154	
	33,13	**31,21**	**2,93**	**28.202**	
6	30,37	26,35	2,52	26.214	D20-CFK-1L-01 D20-CFK-2L-01 D20-CFK-3L-01 D20-Bü-CFK-2L-01 D20-Bü-CFK-2L-02
	30,40	27,45	1,98	25.551	
	29,77	27,10	2,49	26.476	
	30,18	**26,96**	**2,33**	**26.080**	

Betonage	Würfeldruck-festigkeit $f_{c,cube}$ [N/mm²]	Zylinderdruck-festigkeit $f_{c,cyl}$ [N/mm²]	Spaltzug-festigkeit $f_{ct,sp}$ [N/mm²]	Elastizitäts-modul E_c [N/mm²]	verwendet für Prüf-serie gemäß Tab. 4-7
7	39,58	23,65	3,27	32.610	D20-Bü-CFK-2L-03 D20-Bü-CFK-2L-04
	42,20	33,44	3,29	32.046	
	40,13	26,95	2,64	30.510	
	40,64	**28,02**	**3,06**	**31.722**	
8	34,38	31,33	1,90	27.856	D30-CFK-2L-01 D30-CFK-3L-01
	33,98	30,41	2,19	26.690	
	34,44	30,69	2,49	27.591	
	34,27	**30,81**	**2,19**	**27.379**	
9	33,13	30,49	2,61	27.856	D30-W-CFK-2L-01 D30-W-CFK-2L-02
	33,76	30,45	2,50	26.690	
	32,87	32,10	2,62	27.591	
	33,25	**31,01**	**2,57**	**27.379**	
10	14,29	16,29	-	21.110	D15-CFK-2L-02
	18,18	17,18	-	20.957	
	18,34	16,09	-	21.034	
	16,94	**16,52**	**-**	**21.034**	
11	35,23	34,76	-	27.264	D15-CFK-2L-03
	36,59	34,96	-	28.238	
	37,31	34,25	-	28.099	
	36,38	**34,66**	**-**	**27.867**	
12	41,28	39,58	-	30.247	D15-CFK-2L-06
	42,86	40,03	-	30.247	
	41,23	39,81	-	31.372	
	41,79	**39,81**	**-**	**30622**	
13	54,33	53,22	-	34.634	D15-CFK-2L-05
	55,77	52,72	-	35.356	
	56,32	52,22	-	35.565	
	55,48	**52,72**	**-**	**35.185**	
14	30,36	22,97	1,90	27.856	D20-CFK-1L-02 D20-CFK-2L-02 D20-CFK-3L-02 D20-Bü-CFK-1L-01 D20-Bü-CFK-1L-02 D20-Bü-CFK-1L-03
	28,84	24,50	2,22	26.690	
	29,19	24,50	2,45	27.591	
	29,46	**23,99**	**2,19**	**27.379**	

Betonage	**Würfeldruck-festigkeit** $f_{c,cube}$ **[N/mm²]**	**Zylinderdruck-festigkeit** $f_{c,cyl}$ **[N/mm²]**	**Spaltzug-festigkeit** $f_{ct,sp}$ **[N/mm²]**	**Elastizitäts-modul** E_c **[N/mm²]**	**verwendet für Prüf-serie gemäß Tab. 4-7**
15	44,00	36,47	-	-	D15-CFK-1L-01 D15-CFK-1L-02 D15-CFK-2L-01 D15-CFK-3L-01
	42,36	37,31	-	-	
	40,71	36,89	-	-	
	42,36	**36,89**	**-**	**-**	
16	47,48	43,48	-	-	D15-CFK-2L-04 D15-Bü-CFK-2L-01 D15-Bü-CFK-2L-02
	51,19	41,49	-	-	
	48,33	41,77	-	-	
	49,00	**42,25**	**-**	**-**	

Anhang J: Hergestellte Referenzprüfkörper zur jeweiligen Prüfkörpergeometrie

Für jede Prüfkörpergeometrie sowie jede Bewehrungsanordnung wurden Probekörper hergestellt, die ohne CFK-Umschnürung geprüft wurden und als Referenz herangezogen werden konnten. Die folgenden Tabellen ordnen die hergestellten Referenzprüfkörper den in Tabelle 4-7 aufgeführten mit CFK-Umschnürung ausgestatteten Prüfkörpern zu und geben die erreichten Maximalfestigkeiten und zugehörigen Dehnungen der Referenzprüfkörper an.

Die erste Tabelle erläutert dies zunächst für unbewehrte Referenzprüfkörper. Dabei sind die Referenzprüfkörper für die Prüfkörpergeometrien mit Durchmesser 150 mm und Höhe 300 mm nicht mit angegeben, da diese für die Festbetonprüfungen (Zylinderdruck; E-Modul) herangezogen wurden (siehe Anhang I).

Unbewehrte Referenzprüfkörper

1 Serie = 3 Prüfkörper	**Durchmesser**	**Höhe**	**Druck-festigkeit**	**Dehnung bei Festigkeitspeak**	**zuzuordnende Prüfserie**
	[mm]	**[mm]**	f_c **[N/mm²]**	ε_{c2} **[%]**	
D20-01	200	400	25,83	0,24	D20-CFK-1L-01 D20-CFK-2L-01 D20-CFK-3L-01
D20-02	200	400	30,33	-	D20-CFK-1L-02 D20-CFK-2L-02 D20-CFK-3L-02
D25-01	250	500	34,97	0,19	D25-CFK-1L-01 D25-CFK-2L-01 D25-CFK-3L-01 D25-CFK-4L-01
D30-01	300	600	24,86	0,15	D30-CFK-2L-01 D30-CFK-3L-01

Die zweite Tabelle gibt eine Zusammenfassung zu bewehrten Referenzprüfkörpern. In diesem Fall werden nochmals die jeweiligen Anordnungen der Quer- und Längsbewehrung aufgezeigt. Erneut erfolgt eine Zuordnung zu den entsprechenden Prüfkörpern mit CFK-Umschnürung.

Bewehrte Referenzprüfkörper mit gewählter Quer- und Längsbewehrung

Referenz-prüfkörper	Durch-messer	Höhe	Längsbewehrung		Querbewehrung			zuzuordnende Prüfserie
	[mm]	[mm]	Ø [mm]	Anzahl	Ø [mm]	*s* [mm]	Typ	
D15-Bü-01	150	300	6	6	6	50	Bügel	D15-Bü-CFK-2L-01
D15-Bü-02	150	300	6	6	6	100	Bügel	D15-Bü-CFK-2L-02
D20-Bü-01	200	400	12	6	4	175	Bügel	D20-Bü-CFK-2L-01
D20-Bü-02	200	400	12	6	6	175	Bügel	D20-Bü-CFK-2L-02
D20-Bü-03 (Längsbewehrung variiert) 4	200	400	12	4	6	100	Bügel	D20-Bü-CFK-2L-03 (4 Längsstäbe)
D20-Bü-03 (Längsbewehrung variiert) 6	200	400	12	6	6	100	Bügel	D20-Bü-CFK-2L-03 (6 Längsstäbe)
D20-Bü-03 (Längsbewehrung variiert) 8	200	400	12	8	6	100	Bügel	D20-Bü-CFK-2L-03 (8 Längsstäbe)
D20-Bü-04	200	400	12	6	6	50	Bügel	D20-Bü-CFK-2L-04
D20-Bü-05	200	400	4	4	6	75	Bügel	D20-Bü-CFK-1L-01
D20-Bü-06	200	400	4	4	6	75	Bügel	D20-Bü-CFK-1L-02
D20-Bü-07	200	400	4	4	5	50	Bügel	D20-Bü-CFK-1L-03
D25-W-01	250	500	12	6	8	40	Wendel	D25-W-CFK-1L-01 D25-W-CFK-2L-01 D25-W-CFK-3L-01
D25-W-02	250	500	12	6	10	40	Wendel	D25-W-CFK-2L-02
D25-W-03	250	1000	12	6	8	40	Wendel	D25-W-CFK-2L-03
D25-Bü-01	250	500	12	6	6	100	Bügel	D25-Bü-CFK-2L-01
D25-Bü-02	250	1000	12	6	6	100	Bügel	D25-Bü-CFK-2L-02
D30-W-01	300	600	12	6	10	40	Wendel	D30-W-CFK-2L-01
D30-W-02	300	600	12	6	10	55	Wendel	D30-W-CFK-2L-02

Die dritte Tabelle führt die jeweils ermittelten Festigkeiten f_{cc} und zugehörigen Dehnungen ε_{cc} auf. Zu beachten ist dabei, dass es bei den wendelbewehrten Referenzprüfkörpern D25-W-02, D30-W-01 und D30-W-02 zu Problemen mit der Maschinensteuerung kam, die leider nicht gänzlich geklärt werden konnten. Aus diesem Grund war es nicht möglich, die Höchstfestigkeit und zugehörige Dehnung zu ermitteln.

Prinzipiell stellte sich für bügelbewehrte Referenzkörper das in Bild 2-9 auf der rechten Seite von CUSSON und PAULTRE [79] beschriebene Materialverhalten ein, während wendelbewehrte Prüfkörper das in Bild 2-9 auf der linken Seite von MANDER et al. [84] erläuterte Materialverhalten zeigten.

Bewehrte Referenzprüfkörper mit erreichten Festigkeiten f_{cc} und der zugehörigen Dehnung ε_{cc}

Referenzprüfkörper		**Druckfestigkeit**	**Dehnung am Festigkeitspeak**	**zuzuordnende Prüfserie**
		f_{cc} [N/mm²]	**ε_{cc} [%]**	
D15-Bü-01		42,37	0,25	D15-Bü-CFK-2L-01
D15-Bü-02		40,25	0,22	D15-Bü-CFK-2L-02
D20-Bü-01		29,64	0,33	D20-Bü-CFK-2L-01
D20-Bü-02		31,00	0,35	D20-Bü-CFK-2L-02
D20-Bü-03 (Längsbewehrung variiert)	4	32,37	0,34	D20-Bü-CFK-2L-03 (4 Längsstäbe)
	6	34,52	0,33	D20-Bü-CFK-2L-03 (6 Längsstäbe)
	8	37,71	0,40	D20-Bü-CFK-2L-03 (8 Längsstäbe)
D20-Bü-04		38,83	0,52	D20-Bü-CFK-2L-04
D20-Bü-05		32,87	-	D20-Bü-CFK-1L-01
D20-Bü-06		31,47	-	D20-Bü-CFK-1L-02
D20-Bü-07		36,81	-	D20-Bü-CFK-1L-03
D25-W-01		45,85	1,36	D25-W-CFK-1L-01 D25-W-CFK-2L-01 D25-W-CFK-3L-01
D25-W-02		-	-	D25-W-CFK-2L-02
D25-W-03		41,62	1,47	D25-W-CFK-2L-03
D25-Bü-01		29,61	0,35	D25-Bü-CFK-2L-01
D25-Bü-02		29,26	0,27	D25-Bü-CFK-2L-02
D30-W-01		-	-	D30-W-CFK-2L-01
D30-W-02		-	-	D30-W-CFK-2L-02

Anhang K: Tabellarische Zusammenstellung der Hauptergebnisse zu CFK-umschnürten unbewehrten Betondruckgliedern

Den Auswertungen und Analysen im Kapitel 5.2 wurden die in der folgenden Tabelle aufgeführten Hauptergebnisse der unbewehrten CFK-umschnürten Betondruckglieder zugrunde gelegt. Zur **Ermittlung** von $\Delta f_{cc} \rightarrow \Delta f_{cc} = f_{cc} - f_c$.

Erreichte Materialeigenschaften CFK-umschnürter unbewehrter Prüfkörper

Serien		f_c	f_{cc}	ε_{cc}	$E_{2,q}$	E_2	ν_2	k_1	k_ε
		[N/mm²]	[N/mm²]	[%]	[N/mm²]	[N/mm²]	[-]	[-]	[-]
D15-CFK-1L-01		36,9	42,23	0,761	497	960	1,857	1,581	0,546
			45,34	0,939	750	1112	1,747	2,196	0,649
			47,39	1,017	647	1094	1,681	1,893	0,737
			44,99	**0,906**	**631**	**1055**	**1,762**	**1,890**	**0,644**
D15-CFK-1L-02	G	36,9	44,90	0,868	670	1039	1,532	1,974	0,590
			46,72	1,001	536	999	1,800	1,553	0,867
			44,11	0,890	517	1008	1,948	1,739	0,767
			45,24	**0,920**	**574**	**1015**	**1,760**	**1,755**	**0,741**
D15-CFK-2L-01		36,9	55,43	1,089	1996	2079	1,033	3,031	0,516
			61,87	1,450	2166	2018	0,897	3,210	0,625
			62,82	1,480	1932	2055	1,047	2,855	0,749
			60,04	**1,340**	**2031**	**2051**	**0,992**	**3,032**	**0,630**
D15-CFK-2L-02	F	16,5	54,16	3,138	3273	1209	0,394	4,270	0,600
			54,53	2,908	2854	1292	0,533	3,807	0,743
			47,02	2,730	3120	1266	0,395	4,295	0,522
			51,90	**2,925**	**3082**	**1256**	**0,441**	**4,124**	**0,622**
D15-CFK-2L-03	F	34,7	64,07	1,652	2553	1895	0,811	3,339	0,651
			67,37	1,920	2754	1862	0,956	3,674	0,729
			69,73	2,030	2634	1757	0,894	3,514	0,752
			67,06	**1,867**	**2647**	**1838**	**0,887**	**3,509**	**0,711**
D15-CFK-2L-04	F	42,3	72,68	1,570	1867	2023	1,115	2,715	0,885
			67,36	1,240	1750	2135	1,325	2,495	0,737
			68,36	1,390	1956	2221	1,253	2,789	0,758
			69,47	**1,400**	**1858**	**2126**	**1,231**	**2,666**	**0,793**
D15-CFK-2L-05	F	52,7	75,25	1,397	1255	1470	1,499	2,046	0,785
			71,07	1,235	989	1291	1,561	1,919	0,785
			73,16	**1,316**	**1122**	**1381**	**1,530**	**1,983**	**0,785**

Serien		f_c	f_{cc}	ε_{cc}	$E_{2,q}$	E_2	ν_2	k_1	k_ε
		[N/mm²]	[N/mm²]	[%]	[N/mm²]	[N/mm²]	[-]	[-]	[-]
D15-CFK-2L-06	S	39,8	69,55	1,820	1949	1758	1,009	2,514	0,505
			66,42	1,938	1773	1602	1,031	2,352	0,841
			67,85	1,926	2124	1672	0,987	2,676	0,774
			67,94	**1,895**	**1949**	**1677**	**1,009**	**2,514**	**0,707**
D15-CFK-3L-01		36,9	81,16	1,867	3180	2672	0,825	3,125	0,722
			80,43	1,869	3482	2432	0,754	3,497	0,699
			81,05	2,125	3137	2350	0,795	3,087	0,719
			80,88	**1,954**	**3266**	**2485**	**0,791**	**3,236**	**0,713**
D20-CFK-1L-01		27,0	36,68	1,128	559	928	1,626	2,189	0,802
			37,39	1,226	679	893	1,311	2,654	0,790
			36,66	1,000	625	1066	2,035	2,446	0,814
			36,91	**1,118**	**621**	**962**	**1,657**	**2,430**	**0,802**
D20-CFK-1L-02	T	24,5	39,17	0,824	563	1230	2,074	2,177	0,400
			42,25	0,949	932	1447	1,986	3,174	0,475
			39,73	0,741	1059	1816	1,920	3,303	0,420
			40,38	**0,838**	**851**	**1498**	**1,993**	**2,885**	**0,432**
D20-CFK-2L-01		27,0	45,81	1,266	1600	1810	1,089	3,253	0,661
			54,16	1,738	2220	2057	0,963	4,349	0,743
			53,99	1,681	2084	2017	0,961	4,150	0,767
			51,32	**1,562**	**1968**	**1961**	**1,004**	**3,917**	**0,724**
D20-CFK-2L-02	T	24,5	58,29	1,411	2126	2065	1,146	4,337	0,530
			61,90	1,653	2032	1977	1,218	4,048	0,640
			48,99	1,018	2399	2597	1,091	4,825	0,370
			56,39	**1,361**	**2186**	**2213**	**1,152**	**4,403**	**0,513**
D20-CFK-3L-01		27,0	71,72	2,140	3584	2705	0,752	4,509	0,729
			71,15	2,264	3136	2305	0,772	3,738	0,749
			71,30	2,350	3440	2254	0,648	4,077	0,721
			71,39	**2,251**	**3387**	**2421**	**0,724**	**4,108**	**0,733**
D20-CFK-3L-02	T	24,5	67,24	1,614	3151	2244	0,802	4,128	0,480
			68,77	1,570	2788	2457	1,004	3,597	0,500
			76,45	2,000	3156	2286	0,966	4,146	0,625
			70,82	**1,728**	**3032**	**2329**	**0,924**	**3,957**	**0,535**
D25-CFK-1L-01		28,1	30,11	0,834	600	1027	1,724	2,933	0,722
			29,92	0,893	660	1049	1,582	3,231	0,696
			29,85	0,894	1033	1202	1,130	5,088	0,484
			29,96	**0,874**	**764**	**1093**	**1,479**	**3,751**	**0,634**

Serien	f_c	f_{cc}	ε_{cc}	$E_{2,q}$	E_2	ν_2	k_1	k_ε
	[N/mm²]	**[N/mm²]**	**[%]**	**[N/mm²]**	**[N/mm²]**	**[-]**	**[-]**	**[-]**
D25-CFK-2L-01	38,0	44,87	0,798	675	991	1,994	1,650	0,413
		46,33	0,905	634	1000	1,584	1,550	0,590
		44,20	0,877	429	550	1,091	1,050	0,413
		45,13	**0,860**	**579**	**847**	**1,556**	**1,417**	**0,472**
D25-CFK-3L-01	38,0	59,54	1,511	1564	1820	1,151	2,551	0,678
		56,89	1,300	1692	1727	1,030	2,759	0,548
		56,94	1,195	1437	1709	1,224	2,343	0,590
		57,79	**1,335**	**1564**	**1752**	**1,135**	**2,551**	**0,605**
D25-CFK-4L-01	33,0	75,80	2,270	3140	2448	0,804	3,870	0,826
		66,20	1,840	2890	2249	0,850	3,571	0,708
		77,80	2,470	3314	2503	0,783	4,121	0,826
		73,27	**2,193**	**3115**	**2400**	**0,812**	**3,854**	**0,787**
D30-CFK-2L-01	30,8	41,50	1,206	719	1152	1,580	2,167	0,944
		40,85	1,115	1178	1476	1,146	3,690	0,578
		43,33	1,319	860	1371	1,432	2,909	0,885
		41,89	**1,213**	**919**	**1333**	**1,386**	**2,922**	**0,802**
D30-CFK-3L-01	30,8	50,75	1,459	1657	1859	1,126	3,280	0,740
		51,08	1,539	1852	1869	1,007	3,645	0,708
		47,68	1,345	1991	1876	0,880	3,957	0,546
		49,84	**1,448**	**1833**	**1868**	**1,004**	**3,627**	**0,665**

Die nächste Tabelle enthält alle für die im Kapitel 5.2 aufgezeigten Auswertungen genutzten Kenn- und Verhältniswerte der Prüfkörperserien, die sich aus den jeweiligen Prüfkörpergeometrien und CF-Gelegeanordnungen ergaben.

Erreichte Prüfkörperkennwerte CFK-umschnürter unbewehrter Prüfkörper (zur Berechnung von f_{lj} verwendeter k_ε-Wert entspricht dem jeweiligen im Kapitel 5.2.3 eruierten Mittelwert des CF-Gelegetyps)

Serien	f_c	ρ_j	f_{lj}	E_{jl}	E_{jl}/f_c	E_{jl}/f_c^2	f_{lj}/f_c
	[N/mm²]	[%]	[N/mm²]	[N/mm²]	[-]	[-]	[-]
D15-CFK-1L-01	36,9	0,296	4,00	340	9,24	0,250	0,109
D15-CFK-1L-02	36,9	0,296	4,00	340	9,24	0,250	0,109
D15-CFK-2L-01	36,9	0,593	8,01	682	18,474	0,501	0,217
D15-CFK-2L-02	16,5	0,652	9,44	750	45,38	2,747	0,571
D15-CFK-2L-03	34,7	0,652	9,44	750	21,63	0,624	0,272
D15-CFK-2L-04	42,3	0,593	8,01	682	16,13	0,382	0,190
D15-CFK-2L-05	52,7	0,652	9,44	750	14,22	0,270	0,179
D15-CFK-2L-06	39,8	0,652	9,44	750	18,83	0,473	0,237
D15-CFK-3L-01	36,9	0,889	12,02	1022	27,71	0,751	0,326
D20-CFK-1L-01	27,0	0,222	3,00	256	9,48	0,352	0,111
D20-CFK-1L-02	24,5	0,223	2,65	268	10,92	0,445	0,108
D20-CFK-2L-01	27,0	0,444	6,00	511	18,96	0,703	0,223
D20-CFK-2L-02	24,5	0,447	5,30	536	21,85	0,890	0,216
D20-CFK-3L-01	27,0	0,733	10,62	843	31,28	1,160	0,394
D20-CFK-3L-02	24,5	0,670	7,94	805	32,77	1,335	0,323
D25-CFK-1L-01	28,1	0,178	2,40	204	7,28	0,259	0,086
D25-CFK-2L-01	38,0	0,356	4,81	409	10,76	0,283	0,126
D25-CFK-3L-01	38,0	0,533	7,21	613	16,14	0,425	0,190
D25-CFK-4L-01	33,0	0,711	9,61	818	24,77	0,750	0,291
D30-CFK-2L-01	30,8	0,296	4,00	341	11,06	0,359	0,130
D30-CFK-3L-01	30,8	0,444	6,00	511	16,59	0,538	0,195

Anhang L: Tabellarische Zusammenstellung der Hauptergebnisse zu CFK-umschnürten bewehrten Betondruckgliedern

Den Auswertungen und Analysen im Kapitel 5.3 wurden die in der folgenden Tabelle aufgeführten Hauptergebnisse der bewehrten CFK-umschnürten Betondruckglieder zugrunde gelegt.

Erreichte Materialeigenschaften CFK-umschnürter bewehrter Prüfkörper

Serien	f_c	k_e	$f_{l(j+w)}$	f_{cc}	Δf_{cc}	ε_{cc}	$E_{2,q}$	ν_2
	[N/mm²]	[-]	[N/mm²]	[N/mm²]	[N/mm²]	[%]	[N/mm²]	[-]
D15-Bü-CFK-2L-01	42,3	0,352	9,93	83,80	36,70	1,254	5178	0,873
				89,46	42,36	1,680	5376	0,951
				86,15	39,05	1,720	4886	0,990
				86,47	**39,37**	**1,551**	**5147**	**0,938**
D15-Bü-CFK-2L-02	42,3	0,182	8,51	83,25	36,16	1,620	3745	1,120
				81,92	34,82	1,430	3129	1,293
				73,03	25,94	1,180	4485	0,996
				79,40	**32,31**	**1,410**	**3786**	**1,136**
D20-Bü-CFK-2L-01	27,0	0,154	6,08	65,08	27,08	1,980	3241	0,814
				69,37	31,37	2,176	2595	0,930
				67,76	29,76	2,106	2552	0,959
				67,40	**29,40**	**2,087**	**2796**	**0,901**
D20-Bü-CFK-2L-02	27,0	0,146	6,17	64,99	26,99	1,977	3216	0,655
				64,43	26,43	1,915	2602	0,784
				60,75	22,75	1,746	2839	0,749
				63,93	**25,39**	**1,879**	**2886**	**0,729**

Serien		f_c [N/mm²]	k_e [-]	$f_{l(j+w)}$ [N/mm²]	f_{cc} [N/mm²]	Δf_{cc} [N/mm²]	ε_{cc} [%]	$E_{2,q}$ [N/mm²]	ν_2 [-]
D20-Bü-CFK-2L-03 (Längsbewehrungs-gehalt variiert)	4	28,0	0,325	7,69	66,10	30,77	1,660	3945	0,647
					68,70	33,38	1,630	3476	0,736
					67,05	31,72	1,690	2860	0,971
					67,28	**31,96**	**1,660**	**3427**	**0,785**
	6				72,80	33,75	1,690	3298	0,937
					75,91	36,85	1,860	3277	0,895
					72,84	33,78	1,660	3339	0,882
					73,85	**34,79**	**1,737**	**3305**	**0,905**
	8				76,32	33,47	1,781	3631	0,811
					77,08	34,23	1,796	4370	0,769
					78,39	35,54	1,926	3524	0,781
					77,26	**34,41**	**1,834**	**3842**	**0,787**
D20-Bü-CFK-2L-04		28,0	0,483	8,91	76,97	37,92	1,877	3738	0,727
					77,06	38,00	1,834	4424	0,654
					78,06	39,00	1,867	3973	0,709
					77,36	**38,31**	**1,859**	**4045**	**0,697**
D20-Bü-CFK-1L-01		24,5	0,400	4,55	51,64	26,29	1,094	2830	0,880
					54,32	28,97	1,257	3190	0,865
					52,98	**27,63**	**1,176**	**3010**	**0,873**
D20-Bü-CFK-1L-02	f_y	24,5	0,490	5,10	49,07	23,71	1,065	2452	0,941
					57,04	31,69	1,180	2043	1,228
					56,68	31,33	1,249	2303	1,072
					54,26	**28,91**	**1,165**	**2266**	**1,080**
D20-Bü-CFK-1L-03	f_y	24,5	0,400	4,92	56,65	31,30	1,193	3871	0,783
					57,77	32,42	1,310	3129	0,921
					52,07	26,71	1,450	3621	0,891
					55,50	**30,14**	**1,318**	**3540**	**0,865**
D25-W-CFK-1L-01		33,0	0,590	6,25	60,65	20,62	1,473	3125	0,799
					59,80	19,77	1,490	-	-
					60,84	20,81	1,616	3361	0,780
					60,43	**20,40**	**1,526**	**3243**	**0,790**
D25-W-CFK-2L-01		39,0	0,590	8,65	76,51	30,50	1,850	3140	0,776
					75,79	29,78	1,966	3140	0,835
					76,69	30,68	2,036	3412	0,811
					76,33	**30,32**	**1,951**	**3230**	**0,807**

Serien		f_c [N/mm²]	k_e [-]	$f_{l(j+w)}$ [N/mm²]	f_{cc} [N/mm²]	Δf_{cc} [N/mm²]	ε_{cc} [%]	$E_{2,q}$ [N/mm²]	ν_2 [-]
D25-W-CFK-2L-02		28,1	0,578	10,75	-	-	-	5257	0,475
					-	-	-	4634	0,503
					-	-	-	4783	0,476
					-	**-**	**-**	**4891**	**0,485**
D25-W-CFK-2L-03	1m	31,2	0,590	8,65	68,08	29,86	1,911	3538	0,632
					68,96	30,74	2,214	4374	0,490
					68,52	**30,30**	**2,063**	**3956**	**0,561**
D25-W-CFK-3L-01		39,0	0,590	11,06	87,95	41,94	2,350	4545	0,583
					87,25	41,24	2,220	4603	0,589
					85,88	39,87	2,100	4377	0,616
					87,03	**41,02**	**2,223**	**4508**	**0,596**
D25-Bü-CFK-2L-01		33,0	0,430	5,43	60,90	20,86	1,800	2884	0,832
					57,57	17,54	1,605	2726	0,786
					50,83	10,80	1,258	2338	0,991
					56,43	**16,40**	**1,554**	**2649**	**0,870**
D25-Bü-CFK-2L-02	1m	31,2	0,430	5,43	54,02	15,80	1,466	2870	0,731
					50,83	12,61	1,289	2968	0,704
					54,64	16,42	1,564	2845	0,717
					53,16	**14,94**	**1,440**	**2894**	**0,717**
D30-W-CFK-2L-01		31,0	0,651	7,44	-	-	-	4922	0,480
					-	-	-	4846	0,521
					-	-	-	4380	0,577
					-	**-**	**-**	**4716**	**0,526**
D30-W-CFK-2L-02		31,0	0,601	7,63	-	-	-	4832	0,473
					65,20	29,34	1,88	3813	0,587
					-	-	-	3888	0,600
					65,20	**29,34**	**1,88**	**4178**	**0,553**

Es ist zu beachten, dass der Anteil der Längsbewehrung an der Tragfähigkeit mittels Additionsformel für Δf_{cc} herausgerechnet wurde.

Die nächste Tabelle enthält alle für die im Kapitel 5.3 aufgezeigten Auswertungen genutzten Kenn- und Verhältniswerte der Prüfkörperserien, die sich aus den jeweiligen Prüfkörpergeometrien, CF-Gelege- und Querbewehrungsanordnungen ergaben. Weiterhin sind die Querschnittsflächen der Längsbewehrung A_s und der Anteil der Längsbewehrung an der Tragfähigkeit angegeben. Außer bei Serien D15 (hier stets 6 Ø 6 mm) kamen stets 6 Stäbe mit einem Durchmesser von 12 mm als Längsbewehrung zum Einsatz. Ausnahmen bilden die Serien D20-Bü-CFK-2L-03, bei denen die Stabanzahl bewusst variiert wurde (in Tabelle gekennzeichnet), und die Serien D20-Bü-CFK-1L-01 bis -03 bei denen lediglich vier Längsstäbe mit einem Durchmesser von 4 mm Verwendung fanden.

Erreichte Prüfkörperkennwerte CFK-umschnürter bewehrter Prüfkörper (zur Berechnung von f_{lj} verwendeter k_ε-Wert entspricht dem jeweiligen im Kapitel 5.2.3 eruierten Mittelwert des CF-Gelegetyps; zur Berechnung von $f_{l,wy}$ → Ergebnis Gl. 11 mit k_e aus obenstehender Tabelle multipliziert)

Serien	f_c	f_{lj}	$f_{l,wy}$	$E_{l(j+w)}$	A_s	σ_{sl}	$E_{l(j+w)}/f_c$	$f_{l(j+w)}/f_c$
	[N/mm²]	[N/mm²]	[N/mm²]	[N/mm²]	[mm²]	[N/mm²]	[-]	[-]
D15-Bü-CFK-2L-01	42,3	8,01	1,92	1380	170	4,85	32,66	0,235
D15-Bü-CFK-2L-02	42,3	8,01	0,50	862	170	4,85	20,40	0,201
D20-Bü-CFK-2L-01	27,0	6,01	0,07	538	679	11,04	19,95	0,226
D20-Bü-CFK-2L-02	27,0	6,01	0,16	569	679	11,04	21,10	0,229
D20-Bü-CFK-2L-03 Längsbew. 4 Ø 12	28,0	7,08	0,62	786	452	7,31	28,06	0,275
D20-Bü-CFK-2L-03 Längsbew. 6 Ø 12	28,0	7,08	0,62	786	679	11,04	28,06	0,275
D20-Bü-CFK-2L-03 Längsbew. 8 Ø 12	28,0	7,08	0,62	786	905	14,83	28,06	0,275
D20-Bü-CFK-2L-04	28,0	7,08	1,83	1228	679	11,04	43,84	0,318
D20-Bü-CFK-1L-01	24,5	3,54	1,01	649	50	0,80	26,43	0,185
D20-Bü-CFK-1L-02	24,5	3,54	1,56	748	50	0,80	30,45	0,208
D20-Bü-CFK-1L-03	24,5	3,54	1,38	649	50	0,80	26,43	0,200
D25-W-CFK-1L-01	33,0	2,40	3,85	1603	679	7,01	48,54	0,189
D25-W-CFK-2L-01	39,0	4,81	3,85	1807	679	7,01	46,34	0,222
D25-W-CFK-2L-02	28,1	4,81	5,94	2569	679	7,01	91,49	0,383
D25-W-CFK-2L-03	31,2	4,81	3,85	1807	679	7,01	57,91	0,277
D25-W-CFK-3L-01	39,0	7,21	3,85	2012	679	7,01	51,59	0,283
D25-Bü-CFK-2L-01	33,0	4,81	0,63	636	679	7,01	19,27	0,164
D25-Bü-CFK-2L-02	31,2	4,81	0,63	636	679	7,01	20,39	0,174
D30-W-CFK-2L-01	31,0	4,01	3,43	1589	679	4,85	51,25	0,240
D30-W-CFK-2L-02	31,0	4,01	3,63	1660	679	4,85	53,54	0,246

Anhang M: Auswertung von Forschungsergebnissen anderer Forschergruppen

Datenbasis der Forschergruppe XIAO und WU [137]:

Zwei Diagramme der Veröffentlichung [137] konnten hinsichtlich f_{cc}, ε_{cc}, $E_{2,q}$, k_ε und dem sich aus der Stützengeometrie und der verwendeten CFK-Umschnürung ergebenden f_{lj} ausgewertet werden. Die folgende Tabelle gibt einen Überblick über die ausgewerteten Diagramme und Tabellen aus Veröffentlichung [137].

Ausgewertete Diagramme und Tabellen aus Veröffentlichung [137]

Name Diagramm oder Tabelle	Seite in [137]	Nutzung
Table 1: Test matrix	1189	Daten (Prüfkörper, Anzahl etc.) zu den Versuchen entnommen
Table 2: Mechanical properties based on CFRP tensile coupon tests	1190	Daten zur CFK-Umschnürung entnommen
Figure 7: Comparison between proposed model and test results	1198	Auswertung von zwei Diagrammen mit Spannungs-Dehnungs-Beziehungen (drei Prüfkörper pro Variante); Zusammenstellung der Ergebnisse in nächster Tabelle
Figure 4: Test data and regression equation for coefficient v' between axial and transverse strains of confined concrete	1194	Auswertung des Diagramms hinsichtlich der Beziehung zwischen Verhältnis E_{jl}/f_c und v_2; Zusammenstellung der Ergebnisse in übernächster Tabelle
Figure 6: Test data and regression equation for final confinement coefficient	1196	Auswertung des Diagramms hinsichtlich der Beziehung zwischen Verhältnis E_{jl}/f_c^2 und k_1; Zusammenstellung der Ergebnisse in übernächster Tabelle

Die Forscher statteten unbewehrte Betonzylinder mit einem Durchmesser von 152 mm und einer Höhe von 300 mm mit ein, zwei und drei Lagen CF-Gelege aus. Dabei kamen zwei unterschiedliche Gelege (CFRP1, E-Modul: 96.000 N/mm², Festigkeit: 1577 N/mm²; CFRP2, E-Modul: 78.000 N/mm², Festigkeit: 1242 N/mm²) zum Einsatz. Die ermittelten Hauptergebnisse sind in der nächsten Tabelle beschrieben.

Aus Veröffentlichung [137] ermittelte Versuchsergebnisse an CFK-umschnürten unbewehrten Betondruckgliedern

Variante (3 Prüfkörper)	f_c [N/mm²]	t_j [mm]	f_{lj} [N/mm²]	f_{cc} [N/mm²]	ε_{cc} [%]	$E_{2,q}$ [N/mm²]	k_ε [-]
CFRP1-1L	33,7	0,39	4,68	48,0	1,35	1250	0,58
				50,0	1,24	1417	0,70
				50,0	1,40	1583	0,61
				49,3	**1,33**	**1417**	**0,63**
CFRP1-2L	33,7	0,78	9,35	64,0	1,64	3167	0,55
				72,0	2,17	3300	0,61
				75,0	2,25	3750	0,61
				70,3	**2,02**	**3406**	**0,59**
CFRP1-3L	33,7	1,17	14,03	83,0	2,48	5333	0,50
				87,0	2,45	6000	0,49
				95,5	3,00	6500	0,55
				88,5	**2,64**	**5944**	**0,51**
CFRP2-1L	43,6	0,56	4,22	52,0	0,65	900	0,47
				54,5	0,78	1000	0,48
				-	-	-	-
				53,25	**0,72**	**950**	**0,48**
CFRP2-1,5L	43,6	0,84	6,33	67,8	1,13	3150	0,45
				72,5	1,24	3350	0,41
				76,0	1,37	3760	0,50
				72,1	**1,25**	**3420**	**0,45**

Weiterhin konnten Diagramme hinsichtlich der Beziehung zwischen dem Verhältnis E_{jl}/f_c und v_2 sowie k_1 ausgewertet werden. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in der nächsten Tabelle aufgelistet.

Aus Veröffentlichung [137] ermittelte Versuchsergebnisse an CFK-umschnürten unbewehrten Betondruckgliedern hinsichtlich der zweiten Querdehnzahl v_2 und dem Effektivitätsfaktor k_1

E_{jl}/f_c [-]	v_2 [-]	E_{jl}/f_c^2 [-]	k_1 [-]
47,00	0,30	1,30	3,80
47,00	0,35	1,30	4,00
47,00	0,35	1,30	4,40
36,00	0,40	0,88	3,20

E_{j1}/f_c	v_2	E_{j1}/f_c^2	k_1
[-]	[-]	[-]	[-]
36,00	0,42	0,88	3,40
36,00	0,45	0,88	4,00
31,00	0,41	0,80	3,35
31,00	0,42	0,80	3,75
31,00	0,49	0,80	4,20
28,50	0,55	0,78	3,25
28,50	0,61	0,78	3,80
28,50	0,61	0,78	3,80
26,50	0,39	0,53	3,20
26,50	0,44	0,53	3,50
26,50	0,60	0,53	3,35
24,00	0,55	0,50	2,70
24,00	0,61	0,50	3,00
24,00	0,73	0,50	3,20
19,50	0,55	0,48	3,25
19,50	0,60	0,48	3,25
19,50	0,60	0,48	3,40
17,50	0,58	0,43	3,70
17,50	0,65	0,43	3,90
17,50	0,73	0,43	4,20
16,00	1,25	0,42	2,55
16,00	1,30	0,42	2,75
16,00	1,68	0,42	3,05
15,50	0,75	0,31	0,45
15,50	0,80	0,31	0,70
15,50	0,85	0,31	1,00
13,00	1,34	0,30	0,45
13,00	1,71	0,30	1,20
13,00	1,85	0,30	2,20
10,50	1,45	0,28	-0,95
10,50	1,82	0,28	0,05
8,50	1,10	0,28	1,75
8,50	1,42	0,25	0,30
6,00	1,45	0,25	0,75
6,00	2,09	0,25	0,90
6,00	2,45	0,16	-4,30
-	-	0,16	-1,00
-	-	0,16	0,65

Datenbasis der Forschergruppe LEE et al. [80]:

Die Forschergruppe untersuchte sowohl unbewehrte als auch wendelbewehrte Betonzylinder mit einem Durchmesser von 150 mm und einer Höhe von 300 mm. Sowohl Diagramme als auch eine Tabelle der Veröffentlichung [80] konnten hinsichtlich f_{cc}, ε_{cc}, $E_{2,q}$, k_1, k_ε, v_2 und dem sich aus der Stützengeometrie und der verwendeten CFK-Umschnürung ergebenden f_{lj} ausgewertet werden. Die folgende Tabelle gibt einen Überblick über die ausgewerteten Diagramme und Tabellen aus Veröffentlichung [80].

Ausgewertete Diagramme und Tabellen aus Veröffentlichung [80]

Name Diagramm oder Tabelle	Seite in [80]	Nutzung
Table 1: Material properties of cylinders	-	Daten (Prüfkörper, Anzahl etc.) zu den Versuchen entnommen
Table 3: Compressive strength and maximum strain of the tested concrete cylinders	-	Auswertung der Tabelle hinsichtlich der erreichten Maximalfestigkeiten und zugehörigen Dehnungen der geprüften Versuchskörper; Zusammenstellung Ergebnisse in nächster und übernächster Tabelle
Fig. 6: Axial stress-axial strain curves of test concrete cylinders	-	Auswertung des Diagramms oben links; Eruierung von v_2 unbewehrter Prüfkörper in Verbindung mit Fig. 7; Zusammenstellung Ergebnisse in nächster Tabelle
Fig. 7: Axial stress-lateral strain curves of test concrete cylinders	-	Auswertung des Diagramms oben links; Eruierung von $E_{2,q}$, k_ε, k_1 und v_2 unbewehrter Prüfkörper; Zusammenstellung Ergebnisse in nächster Tabelle

Ein Gelege der verwendeten CFK-Umschnürung hatte einen E-Modul von 250.000 N/mm², eine Stärke von 0,11 mm sowie eine Festigkeit von 4510 N/mm². Die verwendeten Wendeln hatten einen Durchmesser von 5,5 mm und wiesen eine Streckgrenze von 1200 N/mm² auf. Der Durchmesser des Kernquerschnitts betrug 130 mm. Die Forschergruppe ordnete keine Längsbewehrung an. Pro Variante wurde nur ein Prüfkörper getestet. Zunächst werden die Ergebnisse CFK-umschnürter unbewehrter Betonzylinder tabellarisch aufgezeigt.

Aus Veröffentlichung [80] ermittelte Versuchsergebnisse an CFK-umschnürten unbewehrten Betonzylindern

Prüfkörper	f_c [N/mm²]	t_j [mm]	f_{lj} [N/mm²]	f_{cc} [N/mm²]	ε_{cc} [%]	$E_{2,q}$ [N/mm²]	k_ε [-]	k_1 [-]	v_2 [-]
S0F1	36,2	0,11	4,05	41,7	1,0	517	0,64	1,41	-
S0F2	36,2	0,22	8,10	57,8	1,5	2381	0,51	3,25	0,667
S0F3	36,2	0,33	12,14	69,1	2,0	3311	0,55	3,01	0,465
S0F4	36,2	0,44	16,19	85,4	2,7	3854	0,69	2,63	0,540
S0F5	36,2	0,55	20,24	104,3	3,1	5477	0,67	2,99	0,383

Die nächste Tabelle zeigt die Ergebnisse CFK-umschnürter wendelbewehrter Betonzylinder. Die Ermittlung von k_e erfolgte gemäß den Empfehlungen von NIEDERMEIER [92] (siehe Gl. 108 im Kapitel 3.3.4). Für die Ermittlung des Faktors k_ε wurde der durchschnittliche Wert k_ε der CFK-umschnürten unbewehrten Betonzylinder zugrunde gelegt.

Aus Veröffentlichung [80] ermittelte Versuchsergebnisse an CFK-umschnürten wendelbewehrten Betonzylindern

Prüfkörper	f_c [N/mm²]	t_j [mm]	f_{lj} [N/mm²]	s_w [mm]	k_e [-]	$f_{l,wy}$ [N/mm²]	f_{cc} [N/mm²]	ε_{cc} [%]
S6F1	36,2	0,11	4,05	60	0,44	3,25	50,37	1,7
S6F2	36,2	0,22	8,10	60	0,44	3,25	68,52	2,5
S6F4	36,2	0,44	16,19	60	0,44	3,25	99,49	3,4
S6F5	36,2	0,55	20,24	60	0,44	3,25	114,64	3,6
S4F1	36,2	0,11	4,05	40	0,54	5,90	60,00	1,9
S4F2	36,2	0,22	8,10	40	0,54	5,90	74,77	2,3
S4F3	36,2	0,33	12,14	40	0,54	5,90	73,85	2,9
S4F4	36,2	0,44	16,19	40	0,54	5,90	104,15	3,0
S4F5	36,2	0,55	20,24	40	0,54	5,90	123,64	3,6
S2F1	36,2	0,11	4,05	20	0,64	14,04	72,87	2,2
S2F2	36,2	0,22	8,10	20	0,64	14,04	92,68	3,6
S2F3	36,2	0,33	12,14	20	0,64	14,04	108,01	3,9
S2F4	36,2	0,44	16,19	20	0,64	14,04	115,72	3,8
S2F5	36,2	0,55	20,24	20	0,64	14,04	150,80	4,3

Datenbasis der Forschergruppe EID et al. [42]:

Die Forschergruppe untersuchte sowohl CFK-umschnürte unbewehrte (Durchmesser 152 mm und Höhe 300 mm) als auch bewehrte Betonzylinder (Durchmesser 303 mm und Höhe 1200 mm). Sowohl Diagramme als auch Tabellen der Veröffentlichung [42] konnten hinsichtlich f_{cc}, ε_{cc}, $E_{2,q}$, k_1, k_ε und den sich aus der Stützengeometrie, der verwendeten CFK-Umschnürung sowie der innen liegenden Querbewehrung ergebenden Umschnürungsdrücken f_{lj} und $f_{l,wy}$ ausgewertet werden. Die folgende Tabelle gibt einen Überblick über die ausgewerteten Diagramme und Tabellen aus Veröffentlichung [42].

Ausgewertete Diagramme und Tabellen aus Veröffentlichung [42]

Name Diagramm oder Tabelle	Seite in [42]	Nutzung
Table 1: Details of FRP-Wrapped Concrete Cylinder Specimens (152 x 300 mm)	114	Daten (Prüfkörper, Anzahl etc.) zu den Versuchen an unbewehrten Prüfkörpern entnommen
Table 2: Details of Reinforced Concrete Column Specimens (Length of 1,200 mm)	115	Daten (Prüfkörper, Anzahl, Bewehrungskonfiguration etc.) zu den Versuchen an bewehrten Prüfkörpern entnommen
Fig. 5: Axial stress versus axial and lateral strains curves for the FRP-wrapped cylinder specimens of different concrete strengths	118	Auswertung der Diagramme; Eruierung von f_{cc}, ε_{cc}, $E_{2,q}$, k_{ε},und k_1 unbewehrter Prüfkörper; Zusammenstellung Ergebnisse in nächster Tabelle
Table 5: Experimental Results of Reinforced Concrete Column Specimens (303 x 1,200 mm)	119	Auswertung der Tabelle; Eruierung von f_{cc} und ε_{cc} bewehrter Prüfkörper; Zusammenstellung Ergebnisse in übernächster Tabelle

Ein Gelege der verwendeten CFK-Umschnürung hatte einen E-Modul von 78.000 N/mm², eine Stärke von 0,381 mm sowie eine Festigkeit von 1050 N/mm². Die genutzte Längsbewehrung bestand aus sechs Stabstählen mit einem Durchmesser von 16 mm. Die Streckgrenze betrug 423 N/mm² (ausgenommen Serien A3NP2C sowie B4NP2C, Streckgrenze hier 550 N/mm²). Die verwendeten Wendeln und Bügel wiesen eine Streckgrenze von 456 N/mm² auf (ausgenommen Serien A5NP2C, A3NP2C und A1NP2C, Streckgrenze hier 602 N/mm²). Der Durchmesser des Kernquerschnitts betrug 253 mm (gemessen am Außendurchmesser der verwendeten Bügel und Wendeln). Die Betondeckung betrug dabei jeweils 25 mm, außer bei den Prüfkörpern C2N1P2N und C2MP2N, bei denen keine Betondeckung vorgesehen wurde.

Zunächst werden die Ergebnisse CFK-umschnürter unbewehrter Betonzylinder tabellarisch aufgezeigt.

Aus Veröffentlichung [42] ermittelte Versuchsergebnisse an CFK-umschnürten unbewehrten Betonzylindern

Variante (3 Prüfkörper)	f_c [N/mm²]	t_j [mm]	f_{lj} [N/mm²]	f_{cc} [N/mm²]	ε_{cc} [%]	$E_{2,q}$ [N/mm²]	k_{ε} [-]	k_1 [-]
N1	32,1	0,381	3,83	39,0	1,00	1000	0,60	2,56
				41,0	1,08	1083	0,62	2,77
				41,0	1,08	1083	0,62	2,77
				40,3	**1,05**	**1055**	**0,61**	**2,70**
N2	32,1	0,762	7,65	58,0	2,00	2617	0,74	3,35
				57,5	1,79	2500	0,67	3,20
				57,5	1,79	2583	0,69	3,30
				57,7	**1,86**	**2567**	**0,70**	**3,28**

Variante (3 Prüfkörper)	f_c [N/mm²]	t_j [mm]	f_{lj} [N/mm²]	f_{cc} [N/mm²]	ε_{cc} [%]	$E_{2,q}$ [N/mm²]	k_ε [-]	k_1 [-]
N3	33,6	1,143	11,48	72,5	2,23	4333	0,63	3,69
				75,0	2,32	4417	0,65	3,77
				77,0	2,43	4583	0,65	3,91
				74,8	**2,33**	**4444**	**0,64**	**3,79**
M1	48,0	0,381	3,83	57,0	0,62	500	0,58	1,28
				60,5	0,66	500	0,66	1,28
				62,0	0,78	700	0,63	1,79
				59,8	**0,69**	**567**	**0,62**	**1,45**
M2	48,0	0,762	7,65	79,5	1,23	2050	0,82	2,62
				79,5	1,23	2050	0,82	2,62
				81,0	1,18	2500	0,98	3,20
				80,0	**1,21**	**2200**	**0,87**	**2,81**
M3	48,0	1,143	11,48	97,0	1,48	3200	0,88	2,73
				101,0	1,60	3200	1,06	2,73
				102,0	1,70	3200	1,06	2,73
				100,0	**1,59**	**3200**	**1,00**	**2,73**
H11	67,7	0,381	3,83	57,5	0,63	absteig.	0,59	-
				61,5	0,67	absteig.	0,73	-
				66,0	0,69	absteig.	0,77	-
				61,7	**0,66**	**absteig.**	**0,70**	-
H12	67,7	0,762	7,65	72,5	0,89	absteig.	0,71	-
				83,0	1,08	417	0,91	0,53
				84,0	1,14	667	1,00	0,85
				79,8	**1,04**	**542**	**0,87**	**0,69**
H13	75,9	1,143	11,48	89,0	1,01	absteig.	0,87	-
				97,0	1,08	750	0,74	0,64
				97,0	1,20	1083	0,89	0,92
				94,3	**1,10**	**917**	**0,83**	**0,78**
H21	107,7	0,381	3,83	91,0	0,52	absteig.	0,56	-
				91,0	0,52	absteig.	0,56	-
				92,5	0,54	absteig.	0,53	-
				91,5	**0,53**	**absteig.**	**0,55**	-
H22	107,7	0,762	7,65	88,0	0,85	absteig.	0,81	-
				95,5	0,73	absteig.	0,56	-
				105,5	0,79	absteig.	0,67	-
				96,3	**0,79**	**absteig.**	**0,68**	-

Variante (3 Prüfkörper)	f_c [N/mm²]	t_j [mm]	f_{lj} [N/mm²]	f_{cc} [N/mm²]	ε_{cc} [%]	$E_{2,q}$ [N/mm²]	k_ε [-]	k_1 [-]
H23	107,7	1,143	11,48	105,0	1,00	absteig.	0,74	-
				112,5	0,71	absteig.	0,53	-
				117,0	0,88	absteig.	0,65	-
				111,5	**0,86**	**absteig.**	**0,64**	-

Die nächste Tabelle zeigt die Ergebnisse CFK-umschnürter bewehrter Betonzylinder. Es wurde jeweils ein Prüfkörper pro Variante getestet. Die Ermittlung von k_e erfolgte gemäß den Empfehlungen von NIEDERMEIER [92] (siehe Gl. 108 im Kapitel 3.3.4). Für die Ermittlung des Faktors k_ε wurde der durchschnittliche Wert k_ε der CFK-umschnürten unbewehrten Betonzylinder zugrunde gelegt.

Aus Veröffentlichung [42] ermittelte Versuchsergebnisse an CFK-umschnürten bewehrten Betonzylindern

Prüfkörper	f_c [N/mm²]	t_j [mm]	f_{lj} [N/mm²]	s_w [mm]	$Ø_{bü}$ [mm]	k_e [-]	$f_{l,wy}$ [N/mm²]	f_{cc} [N/mm²]	ε_{cc} [%]
A5NP2C	29,4	0,762	3,84	150	9,5	0,31	0,72	46,13	0,63
A3NP2C	31,7	0,762	3,84	70	9,5	0,47	2,37	60,06	1,24
A1NP2C	31,7	0,762	3,84	45	9,5	0,53	4,14	63,39	1,51
C4NP2C	31,7	0,762	3,84	100	11,3	0,40	1,51	51,37	0,77
C4N1P2C	36,0	0,762	3,84	100	11,3	0,40	1,51	56,87	0,84
C4NP4C	31,7	1,524	7,68	100	11,3	0,40	1,51	75,83	2,08
B4NP2C	31,7	0,762	3,84	100	11,3	0,40	1,51	58,00	1,36
C4MP2C	50,8	0,762	3,84	100	11,3	0,40	1,51	75,36	0,88
C2NP2C	31,7	0,762	3,84	65	11,3	0,48	2,78	55,94	1,32
C2N1P2C	36,0	0,762	3,84	65	11,3	0,48	2,78	62,44	1,03
C2N1P4C	36,0	1,524	7,68	65	11,3	0,48	2,78	75,71	1,84
C2N1P2N	36,0	0,762	4,60	65	11,3	0,68	3,98	75,57	1,55
C2MP2C	50,8	0,762	3,84	65	11,3	0,48	2,78	78,90	1,04
C2MP4C	50,8	1,524	7,68	65	11,3	0,48	2,78	97,94	1,64
C2MP2N	50,8	0,762	4,60	65	11,3	0,68	3,98	62,45	1,29

Datenbasis der Forschergruppe ILKI et al. [63]:

Die Forschergruppe untersuchte bewehrte Betonzylinder (Durchmesser 250 mm und Höhe 500 mm). Eine Tabelle (Table 1 auf Seite 172 in [63]) mit den Haupteigenschaften der Prüfkörper sowie Hauptergebnissen der Veröffentlichung [63] konnte hinsichtlich f_{cc}, ε_{cc} und den sich aus der Stützengeometrie, der verwendeten

CFK-Umschnürung sowie der innen liegenden Querbewehrung ergebenden Umschnürungsdrücken f_{lj} und $f_{l,wy}$ ausgewertet werden. Leider konnte aus der Veröffentlichung der Reduktionsfaktor k_ε nicht direkt ermittelt werden. Die Spezifikationen des verwendeten CFK-Gelegetyps sprechen aber für ein Produkt, bei dem mit einem k_ε von ca. 0,7 gerechnet werden kann. Ein Gelege der verwendeten CFK-Umschnürung hatte einen E-Modul von 230.000 N/mm², eine Stärke von 0,165 mm sowie eine Festigkeit von 3430 N/mm². Die genutzte Längsbewehrung bestand aus sechs Stabstählen mit einem Durchmesser von 10 mm. Die Streckgrenze betrug 367 N/mm². Die verwendeten Bügel wiesen eine Streckgrenze von 476 N/mm² auf. Der Durchmesser des Kernquerschnitts betrug 200 mm (gemessen am Außendurchmesser der verwendeten Bügel). Die Betondeckung betrug dabei jeweils 25 mm.

Die Ergebnisse der ausgewerteten Versuche an den CFK-umschnürten bewehrten Betonzylindern sind im Folgenden tabellarisch aufgezeigt.

Aus Veröffentlichung [63] ermittelte Versuchsergebnisse an CFK-umschnürten bewehrten Betonzylindern

Prüfkörper	f_c [N/mm²]	t_j [mm]	f_{lj} [N/mm²]	s_w [mm]	$Ø_{bü}$ [mm]	k_e [-]	$f_{l,wy}$ [N/mm²]	f_{cc} [N/mm²]	ε_{cc} [%]
NSR-C-050-3	27,58	0,495	9,51	50	8	0,45	2,22	77,59	3,40
NSR-C-100-3	27,58	0,495	9,51	100	8	0,32	0,80	72,60	2,80
NSR-C-145-3	27,58	0,495	9,51	145	8	0,23	0,39	71,95	3,30
NSR-C-145-5	27,58	0,825	15,85	145	8	0,23	0,39	94,45	4,50

Datenbasis der Forschergruppe LAM und TENG [78]:

Diagramme sowie eine Tabelle mit Hauptergebnissen der Veröffentlichung [78] konnten hinsichtlich f_{cc}, ε_{cc}, $E_{2,q}$, k_ε, k_1 und dem sich aus der Stützengeometrie und der verwendeten CFK-Umschnürung ergebenden f_{lj} ausgewertet werden. Die folgende Tabelle gibt einen Überblick über die entnommenen Daten und deren Quellen in [78].

Ausgewertete Diagramme und Tabellen aus Veröffentlichung [78]

Name Diagramm oder Tabelle	Seite in [78]	Nutzung
Table 2: Results of Compression Tests on Fiber Reduced Polymer – Confined Concrete Cylinders	544	Daten (Prüfkörper, Anzahl, Eigenschaften etc.) zu den Versuchen an unbewehrten Prüfkörpern entnommen; Ergebnisse hinsichtlich f_{cc} und ε_{cc} übernommen; Zusammenstellung Ergebnisse in nächster Tabelle
Fig. 4: Stress-strain curves of fiber reinforced polymer (FRP)-confined concrete	545	Auswertung der Diagramme; Eruierung von $E_{2,q}$, k_ε und k_1 unbewehrter Prüfkörper; Zusammenstellung Ergebnisse in nächster Tabelle

Die Forscher statteten unbewehrte Betonzylinder mit einem Durchmesser von 152 mm und einer Höhe von 305 mm mit ein, zwei und drei Lagen CF-Gelege aus (Prüfkörper mit Bezeichnung CX-X). Dabei kam ein Gelegetyp (E-Modul: 230.000 N/mm², Festigkeit: 3420 N/mm²) zum Einsatz. Außerdem nutzten die Forscher ein GF-Gelege (E-Modul: 22.460 N/mm², Festigkeit: 450 N/mm²) um Prüfkörper (Prüfkörper mit Bezeichnung GX-X) zu umschnüren.

Aus Veröffentlichung [78] ermittelte Versuchsergebnisse an CFK- und GFK-umschnürten unbewehrten Betonzylindern

Variante (3 Prüfkörper)	f_c **[N/mm²]**	t_j **[mm]**	f_{lj} **[N/mm²]**	f_{cc} **[N/mm²]**	ε_{cc} **[%]**	$E_{2,q}$ **[N/mm²]**	k_ε **[-]**	k_1 **[-]**
C1-1	35,9	0,165	4,88	50,4	1,273	1375	0,65	2,75
C1-2				47,2	1,106	1375	0,67	2,75
C1-3				53,2	1,292	1813	0,77	3,63
				50,3	**1,224**	**1521**	**0,70**	**4,57**
C2-1	35,9	0,33	9,76	68,7	1,683	3125	0,67	3,13
C2-2				69,9	1,962	3125	0,65	3,13
C2-3				71,6	1,850	3438	0,69	3,44
				70,1	**1,832**	**3229**	**0,67**	**3,23**
C3-1	34,3	0,495	14,64	82,6	2,046	5625	0,54	3,75
C3-2				90,4	2,413	5363	0,61	3,58
C3-3				97,3	2,516	5938	0,66	3,96
				90,1	**2,325**	**5642**	**0,60**	**3,76**
G1-1	38,5	1,27	6,36	56,2	-	-	-	-
G1-2				51,9	1,315	800	0,71	2,41
G1-3				58,3	1,459	900	0,96	2,13
				55,5	**1,387**	**850**	**0,84**	**2,27**
G2-1	38,5	2,54	12,72	75,7	2,457	2000	0,83	2,66
G2-2				77,3	2,188	2227	0,88	2,97
G2-3				75,2	-	-	-	-
				76,1	**2,323**	**2114**	**0,86**	**2,82**
C17	38,9	0,33	9,76	76,8	1,910	-	-	-
C18				79,1	2,080	-	-	-
C19				65,8	1,250	-	-	-
				73,9	**1,747**	**-**	**-**	**-**

Datenbasis der Forschergruppe MATTHYS et al. [86]:

Die Forschergruppe untersuchte große umschnürte bewehrte Betonstützen (Durchmesser 400 mm und Höhe 2000 mm). Zwei Tabellen mit den

Haupteigenschaften der Prüfkörper sowie Hauptergebnissen der Veröffentlichung [86] konnten hinsichtlich f_{cc}, ε_{cc} und den sich aus der Stützengeometrie, der verwendeten CFK-Umschnürung sowie der innen liegenden Querbewehrung ergebenden Umschnürungsdrücken f_{lj} und $f_{l,wy}$ ausgewertet werden. In der folgenden Tabelle wird ein Überblick zu den entnommenen Daten gegeben.

Ausgewertete Diagramme und Tabellen aus Veröffentlichung [86]

Name Diagramm oder Tabelle	Seite in [86]	Nutzung
Table 1: Test parameters of wrapped columns	259	Daten (Prüfkörper, Anzahl, Eigenschaften etc.) zu den Versuchen an bewehrten Stützen entnommen
Table 4: Test results of compression tests on columns	261	Auswertung der Diagramme; Eruierung von f_{cc} und ε_{cc} bewehrter Prüfkörper; Zusammenstellung Ergebnisse in nächster Tabelle

Die Forscher verwendeten verschiedene Faserarten und Gelege. Zum Einsatz kamen zwei CF-Gelege (Gelege 1: C240, E-Modul: 198.000 N/mm², Festigkeit: 2.600 N/mm², $k_\varepsilon = 0{,}61$; Gelege 2: C640, E-Modul: 480.000 N/mm², Festigkeit: 1.100 N/mm², $k_\varepsilon = 1{,}14$). Weiterhin wurde ein GF-Gelege (TU600/25) genutzt, welches einen E-Modul von 60.000 N/mm² und eine Festigkeit von 780 N/mm² aufwies. Der Faktor k_ε betrug 0,60. Darüber hinaus wurde auch ein Hybridgelege (TU360G160C/27G), bestehend aus Carbon- und Glasfasern, verwendet. Dieses Gelege wies einen E-Modul von 120.000 N/mm² und eine Festigkeit von 1.100 N/mm² auf. Der Faktor k_ε konnte direkt aus Tabelle 4 der Veröffentlichung entnommen werden. Die genutzte Längsbewehrung bestand aus 10 Stabstählen mit einem Durchmesser von 12 mm. Die Streckgrenze betrug 620 N/mm². Die verwendeten Bügel wiesen eine Streckgrenze von 560 N/mm² auf. Der Durchmesser des Kernquerschnitts betrug 370 mm (gemessen am Außendurchmesser der verwendeten Bügel). Die Betondeckung betrug dabei jeweils 15 mm.

Aus Veröffentlichung [86] ermittelte Versuchsergebnisse an CFK-umschnürten bewehrten Betonzylindern

Prüfkörper	f_c [N/mm²]	t_j [mm]	f_{lj} [N/mm²]	s_w [mm]	$Ø_{bü}$ [mm]	k_e [-]	$f_{l,wy}$ [N/mm²]	f_{cc} [N/mm²]	ε_{cc} [%]
K2 (C240)	34,3	0,585	4,64	140	8	0,53	0,59	59,36	1,20
K3 (C640)	34,3	0,940	5,89	140	8	0,53	0,59	59,60	0,43
K4 (TU600/25)	39,3	1,800	4,21	140	8	0,53	0,59	60,32	0,69
K5 (TU600/25)	39,3	0,600	1,40	140	8	0,53	0,59	42,38	0,38
K8 (TU360G160C /27G)	39,1	0,492	1,49	140	8	0,53	0,59	49,58	0,60

Anhang N: Auswertung Ergebnisse verschiedener Modelle hinsichtlich eigenen Versuchen

Zusammenstellung der in Diagrammform dargestellten Ergebnisse im Kapitel 6.1.

Zunächst erfolgt die tabellarische Darstellung der mit den Modellen nach SAMAAN et al. [107], LAM und TENG [77], TENG et al. [125] und XIAO und WU [137] berechneten Ergebnisse bezüglich der eigenen Datenbasis an CFK-umschnürten unbewehrten Betondruckgliedern.

Berechnete Ergebnisse nach SAMAAN, MIRMIRAN und SHAHAWY (1998) [107]

Serie	f_{lj} → Gl. 32	f_{cc}→ Gl. 10 + Gl. 42	Δf_{cc}	E_2 → Gl. 43	f_o → Gl. 44	ε_{cc}
	[N/mm²]	[N/mm²]	[N/mm²]	[N/mm²]	[N/mm²]	[%]
D15-CFK-1L-01	5,78	57,37	20,48	734,64	40,57	2,29
D15-CFK-1L-02	5,78	57,37	20,48	734,64	40,57	2,29
D15-CFK-2L-01	11,56	70,16	33,27	963,89	42,71	2,85
D15-CFK-2L-04	11,56	75,52	33,27	977,79	47,39	2,88
D15-CFK-2L-02	13,36	53,36	36,84	934,73	25,62	2,97
D15-CFK-2L-03	13,36	71,50	36,84	1003,48	41,44	3,00
D15-CFK-2L-06	13,36	76,65	36,84	1017,50	45,93	3,02
D15-CFK-2L-05	13,36	89,56	36,84	1047,15	57,19	3,09
D15-CFK-3L-01	17,33	81,08	44,19	1193,14	44,86	3,04
D20-CFK-1L-01	4,33	43,71	16,75	646,61	31,37	1,91
D20-CFK-2L-01	8,67	54,16	27,20	818,54	32,98	2,59
D20-CFK-3L-01	15,03	66,96	40,00	1042,06	35,34	3,03
D20-CFK-1L-02	5,36	43,99	19,44	646,28	29,66	2,22
D20-CFK-2L-02	10,73	56,13	31,58	826,69	31,65	2,96
D20-CFK-3L-02	16,09	66,50	41,95	1007,11	33,63	3,26
D25-CFK-1L-01	3,47	42,40	14,32	616,10	32,03	1,68
D25-CFK-2L-01	6,93	61,28	23,27	783,52	41,97	2,46
D25-CFK-3L-01	10,40	68,92	30,91	921,07	43,26	2,79
D25-CFK-4L-01	13,87	70,82	37,80	1044,51	40,20	2,93
D30-CFK-2L-01	5,78	51,29	20,48	716,76	35,27	2,24
D30-CFK-3L-01	8,67	58,01	27,20	831,39	36,34	2,61

Berechnete Ergebnisse nach LAM und TENG (2003) [77]

Serie	f_{lj} → Gl. 32 mit k_ε = 0,586	f_{cc} → Gl. 10 mit k_1 = 3,3	Δf_{cc}	ε_{cc} → Gl. 49	E_2 → Gl. 51
	[N/mm²]	[N/mm²]	[N/mm²]	[%]	[N/mm²]
D15-CFK-1L-01	3,39	48,06	11,17	0,80	1391,14
D15-CFK-1L-02	3,39	48,06	11,17	0,80	1391,14
D15-CFK-2L-01	6,77	59,24	22,35	1,26	1778,69
D15-CFK-2L-04	6,77	64,60	22,35	1,14	1957,88
D15-CFK-2L-02	7,83	42,36	25,84	2,74	941,85
D15-CFK-2L-03	7,83	60,50	25,84	1,49	1733,26
D15-CFK-2L-06	7,83	65,65	25,84	1,34	1923,70
D15-CFK-2L-05	7,83	78,56	25,84	1,10	2349,06
D15-CFK-3L-01	10,16	70,41	33,52	1,71	1960,78
D20-CFK-1L-01	2,54	35,34	8,38	0,82	1028,13
D20-CFK-2L-01	5,08	43,72	16,76	1,28	1309,23
D20-CFK-3L-01	8,81	56,03	29,07	2,00	1453,50
D20-CFK-1L-02	3,14	34,92	10,37	1,03	1006,12
D20-CFK-2L-02	6,29	45,29	20,74	1,71	1211,85
D20-CFK-3L-02	9,43	55,66	31,11	2,39	1300,49
D25-CFK-1L-01	2,03	34,78	6,70	0,71	947,94
D25-CFK-2L-01	4,06	51,42	13,41	0,88	1527,47
D25-CFK-3L-01	6,09	58,12	20,11	1,14	1761,61
D25-CFK-4L-01	8,13	59,84	26,82	1,57	1713,38
D30-CFK-2L-01	3,39	41,98	11,17	0,89	1251,76
D30-CFK-3L-01	5,08	47,57	16,76	1,16	1439,97

Berechnete Ergebnisse nach TENG et al. (2009) [125]

Serie	$\rho_K \rightarrow$ Gl. 53	$\rho_\varepsilon \rightarrow$ Gl. 54 mit $k_\varepsilon = 0{,}586$	$f_{cc} \rightarrow$ Gl. 52	Δf_{cc}	$\varepsilon_{cc} \rightarrow$ Gl. 55	$E_2 \rightarrow$ Gl. 51
	[-]	[-]	[N/mm²]	[N/mm²]	[%]	[N/mm²]
D15-CFK-1L-01	0,018	4,968	42,33	5,44	0,55	990,33
D15-CFK-1L-02	0,018	4,968	42,33	5,44	0,55	990,33
D15-CFK-2L-01	0,037	4,968	54,18	17,29	0,95	1813,80
D15-CFK-2L-04	0,032	4,968	58,60	16,35	0,86	1911,91
D15-CFK-2L-02	0,091	5,223	40,91	24,39	2,10	1162,03
D15-CFK-2L-03	0,043	5,223	55,73	21,07	1,16	1813,89
D15-CFK-2L-06	0,038	5,223	59,94	20,13	1,04	1935,25
D15-CFK-2L-05	0,028	5,223	70,49	17,77	0,83	2136,97
D15-CFK-3L-01	0,055	4,968	66,03	29,14	1,32	2212,58
D20-CFK-1L-01	0,019	4,968	31,16	4,20	0,56	749,57
D20-CFK-2L-01	0,038	4,968	40,05	13,09	0,97	1345,19
D20-CFK-3L-01	0,063	5,223	52,86	25,90	1,56	1661,22
D20-CFK-1L-02	0,022	5,860	30,51	5,96	0,80	749,51
D20-CFK-2L-02	0,044	5,860	41,51	16,96	1,38	1226,66
D20-CFK-3L-02	0,066	5,860	52,51	27,96	1,91	1462,92
D25-CFK-1L-01	0,015	4,968	30,31	2,23	0,45	490,25
D25-CFK-2L-01	0,022	4,968	45,62	7,61	0,62	1228,39
D25-CFK-3L-01	0,032	4,968	52,73	14,72	0,86	1720,48
D25-CFK-4L-01	0,050	4,968	55,72	22,70	1,20	1885,33
D30-CFK-2L-01	0,022	4,968	37,30	6,49	0,63	1025,11
D30-CFK-3L-01	0,033	4,968	43,23	12,42	0,87	1419,65

Berechnete Ergebnisse nach XIAO und WU (2003) [137] (mit $\varepsilon_{ju}=0{,}66\cdot\varepsilon_{u,FRP}$)

Serie	E_{jl} → Gl. 63	f_{cc} → Gl. 10 mit k_1 → Gl. 65	Δf_{cc}	$\varepsilon_{cu}=\varepsilon_{ju}/\nu_2$ mit ν_2 → Gl. 62	E_2→ Gl. 66
	[N/mm²]	[N/mm²]	[N/mm²]	[%]	[N/mm²]
D15-CFK-1L-01	340,74	44,29	7,40	0,83	448,19
D15-CFK-1L-02	340,74	44,29	7,40	0,83	448,19
D15-CFK-2L-01	681,48	62,81	25,92	1,54	1439,46
D15-CFK-2L-04	681,48	64,53	22,28	1,36	1320,89
D15-CFK-2L-02	749,63	53,37	36,85	3,64	965,46
D15-CFK-2L-03	749,63	66,61	31,95	1,87	1522,01
D15-CFK-2L-06	749,63	68,63	28,82	1,65	1503,78
D15-CFK-2L-05	749,63	69,30	16,58	1,28	881,28
D15-CFK-3L-01	1022,22	79,80	42,91	2,22	1762,98
D20-CFK-1L-01	255,56	35,82	8,86	0,85	727,77
D20-CFK-2L-01	511,11	48,89	21,93	1,58	1216,92
D20-CFK-3L-01	843,33	66,71	39,75	2,60	1420,65
D20-CFK-1L-02	268,16	36,57	12,02	1,14	842,395
D20-CFK-2L-02	536,31	52,28	27,73	2,12	1193,09
D20-CFK-3L-02	804,47	67,35	42,80	3,05	1322,33
D25-CFK-1L-01	204,44	33,46	5,38	0,67	384,26
D25-CFK-2L-01	408,89	48,52	10,51	0,95	706,46
D25-CFK-3L-01	613,33	59,70	21,69	1,37	1308,48
D25-CFK-4L-01	817,78	67,68	34,66	2,01	1559,77
D30-CFK-2L-01	340,74	42,32	11,51	0,97	866,40
D30-CFK-3L-01	511,11	51,22	20,41	1,40	1236,03

Tabellarische Darstellung der mit den Modellen nach PELLEGRINO und MODENA [97], EID und PAULTRE [41] und NIEDERMEIER [92] berechneten Ergebnisse bezüglich der eigenen Datenbasis an CFK-umschnürten bewehrten Betondruckgliedern. Bei der Berechnung von Δf_{cc} wurde der Traganteil der Längsbewehrung herausgerechnet.

Berechnete Ergebnisse nach PAULTRE und EID [41] (2008) (mit $\varepsilon_{ju}=0{,}586\cdot\varepsilon_{u,FRP}$; gemäß LAM und TENG abgemindert)

Serie	**$\rho_w=k_e\cdot e\cdot 2/D_c$ mit k_e → Gl. 23 oder 24 sowie e → Gl. 105**	**f_{cc} → Gl. 84 mit $f_{l,wy}=\rho_w\cdot f_{wy}$**	**Δf_{cc}**	**ε_{cc} → Gl. 85 mit $f_{l,wy}=\rho_w\cdot f_{wy}$**
	[%]	**[N/mm²]**	**[N/mm²]**	**[%]**
D15-Bü-CFK-2L-01	0,66	76,52	34,27	1,53
D15-Bü-CFK-2L-02	0,17	67,76	25,51	1,22
D20-Bü-CFK-2L-01	0,02	44,10	17,14	1,26
D20-Bü-CFK-2L-02	0,05	44,59	17,63	1,29
D20-Bü-CFK-2L-03 (4 Längsstäbe)	0,18	50,66	22,64	1,55
D20-Bü-CFK-2L-03 (6 Längsstäbe)	0,18	50,69	22,67	1,55
D20-Bü-CFK-2L-03 (8 Längsstäbe)	0,18	50,73	22,71	1,55
D20-Bü-CFK-2L-04	0,53	57,10	29,08	1,90
D20-Bü-CFK-1L-01	0,29	39,46	14,91	1,24
D20-Bü-CFK-1L-02	0,36	42,11	17,56	1,41
D20-Bü-CFK-1L-03	0,29	41,35	16,80	1,36
D25-W-CFK-1L-01	1,12	60,01	26,99	1,53
D25-W-CFK-2L-01	1,12	72,69	33,69	1,60
D25-W-CFK-3L-01	1,12	79,39	40,39	1,86
D25-W-CFK-2L-02	1,77	73,63	45,55	2,74
D25-Bü-CFK-2L-01	0,16	49,40	16,38	1,05
D25-Bü-CFK-2L-02	0,16	47,59	16,38	1,10
D25-W-CFK-2L-03	1,12	64,90	33,69	1,93
D30-W-CFK-2L-01	0,91	58,74	27,73	1,65
D30-W-CFK-2L-02	1,02	60,63	29,62	1,74

Berechnete Ergebnisse nach NIEDERMEIER [92] (2009)

Serie	$p_1 \rightarrow$ Gl. 32	$p_2 \rightarrow$ Gl. 104	$\Delta p \rightarrow$ Gl. 106	$\rho_w = 2 \cdot e / D_c$ mit $e \rightarrow$ Gl. 105	$f_{cc} \rightarrow$ Gl. 108	Δf_{cc}
	[N/mm²]	[N/mm²]	[N/mm²]	[-]	[N/mm²]	[N/mm²]
D15-Bü-CFK-2L-01	5,78	10,39	0,58	0,94	80,26	38,01
D15-Bü-CFK-2L-02	5,78	8,08	0,29	0,47	71,83	29,58
D20-Bü-CFK-2L-01	4,33	4,76	0,04	0,08	44,38	17,42
D20-Bü-CFK-2L-02	4,33	5,29	0,08	0,19	46,34	19,38
D20-Bü-CFK-2L-03 (4 Längsstäbe)	5,01	6,69	0,15	0,33	52,51	24,49
D20-Bü-CFK-2L-03 (6 Längsstäbe)	5,01	6,69	0,15	0,33	52,51	24,49
D20-Bü-CFK-2L-03 (8 Längsstäbe)	5,01	6,69	0,15	0,33	52,51	24,49
D20-Bü-CFK-2L-04	5,01	8,37	0,30	0,67	58,67	30,65
D20-Bü-CFK-1L-01	2,51	4,75	0,20	0,44	41,92	17,37
D20-Bü-CFK-1L-02	2,51	5,35	0,25	0,46	44,13	19,58
D20-Bü-CFK-1L-03	2,51	5,56	0,27	0,44	44,91	20,36
D25-W-CFK-1L-01	1,73	7,62	0,40	1,14	60,89	27,87
D25-W-CFK-2L-01	3,47	9,35	0,40	1,14	73,22	34,22
D25-W-CFK-3L-01	5,20	11,08	0,40	1,14	79,56	40,56
D25-W-CFK-2L-02	3,47	12,66	0,63	1,78	74,41	46,33
D25-Bü-CFK-2L-01	3,47	4,79	0,09	0,26	50,55	17,53
D25-Bü-CFK-2L-02	3,47	4,79	0,09	0,26	48,74	17,53
D25-W-CFK-2L-03	3,47	9,35	0,40	1,14	65,43	34,22
D30-W-CFK-2L-01	2,89	7,74	0,27	0,93	59,33	28,32
D30-W-CFK-2L-02	2,89	8,40	0,31	1,06	61,76	30,75

Berechnete Ergebnisse nach NIEDERMEIER [92] (2009) mit Berechnung von f_{cc} gemäß Gl. 102

Serie	ε_{cc} → Gl. 103 [%]	f_{cc} → Gl. 102 [N/mm²]	Δf_{cc} [N/mm²]
D15-Bü-CFK-2L-01	1,28	69,33	27,08
D15-Bü-CFK-2L-02	1,08	64,93	22,68
D20-Bü-CFK-2L-01	1,02	43,06	16,10
D20-Bü-CFK-2L-02	1,10	43,33	16,37
D20-Bü-CFK-2L-03 (4 Längsstäbe)	1,26	48,36	20,34
D20-Bü-CFK-2L-03 (6 Längsstäbe)	1,26	48,36	20,34
D20-Bü-CFK-2L-03 (8 Längsstäbe)	1,26	48,36	20,34
D20-Bü-CFK-2L-04	1,49	52,30	24,28
D20-Bü-CFK-1L-01	1,08	37,00	12,45
D20-Bü-CFK-1L-02	1,18	38,82	14,27
D20-Bü-CFK-1L-03	1,21	38,20	13,65
D25-W-CFK-1L-01	1,23	52,06	19,04
D25-W-CFK-2L-01	1,26	64,39	25,39
D25-W-CFK-3L-01	1,43	70,73	31,73
D25-W-CFK-2L-02	2,06	60,20	32,12
D25-Bü-CFK-2L-01	0,90	47,79	14,77
D25-Bü-CFK-2L-02	0,93	45,98	14,77
D25-W-CFK-2L-03	1,49	56,60	25,39
D30-W-CFK-2L-01	1,30	53,13	22,12
D30-W-CFK-2L-02	1,38	53,70	22,69

Berechnete Ergebnisse nach PELLEGRINO und MODENA [97] (2010)

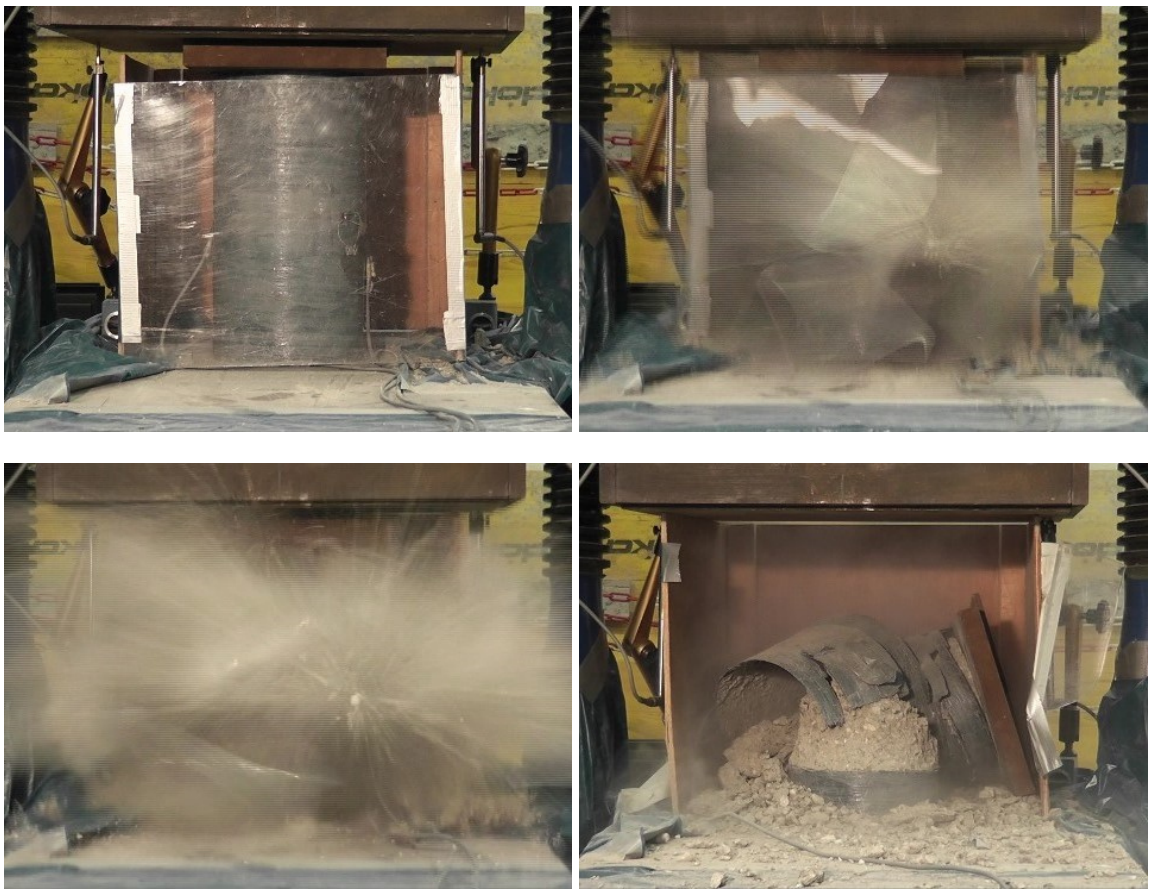
Serie	$\varepsilon_{h,rup}=\varepsilon_{ju}\cdot k_\varepsilon$	$k_\varepsilon \rightarrow$ Gl. 40	$C \rightarrow$ Gl. 41	$f_{l(j+w)} \rightarrow$ Gl. 69	$k_A \rightarrow$ Gl. 72
	[%]	[-]	[-]	[N/mm²]	[-]
D15-Bü-CFK-2L-01	0,80	0,55	1,41	7,54	5,88
D15-Bü-CFK-2L-02	0,80	0,55	1,41	6,01	6,44
D20-Bü-CFK-2L-01	0,43	0,26	4,23	2,29	7,91
D20-Bü-CFK-2L-02	0,43	0,26	4,23	2,39	7,78
D20-Bü-CFK-2L-03 (4 Längsstäbe)	0,65	0,36	2,56	4,30	6,25
D20-Bü-CFK-2L-03 (6 Längsstäbe)	0,49	0,27	3,84	3,41	6,85
D20-Bü-CFK-2L-03 (8 Längsstäbe)	0,40	0,22	5,12	2,91	7,29
D20-Bü-CFK-2L-04	0,49	0,27	3,84	4,71	6,02
D20-Bü-CFK-1L-01	0,80	1,04	0,57	3,31	6,57
D20-Bü-CFK-1L-02	0,80	1,04	0,57	3,87	6,17
D20-Bü-CFK-1L-03	0,80	1,04	0,57	3,70	6,29
D25-W-CFK-1L-01	0,31	0,18	6,76	5,06	6,25
D25-W-CFK-2L-01	0,51	0,30	3,38	6,49	6,04
D25-W-CFK-3L-01	0,67	0,40	2,25	8,54	5,42
D25-W-CFK-2L-02	0,51	0,30	3,38	8,94	4,66
D25-Bü-CFK-2L-01	0,51	0,30	3,38	2,73	8,00
D25-Bü-CFK-2L-02	0,51	0,30	3,38	2,73	7,82
D25-W-CFK-2L-03	0,51	0,30	3,38	6,49	5,53
D30-W-CFK-2L-01	0,57	0,34	2,82	5,79	5,77
D30-W-CFK-2L-02	0,57	0,34	2,82	6,16	5,63

Berechnete Ergebnisse nach PELLEGRINO und MODENA [97] (2010)

Serie	f_{cc} → Gl. 70 [N/mm²]	Δf_{cc} [N/mm²]	ε_{cc} → Gl. 75 [%]
D15-Bü-CFK-2L-01	86,56	44,31	1,40
D15-Bü-CFK-2L-02	80,91	38,66	1,20
D20-Bü-CFK-2L-01	45,08	18,12	0,88
D20-Bü-CFK-2L-02	45,54	18,58	0,90
D20-Bü-CFK-2L-03 (4 Längsstäbe)	54,85	26,83	1,26
D20-Bü-CFK-2L-03 (6 Längsstäbe)	51,36	23,34	1,08
D20-Bü-CFK-2L-03 (8 Längsstäbe)	49,28	21,26	0,98
D20-Bü-CFK-2L-04	56,37	28,35	1,34
D20-Bü-CFK-1L-01	46,32	21,77	1,16
D20-Bü-CFK-1L-02	48,46	23,91	1,28
D20-Bü-CFK-1L-03	47,81	23,26	1,24
D25-W-CFK-1L-01	64,62	31,60	1,26
D25-W-CFK-2L-01	78,22	39,22	1,33
D25-W-CFK-3L-01	85,26	46,26	1,63
D25-W-CFK-2L-02	69,77	41,69	2,18
D25-Bü-CFK-2L-01	54,85	21,83	0,86
D25-Bü-CFK-2L-02	52,55	21,34	0,89
D25-W-CFK-2L-03	67,09	35,88	1,56
D30-W-CFK-2L-01	64,41	33,40	1,44
D30-W-CFK-2L-02	65,69	34,68	1,51

Anhang O: Bilderfolgen zum Versagen der CFK-Umschnürung

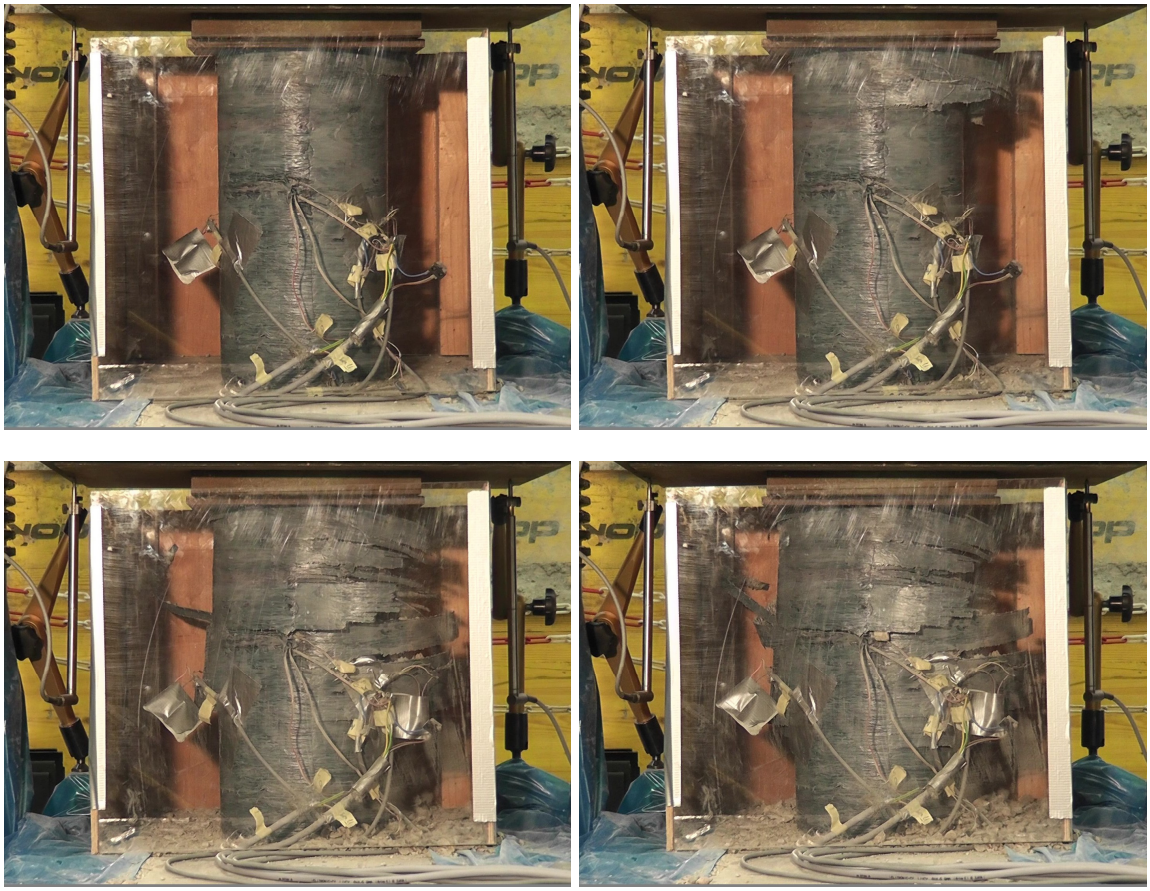
Das Versagen der CFK-umschnürten unbewehrten und bewehrten Prüfkörper wurde durch das Reißen der CF-Fasern eingeleitet. Dieses Versagen war zumeist plötzlich und ohne Ankündigung und ging besonders bei unbewehrten Prüfkörpern mit der Zerstörung des Stützenquerschnitts einher. Ein Beispiel ist in der nächsten Bilderfolge gegeben. In diesem Fall konnte der Versuchsablauf mit einer leistungsfähigen Kamera gefilmt werden.



Explosionsartiges Versagen der CFK-Umschnürung bei unbewehrtem Druckglied

Auch bei CFK-umschnürten bewehrten Druckgliedern kam es zu Faserbruch und einem anschließenden Abfall der aufnehmbaren Kraft. Allerdings wurde die vollständige Zerstörung des Stützenquerschnitts durch den Bewehrungskorb verhindert. Der Kernquerschnitt blieb intakt, das Versagen war insgesamt weniger

explosiv. Ein Beispiel ist in der nächsten Bilderfolge gegeben. In diesem Fall konnte der Versuchsablauf mit einer leistungsfähigen Kamera gefilmt werden.



Typisches Versagen der CFK-Umschnürung bei bewehrtem Druckglied

Anhang P: In Versuchen genutzte Messstellen

In der knapp viereinhalbjährigen Zeit, in welcher der in dieser Arbeit aufgezeigte Datenbestand zwischen 2009 und 2013 entstand, wurde die genutzte Prüftechnik z. T. etwas verändert oder an die jeweilige Prüfkörpervariante angepasst. So wurde z. B. im frühen Stadium versucht, die auftretenden Querdehnungen mit induktiven Wegaufnehmern auf halber Prüfkörperhöhe zu erfassen. Dies scheiterte aber an den Unwägbarkeiten beim Einbau der zylindrischen Versuchskörper, deren Maßhaltigkeit und auch an der Sicherheit der Aufnehmer bei Faserbruch. In der Folge kamen nur noch DMS auf der Bauteiloberfläche zum Einsatz, um Querdehnungen aufzunehmen.

Zum Bedauern des Autors konnten auch nicht durchgängig Stahl-DMS zur Beobachtung der Dehnungen auf Quer- und Längsbewehrung bereitgestellt werden. Dies war aus Kostengründen nicht möglich und betraf auch die auf der Prüfkörperoberfläche durchgeführte Dehnungsmessung in Längsrichtung.

In der folgenden Tabelle erfolgt nun eine Aufstellung der genutzten Messtechnik in der jeweiligen Prüfkörpervariante nach der zu untersuchenden Messgröße. Die Längsdehnung mit induktiven Wegaufnehmern erfolgte stets an der oberen Druckprüfplatte gemäß Bild 4-13 in Kapitel 4.3.5. Die Längs- und Querdehnungsmessung erfolgte auf der CFK-Oberfläche (Längs- oder Querdehnung CFK) und z. T. auf der Querbewehrung (Längs- oder Querdehnung Stahl).

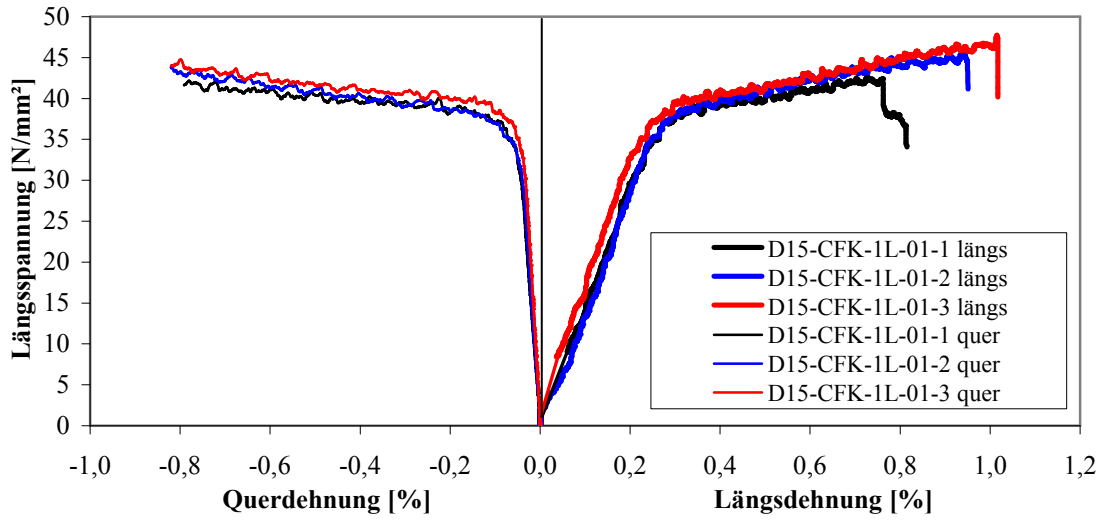
Serie		Induktive Wegaufnehmer	Dehnungsmessstreifen
D15-CFK-1L-01		1 x Längsdehnung 2 x Querdehnung (in 15 cm Höhe)	1 x Querdehnung CFK (in 15 cm Höhe)
D15-CFK-1L-02		1 x Längsdehnung 2 x Querdehnung (in 15 cm Höhe)	1 x Querdehnung CFK (in 15 cm Höhe)
D15-CFK-2L-01		1 x Längsdehnung 2 x Querdehnung (in 15 cm Höhe)	1 x Querdehnung CFK (in 15 cm Höhe)
D15-CFK-2L-02	F	2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 15 cm Höhe)
D15-CFK-2L-03	F	2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 15 cm Höhe)
D15-CFK-2L-04	F	2 x Längsdehnung	1 x Querdehnung CFK (in 15 cm Höhe)
D15-CFK-2L-05	F	2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 15 cm Höhe)
D15-CFK-2L-06	S	2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 15 cm Höhe)
D15-CFK-3L-01		1 x Längsdehnung 2 x Querdehnung (in 15 cm Höhe)	1 x Querdehnung CFK (in 15 cm Höhe)
D15-Bü-CFK-2L-01		2 x Längsdehnung	1 x Querdehnung CFK (in 15 cm Höhe) 1 x Querdehnung Stahl (in 15 cm Höhe)
D15-Bü-CFK-2L-02		2 x Längsdehnung	1 x Querdehnung CFK (in 15 cm Höhe) 1 x Querdehnung Stahl (in 15 cm Höhe)
D20-CFK-1L-01		2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 20 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 20 cm Höhe)
D20-CFK-1L-02	T	2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 20 cm Höhe)

Serie		Induktive Wegaufnehmer	Dehnungsmessstreifen
D20-CFK-2L-01		2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 20 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 20 cm Höhe)
D20-CFK-2L-02	T	2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 20 cm Höhe)
D20-CFK-3L-01		2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 20 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 20 cm Höhe)
D20-CFK-3L-02	T	2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 20 cm Höhe)
D20-Bü-CFK-2L-01		2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 20 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 20 cm Höhe)
D20-Bü-CFK-2L-02		2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 20 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 20 cm Höhe)
D20-Bü-CFK-2L-03		2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 20 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 20 cm Höhe)
D20-Bü-CFK-2L-04		2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 20 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 20 cm Höhe)
D20-Bü-CFK-1L-01		2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 20 cm Höhe) 2 x Querdehnung Stahl (in 20 cm Höhe)
D20-Bü-CFK-1L-02	f_y	2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 20 cm Höhe) 2 x Querdehnung Stahl (in 20 cm Höhe)
D20-Bü-CFK-1L-03	f_y	2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 20 cm Höhe) 2 x Querdehnung Stahl (in 20 cm Höhe)
D25-CFK-1L-01		4 x Längsdehnung 2 x Querdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 25 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 25 cm Höhe)
D25-CFK-2L-01		4 x Längsdehnung 4 x Querdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 25 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 25 cm Höhe)
D25-CFK-3L-01		4 x Längsdehnung 4 x Querdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 25 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 25 cm Höhe)
D25-CFK-4L-01		4 x Längsdehnung 2 x Querdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 25 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 25 cm Höhe)
D25-W-CFK-1L-01		4 x Längsdehnung 2 x Querdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 25 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 25 cm Höhe)
D25-W-CFK-2L-01		4 x Längsdehnung 2 x Querdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 25 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 25 cm Höhe)
D25-W-CFK-2L-02		4 x Längsdehnung 2 x Querdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 25 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 25 cm Höhe)
D25-W-CFK-2L-03	1 m	2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 50 cm Höhe) 1 x Querdehnung CFK (in 25 cm Höhe) 1 x Querdehnung CFK (in 75 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 50 cm Höhe) 2 x Querdehnung Stahl (in 50 cm Höhe) 1 x Querdehnung Stahl (in 25 cm Höhe) 1 x Querdehnung Stahl (in 75 cm Höhe) 2 x Längsdehnung Stahl (in 50 cm Höhe)
D25-W-CFK-3L-01		4 x Längsdehnung 2 x Querdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 25 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 25 cm Höhe)
D25-Bü-CFK-2L-01		4 x Längsdehnung 2 x Querdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 25 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 25 cm Höhe)

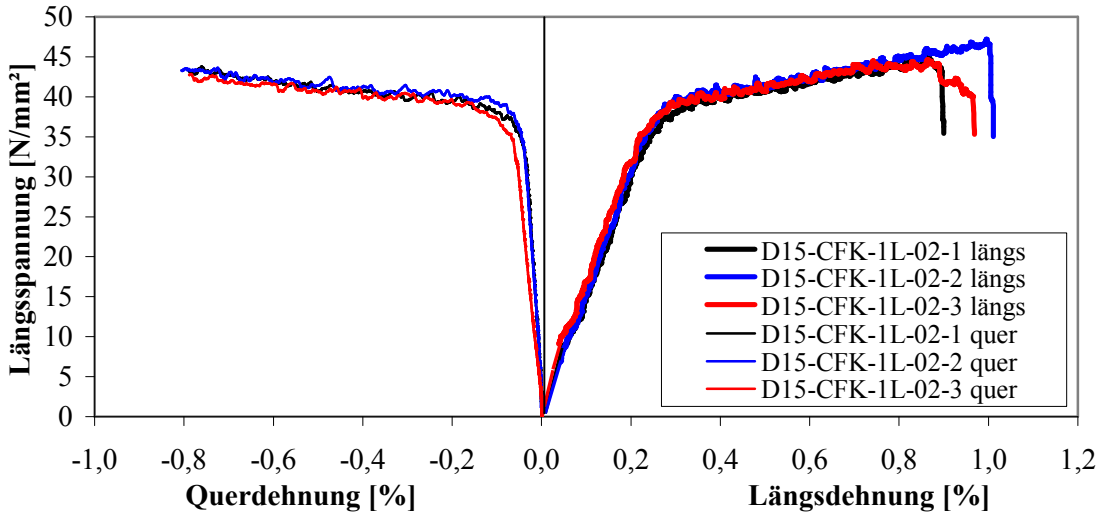
Serie	Induktive Wegaufnehmer	Dehnungsmessstreifen
D25-Bü-CFK-2L-02 1 m	2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 50 cm Höhe) 1 x Querdehnung CFK (in 25 cm Höhe) 1 x Querdehnung CFK (in 75 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 50 cm Höhe) 2 x Querdehnung Stahl (in 50 cm Höhe) 1 x Querdehnung Stahl (in 25 cm Höhe) 1 x Querdehnung Stahl (in 75 cm Höhe) 2 x Längsdehnung Stahl (in 50 cm Höhe)
D30-CFK-2L-01	2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 30 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 30 cm Höhe)
D30-CFK-3L-01	2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 30 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 30 cm Höhe)
D30-W-CFK-2L-01	2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 30 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 30 cm Höhe) 2 x Querdehnung Stahl (in 30 cm Höhe) 2 x Längsdehnung Stahl (in 30 cm Höhe)
D30-W-CFK-2L-02	2 x Längsdehnung	2 x Querdehnung CFK (in 30 cm Höhe) 2 x Längsdehnung CFK (in 30 cm Höhe) 2 x Querdehnung Stahl (in 30 cm Höhe) 2 x Längsdehnung Stahl (in 30 cm Höhe)

Anhang Q: Spannungs-Dehnungs-Kurven der einzelnen Serien

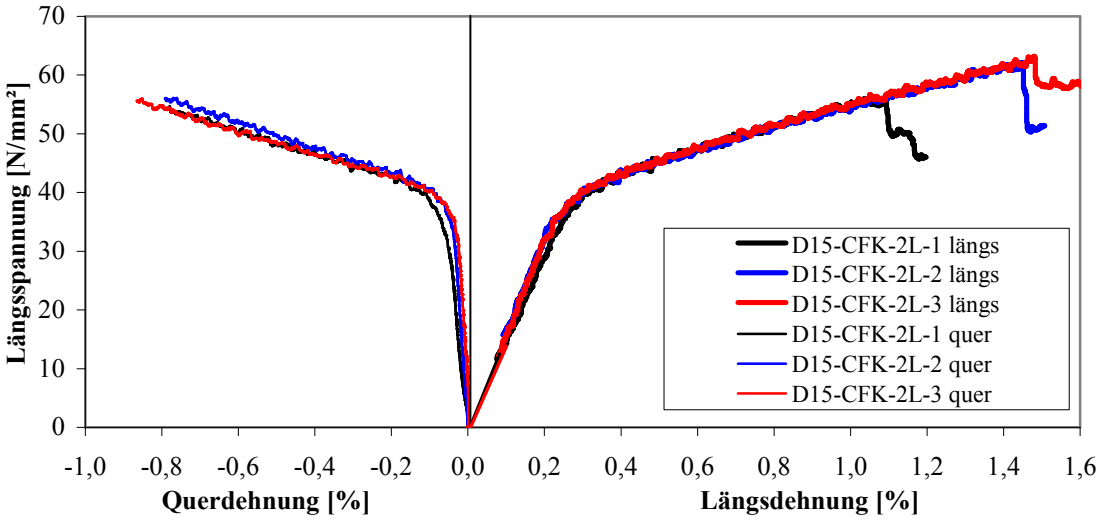
Im Folgenden werden alle zu den Versuchen aufgezeichneten Spannung-Dehnungs-Kurven in Diagrammen aufgezeigt. Die Kurven der jeweils drei Versuchskörper einer Serie (vgl. Tabelle 4-7) sind dabei in einem Diagramm dargestellt. In Körperlängsrichtung konnte die Dehnungsentwicklung bis zum Erreichen der maximalen Festigkeit f_{cc} und zugehörigen Dehnung ε_{cc} aufgezeichnet werden. In Querrichtung gelang dies nur selten, da die auf der CFK-Oberfläche verwendeten DMS oft frühzeitig versagten. Die Anordnung der Diagramme folgt der Anordnung in Tabelle 4-7.



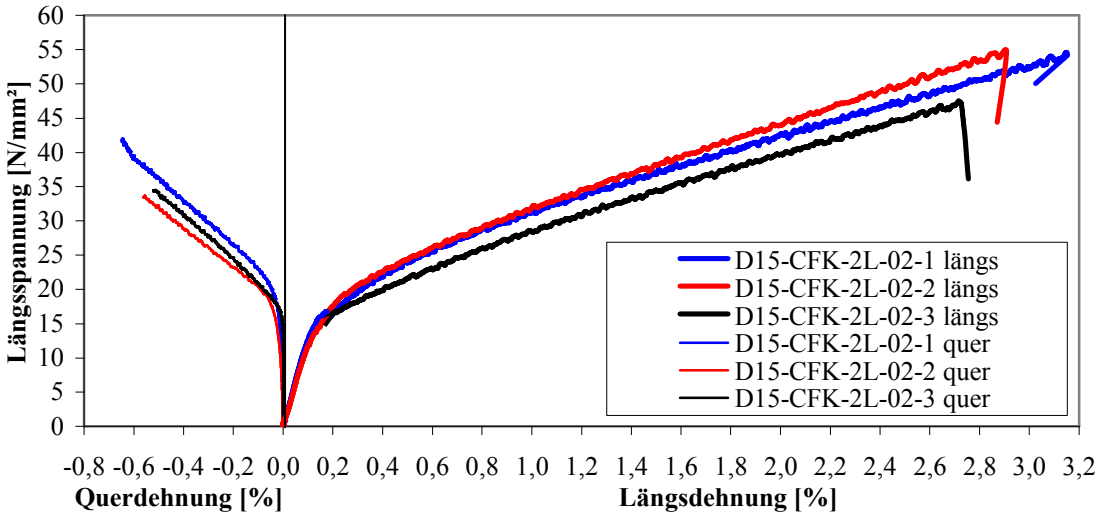
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D15-CFK-1L-01



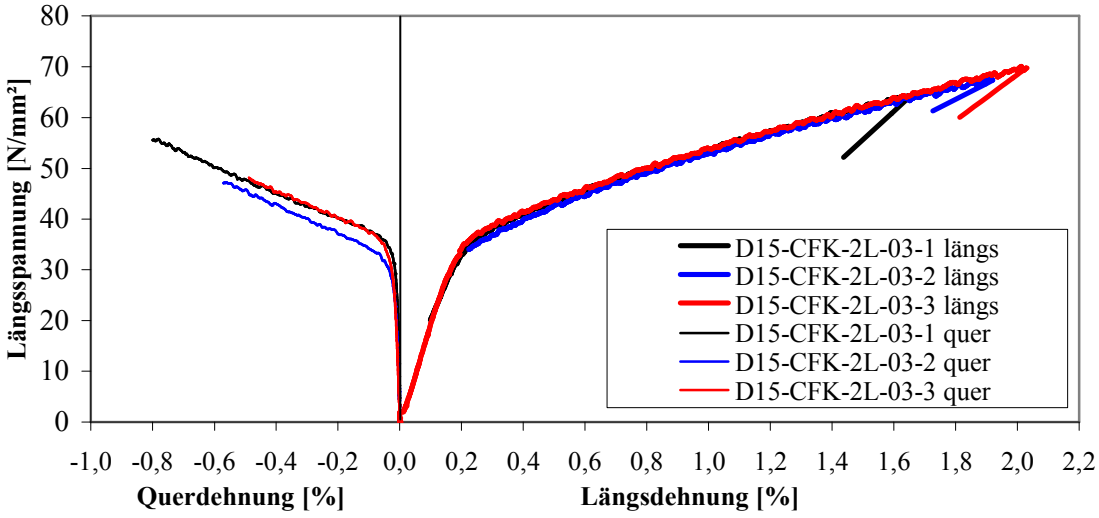
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D15-CFK-1L-02



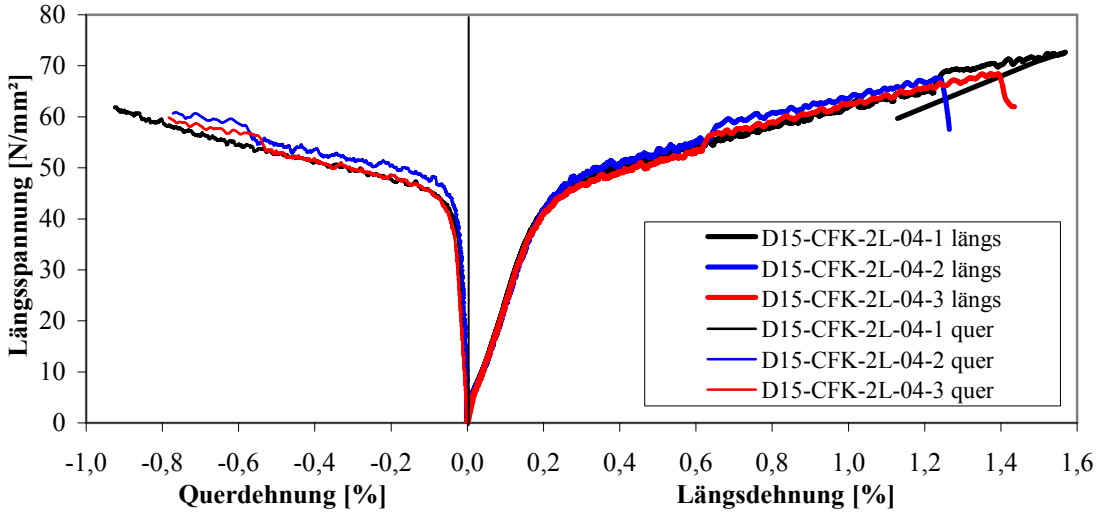
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D15-CFK-2L-01



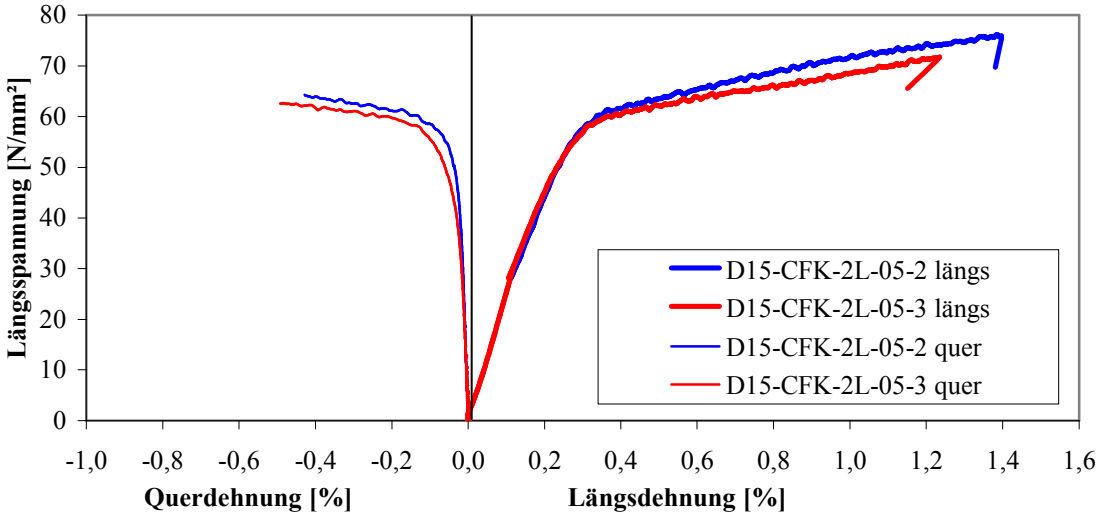
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D15-CFK-2L-02



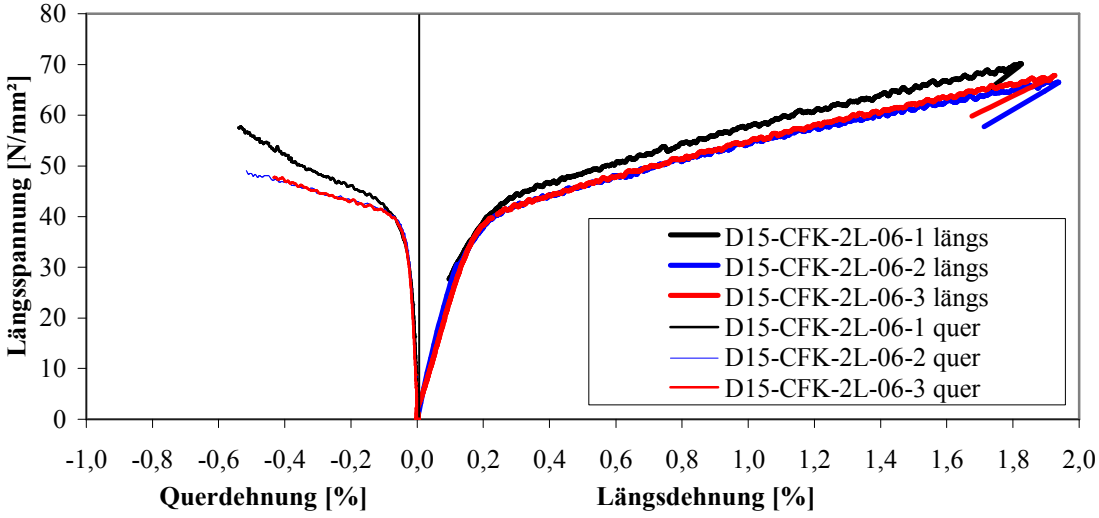
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D15-CFK-2L-03



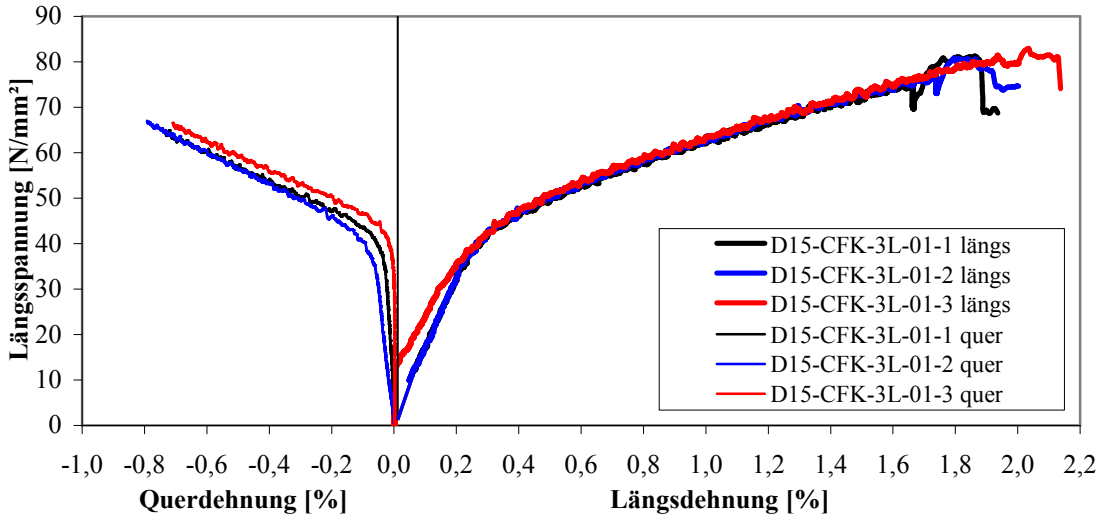
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D15-CFK-2L-04



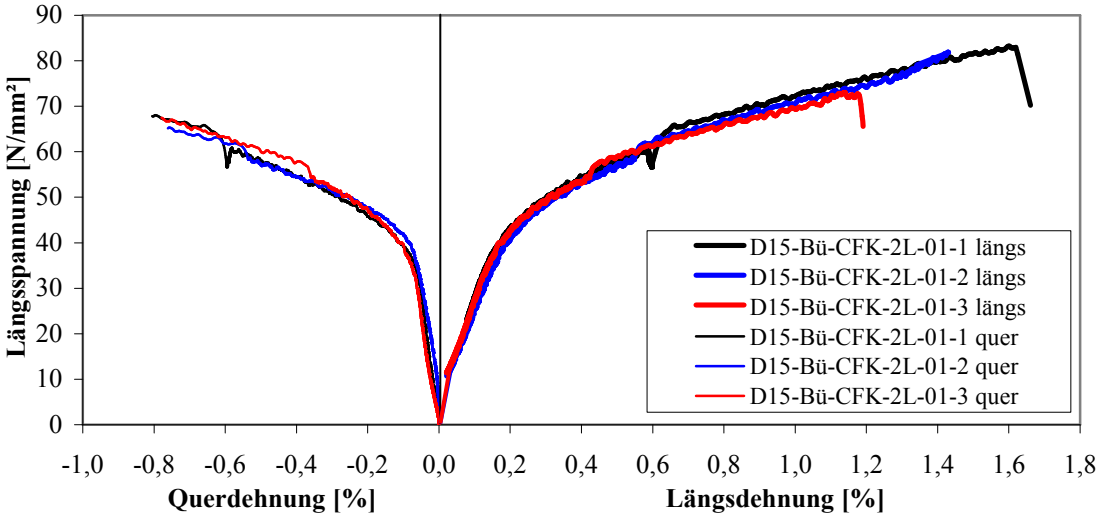
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D15-CFK-2L-05



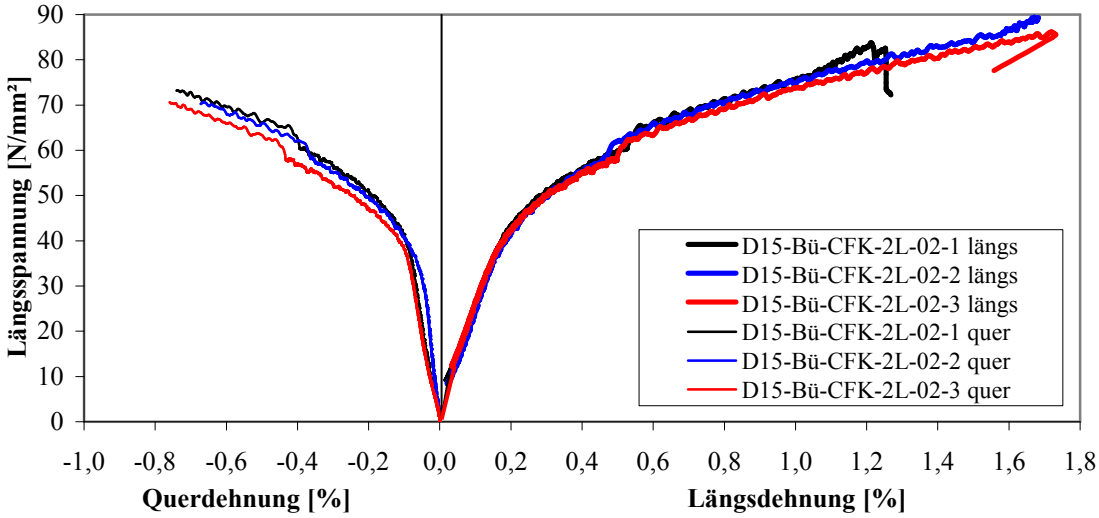
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D15-CFK-2L-06



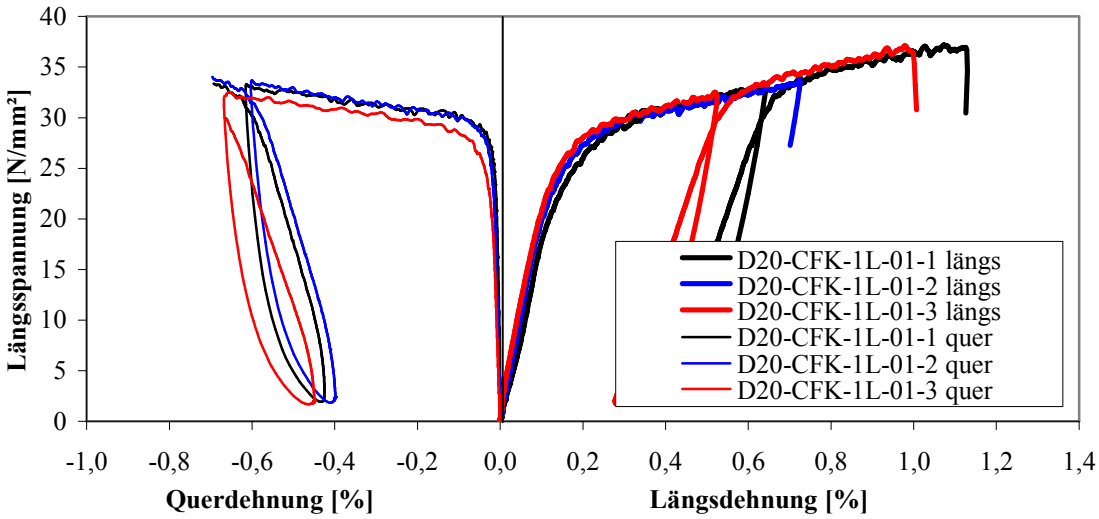
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D15-CFK-3L-01



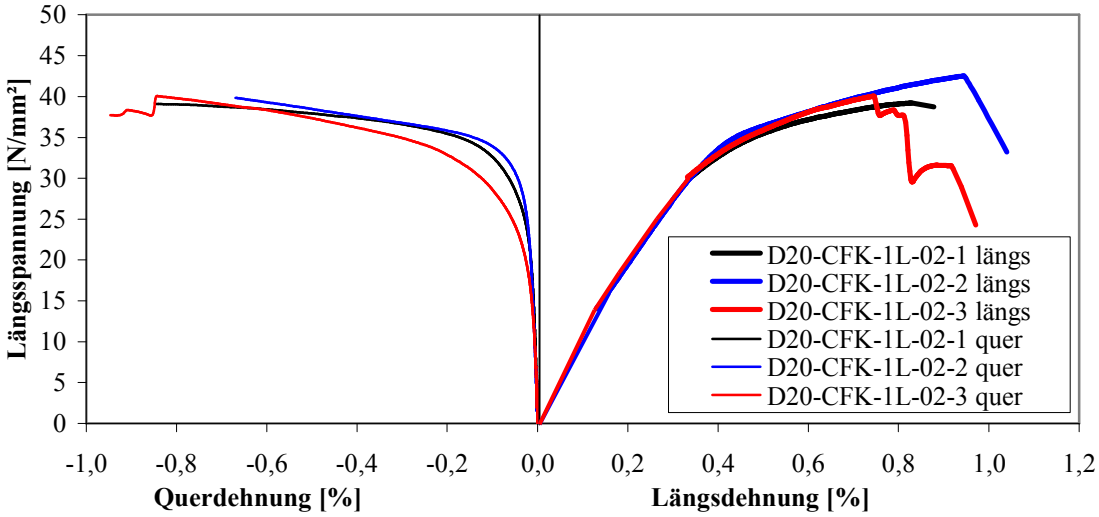
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D15-Bü-CFK-2L-01



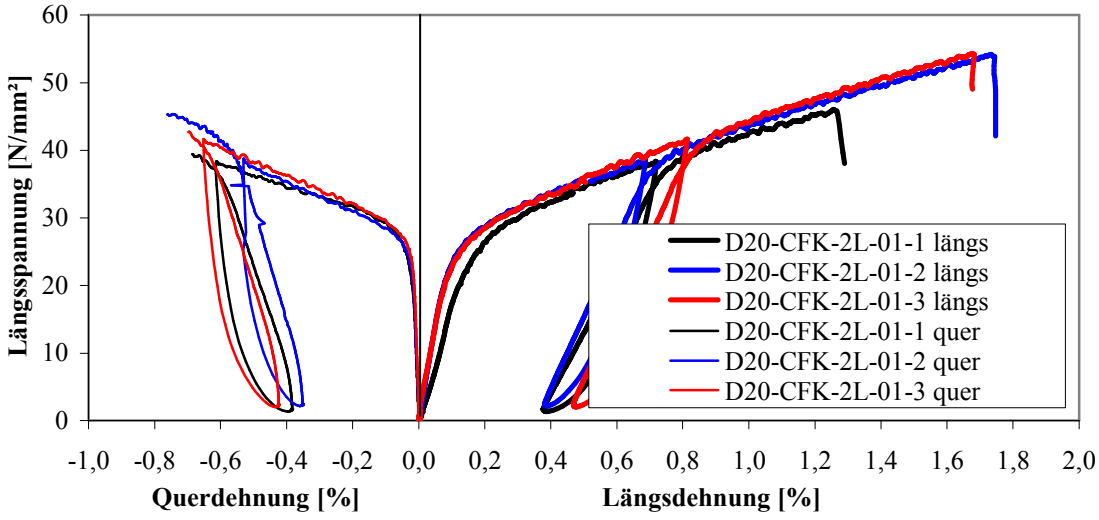
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D15-Bü-CFK-2L-02



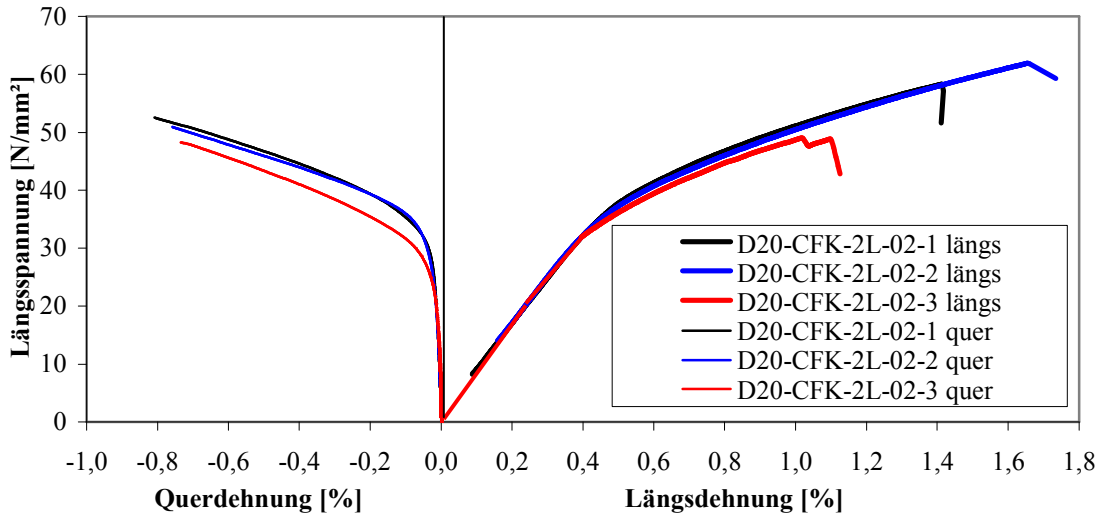
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D20-CFK-1L-01



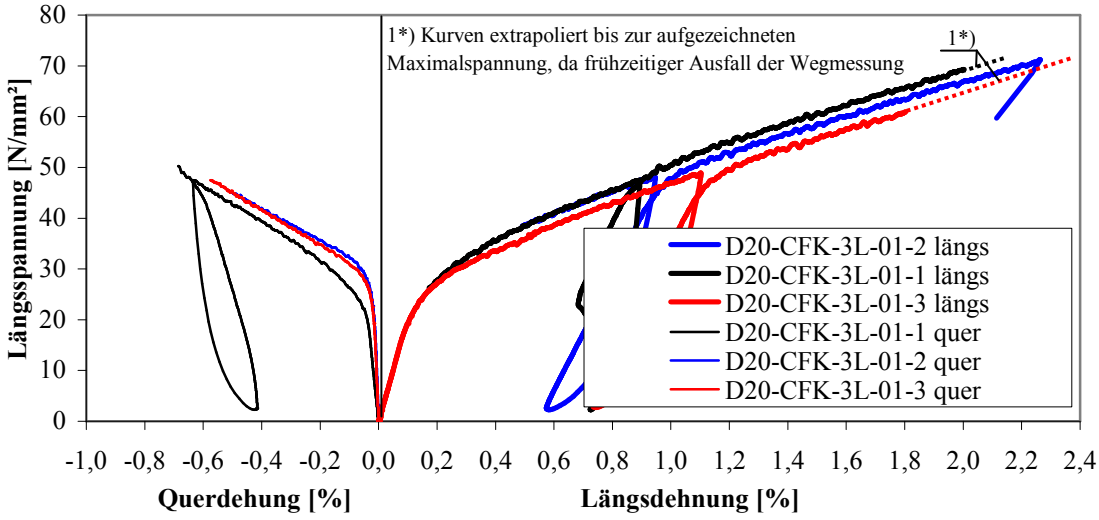
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D20-CFK-1L-02



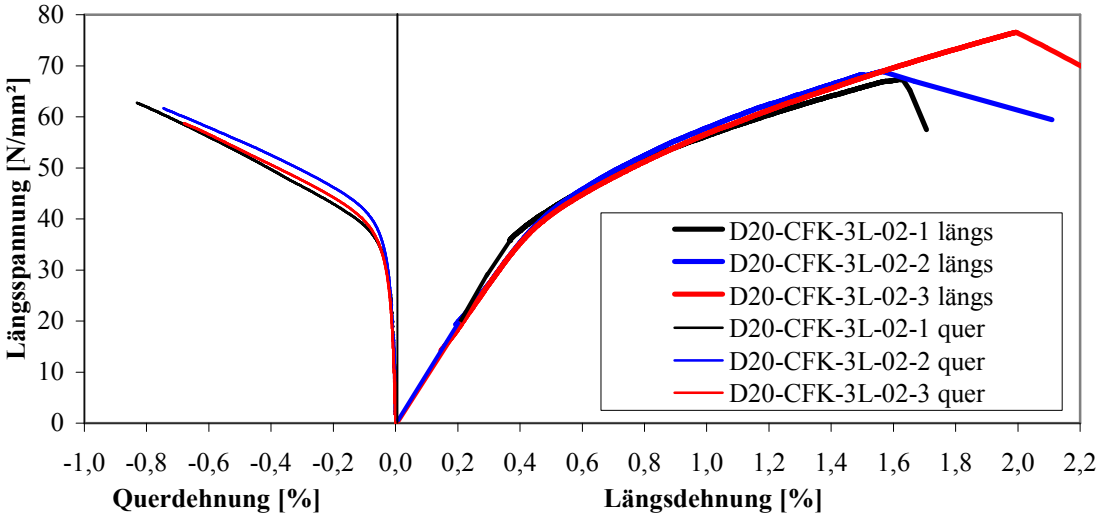
Spannungs-Dehnungskurven der Prüfkörper der Serie D20-CFK-2L-01



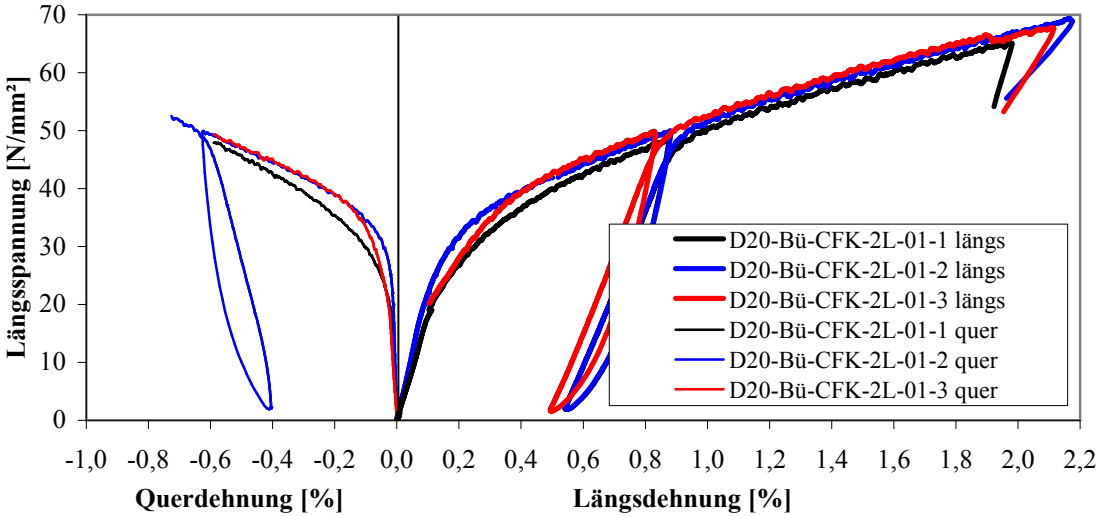
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D20-CFK-2L-02



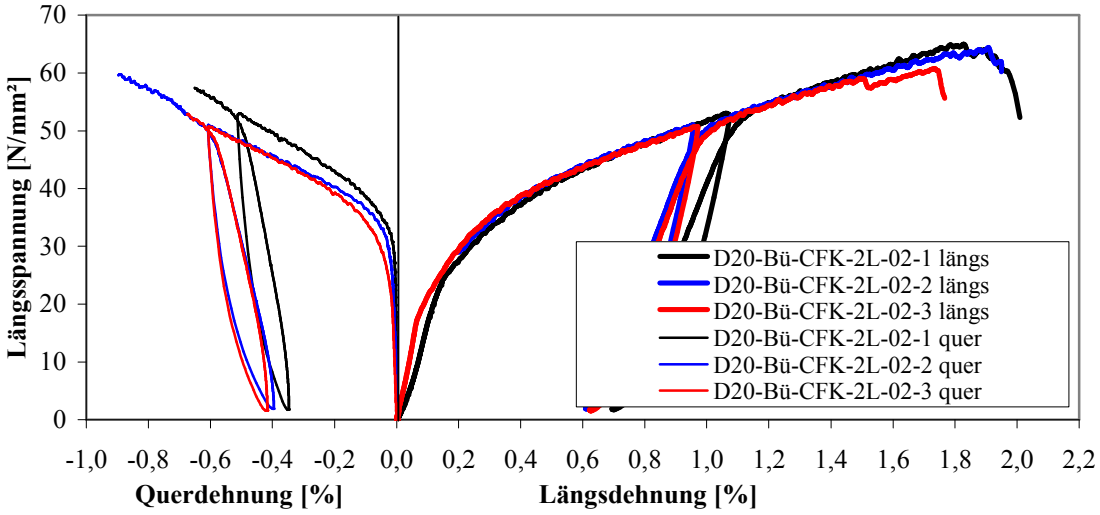
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D20-CFK-3L-01



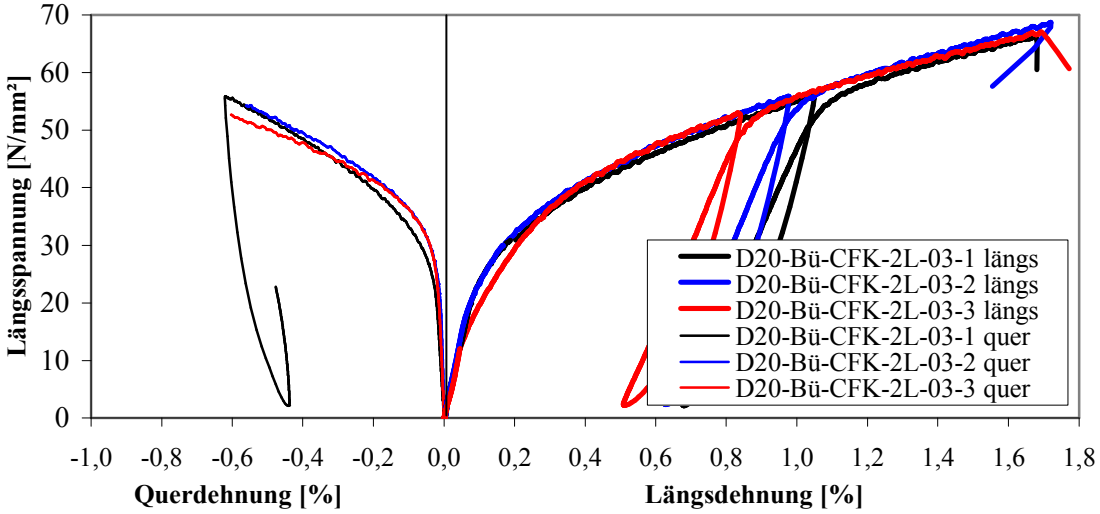
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D20-CFK-3L-02



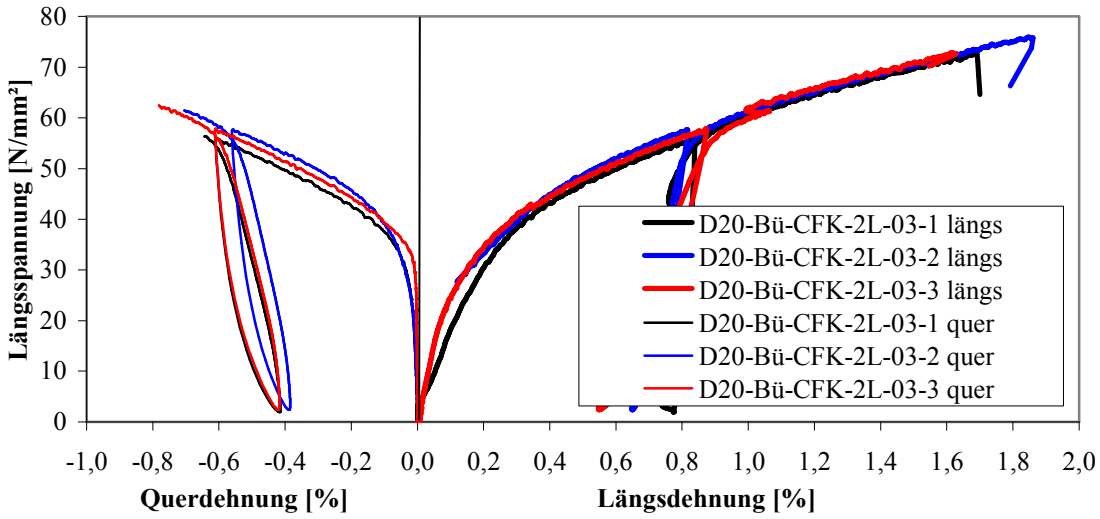
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D20-Bü-CFK-2L-01



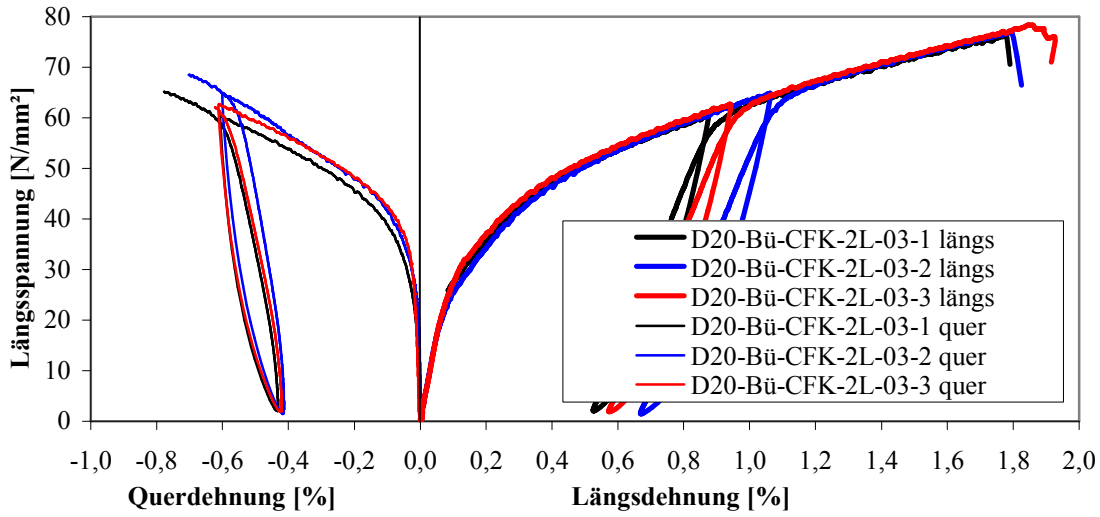
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D20-Bü-CFK-2L-02



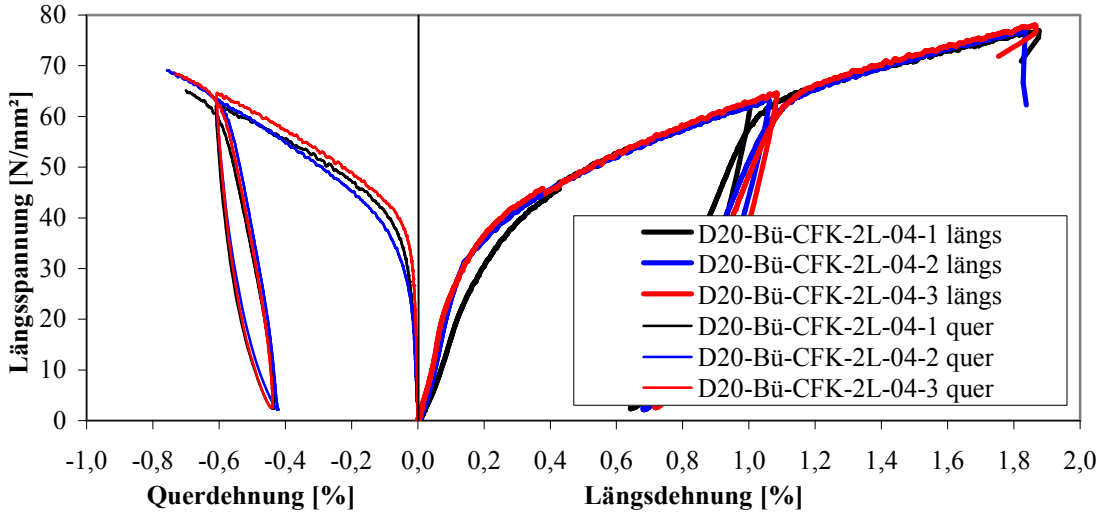
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D20-Bü-CFK-2L-03 mit 4 Ø 12 mm



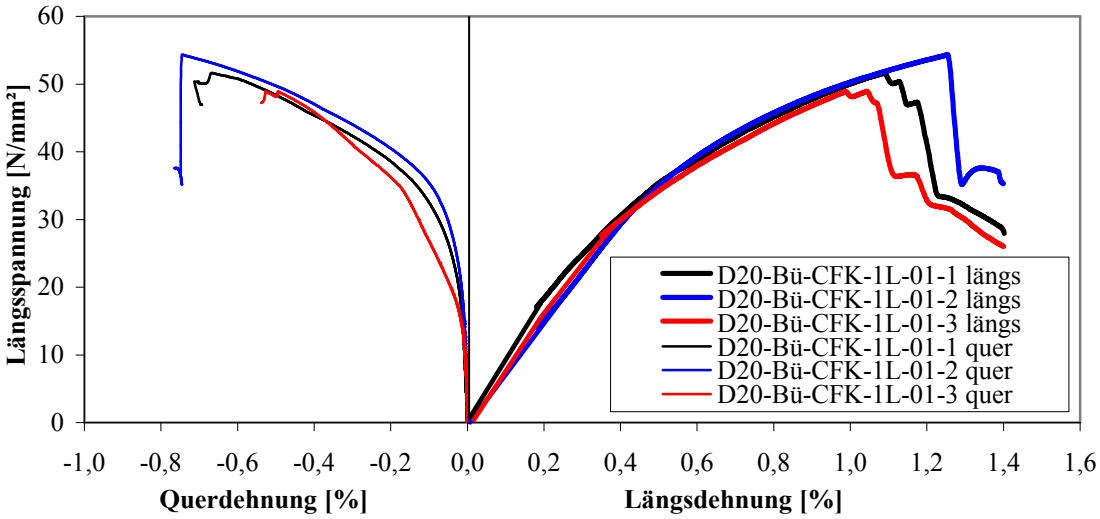
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D20-Bü-CFK-2L-03 mit 6 Ø 12 mm



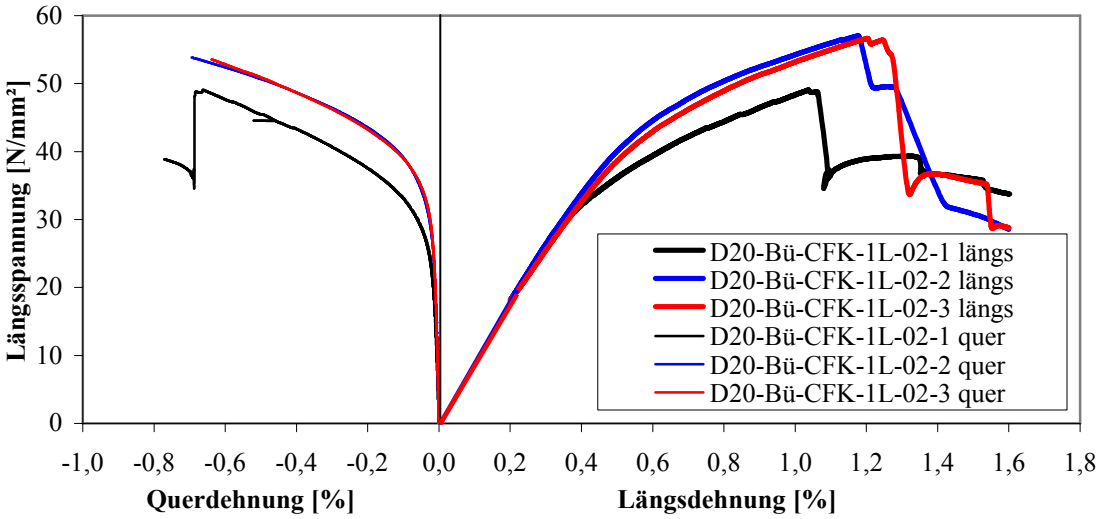
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D20-Bü-CFK-2L-03 mit 8 Ø 12 mm



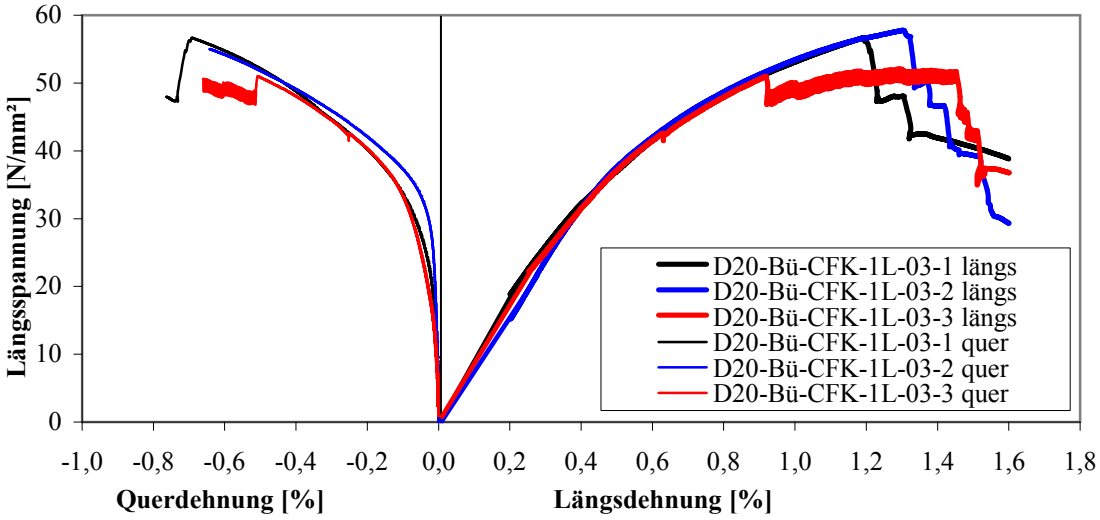
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D20-Bü-CFK-2L-04



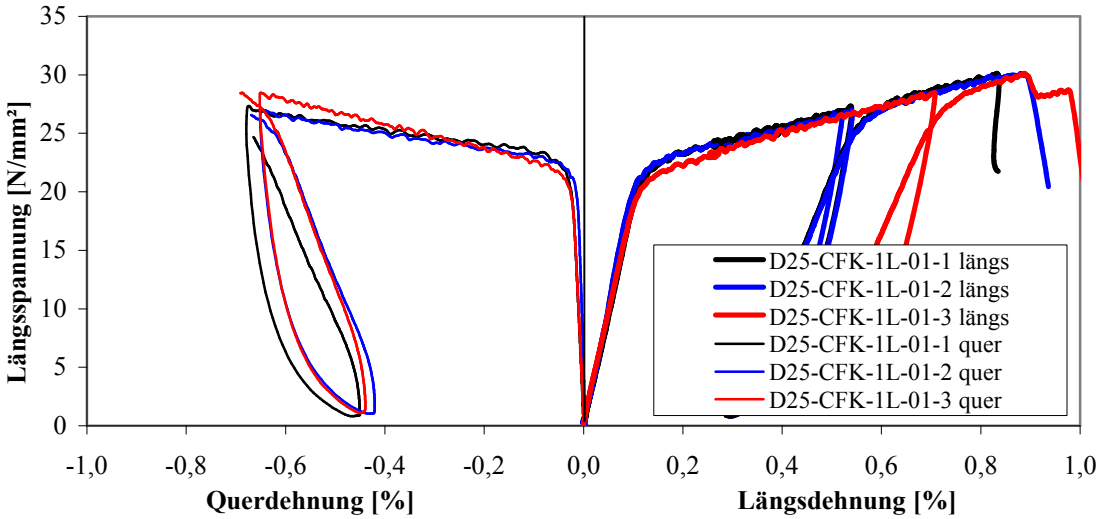
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D20-Bü-CFK-1L-01



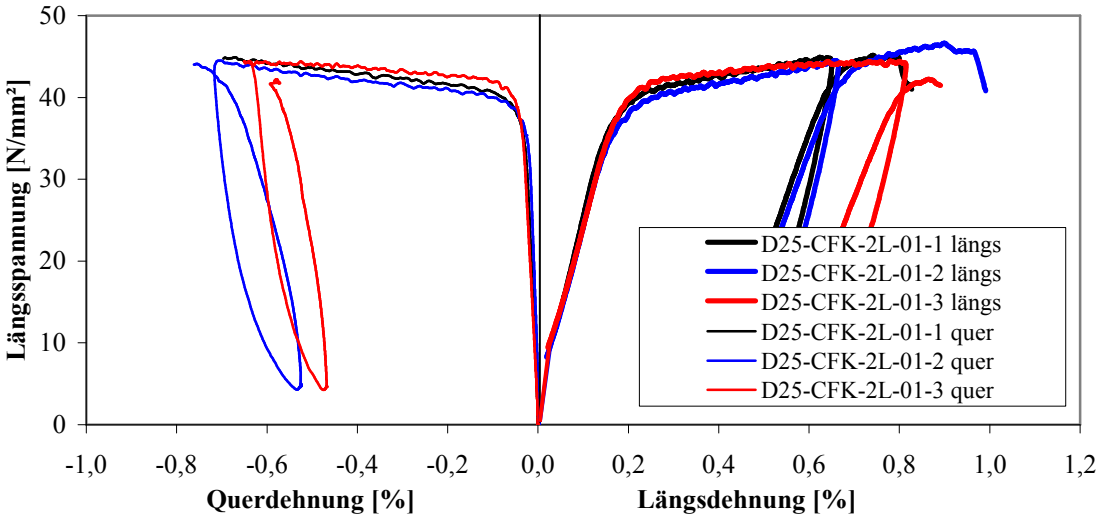
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D20-Bü-CFK-1L-02



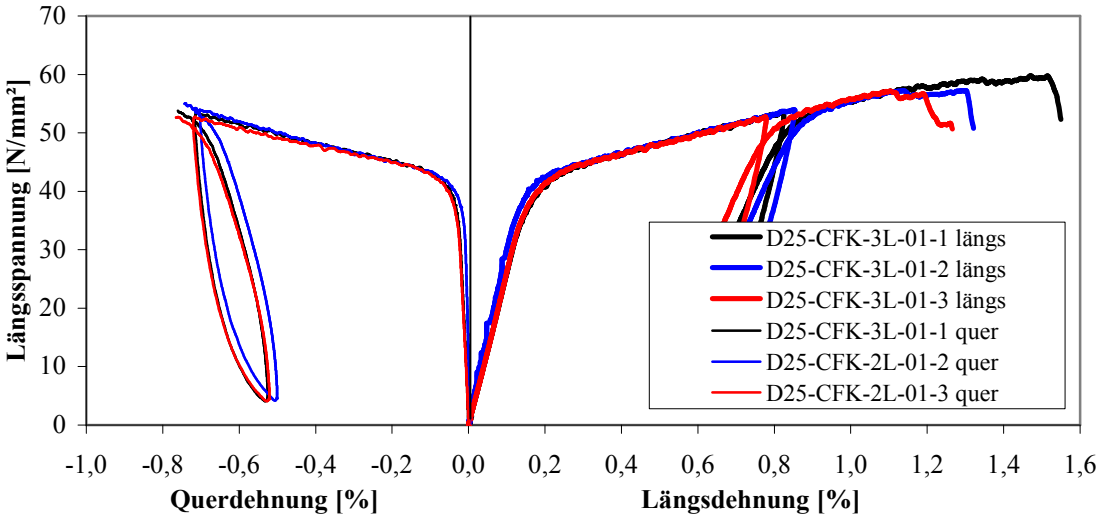
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D20-Bü-CFK-1L-03



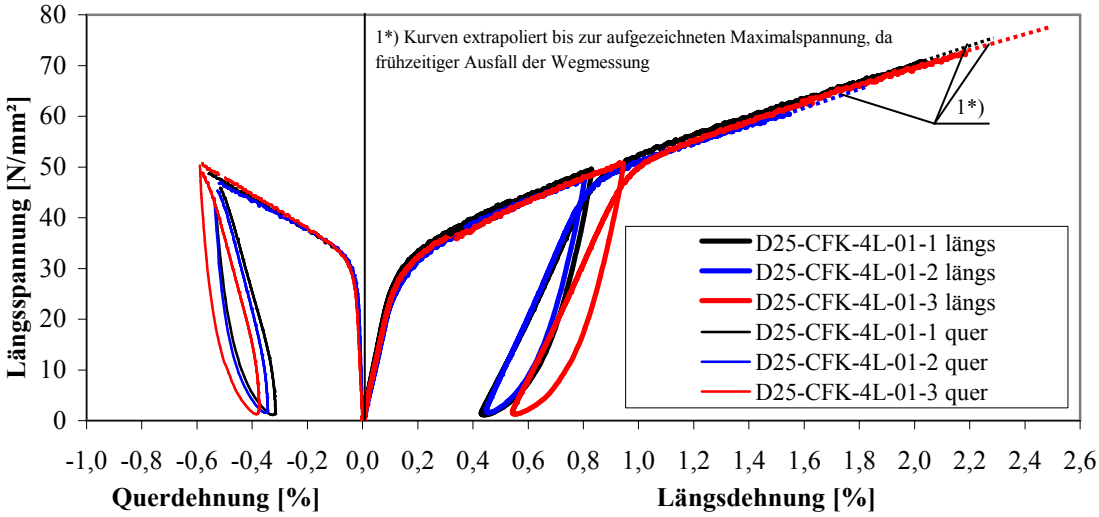
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D25-CFK-1L-01



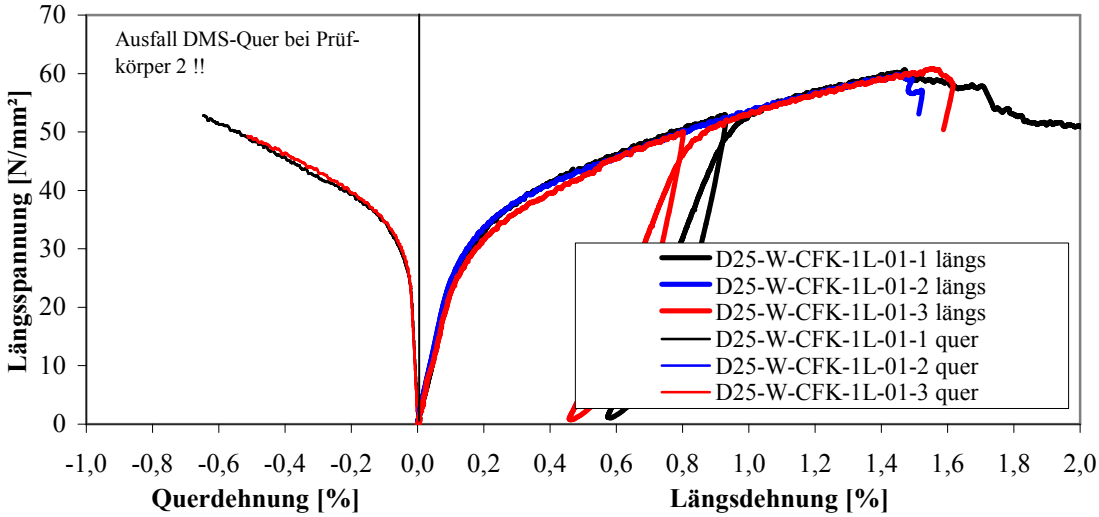
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D25-CFK-2L-01



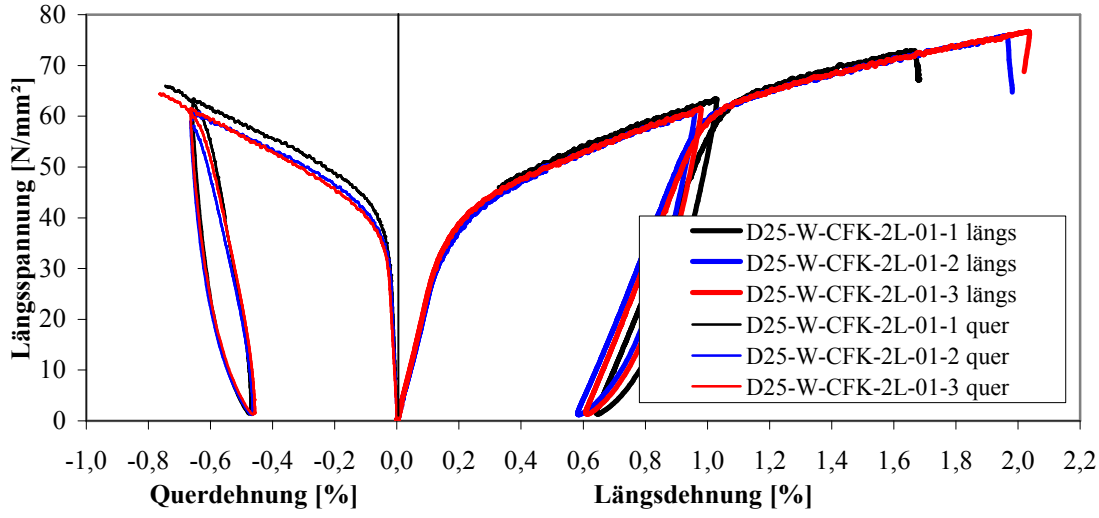
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D25-CFK-3L-01



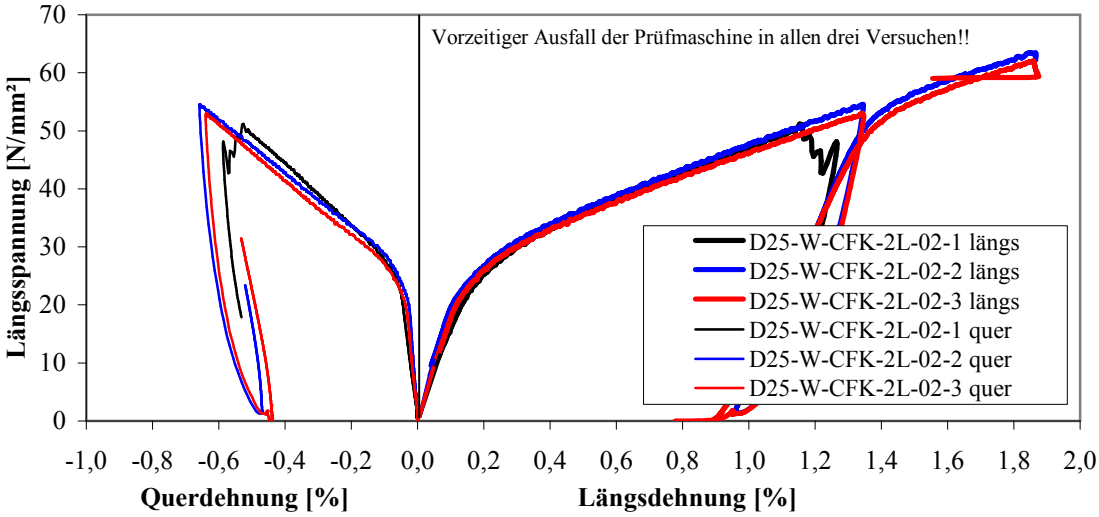
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D25-CFK-4L-01



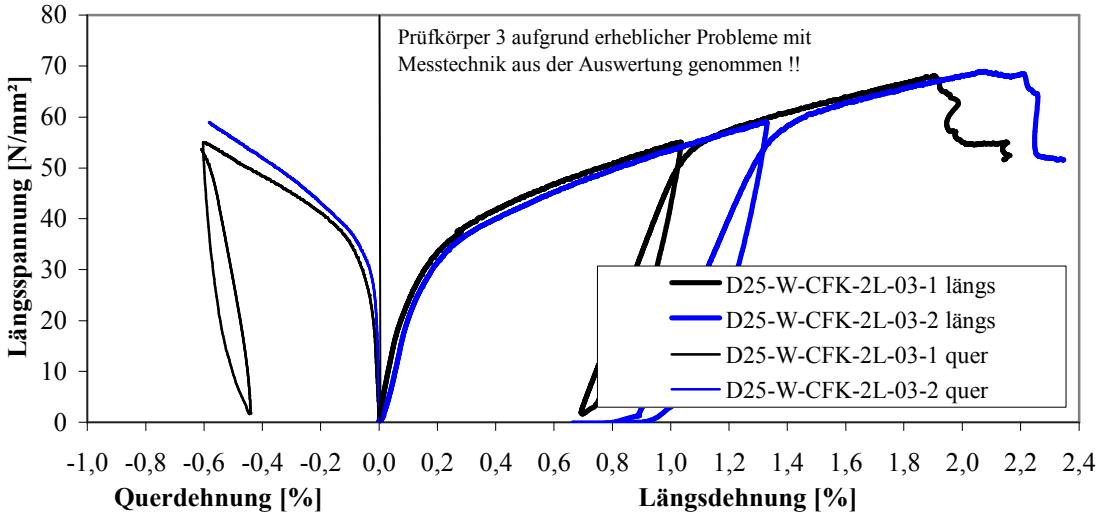
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D25-W-CFK-1L-01



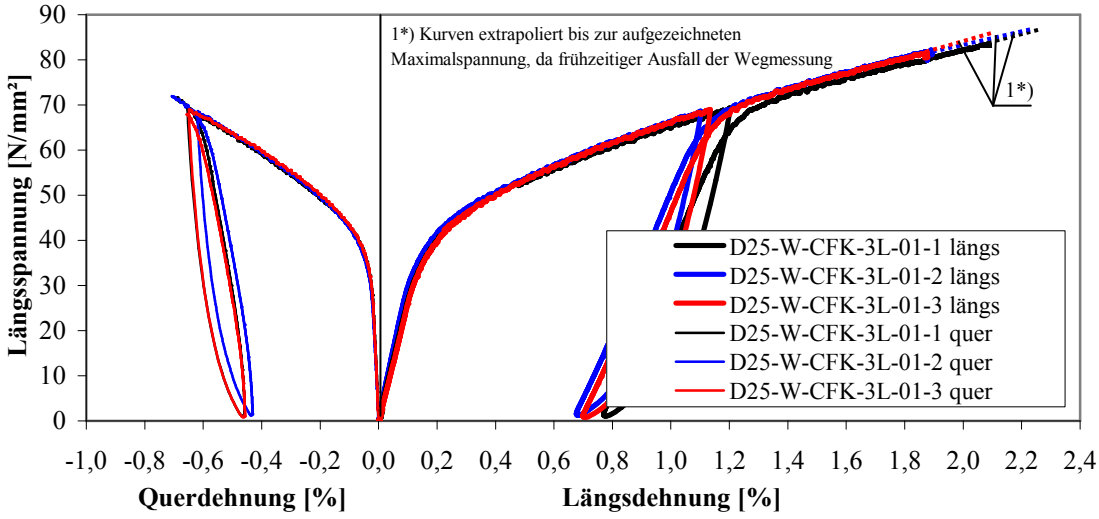
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D25-W-CFK-2L-01



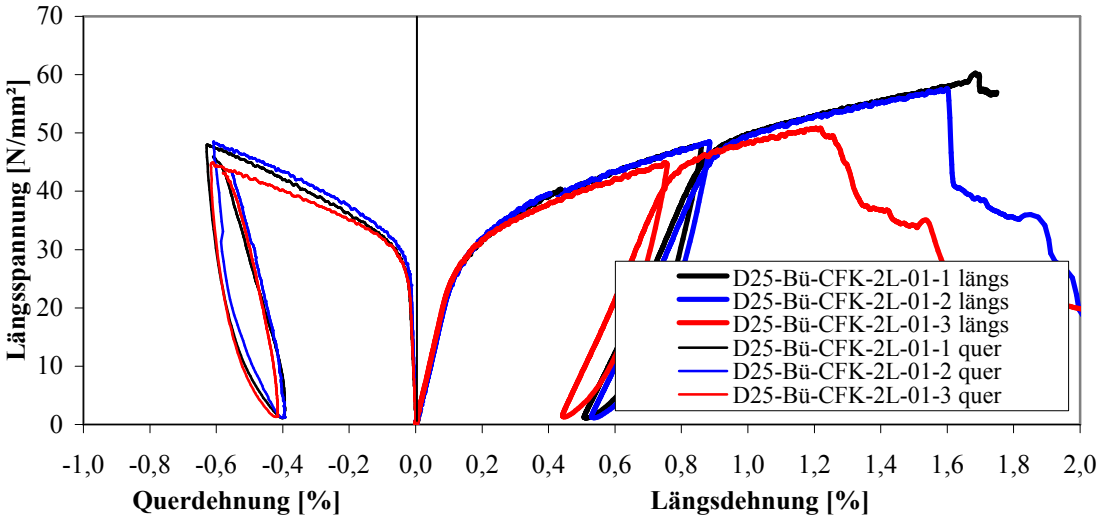
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D25-W-CFK-2L-02



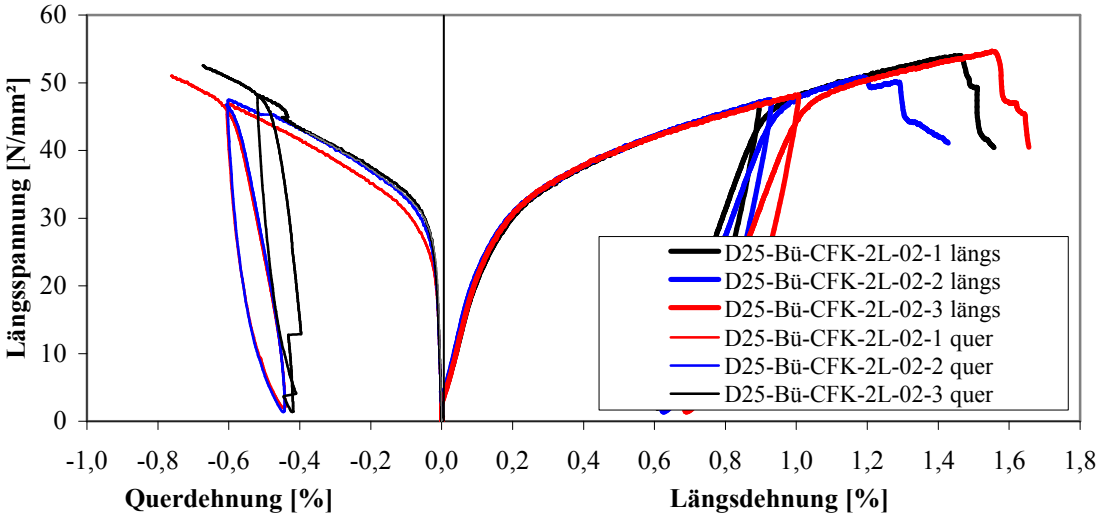
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D25-W-CFK-2L-03



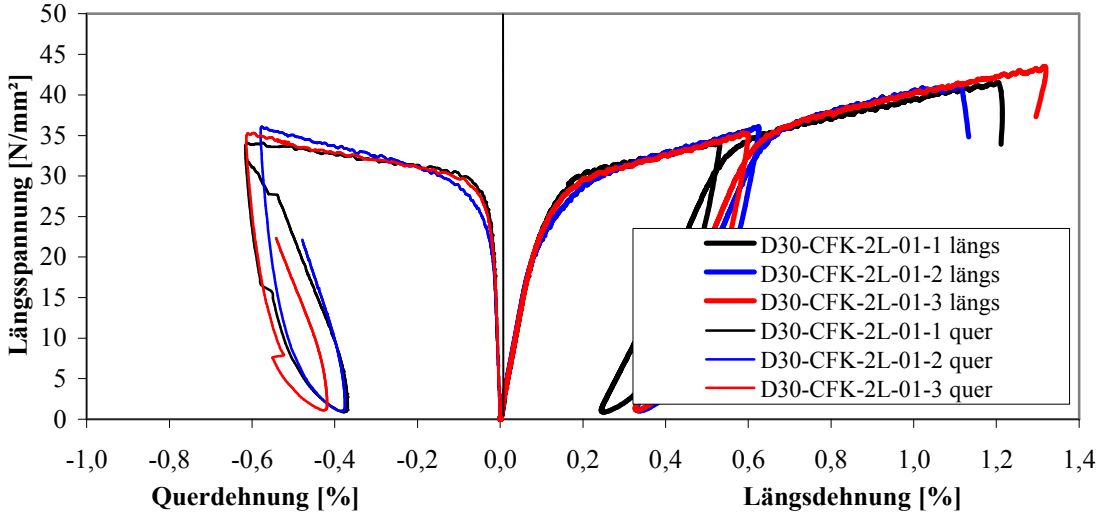
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D25-W-CFK-3L-01



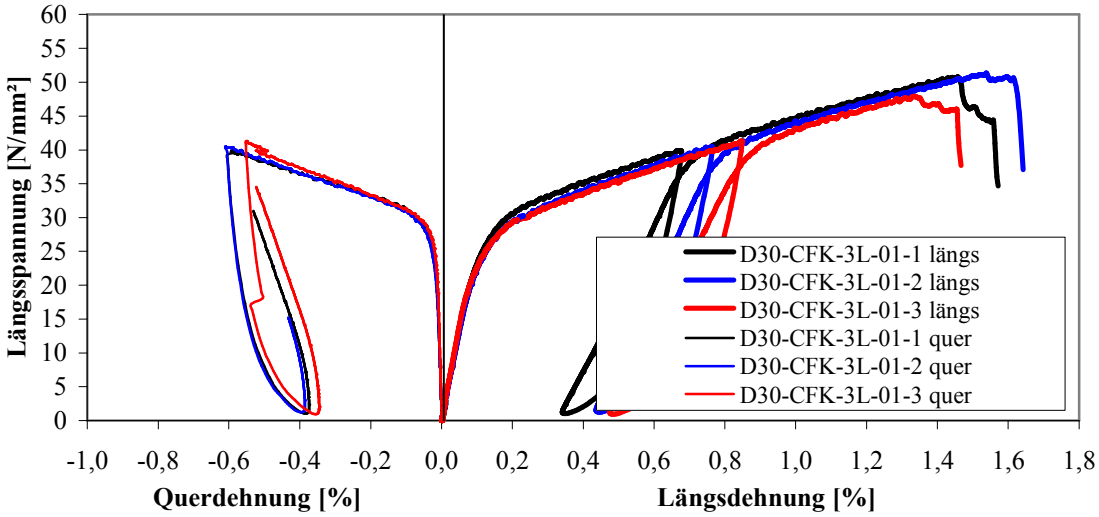
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D25-Bü-CFK-2L-01



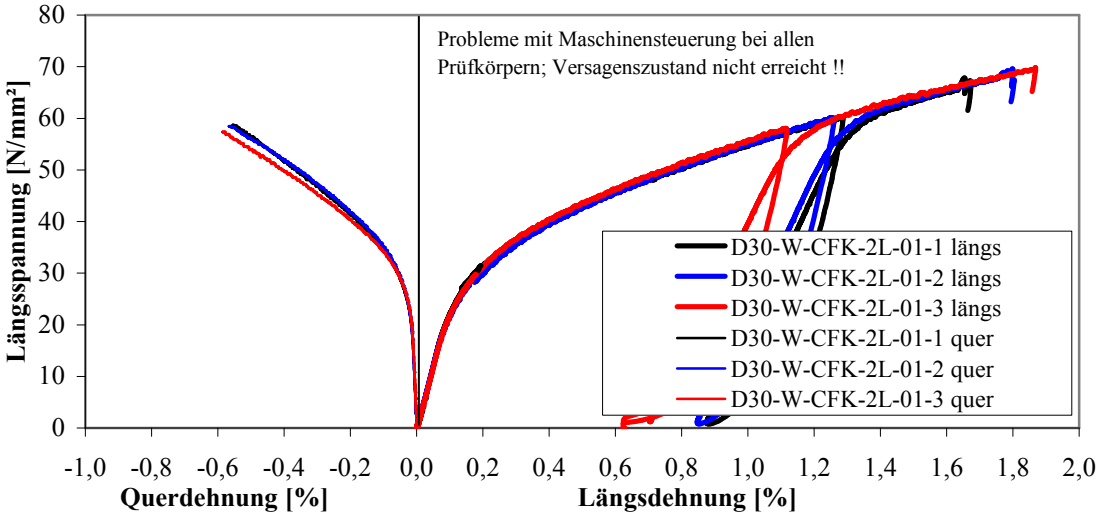
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D25-Bü-CFK-2L-02



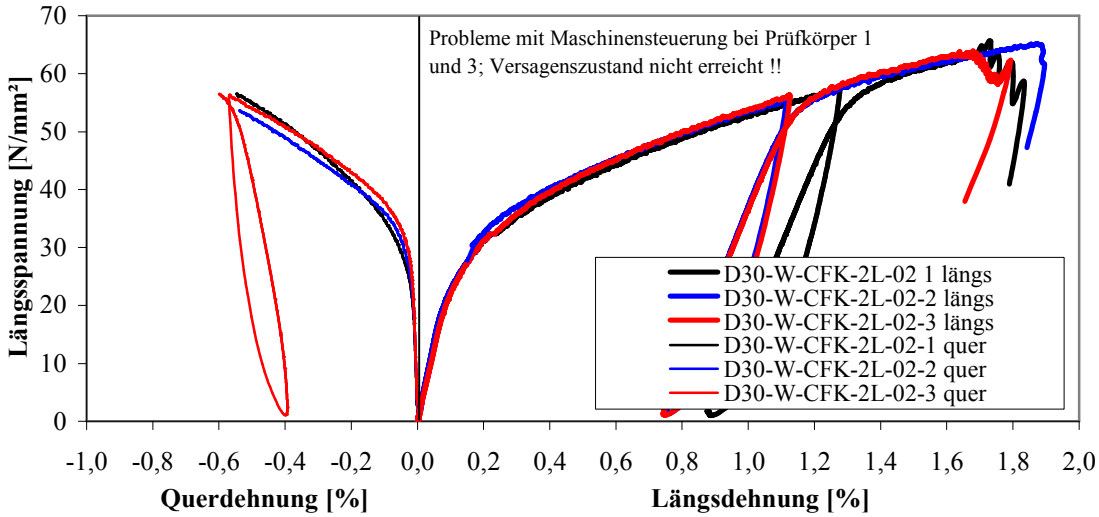
Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D30-CFK-2L-01



Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D30-CFK-3L-01



Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D30-W-CFK-2L-01



Spannungs-Dehnungs-Kurven der Prüfkörper der Serie D30-W-CFK-2L-02