

ZUM TRAGVERHALTEN VON ZUGBEANSPRUCHTEN BAUTEILEN AUS ULTRA-HOCHLEISTUNGS-FASERBETON

THÈSE N° 3429 (2006)

PRÉSENTÉE À LA FACULTÉ ENVIRONNEMENT NATUREL, ARCHITECTURAL ET CONSTRUIT

Institut de structures

SECTION DE GENIE CIVIL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE FÉDÉRALE DE LAUSANNE

POUR L'OBTENTION DU GRADE DE DOCTEUR ÈS SCIENCES

PAR

Jörg JUNGWIRTH

Diplom-Ingenieur, Technische Universität München, Allemagne
et de nationalité allemande

acceptée sur proposition du jury:

Prof. A. Muttoni, directeur de thèse
Prof. E. Brühwiler, rapporteur
Prof. E. Fehling, rapporteur
Dr J.-P. Jaccoud, rapporteur

Lausanne, EPFL
2006

nach Faust I: ... dass ich erkenne, was den Ultra-Hochleistungs-Faserbeton im Innersten zusammen hält.

Vorwort

Ultra-Hochleistungs-Faserbeton (UHLFB) ist ein neuer Werkstoff dessen mechanische Eigenschaften stark von denen des klassischen Betons abweichen: rund 7 mal höhere Druckfestigkeit, rund 4 mal höhere Zugfestigkeit bei einem geringfügig veränderten E-Modul der nur knapp das Doppelte eines normalen Betons erreicht. Trotz der Zugabe von Fasern ist das Tragverhalten relativ spröde mit einer signifikanten Lokalisierung der Verformungen. Aus diesem Grund sind die traditionellen Modelle, die in der Vergangenheit für Betontragwerke entwickelt wurden, nicht mehr anwendbar.

Obwohl dieser Werkstoff bereits für grössere Bauwerke eingesetzt worden ist und sein Tragverhalten seit etwa zehn Jahre intensiv untersucht wurde, basieren die bestehenden Modelle zur Beschreibung des Bauteilverhaltens noch weitgehend auf empirische Ansätze und wichtige Phänomene wie beispielsweise der Massstabeffekt wurden noch wenig untersucht.

Die Doktorarbeit von Jörg Jungwirth setzt bei dieser Problematik an und behandelt erstmalig systematisch die Modellierung von zugbelasteten Bauteilen aus UHLFB ohne und mit Bewehrung bzw. Vorspannung. Das entwickelte Modell erlaubt nicht nur die Festigkeit zu bestimmen, sondern konzentriert sich vielmehr auf die Charakterisierung des mechanischen Verhaltens, welches in einigen Fällen relativ duktil, in anderen Fällen aber auch sehr spröde sein kann. Es zeigt sich, dass nicht nur das mechanische Verhalten des Faserbetons, sondern ebenfalls die Bewehrung und insbesondere die charakteristische Länge des Bauteils eine entscheidende Rolle spielen.

Bezüglich baupraktischer Anwendungen zeigt die Arbeit von Jörg Jungwirth auf, für welchen Bereich der UHLFB eingesetzt werden kann. Bauteile mit einer charakteristischen Länge von nur wenigen Zentimetern, wie beispielsweise dünne Platten, besitzen ein duktileres Verhalten und können entsprechend ohne zusätzliche Bewehrung hergestellt werden. Für Bauteile mit einer charakteristischen Länge in der Grössenordnung von einigen Dezimetern, wie beispielsweise Biegebalken, ist der Einsatz einer zusätzlichen Bewehrung sinnvoll. Für grosse Bauteile, wie Zugstäbe von Fachwerken, Zuggurte von unterspannten Tragwerken oder Balkentragwerke mit grossen Spannweiten, ist der Einsatz einer Vorspannung praktisch unerlässlich.

Die Zukunft dieses neuen Werkstoffes hängt sehr stark davon ab, in wieweit werkstoffangepasste Anwendungen entwickelt werden. Aus diesem Grund ist die vorliegende Arbeit als wichtiger Fortschritt in Richtung einer effizienten und wirtschaftlichen Nutzung dieses innovativen Werkstoffes zu sehen.

Lausanne, Januar 2006

Prof. Dr. Aurelio Muttoni

Danksagung

Das Forschungsprojekt ‚Ultra-Hochleistungs-Faserbeton‘, in dessen Rahmen die vorliegende Arbeit realisiert werden konnte, wurde am Lehrstuhl für Massivbau (IS-BETON) an der Eidgenössischen Technischen Hochschule Lausanne (EPFL) unter der Leitung von Prof. Dr. A. Muttoni durchgeführt. Für seine fachliche Unterstützung und seine Ratschläge gilt ihm mein grosser Dank.

Ebenso möchte ich mich bei den Mitgliedern der Jury Prof. Dr. M. Hirt, Prof. Dr. E. Fehling, Prof. Dr. E. Brühwiler und Dr. J.-P. Jaccoud für ihren Beisitz in der Prüfungskommission bedanken.

Das Forschungsprojekt wird vom Verband der Schweizer Zementindustrie CEMSUISSE unterstützt und finanziert. Die Materialien für die experimentellen Untersuchungen wurde von den Firmen Eiffage und SIKA (BSI®/CERACEM) und VSL (Vorspanntechnik) kostenlos zur Verfügung gestellt. Hierfür gilt ihnen unser grosser Dank.

Meinen Kollegen am Institut und dem Team der Versuchshalle möchte ich für die fachlichen Diskussionen und die Unterstützung bei den umfangreichen Laborarbeiten danken. Hierbei haben mir insbesondere Dr. M. Fernandez Ruiz mit seinem Rat und der Durchsicht der Arbeit weitergeholfen. Mit meinen Kollegen Dario Redaelli konnte ich die Thematik ausführlich diskutieren und gemeinsam Experimente durchführen. Jean-Luc Zanella war jederzeit eine grosse Unterstützung bei Problemen der Informatik.

Schliesslich möchte ich meinen Eltern und Geschwistern danken, die mich stets (mitunter auch fachlich) unterstützt haben. Der grösste Dank gilt schlussendlich aber meiner lieben Jutta, (...die mittlerweile ‚zwangsweise‘ zu einer UHLFB Expertin geworden ist...)

Zusammenfassung

Ultra-Hochleistungs-Faserbeton (UHLFB) ist wegen seiner hohen Druckfestigkeit und seiner verbesserten Dauerhaftigkeit als einer der Innovationen der letzten Jahre im Bauingenieurwesen anzusehen. Materialtechnologen haben durch Optimierung der Betonzusammensetzung und Verbesserung der Packungsdichte einen sehr leistungsfähigen „High-Tech“ Werkstoff entwickelt.

Sein Tragverhalten und insbesondere sein, trotz des spröden Verhaltens der hochfesten Matrix, duktilen Verhalten werden massgebend durch die rissüberbrückende Wirkung der Fasern beeinflusst. Hierdurch wird nicht nur das Zugtragverhalten verbessert, sondern auch die globalen Trageigenschaften des Materials: Biegetragverhalten (Biegezug), Druck (Querzug, Umschnürung), Querkraft, Durchstanzen, konzentrierte Lasteinleitungen, etc...

Die vorliegende Arbeit behandelt das Zugtragverhalten des UHLFB als Grundlage für das globale Tragverhalten. Die Untersuchungen erstrecken sich von der ‚microscale‘ Betrachtung des Verhaltens der rissüberbrückenden Fasern in einem Riss bis zur ‚macroscale‘ Betrachtung von zugbelasteten Bauteilen aus UHLFB. Um ein effizientes Zugtragverhalten zu erhalten, ist es sinnvoll in Kombination mit dem UHLFB Bewehrungselemente einzusetzen. Es wird daher das Verbundverhalten zwischen Bewehrungselementen und UHLFB untersucht, um daraus das Tragverhalten von bewehrten UHLFB Zugelementen zu entwickeln und zu diskutieren.

In allen Betrachtungsebenen wird ausführlich auf das Verständnis der mechanischen Vorgänge eingegangen. Es werden die Einflüsse durch die Faserorientierung, durch Schwinden und Kriechen sowie durch Vorspannung diskutiert. Basierend auf den mechanischen Überlegungen wird eine Modellierung des Tragverhaltens in den verschiedenen Betrachtungsebenen durchgeführt.

Mit der Arbeit werden die Rissbildungsmechanismen des UHLFB erarbeitet. Für das Tragverhalten bewehrter UHLFB-Zugelemente ist hierbei insbesondere der Effekt der doppelten Multirissbildung relevant. Dabei bilden sich zunächst, bedingt durch die Fasern, multiple Mesorisse und folgend, durch den Verbund mit der Bewehrung, multiple Makrorisse aus. Mit der basierend auf diese Mechanismen entwickelten Modellierung, kann das Tragverhalten von Zugelementen aus beliebigen UHLFB gut wiedergegeben werden. In Abhängigkeit der Konfiguration des Zugelements (Typ des UHLFB, Bewehrungsgrad, Stahltyp, Vorspannung) ergeben sich für bewehrte UHLFB-Zugelemente fünf verschiedene Versagensregime.

Für baupraktische Anwendungen können zusammenfassend folgende Schlussfolgerungen gezogen werden:

Zugelemente aus bewehrtem UHLFB weisen ein sehr effizientes Tragverhalten auf. Die Festigkeit des UHLFB addiert sich entsprechend seines Dehnungs- bzw. Risszustandes zur Stahlfestigkeit. Die fein verteilte Rissbildung des UHLFB führt zu einer erheblichen Erhöhung der Steifigkeit des Zugelements (hoher „tension stiffening“ - Effekt).

Um ein effizientes Zugelement mit einem grossen Verformungsvermögen zu erhalten, ist ein hoher Bewehrungsgrad nötig. Der Einsatz von hochfesten Bewehrungsstählen ohne Fliessplateau ist, aufgrund des kontinuierlich verfestigenden Verhaltens und der grossen elastischen Verformung, zu empfehlen.

Version abrégée

Le béton fibré à ultra haute performance (BFUHP) constitue, grâce à sa résistance à la compression élevée et à sa durabilité améliorée, une des innovations de ces dernières années dans le domaine de la construction. La science des matériaux a développé un matériau « high-tech » très performant par l'optimisation de la composition du béton et par l'amélioration de la densité de sa matrice cimentaire.

Son comportement structural et sa ductilité relativement élevée, malgré le comportement fragile de la matrice, sont principalement influencés par l'effet des fibres qui traversent les fissures formées. Ce phénomène influence non seulement le comportement à la traction, mais aussi le comportement structural des éléments de structure: comportement à la flexion (traction par flexion), compression (traction transversale, confinement), effort tranchant, poinçonnement, introduction ponctuelle des efforts, etc....

La thèse traite le comportement à la traction du BFUHP comme base pour le comportement structural global. L'étude comporte l'analyse à l'échelle microscopique du comportement des fibres traversant une fissure, puis s'élargit vers l'analyse d'un élément de structure en BFUHP soumis à la traction. Pour obtenir un comportement structural efficace à la traction, il est judicieux de disposer une armature dans les éléments structuraux en BFUHP. L'adhérence entre les barres d'armature et le BFUHP est analysée, pour en déduire et comprendre le comportement structural des tirants en BFUHP armé.

L'analyse met l'accent sur la compréhension des processus mécaniques. L'influence de l'orientation des fibres, du retrait et du fluage ainsi que de la précontrainte est discutée. La modélisation du comportement structural se fait sur la base de réflexions mécaniques pour chaque niveau d'analyse.

Ce travail de recherche décrit les mécanismes de fissuration du BFUHP. Pour le comportement structural de tirants en BFUHP armés, l'effet de la « multi fissuration double » est d'importance primordiale. Dans une première phase, les fibres permettent la formation des « meso-fissures multiples », alors que dans une deuxième phase l'adhérence de la matrice aux barres d'armature mène à la formation de « macro-fissures multiples ». La modélisation développée sur la base de ces mécanismes permet de reproduire le comportement structural de tirants en différents types de BFUHP. En fonction de la configuration du tirant (type de BFUHP, taux d'armature, type d'acier, précontrainte) cinq régimes de rupture différents peuvent être mis en évidence.

Pour l'application pratique, les conclusions suivantes peuvent être formulées :

Les tirants en BFUHP armés démontrent un comportement structural efficace. La résistance du BFUHP s'additionne selon son état de déformation ou de fissuration à la résistance de l'acier. La distribution fine de la fissuration du BFUHP amène à une augmentation significative de la rigidité de l'élément en traction (effet « tension-stiffening » élevé).

Pour obtenir un élément de traction efficace avec une grande capacité de déformation, un taux d'armature élevé est nécessaire. L'emploi d'aciers à haute résistance sans plateau d'écoulement est conseillé. La grande déformation élastique et le comportement durcissant continu de ces aciers conduisent à un meilleur comportement du tirant.

Summary

Ultra-High Performance Fiber-Reinforced Concrete (UHPFRC) can be considered, due to its high strength and improved durability, as one of the leading recent innovations in civil engineering. Material scientists have developed a very efficient, high-tech material by optimizing the concrete composition and improving the density of the cement matrix.

Its structural behavior and in particular its relatively high ductility, despite the brittle behavior of the cement matrix, is influenced significantly by the crack-bridging behavior of the fibers. This behavior affects not only the tensile behavior, but also the global material behavior, i.e.: bending (tension by bending), compression (transversal tension, confinement), shear, punching, concentrated load introduction, etc.

In the presented study, the tensile behavior of UHPFRC is analyzed as a basis for its structural behavior. The investigations extend from the 'micro-scale' behavior of the crack-bridging fibers in one crack to the 'macro-scale' behavior of tension members composed of UHPFRC. To obtain efficient tensile performance, the use of the UHPFRC in combination with reinforcing bars is expedient. The bond between the reinforcing bars and the UHPFRC is investigated, in order to analyze and understand the structural response of reinforced UHPFRC tension members.

At each level of investigation, emphasis is placed on comprehension of the mechanical process. The influence of the fiber orientation, creep, shrinkage, and pre-stressing is discussed. Based on the studied mechanical processes, micro- and macro-scale modeling of the structural behavior is carried out.

The cracking mechanisms of UHPFRC are examined in the research work. For the structural response of reinforced UHPFRC tension members, the influence of the double multi-cracking behavior is particularly relevant. First, multiple meso-cracks form controlled by the fibers and then multiple macro-cracks form controlled by the bond between the UHPFRC and the reinforcing steel. With a model based on these mechanisms, the structural response of tension members made from different types of UHPFRC can be described. Depending on the configuration of the tension member (i.e.: type of UHPFRC, reinforcement ratio, steel type, pre-stressing), five different failure regimes result for reinforced UHPFRC tension members.

For practical applications the following conclusions can be drawn:

Tension members composed of UHPFRC show very efficient structural behavior. The resistance of the UHPFRC supplements the steel resistance according to its strain-respective cracking state. The well distributed cracking of the UHPFRC leads to a considerable increase in the rigidity of the tension member (high tension stiffening effect).

To obtain an efficient tension member with a large deformation capacity, a relatively high reinforcement ratio is necessary. Due to the associated continuous hardening behavior and significant elastic deformation, the use of high-strength reinforcing steel without a yielding plateau is favorable.

Inhaltsverzeichnis

Begriffe	XVII
Bezeichnungen	XX
1	Einleitung 1
1.1	Problemstellung 1
1.2	Zielsetzung / Schwerpunkte 1
1.3	Vorgehen 2
2	Ultra-Hochleistungs-Faserbeton 3
2.1	Entwicklung des UHLFB 3
2.2	Werkstoffkunde 4
2.3	Typische UHLFB 6
	Verwendeter UHLFB 7
3	Mikromechanik eines Risses 9
3.1	Verhalten einer rissüberbrückenden Faser 9
	Betrachtung am differenziellen Element 10
	Mechanische Vorgänge 11
	Reissen der Faser 14
3.2	Rissüberbrückendes Verhalten des Faserverbundwerkstoff UHLFB 15
	Parallele Fasern 15
	Faserorientierung im Raum 17
	Schiefwinkliger Faserauszug 21
	Rissöffnung einer Fasergruppe 23
3.3	Vergleich mit eigenen Versuchsergebnissen 25
	Ungestörte Zugfestigkeit $f_{ct,3D}$ 27
	Diskussion des Modells 28
3.4	Semi-empirisches Modell der Rissöffnung bei Fasergruppen 29
3.5	Erkenntnisse 33
4	Zugverhalten nicht bewehrter UHLFB Bauteile 35
4.1	Belastungsverhalten 35
	Ungerissene Matrix 35
	Initiale Rissbildung 37
	Multirissbildung 39
	Rissstabilisierung 40
	Belastungsverhalten 41
	Risslokalisierung und Rissöffnung 43
4.2	Entfestigendes Rissöffnungsverhalten 44
	Verknüpfung zu einem Zugelement (fiktives Rissmodell) 44
	Bruchmechanische Betrachtung 48
4.3	Vergleich mit Versuchsergebnissen 53
	Zugverhalten 53
	Rissöffnung bei f_{ct} 55
	Residuale Rissöffnung / Entlastungsmodul 56
	Rissöffnungsverlauf und ε_{II} 57

	Ungestörte Zugfestigkeit $f_{ct,3D}$	58
	Bruchenergie.....	59
	Modellierung beliebiger UHLFB.....	61
4.4	Erkenntnisse	63
5	<u>Verbund mit Bewehrungselementen</u>	67
5.1	Betonstahl.....	67
5.2	Verbund.....	70
5.3	Eigene Versuche zur Ermittlung des Verbundverhaltens.....	72
5.4	Verbundmodell für UHLFB	75
5.5	Erkenntnisse	76
6	<u>Zugverhalten von bewehrten UHLFB Bauteilen</u>	79
6.1	Modellbildung.....	79
	Material.....	79
	Modellschema.....	80
	Regime.....	81
6.2	Belastungsverhalten in den einzelnen Phasen.....	81
	Ungerissene Matrix.....	81
	Multimesorissbildung (Fasern).....	82
	Multimakorissbildung (Bewehrung)	85
	Rissöffnungsverlauf des UHLFB bei n_r Makrorissen.....	88
6.3	Lokalisierung.....	90
	Lokalisierte Verformung des Stahls	92
	Entfestigendes Verhalten des UHLFB.....	93
	Reduziertes Verformungsverhalten	93
	Unterbewehrte und schwach bewehrte Querschnitte	94
6.4	Modellierung des Tragverhaltens.....	95
	Rechnergestützte Umsetzung.....	97
6.5	Innerer Zwang aus Schwinden, Kriechen und Vorspannung.....	100
	Schwinden	100
	Vorspannung.....	100
	Kriechen	101
	Gesamtheit der inneren Zwängungen	101
	Modellierung	102
6.6	Eigene Versuche an bewehrten UHLFB-Zugelementen.....	104
	Rissbildung.....	105
	Versuchsergebnisse	106
	Vorgespanntes Zugelement	108
	Schwinden	109
	Wirksame Zugfestigkeit.....	110
	Zweite Versuchsserie.....	112
6.7	Nachrechnung der Versuche von Michels, Leutbecher und Fischer.....	114
	Versuche von Michels / Brühwiler	115
	Versuche von Leutbecher / Fehling.....	117
	Versuche von Fischer / Li.....	119
6.8	Erkenntnisse	122
7	<u>Diskussion des Tragverhaltens</u>	125
7.1	Diskussion der Regime.....	125

7.2	Vergleich mit Modell des traditionellen Stahlbetons.....	128
7.3	Einfluss der Bauteillänge.....	130
7.4	Einfluss von innerem Zwang.....	131
	Einfluss des Bewehrungsgrades ρ auf Schwinden und Vorspannung.....	131
	Rissbildung durch Schwinden.....	132
	Einfluss des Schwindens auf das Tragverhalten.....	133
	Einfluss der Vorspannung auf das Tragverhalten.....	135
7.5	Einfluss Faserorientierung und Querschnittsschlankheit.....	135
7.6	Typische Konfigurationen.....	138
7.7	Erkenntnisse.....	139
8	Zusammenfassung und Ausblick	143
8.1	Zusammenfassung.....	143
	Ultra-Hochleistungs-Faserbeton.....	143
	Mikromechanik eines Risses.....	143
	Zugverhalten nicht bewehrter UHLFB Bauteile.....	143
	Verbund mit Bewehrung.....	144
	Zugverhalten von bewehrten UHLFB Bauteilen.....	144
	Diskussion des Tragverhaltens.....	145
8.2	Erkenntnisse.....	145
8.3	Offene Fragen und weiterer Forschungsbedarf.....	147
	Materialverhalten.....	147
	Verbund.....	147
	Zugelemente.....	147
	Druckelemente / Stützen.....	148
	Biegung.....	148
	Durchstanzen.....	148
	Details.....	148
	Bemessung.....	149
	Entwurf.....	149
	Literatur	151
	Anhang	A1
A	Parameterstudie zur Abgrenzung der Regime bewehrten UHLFB-Zugelemente.....	A3
B	Tragverhalten typischer Zuggliedkonfigurationen.....	A11
C	Rechenmodell des Zugtragverhaltens von Bauteilen aus UHLFB – Dokumentation.....	A15
D	Versuche zum Tragverhalten von ultra hochfestem Beton – Zusammenfassung.....	A23

Begriffe

(Hinweis: Die in der vorliegenden Arbeit verwendeten Begriffe entsprechen der Definition nach Norm SIA 262. Ergänzend werden folgende Begriffe definiert)

Arbeitsvermögen	Die Fähigkeit, durch irreversible Verformungen Energie dissipieren zu können.
Beton	Aus Zement, Gesteinskörnung (Grösstkorn grösser als 4 mm) und Wasser, gegebenenfalls unter Zugabe von Zusatzstoffen und Zusatzmitteln, hergestellter Baustoff, der seine Eigenschaften durch die Hydratation des Zements erhält.
Betonstahl	Stahl, der zur Verwendung als schlaffe Bewehrung geeignet ist.
Betrachtungsebenen:	Klassifizierung der Analyse in verschiedene Niveaus:
Material (-ebene)	Nur ein Werkstoff (inklusive Verbundwerkstoffe z.B. UHLFB)
Bauteil (-ebene)	Teilelement eines Tragwerks (Zusammensetzung aus mehreren Werkstoffen möglich => Stahlbeton)
Tragwerks (-ebene)	Zusammensetzung von Bauteilen zur Tragstruktur eines Bauwerks
Bewehrung	Einlagen in Beton, meist aus Betonstahl und Spannstahl.
Biegezugfestigkeit	Mit der Annahme eines linear elastischen Verhaltens mit einem Biegezugversuch ermittelter fiktiver Festigkeitswert.
Bruch	Zerstörung des Materialgefüges welches zum Versagen mit einem entfestigenden Verhalten führt.
Bruchenergie	Auf die Einheit einer Bruchfläche bezogene, zum vollständigen Zerreißen aufzuwendende Energie.
Duktilität	Durch irreversible Verformungen und Energiedissipation charakterisiertes, in der Regel auf die Grenze des elastischen Verhaltens bezogenes plastisches Verformungsvermögen.
Entfestigung	Bruchvorgang, charakterisiert durch eine Abnahme des Widerstandes und eine Lokalisierung der Verformungen in der Bruchzone.
Faseraktivierung	Dem Faserauszug vorausgehende, verfestigende Faserwirkung, charakterisiert durch die Mobilisierung der Tragwirkung einer Faser bzw. aller Fasern eines zementgebundenen Faserverbundwerkstoffes.
Faserauszug	An die Faseraktivierung anschliessende, entfestigende Faserwirkung, charakterisiert durch das Herausziehen einer Faser bzw. aller Fasern eines zementgebundenen Faserverbundwerkstoffes aus der Matrix.

Faserbeton	Beton mit Bewehrung in der Form beigemengter metallischer, nicht-metallischer anorganischer oder organischer Fasern, die im Vergleich zum Grösstkorn der Gesteinskörnung ähnlich lang und sehr dünn sind.
Fasergehalt	Gehalt an Fasern im Festbeton (bezogen auf das Volumen).
Fasergehalt, orientierter	Fasergehalt bezogen auf eine Schnittfläche bzw. Rissebene.
Faserauszugsfestigkeit	Auf den Betonquerschnitt bezogene maximale Faserwirkung eines zementgebundenen Faserverbundwerkstoffes. Auch als Faserwirksamkeit bezeichnet (Marti / Pfyl). Bei UHLFB entspricht dies der Zugfestigkeit.
Faserausziehungskraft	Gesamter, von der Rissbreite abhängiger Widerstand aller rissquerenden Fasern eines zementgebundenen Faserverbundwerkstoffes. Auch als Faserwirkung bezeichnet (Marti / Pfyl).
Hochfester Beton	Beton mit erhöhter Festigkeit bis $f_c = 115$ MPa.
Innerer Zwang	Relative Zwangsdehnungen zwischen Bewehrung und Beton aufgrund von Schwinden, Kriechen oder Vorspannung.
Lokalisierung (frühe, mittelfrühe, späte)	Konzentration einer Gleichdehnung oder multiplen Rissbildung auf einen Bereich oder einen Riss; Angabe des Dehnungszustandes bei Eintreten der Lokalisierung.
Matrix des UHLFB	zementöse Matrix des UHLFB inklusiv eventueller Zuschlagskörner ohne Berücksichtigung der Fasern.
microscale- / macroscale-Betrachtung	Es werden zwei Betrachtungsweisen des UHLFB angewendet. Eine grobe ingenieurmässige (macroscale) in der die Mesorisse verschmiert betrachtet wird, wodurch der UHLFB ein bi-lineares Belastungsverhalten besitzt und eine präzise microscale Betrachtung in der die Vorgänge in jedem einzelnen Mesoriss berücksichtigt werden.
Reactive Powder Concrete	Unterart des UHLFB bei dem nur mehr ‚Pulver‘ und keine Zuschlagskörner eingesetzt werden, welche alle an der Reaktion beteiligt sind.
Risse:	Die gewählte Rissbezeichnung orientiert sich nicht (nur) an der Rissweite sondern ist funktionell, bezogen auf die Rissöffnungsphase gewählt
Mikroriss	Vorhandene bzw. sich bei Belastungsniveaus unter der Matrixfestigkeit an Schwachstellen bildende Risse (=> beim sehr homogenen UHLFB geringe Anzahl an Mikrorissen).
Mesorisse	Risse im UHLFB welche direkt von sich in der Aktivierungsphase befindlichen Fasern überbrückt werden. Mehrfachrissbildung aufgrund der hohen Verbundkraft der rissüberbrückenden Fasern. Der Rissabstand ist abhängig von der Faserlänge.
Makrorisse	Risse, welche sich aus Mesorissen bei Erreichen der

	Faserauszugsfestigkeit ergeben. Die Fasern im Makroriss befinden sich in der Auszugsphase. Die Kraftübertragung wird bei bewehrten Zugelementen folgend in erster Linie von der Bewehrung übernommen. Mögliche Multirissbildung aufgrund der Bewehrung, mit einem Rissabstand welcher sich aus dem Verbundverhalten mit der Bewehrung ergibt.
Bruchriss / lokalisierter Riss	Lokalisierung auf einen Riss bei Erreichen der Festigkeit. Dies kann durch bei einem unbewehrten Element aus einem Mesoriss erfolgen oder bei bewehrten Elementen aus einem Makro- oder Mesoriss (Stahl bei Mesorissbildung bereits plastifiziert) erfolgen.
Spannstahl	Stahl in Form von Drähten, Litzen und Stäben, der zur Verwendung in einem Spannglied bzw. im Spannbettverfahren geeignet ist.
Sprödigkeit	Versagen ohne augenscheinliche Vorankündigung.
Stahlbeton	Beton mit einer Bewehrung aus Betonstahl dessen Fasergehalt in der Regel nicht ausreicht um ein verfestigendes Verhalten nach Rissbildung zu erzielen.
Stahlfaserbeton	Beton, dessen Bewehrung aus Stahlfasern besteht.
Stahlfasern	Kurze Draht- oder andere Metallstücke, die speziell hergestellt werden, um Beton beigemischt zu werden.
Ultra-Hochleistungs- Faserbeton (UHLFB)	Beton mit einer aufgrund seiner hohen Festigkeit (bis $f_c = 250$ MPa), geringer Permeabilität und Zugabe von Stahlfasern verbesserter Leistungsfähigkeit.
Verbundwerkstoff	Aus mehreren Komponenten zusammengesetzter Werkstoff.
Verankerungslänge	Zur Einleitung der Bewehrungskraft in den Beton erforderliche Übertragungslänge.
Verfestigung	Eigenschaft eines Werkstoffes, Bauteils oder Tragwerks, zunehmenden Verformungen einen zunehmenden Widerstand entgegenzuhalten.
Verformungslokalisierung	Übergang zu einer ausgeprägt inhomogenen Verteilung der Verformungen.
Verformungsvermögen	Fähigkeit eines Tragwerks und seiner Bauteile, bis zum Versagen elastisch und in der Regel auch plastisch verformt zu werden.
Versagen	Verlust des Tragwiderstandes eines Tragwerks.
Wirksame Biegezugfestigkeit	Aus dem nominellen Arbeitsvermögen ermittelter, auf eine starr-ideal plastische Spannungsverteilung umgerechneter Wert der Biegezugfestigkeit.
Zementgebundener Faserverbundwerkstoff	Verbundwerkstoff mit zementöser Matrix und Fasern.

Bezeichnungen

(Hinweis: Die in der vorliegenden Arbeit verwendeten Bezeichnungen entsprechen der Definition nach Norm SIA 262. Ergänzend werden folgende Bezeichnungen verwendet)

Spezialbezeichnungen Faserbeton

A_f	Faserquerschnittsfläche
D	Entfestigungsmodul
d_f	Faserdurchmesser
E_{hard}	E-Modul des verfestigenden Verhaltens des UHLFB
E^*	Entlastungsmodul
f_{ct}	Betonzugfestigkeit, Zugfestigkeit des Faserverbundwerkstoffes UHLFB
$f_{ct,3D}$	ungestörte Zugfestigkeit bei optimal gleichmässiger räumlicher Verteilung und Orientierung der Fasern
$f_{ct,eff}$	effektive Zugfestigkeit eines Querschnittes unter Berücksichtigung der Faserorientierung im Randbereich
$f_{ct,flex}$	Biegezugfestigkeit
$f_{ct,m}$	Zugfestigkeit der Betonmatrix
g	Einflussfaktor für die den Faserwiderstand in Abhängigkeit des Faserwinkels θ
G_F	Bruchenergie
$G_{F,a,nr}$	in der Rissbildungs- und Faseraktivierungsphase von n_r Mesorisse im gesamten Bauteil dissipierten Energie
$G_{F,1r}$	Bruchenergie der Faserausuges in einem Risse
K_A	Reduktionskoeffizient zur Bestimmung von $f_{ct,3D}$ aus f_{ct}
K_f	Verbundsteifigkeit der rissüberbrückenden Fasern
l_{ch}	charakteristische Länge
l_{cr}	kritische Länge
l_{elmt}	Elementlänge
l_f	Faserlänge
l_{fb}	Verbundlänge der Fasern
m_f	Masse der Fasern
n_r	Anzahl Bruchrisse
$N_{r,1}$	Kraft zur Ausbildung des initialen Risses
$s_r; s_{r,f}; s_{r,s}$	Rissabstand; Rissabstand durch Fasern / Bewehrungsstahl kontrolliert
U	elastischen Verformungsenergie
u	Rissöffnung
$u_{ct} \cong u_{fb,u}$	Rissöffnung bei Erreichen der Zugfestigkeit
u_{res}	Residuale Rissöffnung bei Entlastung eines Risses
u_u	Rissöffnung ab der keine Spannung mehr übertragen wird
W	nominelles Arbeitsvermögen

α_{3D}	Faserorientierungsfaktor bei räumlich gleichmässig orientierten Fasern
α_{2D}	Faserorientierungsfaktor bei in einer Ebene orientierter Fasern
$\alpha_{2D,m}$	Mittelwert des Faserorientierungsfaktor im Randstreifen
ε_{res}	Residuale Verformung durch Rissbildung bei Entlastung eines Zugelements
ρ_f	Fasergehalt (vol)
$\rho_{f,3D}$	Orientierter Fasergehalt bezogen auf eine Schnittebene bei Annahme einer räumlich gleich verteilten Faserorientierung
$\rho_{f,2D}$	Orientierter Fasergehalt bezogen auf eine Schnittebene bei Annahme einer in einer Ebene orientierter Fasern
$\sigma_{fb,u}$	Faserauszugsfestigkeit (allgemein), entspricht bei UHLFB der Zugfestigkeit f_{ct} .
$\sigma_{s,nom}$	Nominelle Stahlspannung bezogen auf den Gesamtquerschnitt.

Lateinische Grossbuchstaben

A	Querschnittsfläche; Bezeichnung; Grundfläche; Faktor
C	Gehalt pro Volumeneinheit; Faktor
F	Kraft
N	Normalkraft
O	Mantelfläche

Lateinische Kleinbuchstaben

a	Abmessung; Faktor; Fläche je Einheitsbreite
b	Abmessung; Faktor
d	Durchmesser; statische Höhe; Abmessung
f	Festigkeit; Faktor
n	E_s / E_c
s	Abstand
u	Rissöffnung
w	Durchbiegung

Griechische Buchstaben

β	Koeffizient für Schwinden bzw. Kriechen
δ	Relativverschiebung; Schlupf
Δ	Differenz
θ	Faserausziehwinkel;
ρ	geometrischer Bewehrungsgehalt
σ	Normalspannung
τ	Verbundspannung
κ	Krümmung
Φ, Ψ	Raumwinkel

Fusszeiger

<i>l.</i>	Erster / initialer Riss
<i>a</i>	Adhäsion/Haftung; Aktivierung; Zuschlag
<i>adm</i>	zulässig
<i>b</i>	Verbund
<i>c</i>	Beton; Verbundwerkstoff UHLFB; Druck; Zylinder
<i>cr</i>	reissen; gerissen
<i>el</i>	elastisch
<i>elmt</i>	Element
<i>eff</i>	effektiv
<i>F</i>	Bruch; Feld
<i>f</i>	Faser; Reibung
<i>g</i>	Gleichmass
<i>h, hard</i>	Verfestigung
<i>lim</i>	Limit, Grenzwert
<i>loc</i>	Lokalisierung
<i>m</i>	Matrix; Mittel; Moment je Einheitsbreite
<i>makro</i>	Makro => Risstypen siehe Begriffe
<i>meso</i>	Meso => Risstypen siehe Begriffe
<i>mikro</i>	Mikro => Risstypen siehe Begriffe
<i>pl</i>	plastisch
<i>r</i>	Riss; Koordinate; Risselement
<i>req</i>	erforderlich
<i>res</i>	residual, verbleibend
<i>s</i>	Verschiebung; Betonstahl; Stempeldruckversuche
<i>soft</i>	entfestigend
<i>t</i>	Zug
<i>tot</i>	Gesamt, Total
<i>u, ult</i>	Bruch; Versagen
<i>y</i>	Fliesen des Stahls
<i>z</i>	Auszug

1 Einleitung

1.1 Problemstellung

Die Erhöhung der Betonfestigkeit und die Optimierung seiner Eigenschaften ist seit jeher Ziel der Materialforscher. Seit den 80er Jahren werden konkret so genannte Ultra-Hochleistungs-Faserbetone (UHLFB) entwickelt. Erst vor wenigen Jahren hat dieser innovative zementöse Werkstoff mit der Sheerbrook Fussgängerbrücke [4] die Labore verlassen und wurde bis heute in einzelnen Prototypen eingesetzt.

Für die breite Anwendung dieses Werkstoffs stellt sich heute die Problematik, dass zwar die Materialtechnologie des UHLFB über Jahre hinweg sehr weit entwickelt wurde, aber sein Tragverhalten noch nicht ausreichend untersucht wurde. Entsprechend fehlt das Wissen und konkrete Empfehlungen für den werkstoffgerechten Einsatz des UHLFB und eine geeignete Bemessungsgrundlage.

Um dies zu erarbeiten, gilt es zunächst die grundlegenden mechanischen Vorgänge innerhalb des UHLFB zu verstehen. Aufgrund der hohen Festigkeit und insbesondere des grossen Fasergehaltes, zeigt der UHLFB ein vom traditionellen Beton, wie auch vom Faserbeton stark abweichendes Tragverhalten. Erst basierend auf diese Kenntnisse, können Aussagen zum werkstoffgerechten Entwurf, zur Bemessung und zur Detailausbildung gemacht werden.

1.2 Zielsetzung / Schwerpunkte

Mit der vorliegenden Arbeit sollen nötige Grundlagen für den Entwurf von zugbelasteten UHLFB-Elementen geschaffen werden. Hierfür werden zunächst die mechanischen Vorgänge in zugbelasteten bewehrten UHLFB-Bauteilen systematisch erarbeitet, um darauf basierend ihr Tragverhalten darzustellen und zu modellieren.

Die Betrachtung schliesst, neben unbewehrten UHLFB-Zugelementen, insbesondere auch mit Betonstahl bewehrte und vorgespannte UHLFB-Zugelemente ein. Nur durch den zusätzlichen Einsatz von Bewehrungselementen zur Aufnahme der Hauptzugkräfte, kann eine effiziente Ausnutzung des UHLFB erzielt werden.

Mit einem diskreten, an die Rissmodelle des traditionellen Stahlbetons angelehnten Rissmodell, wird die Multirissbildung des UHLFB mechanisch begründet. Um die Vorgänge im Riss zu verstehen, werden mikromechanische Modelle betrachtet und ihre Anwendung auf UHLFB diskutiert.

Durch Kombination verschiedener Forschungsbereiche, der Mikromechanik von Faserbeton, der Bruchmechanik und der Verbundmechanik, kann ein mechanisches Modell des Tragverhaltens bewehrter UHLFB-Zugelemente entwickelt werden. Dies wird in einem numerischen Modell zur Ermittlung des Spannungs-Dehnungsverlaufs umgesetzt.

1.3 Vorgehen

Mit der durchgeführten Arbeit wird der Einstieg in die UHLFB Forschung am Lehrstuhl beschritten. Mit breit gefächerten Versuchen auf Material- [52] und Bauteilebene [54] wurden zunächst verschiedene Aspekte des Tragverhaltens des UHLFB untersucht und der Rahmen des Forschungsbereiches abgesteckt.

Für die vorliegende Dissertation wurde der Forschungsschwerpunkt auf die mechanischen Grundlagen des Zugverhaltens abgegrenzt. Es wird schrittweise, von der Mikromechanik auf der Materialebene beginnend bis zur makroskopischen Betrachtung von bewehrten Bauteilen, ein durchgängiges Modell des Zugtragverhaltens entwickelt. Die Betrachtungen werden in jeder Stufe vereinfacht, um schlussendlich eine einfache Modellierung zu erhalten, welche sich aber weiterhin auf die grundlegenden mechanischen Gesetzmässigkeiten bezieht.

Entsprechend werden in der Arbeit, nach einer materialtechnologischen Einleitung des UHLFB (Kapitel 2), die Mikromechanik des Faserausuges in einem Riss (Kapitel 3) erörtert, um daraus die Beschreibung der Vorgänge der multiplen Mesorissbildung eines unbewehrten Zugelementes (Kapitel 4) zu entwickeln. Unter Berücksichtigung der Besonderheiten der Verbundmechanik des UHLFB (Kapitel 5), kann das Materialverhalten von Stahl und UHLFB zu einem bewehrten UHLFB Zugelement gekoppelt werden (Kapitel 6). Die Diskussion des Tragverhaltens dieser Zugelemente schliesst die Arbeit ab (Kapitel 7).

2 Ultra-Hochleistungs-Faserbeton

In diesem Kapitel werden grundlegende Aspekte zur Entwicklung und zu den werkstofftechnologischen Eigenschaften von UHLFB vorgestellt. Ausserdem wird der für die Versuche verwendete UHLFB kurz beschrieben. Dies dient zur knappen Erläuterung der Grundlagen des UHLFB, wobei kein Anspruch auf eine detaillierte Übersicht der Materialtechnologie besteht, es wird vielmehr auf das Grundverständnis des Werkstoffs Wert gelegt. Für genauere Zusammenhänge wird auf Literatur verwiesen.

2.1 Entwicklung des UHLFB

Ultra-Hochleistungs-Faserbeton (UHLFB) ist ein Verbundwerkstoff aus einer hochfesten zementösen Matrix, evt. kleinen Zuschlagkörnern und einem hohen Anteil an organischen oder metallischen Fasern. Es werden Druckfestigkeiten von rund 200 MPa erreicht. Im Vergleich zu traditionellem Faserbeton, kann aufgrund der hohen Faserbewehrung (2 – 5 % Vol.), nach Rissbildung der Matrix ein verfestigendes Verhalten mit einer Mehrfachrissbildung erzielt werden. Somit haben die Fasern im UHLFB eine Wirkung, die mit der rissverteilenden Minimalbewehrung im Stahlbeton vergleichbar ist.

Ein Ziel der Betonforschung ist es, durch Optimierung der Betonrezeptur, festere und dauerhaftere zementöse Werkstoffe zu entwickeln. Bereits in den 80er Jahren wurden hierbei Druckfestigkeiten von 200 MPa und mehr erreicht. In den 90er Jahren wurde konkret begonnen UHLFB zu entwickeln. In den USA wurde der SIFCON (ein durch Injektion eines Faservlieses hergestellter UHLFB) [83] und später der ECC (Engineered Cement Composites) [29] und [65] entwickelt. Hierbei sind die Forschergruppen von Li [64] und Naaman [81] zu erwähnen. In Frankreich wurde etwa zeitgleich der BPR (béton poudre réactive) von Rossi [98] sowie [102] und Richard [94] entwickelt. Auch in Dänemark, Holland und Kanada gab es Untersuchungen zu UHLFB.

Der Schritt in die Praxis wurde Ende der 90er Jahre in Frankreich begonnen. Es wurden zunächst einfache Balkenelemente (Kühlturm in Cattenom [100]) ausgeführt. Auch international wurden der UHLFB zunächst für einfache Tragelemente wie Spundwände (Holland) oder Fassadenelemente verwendet. Es folgten komplexere Tragwerke von Fussgängerbrücken, über Überdachungen bis zu Strassenbrücken. Vorreiter der industriellen Materialproduktion waren Bouygues, Rhodia und Lafarge mit dem Produkt DUCTAL [89]. Ihnen folgten bald verschiedene Zementhersteller mit CERACEM (Eiffage, Sika) [70], M2C (Holcim), Vicat (VINCI), etc. Die wichtigsten Referenzprojekte sind hierbei:

- Fussgängerbrücke Sherbrook, Kanada [4]
- Seonyu Fussgängerbrücke, Süd Korea [12]
- Sakata Mirai Fussgängerbrücke, Japan [119]
- Fussgängerbrücke Kassel, Deutschland [105] und [33]
- Überdachung der Mautstellen an der Brücke Millau, Frankreich [44]
- Bahnhofsüberdachung Calgary, Kanada [1]
- Autobrücke Bourg les Valence, Frankreich [120]

Mit der Anwendung des neuen Werkstoffes UHLFB wurden Überlegungen zu werkstoffgerechten Tragwerken und angepassten Bemessungskonzepten nötig. Französische Ingenieure haben hier einen ersten Leitfaden erarbeitet [109]. Er stellt basierend auf experimentelle Untersuchungen, die Grundzüge dieser neuen Technologie dar. Mittlerweile gibt es ebenfalls Empfehlungen in Japan [51] und es wird international in verschiedenen Gremien an der Entwicklung von Bemessungskonzepten gearbeitet:

- ACI 318 – 02 approval [29]
- DAfStB: Sachstandsbericht “Ultrahochfester Beton” [21]
- DFG: Schwerpunktprogramm UHPC [25]
- *fib* – Taskgroup 8.6 “UHPRC” [36]
- RILEM TC “HPRCC” [97]

Zwischen den Forschungsbeteiligten besteht in den letzten Jahren ein reger Austausch auf diversen Fachkonferenzen. Der aktuelle Stand der Forschung und der Technik ist insbesondere den folgenden Tagungsbänden zu entnehmen:

- Sixth International RILEM-Symposium - BEFIB 2004, Varenna, 2004 [26]
- International Workshop on High Performance Fiber Reinforced Cementitious Composites in Structural Applications, Honolulu, 2005 [38]
- High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPRCC4) - Forth International RILEM Workshop, Ann Arbor, 2003 [88]
- International Symposium on Ultra High Performance Concrete, Kassel, 2004 [107]
- Seventh International Symposium on the Utilization of High-Strength/ High-Performance Concrete, Michigan, 2005 [104]

Es steht heute ein über Jahrzehnte von Betontechnologen entwickelter Hochleistungs-Werkstoff zur Verfügung. Um diesen neuen Werkstoff wirtschaftlich effizient einsetzen zu können, sind Überlegungen für werkstoffgerechte Tragsysteme und angepasste Bemessungskonzepte anzustellen.

2.2 Werkstoffkunde

Die Grundlagen der UHLFB-Technologie basieren einerseits auf der Technologie hochfester Betone ([3] und [57]) und andererseits auf der der Faserbetone. Relevante grundlegende Publikationen dieser Bereiche sind:

- Grundlagen Faserbeton: [2], [6], [16], [27], [31], [81] und [91]
- Kompendien Faserbeton: [58], [98] und [100]
- Richtlinie Faserbeton: DAfStB [20], DBV [22], RILEM [96] und SIA [117]

Hochfeste Matrizen werden durch Erhöhung der Packungsdichte und Reduzierung der Gefügestörungen erzielt. Hierfür muss das Betongefüge durch die Abstimmung der Partikelgröße von Zuschlag und Bindemittel derart homogenisiert werden, dass der Werkstoff ein sehr dichtes Gefüge aufweist. Mit steigender Homogenität und sinkendem Porenvolumen, erhöht sich die Festigkeit wie auch die Dauerhaftigkeit des Werkstoffes.

Für den Mischentwurf werden folgende betontechnologische Gestaltungsansätze verfolgt:

- Reduktion des Wasser/Zement- bzw. Wasser/Bindemittelwertes auf rund 0.2. Der UHLFB enthält hierdurch praktisch keine Kapillarporen mehr.
- Einsatz von hoch wirksamen Fließmitteln (Polycarboxylate) um trotz des niedrigen Wassergehaltes eine selbst verdichtende Rheologie zu erzielen.
- Verwendung von reaktiven und inerten Feinst-Füllern. Es werden von der Korngrösse genauestens aufeinander abgestimmte Mikrosilika sowie Quarz- und Kalksteinmehle als Feinststoffe zugegeben.

Ein geringer Porengehalt und homogen verteilte kleine Zuschlagstoffe erhöhen die Festigkeit der Matrix, führen aber gleichzeitig zu einer Versprödung des Materials mit einer schlagartigen Rissausbreitung. Ultrahochfeste Betone versagen deshalb schlagartig ohne Vorankündigung. Die Rissbildung verläuft, aufgrund der gegenüber der Zuschlagfestigkeit höheren Zementsteinfestigkeit, durch die Zuschläge. Um dieses spröde Versagen zu vermeiden wird durch Zugabe von Fasern die Zähigkeit erhöht. Hierbei kommen metallische oder organische Fasern mit einer Länge von 2 bis 20 mm und Durchmessern von 0.05 mm bis 2 mm bei Fasergehalten von 2 – 6 Vol.-% zum Einsatz. Die Fasern sind im Allgemeinen glatt und haben keine Endhaken. Zur Optimierung der Wirkung der Fasern werden ebenfalls Fasercocktails aus unterschiedlich langen Fasern eingesetzt. Die Fasern werden während des Mischprozesses zugesetzt, sodass sie sich gut im Beton verteilen.

Bezüglich der Optimierung der Matrix und der zugesetzten Fasern besteht eine grosse Anzahl an fachspezifischer Literatur [23], [24], [59], [65], [94], [95], [99], [101], [106] und [122].

Durch den Optimierungsprozess der Matrix werden mit ultrahochfesten Betonen Druckfestigkeiten von 150 – 250 MPa erzielt. Unter bestimmten Laborbedingungen und einer Autoklaven-Nachbehandlung wurden Festigkeiten bis 600 MPa erreicht. Die Zugfestigkeit der Matrix liegt bei 5 – 10 MPa. Durch die zugesetzten Fasern ergibt sich für das Verbundmaterial UHLFB eine weitere Erhöhung der Zugfestigkeit auf bis zu 30 MPa.

Hierin ist auch die Abgrenzung zum traditionellen Faserbeton zu sehen. Durch den hohen Fasergehalt ergibt sich ein verfestigendes Verhalten des Werkstoffes. Vergleichbar mit der Minimalbewehrung des Stahlbetons, kommt es zu einer mehrfachen Rissbildung mit einem rissverteilenden Verhalten.

Häufig werden sehr hohe Biegezugfestigkeiten für den UHLFB angegeben. Diese entspricht der Zugfestigkeit der Randfaser, unter Annahme einer über den Querschnitt linearen Biegespannungsverteilung. Hierbei ist zu beachten, dass dieser Wert von geometrischen Faktoren abhängt (Massstabseffekt) und nur unter Angabe dieser, eine Möglichkeit zum Vergleich bietet.

Im Vergleich zu anderen Baustoffen liegt der UHLFB bezüglich seiner Druckfestigkeit eher in der Grössenordnung der metallischen Werkstoffe. Bezüglich seiner Steifigkeit, von 35 – 50 GPa liegt er nur geringfügig höher als traditioneller Beton (Bild 1).

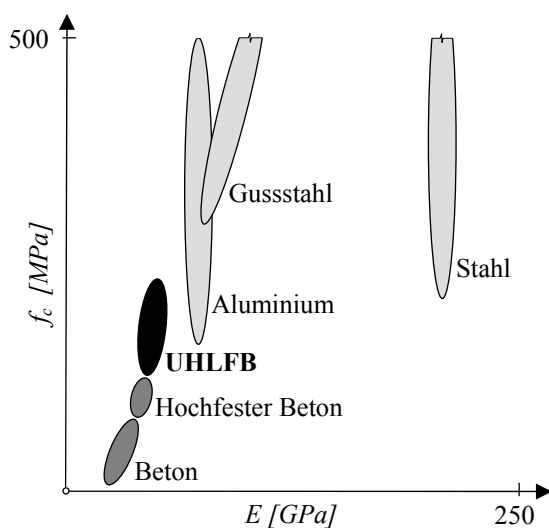


Bild 1: Einordnung des UHLFB bezüglich seiner Festigkeit und Steifigkeit.

Aufgrund des hohen Zementanteils und des niedrigen Wasser-Bindemittelwerts ergibt sich ein starkes autogenes Schwinden und folglich ein grosses Gesamtschwinden des UHLFB. In der Literatur werden Endschwindmasse bis zu 0.8 % angegeben. Ein grosser Anteil der Schwindverformung stellt sich bereits im jungen Alter (<1 Tag) ein [43]. Bezüglich des Kriechverhaltens ergeben sich trotz des niedrigen Wassergehalts bei UHLFB relevante Kriechverformungen. Die Schwind- und Kriechverformungen werden durch den Einsatz von harten Zuschlägen (>8 mm) reduziert [106].

2.3 Typische UHLFB

Bezüglich der Charakteristika von UHLFB können verschiedene Optimierungszielsetzungen und sich daraus ergebende Eigenschaften unterschieden werden. Tabelle 1 gibt eine Übersicht der Zusammensetzung und der Eigenschaften typischer UHLFB. Es kann zwischen folgende Gruppen von UHLFB unterschieden werden:

- UHLFB mit einer optimierten Verformungskapazität ε_{ct} . Mit diesen ECC werden Verformungen von bis zu $\varepsilon_{ct} = 67\%$ erreicht. Es werden Polyvinylalkoholfasern (PVA) mit einer optimierten Faseroberfläche eingesetzt. Die Festigkeit der Matrix ist im Allgemeinen etwas niedriger als bei anderen UHLFB.
- Durch Infiltration eines Faservlieses oder Fasergitters hergestellte UHLFB (SIFCON, SIMCON). Mit dieser Methode können sehr hohe Faserkonzentrationen erzielt werden. Eine gezielte Ausrichtung der Fasern ist möglich.
- Feinkorn UHLFB mit nur pulvrigen, zum grössten Teil reaktiven Bestandteilen der Matrix. Diese UHLFB sind auf eine möglichst hohe Festigkeit optimiert. Vertreter dieser so genannten ‚Reaktiv Powder Concrets‘ sind DUCTAL, CEMTEC, M1Q.
- UHLFB mit ‚grossen‘ Zuschlägen (Korngrösse < 10 mm). Gegenüber der Feinkorn-UHLFB kann bei UHLFB mit Zuschlägen bei vergleichbaren

Eigenschaften eine Reduzierung des Bindemittelleimanteils erzielt werden (Wirtschaftlichkeit). CERACEM sowie B3Q sind Beispiele für diese UHLFB.

Mitunter wird aufgrund der etwas geringeren Festigkeiten eine Trennung zwischen Hochleistungs-Faserbetonen (HLFB) wie ECC oder SIFCON und UHLFB durchgeführt. Diese Festigkeitsunterschiede verschwimmen mit neuen Betontechnologien aber immer weiter. Als Abgrenzung der UHLFB von traditionellen Faserbetonen ist neben der höheren Festigkeit insbesondere das verfestigende Verhalten und die sich hierdurch ausbildende Multirissbildung zu sehen.

		CEMTEC	CERACEM	DUCTAL	ECC	MIQ Kassel	B3Q Kassel	SIFCON * ⁴
Zement	[kg/m ³]	1050		710	k. A.	733	580	k.A.
Sand Zuschlag	[kg/m ³]	514	2355 * ¹	1330	k. A.	1191	1521 * ³	k.A.
Mikrosilika	[kg/m ³]	268		230	k. A.	230	177	k.A.
Fasern	[Vol. %]	11	2.5	2	k. A. * ²	2.5	2.5	k.A.
Fliessmittel	[kg/m ³]	44	44.6	13	k. A.	28.6	30.4	k.A.
Wasser	[kg/m ³]	211	195	160	k. A.	161	141	k.A.
W / B	[-]	0.16	0.19	0.15	k. A.	0.19	0.21	k.A.
f_c	[MPa]	180 - 200	191	160 - 240	31.5 - 78	153	158	56 - 210
$f_{ct,m}$	[MPa]	11 - 13	8.9	11.5	2.8 - 4.5	7 - 15	7 - 15	7
f_{ct}	[MPa]	13 - 15	9.7	12.2	4.2 - 7			15.6
E	[GPa]	55	60	58 - 65	14.6 - 23	48-55	48-55	26 - 46
ε_{ct}	[‰]	2	2.5	3	21 - 67	k.A.	k.A.	12 - 13
Referenz		[75], [101]	[70], [52]	[65], [89]	[65]	[105]	[105]	[65]

*¹ Zuschläge aus Bauxit bis 7 mm; die Bestandteile werden als Pre-Mix geliefert

*² PVA Fasern

*³ Zuschläge aus Basalt 2/8

*⁴ durch Infiltration eines Faservlieses hergestellt

Tabelle 1: Übersicht der Zusammensetzung und der Materialkennwerte verschiedener UHLFB.

Verwendeter UHLFB

Für die in der Arbeit vorgestellten Versuche wurde ein UHLFB mit grossen Zuschlägen benutzt. Es kommt der von den Firmen SIKA und EIFFAGE entwickelte UHLFB CERACEM [70] zum Einsatz. Er wird als fertig konfektionierter Premix mit der in Tabelle 2 dargestellten Zusammensetzung geliefert.

Bestandteile	Einheit	Menge
Premix: Zement CEM 1, Mikrosilica, gebrochener Zuschlag aus gebranntem Bauxit 0 - 7 mm	kg/m ³	2355
Stahlfasern: $l_f = 20$ mm, $\varnothing = 0.3$ mm, $\rho = 2.5$ Vol. %, $f_s > 1250$ MPa	kg/m ³	195
Fliessmittel: Polycarboxylat, Marke Sikacret	kg/m ³	44.6
Wasser (W/Z = 0.22, W/B = 0.19)	kg/m ³	195

Tabelle 2: Zusammensetzung des UHLFB CERACEM

Bei den eingesetzten Stahlfasern handelt es sich um glatte, aus einem hochfesten Stahldraht geschnittene Fasern ohne Endhacken. Der gebrochene Zuschlag aus Bauxit besitzt eine hohe Festigkeit und ein grosses E – Modul. Das Fliessmittel ist ein eigens für den UHLFB optimiertes Produkt der Firma SIKA. Mit seinen grossen Zuschlägen

von bis zu 7 mm und den dicken Stahlfasern weist der CERACEM im Vergleich mit anderen UHLFB eine sehr grosskörnige und grobe Struktur auf.

Detaillierte Informationen zum Herstellungsprozess und zu den Kennwerten des Materials sind dem Versuchsbericht im Anhang D bzw. [52] zu entnehmen.

3 Mikromechanik eines Risses

Um das globale Tragverhalten eines Elements aus UHLFB verstehen zu können, ist es zunächst erforderlich, die Vorgänge zu betrachten, die sich bei der Rissöffnung aufgrund der Fasern ergeben. Es werden folgend die mikromechanischen Vorgänge beim Öffnen eines Risses dargestellt, um hierauf basierend das bruchmechanische Verhalten eines Zugelementes zu entwickeln.

Die Vorgänge bei der Rissöffnung einer zementösen Matrix mit eingebetteten Fasern, wurden im Zusammenhang mit klassischem Faserbeton bereits von verschiedenen Forschern untersucht und beschrieben. Hierbei sind als erste Untersuchungen zu Faserbetonen im Jahr 1971 die Arbeiten von Avestone, Kelly [6], [7] und in Folge insbesondere die Arbeiten der Forschungssteams um V.C. Li z.B. [68], [67], A. E. Naaman z.B. [84], [85] und Marti/Pfyl z.B. [91] hervorzuheben. In den siebziger Jahren wurde zunächst mit Aufkommen des Faserbetons das Tragverhalten von Stahlfasern in einer normalfesten Betonmatrix untersucht. Die betontechnologische Entwicklung schritt voran und es wurden Untersuchungen zur Kombination von Fasern mit Leichtbetonen und hochfesten Betonen angestellt. Ebenso wurden auf Seite der Fasern neue technologische Entwicklungen wie zum Beispiel verformte Fasern (gewellt, gedellt oder mit Endhacken) oder neue Fasermaterialien (Kunststofffasern, Glasfasern, Kohlefasern) bei der Modellbildung berücksichtigt.

Bei all diesen Untersuchungen wurden nur Betone mit einer vergleichsweise geringen Menge an Fasern untersucht, da bei klassischen Betonen (Zementmatrix und Zuschlagkörner) wegen der Verarbeitbarkeit (Nesterbildung, Fließfähigkeit) keine höheren Fasergehalte als rund $\rho_f = 1.3 \% \text{ Vol.}$ (100 kg Stahlfasern / 1 m^3 Beton) möglich sind. Mit diesen Betonen kann keine Erhöhung der Zugfestigkeit des Beton-Fasergemisches erzielt werden. Es wird lediglich eine gewisse Rissüberbrückung und Erhöhung der Duktilität auf einem niedrigeren Spannungsniveau erreicht. Erst durch die Entwicklung der Betone, in denen nur mehr sehr kleine und wenige bzw. überhaupt keine Zuschlagkörner mehr vorhanden sind, können grössere Mengen an Fasern eingesetzt werden. Erst hierdurch ist eine Erhöhung der Zugfestigkeit des Beton-Faserverbundstoffes möglich. Nach der Initialrissbildung ergibt sich, wie folgend dargestellt wird, ein verfestigendes Verhalten.

Die grundsätzlichen Mechanismen bei der Rissöffnung sind für alle oben dargestellten Konfigurationen ähnlich und werden als Grundlage zum Verständnis des Zugverhaltens des UHLFB dargestellt. Es wird hierbei keine neue Variante der bekannten mikromechanischen Mechanismen erarbeitet, sondern vielmehr ein allgemeines Verständnis der mechanischen Vorgänge angestrebt. Ziel ist es, die Anwendbarkeit der für normalen Faserbeton entwickelten Modelle für den UHLFB zu prüfen und eventuell zu adaptieren.

3.1 Verhalten einer rissüberbrückenden Faser

Bild 2 zeigt eine einzelne Faser, die in einer zementösen Matrix gebettet ist. Es herrscht ein globales Gleichgewicht zwischen der Kraft in der Faser und der Kraft in der Matrix. Die Kraftübertragung zwischen Matrix und Faser erfolgt über Verbund τ entlang der Einbindelänge l_{fb} der Faser.

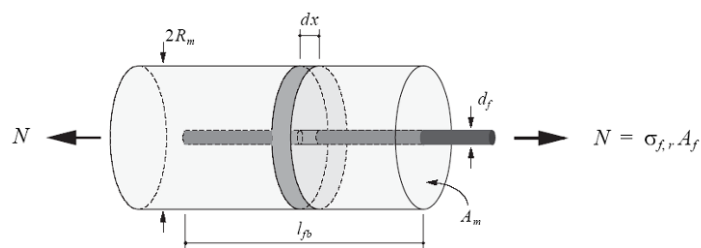


Bild 2: Gleichgewicht einer in einer zementösen Matrix gebetteten Faser (Nach Pfyl [91])

Der Schlupf der Faser am freien Ende kann durch Aufintegration der Verformung differentieller Elemente entlang der Faser ermittelt werden. Hierfür ist das Material- und das Verbundverhalten zu definieren (Bild 3 b). Von Naaman [85] sowie Li [68] wird ein ideal elastisches-abgetrept ideal plastisches Verbundverhalten vorgeschlagen. Die beiden Phasen entsprechen dem Haftverbund τ_{ba} und dem Reibverbund τ_{bf} zwischen der Faser und der Matrix.

Die elastische Verformung der ersten Phase des Verbundspannungs-Schlupfdiagramms ergibt nach der ‚shear lag‘-Theorie, durch die Schubverformung der die Faser umgebenden Matrix. Die Steifigkeit hängt von der Schubsteifigkeit der Matrix und dem gewählten Radius R des die Faser umgebenden Matrixzylinders ab. Eine Möglichkeit zur analytischen Ermittlung der Steifigkeit wird von den Autoren nicht gegeben, sondern auf eine experimentelle Ermittlung verwiesen. Von den Autoren werden auch Varianten diskutiert, in denen als zweite Phase Verbundspannungs-Schlupfdiagramms, abhängig vom Fasertyp, ein entfestigendes bzw. verfestigendes Verhalten vorgeschlagen wird.

Für den Faserstahl kann ein ideal elastisches Materialverhalten angesetzt werden, da die Fließgrenze mit den üblichen Faserkonfigurationen (Faserlänge l_f , Faserdurchmesser d_f und Verbundspannung τ_b) nicht erreicht wird (Bild 3 c).

Betrachtung am differentiellen Element

Folgend wird ein vereinfachtes differentielles Element betrachtet, welches nur die Spannung in der Faser und die Verbundspannung zur umgebenden Matrix einschliesst (Bild 3 a). Der Schlupf wird als absolute Verformung betrachtet.

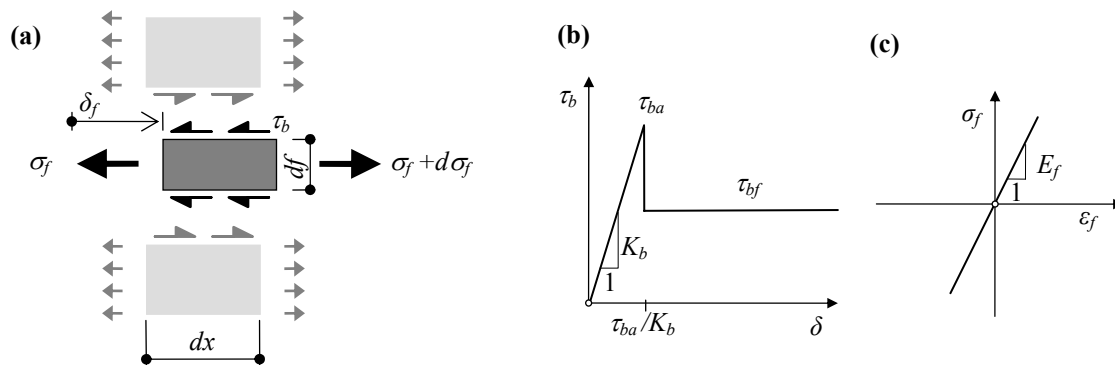


Bild 3 a-c: Vereinfachtes differentielles Element (a) und dessen Verbund- (b) und Materialeigenschaften (c).

Für das Gleichgewicht am differentiellen Element gilt:

$$\begin{aligned} \tau_b \pi d_f dx &= d\sigma_f \frac{\pi d_f^2}{4} \\ \frac{d\sigma_f}{dx} &= \frac{4\tau_b}{d_f} \end{aligned} \quad (3.1)$$

Aufgrund des elastischen Materialverhaltens der Stahlfaser ergibt sich:

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_f}{E_f} = \varepsilon &= \frac{d\delta}{dx} \Rightarrow \sigma_f = \frac{E_f d\delta}{dx} \\ \frac{d\sigma_f}{dx} &= \frac{E_f d^2\delta}{dx^2} \end{aligned} \quad (3.2)$$

Mit dem starr-plastischen Verbundverhalten zwischen Faser und Matrix im Bereich des Haftverbundes ergibt sich aus den obigen Gleichungen:

Aus (3.1) und (3.2)
$$\frac{E_f d_f}{4} \frac{d^2\delta}{dx^2} = \tau_b \quad (3.3)$$

Womit die allgemeine Lösung der DGL aufgestellt werden kann:

$$\begin{aligned} \delta''(x) &= \frac{d^2\delta}{dx^2} = \frac{4\tau_b}{E_f d_f} \\ \text{DGL's:} \quad \delta'(x) = \varepsilon(x) &= \frac{d\delta}{dx} = \int_0^{l_b} \frac{4\tau_b}{E_f d_f} dx = \frac{2\tau_b}{E_f d_f} l_f + c_1 \\ \delta(x) &= \int \int_0^{l_b} \frac{4\tau_b}{E_f d_f} dx dx = \frac{2\tau_b}{E_f d_f} l_f^2 + l_f c_1 + c_2 \end{aligned} \quad (3.4)$$

Eine ausführliche Diskussion möglicher Interpretationen sowie konkrete Ansätze der Randbedingungen erfolgt bei Pfyl [91].

Mechanische Vorgänge

Das Belastungsverhalten einer in eine Matrix gebetteten Stahlfaser lässt sich in eine Aktivierungsphase bis zum Erreichen der Verbundfestigkeit und eine anschließende Auszugphase unterteilen.

Bei Zug an der Faser verformt sich diese zunächst im Haftverbund gemeinsam mit der umgebenden Matrix (Schubverformung der Matrix). Bei Erreichen der Haftverbundfestigkeit (chemische Adhäsion) löst sich diese sukzessive vom Rand beginnend ab. Die Faser dehnt sich elastisch auf der bereits abgelösten Länge. In dieser Phase herrscht gleichzeitig Reibverbund im abgelösten Bereich und Haftverbund zum Faserende hin. Die grösste Festigkeit wird erreicht, wenn die Summe der Festigkeiten aus Haftverbund und Reibverbund ein Maximum erreichen. Diese Festigkeit wird folgend als Faserauszugsfestigkeit bezeichnet. Andere Autoren verwenden hier auch den

Begriff Faserwirksamkeit [91]. Die gespeicherte elastische Verformungsenergie führt dazu, dass sich der letzte Bereich schlagartig ablöst.

In der folgenden Faserauszugsphase wird die Faser aus dem Faserkanal ausgezogen, wobei als Widerstand nur mehr der Reibverbund wirkt. Die elastische Faser- und Matrixverformung haben gegenüber dem Faserschlupf einen vernachlässigbar kleinen Einfluss.

Bild 4 a,b zeigt die Faseraktivierungs- und Faserauszugsphase mit schematischer Darstellung der Spannungen in der Faser σ_f und der Matrix σ_m , sowie die aktivierte Verbundspannung τ_b und den Faserschlupf δ .

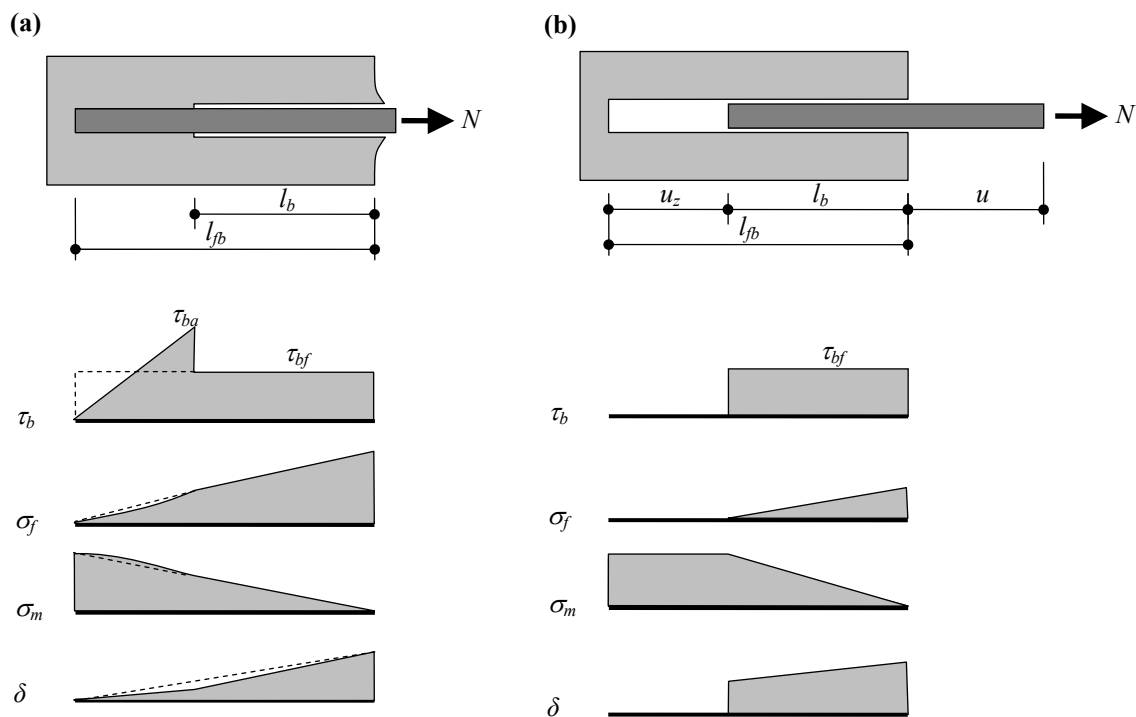


Bild 4 a,b: Schematische Darstellung der (a) Faseraktivierungs- und (b) Faserauszugsphase

Aus dem Gleichgewicht am Element kann, unter der vereinfachten Annahme einer konstanten Verbundspannungsverteilung, eine Auszugsfestigkeit $\sigma_{fb,u}$ zwischen der Faser und Matrix bestimmt werden.

$$\tau_b \pi d_f l_{fb} = \sigma_{fb} \frac{\pi d_f^2}{4} \quad (3.5)$$

$$\sigma_{fb,u} = \frac{4 \tau_b l_{fb}}{d_f}$$

Diese Auszugsfestigkeit wird bei Vernachlässigung der Schubverformung der Matrix bei einer Faserrandverschiebung von $\delta_{fb,u}$ erreicht:

$$\delta_{fb,u} = l_{fb} \frac{\int \sigma_f(x) dx}{E_f} = l_{fb} \frac{\frac{1}{2} \frac{4\tau_b l_{fb}}{d_f}}{E_f} = \frac{2\tau_b l_{fb}^2}{E_f d_f} \quad (3.6)$$

Betrachtet man einen konkreten Riss, so liegt die ideale Faser zentrisch über dem Riss und im rechten Winkel zur Rissfläche (Bild 5).

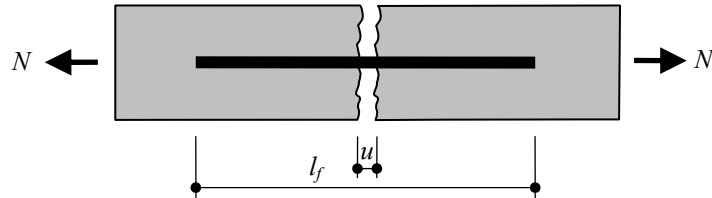


Bild 5: Risselement mit einer zentrisch liegenden Faser

In der Aktivierungsphase wird die Faser gleichmässig auf beiden Seiten des Risses herausgezogen. Die Faser dehnt sich beidseitig im Bereich vom Rissufer bis zur Lösung des Haftverbundes (3.7). Die Dehnung zwischen den Rissufern wird vernachlässigt. Es zeigt sich zunächst ein steifes und folgend ein immer weicher werdendes Verhalten, da der gedehnte Bereich der Faser immer länger und die Spannung aufgrund des höheren Aktivierungsgrades steigt.

$$u_{fb,u} = 2\delta_{fb,u} = \frac{\sigma_{fb} l_b}{E_f} = \frac{4\tau_b l_b^2}{E_f d_f} \quad (3.7)$$

Der Faserauszug erfolgt einseitig auf der kürzer verankerten Seite der Faser. Da die Rissöffnung beim Auszug sehr viel grösser ist als die elastische Verformung der Faser, kann diese vernachlässigt werden. Es wird lediglich das einseitige Ausziehen einer starren Faser betrachtet. Die Spannung nimmt linear mit der ausgezogenen Länge ab.

Die Spannungs–Verschiebungsbeziehung bis zum Erreichen der Auszugsfestigkeit der Faser kann mit (3.5) und (3.7) hergeleitet werden.

$$\begin{aligned} \sigma_f(u) &= \frac{4\tau_b l_b(u)}{d_f} \\ u &= \frac{4\tau_b l_b^2}{E_f d_f} \Rightarrow l_b(u) = \sqrt{\frac{u E_f d_f}{4\tau_b}} \\ \frac{\sigma_{f,a}(u)}{\sigma_{fb}} &= \frac{\frac{4\tau_b l_b}{d_f}}{\frac{4\tau_b l_{fb}}{d_f}} = \frac{l_b(u)}{l_{fb}} = \frac{\sqrt{\frac{u E_f d_f}{4\tau_b}}}{\frac{\sqrt{u_0 E_f d_f}}{\sqrt{4\tau_b}}} = \sqrt{\frac{u}{u_{fb}}} \end{aligned} \quad (3.8)$$

Nach Erreichen der Auszugsfestigkeit ergibt sich für den Spannungsverlauf des Faserauszugs:

$$u_r = u_z = l_{fb} - l_b \Rightarrow l_b = l_{fb} - u$$

$$\frac{\sigma_{f,z}(u)}{\sigma_{fb}} = \frac{l_b}{l_{fb}} = \frac{l_{fb} - u}{l_{fb}} = 1 - \frac{u}{l_{fb}} \quad (3.9)$$

Bild 6 a-c stellt die beiden Phasen sowie das Spannungs–Faserauszugsdiagramm einer rissüberbrückenden Einzelfaser dar.

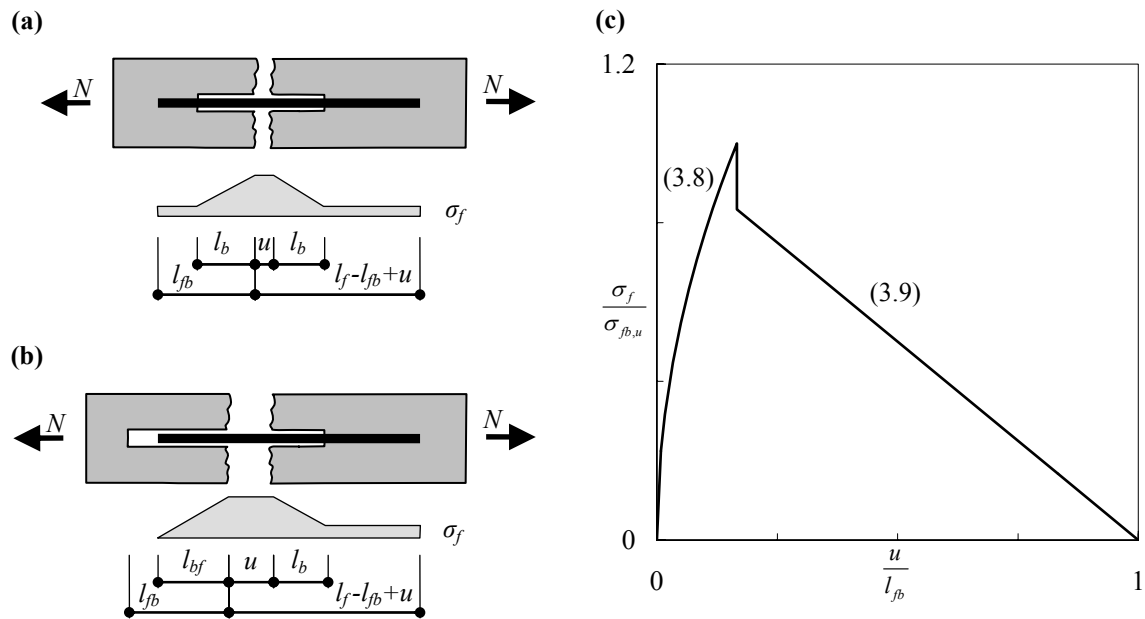


Bild 6 a-c: (a) Faseraktivierungs- und (b) Faserauszugsphase sowie (c) das Spannungs–Faserauszugsdiagramm einer rissüberbrückenden Einzelfaser.

Reissen der Faser

Im UHLFB werden die Fasern grundsätzlich so gewählt, dass es zu einem Auszug der Faser und nicht zum Reissen durch Erreichen der Stahlfestigkeit f_y kommt. Auf diese Weise kann das grosse Arbeitsvermögen des Faserauszuges ausgenutzt werden.

Die Grenze zwischen den beiden Regimen ist abhängig von der Verbundspannung τ und dem Verhältnis Fasereinbindelänge l_{fb} zu Faserdurchmesser d_f .

$$\tau_b \pi d_f l_{fb,u} = f_y \frac{\pi d_f^2}{4}$$

$$\frac{l_{fb,u}}{d_f} = \frac{f_y}{4\tau_b} \quad (3.10)$$

Ein Riss, in dem die Fasern bis zu ihrer Fließgrenze ausgenutzt werden, kann sich unter oben gemachter Annahme der konstanten Verbundspannungsverteilung und der Vernachlässigung der Dehnung im Riss, maximal bis zu

$$u_u = \frac{2 \int \sigma_f(x) dx \cdot l_{fb,u}}{E_f} = \frac{f_y l_{fb,u}}{E_f} \quad (3.11)$$

öffnen. Ein Riss, in dem es zum Auszug der Faser kommt, weist hingegen ein entfestigendes Verhalten bis zu einer Rissöffnung von l_{fb} , bzw. bei zentrischer Lage bis zu $l_f/2$ auf.

3.2 Rissüberbrückendes Verhalten des Faserverbundwerkstoff UHLFB

In dem Verbundwerkstoff UHLFB ist in der Matrix eine sehr grosse Menge an Stahlfasern eingelagert. Diese haben, im Gegensatz zum oben dargestellten idealisierten Fall, eine beliebige Lage und Orientierung zur Rissebene. Des Weiteren wird die Verteilung der Fasern im Raum und die Faserorientierung in den Randbereichen durch die Form und die Grösse der Schalung sowie die Art des Betonierens beeinflusst.

Zur Berücksichtigung dieser Einflüsse müssen einerseits sinnvolle Abschätzungen angestellt werden und andererseits gewisse Kennwerte durch Werkstoffprüfung untersucht werden. Als Grundlage und zum Verständnis der Mechanismen ist eine grundsätzliche Betrachtung der mechanischen Vorgänge im Faserverbundwerkstoff mit beliebiger Faserorientierung erforderlich.

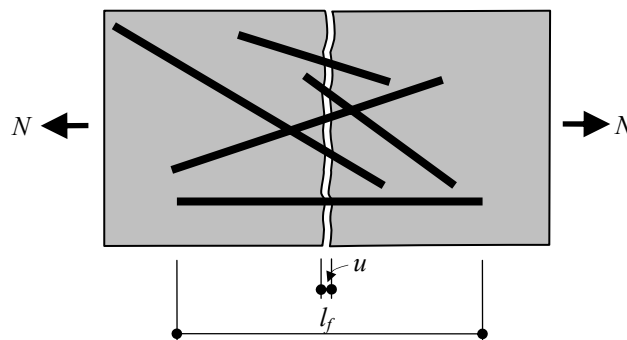


Bild 7: Rissüberbrückende Fasern in beliebiger Lage und räumlicher Orientierung zur Rissebene

Parallele Fasern

Betrachtet man nun zunächst parallel liegende Fasern die rechtwinklig zur Rissebene liegen, lassen sich auch hier die beiden Phasen Faseraktivierung und Faserauszug unterscheiden. Durch die unterschiedliche Einbindelänge sind die Übergänge zwischen den beiden Phasen für die verschiedenen Fasern versetzt. Als vereinfachte Annahme wird von Pfyl [91] vorgeschlagen bei keiner der Fasern einen Faserendschlupf anzusetzen, bis auch bei der Faser mit der längsten Einbindelänge der Haftverbund gelöst ist. Der Übergang zwischen Aktivierung und Auszug ist somit an die ideale Faser (zentrische senkrechte Lage zum Riss) mit einer beidseitigen Einbindelänge von $l_f/2$ gekoppelt.

Bild 8 a zeigt die mögliche Lage paralleler Fasern zum Risshorizontal. Die Fasern können optimal zentrisch oder stark exzentrisch liegen, wobei eine gleichmässige Verteilung

aller möglichen Lagen angenommen wird. Entsprechend variiert ihre Einbindelänge l_b zwischen $l_f/2$ und 0.

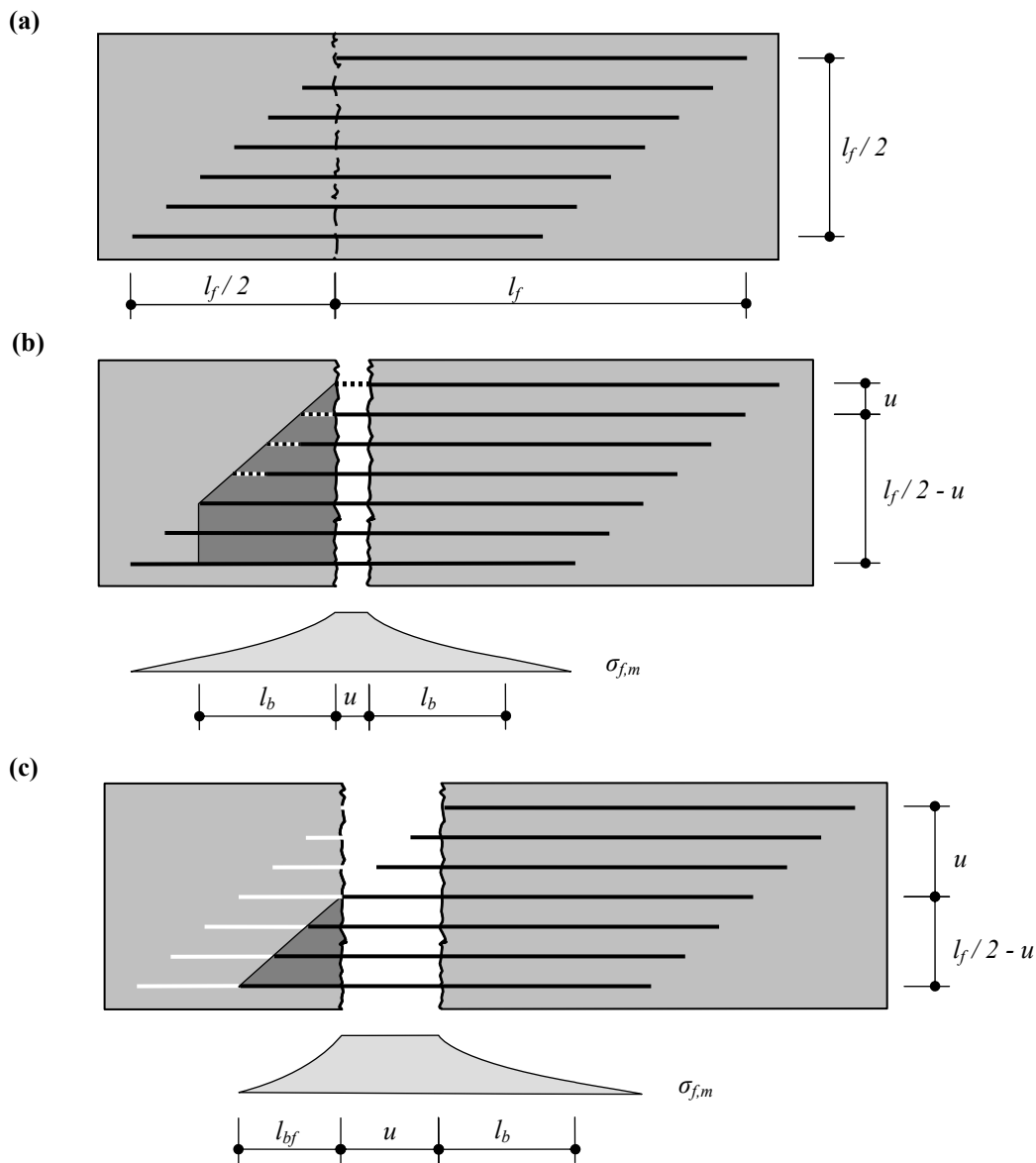


Bild 8 a-c: Schema des Faserverbundwerkstoffes UHLFB mit parallelen rechtwinkelig zum Riss horizontal liegenden Fasern (bearbeitet aus [91]).

In der Aktivierungsphase (Bild 8 b) lösen sich wie bei der Betrachtung zur Einzelfaser beschrieben, die Fasern progressiv von Rissufer beginnend ab (dunkelgrauer Bereich). Die Fasern werden im bereits abgelösten Bereich elastisch verformt. Es wird angenommen, dass auch bei den nur kurz eingebundenen Fasern erst ein Faserendschlupf erfolgt, wenn alle Fasern aktiviert sind (gestrichelt dargestellt). Aufgrund der linear angenommenen Verteilung der Fasern ergibt sich für die mittlere Faserspannung $\sigma_{f,m}$ im Bereich des Reibverbundes ein parabolischer Verlauf und im Bereich des Haftverbundes ein linearer Verlauf.

In der folgenden Phase werden die Fasern sukzessive ausgezogen (Bild 8 c). Der Faserauszug erfolgt einseitig jeweils auf der Seite mit der kürzeren Einbindelänge. Im

Bereich der verbleibenden Einbindelänge wirkt der Reibverbund. Für die Rissöffnung wird nur die Starrkörperverschiebung betrachtet. Die elastische Verformung der Fasern und der Matrix ist im Verhältnis zur Rissöffnung vernachlässigbar. Die mittlere Spannung in den Fasern nimmt aufgrund des sukzessiven Ausziehens der einzelnen Fasern auf einer Länge von l_{bf} parabolisch ab. Das entfestigende Rissöffnungsverhalten erreicht bei einer Rissöffnung von

$$u_u = \frac{l_f}{2} \quad (3.12)$$

sein Ende, da hier alle Fasern komplett ausgezogen sind.

Faserorientierung im Raum

Neben der Lage zum Riss ist die räumliche Orientierung der Fasern bei den Betrachtungen des Rissöffnungsverhaltens zu berücksichtigen. Diese hat einerseits einen Einfluss auf die Anzahl der effektiv den Riss querenden Fasern und andererseits verändert sich bei diagonal liegenden Fasern aufgrund der Umlenkung das Verbundverhalten.

Im UHLFB sind die Fasern nicht wie klassische Bewehrungsstäbe in ein oder zwei Hauptrichtungen orientiert, sondern haben idealer Weise eine zufällige, räumliche Orientierung. Dies bedeutet, die Massenschwerpunkte der Fasern sowie ihre räumliche Orientierung sind zufällig mit gleicher Auftretenswahrscheinlichkeit aller Lagen und Richtungen verteilt. Somit wird eine konkrete Rissebene nicht von der gesamten in einem Volumenelement der Matrix vorhandenen Fasermenge gequert, sondern nur von einem gewissen Anteil. Im ungünstigsten Fall liegen Fasern genau parallel zur Rissebene zentrisch auf dem Riss.

Zur Bestimmung dieses Anteils werden verschiedene, stark voneinander abweichende Ansätze vorgeschlagen. Eine erste Abschätzung erfolgt bereits 1973 von Avestone und Kelly [7]. Behloul [11] führt probabilistische Betrachtungen zur Auftretenswahrscheinlichkeit verschiedener Faserorientierungen durch. Weitere Ansätze werden von Foster und Voo (Variable Engagement Model) [123] sowie Marti und Pfyl [91] vorgeschlagen. Die verschiedenen vorgeschlagenen Abminderungsfaktoren variieren zwischen 0.375 (Foster [39]) und 0.5 (Avestone [7], Behloul [11]). Die grossen Unterschiede der Modelle ergeben sich durch unterschiedliche Definitionen des Reduktionsfaktors und der Berücksichtigung verschiedener Randbedingungen. So wird teilweise die geringere Wirksamkeit oder auch das frühere Ausziehen von stark diagonal liegenden Fasern (Variable Engagement Model) berücksichtigt.

Folgend wird ein einfacher geometrischer Ansatz zur Bestimmung des auf eine konkrete Rissebene bezogenen Fasergehalts $\rho_{f,3D}$ vorgestellt. Dieser entspricht den Ansätzen, die durch Integration der Faserlage über die Raumwinkel den bezogenen Fasergehalt bestimmen (z.B. Pfyl [91]), nur dass hier direkt die geometrischen Bedingungen der Faserorientierung angesetzt werden. Bild 9 a zeigt eine ideal ebene Rissebene, die von einer beliebig im Raum orientierten Faser durchdrungen wird. Die Faser hat eine Lage, die im sphärischen Koordinatensystem mit den Neigungswinkel Ψ zur Normalen und dem Lagewinkel Φ definiert ist.

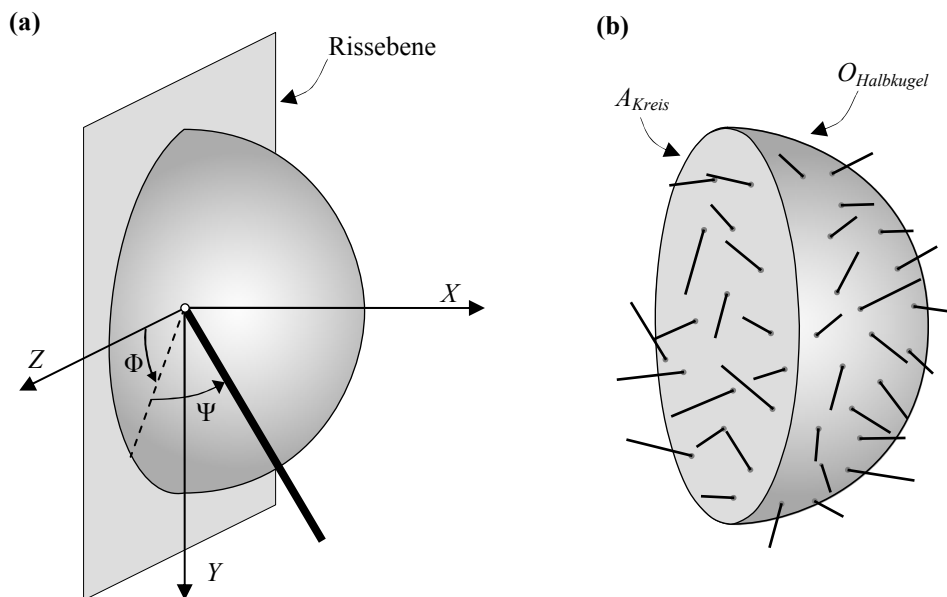


Bild 9 a,b: (a) Faserorientierung im dreidimensionalen Raum; (b) Verhältnis der Oberflächen einer Halbkugel als Relation der räumlichen zur ebenen Faserorientierung.

Es wird eine in der Rissebene liegende Kreisfläche betrachtet, über die ein Halbkugelmantel aufgespannt ist (Bild 9 b).

Die Anzahl $n_{f,3D}$ aller Fasern die diese Kreisfläche durchdringen, ergibt sich aus dem Fasergehalt ρ_f , dem Faserdurchmesser d_f und der Fläche des Kreises A (3.13).

$$n_{f,3D} = \frac{\rho_f \cdot A}{d_f} = \frac{\rho_f r^2 \pi}{d_f} \quad (3.13)$$

Die Anzahl der Fasern die die Halbkugelmantelfläche durchdringen, ergibt sich gemäss Gleichung (3.14). Diese repräsentiert den Gesamtfasergehalt der in der Ebene A liegenden Fasern, da mit der halben Kugeloberfläche O alle Faserorientierungen von jeweils 0 bis 180° über beide Raumwinkel Ψ und Φ gleichermassen berücksichtigt werden.

$$n_f = \frac{\rho \cdot O}{d_f} = \frac{2\rho_f r^2 \pi}{d_f} \quad (3.14)$$

Stellt man diese beiden Faser Mengen ins Verhältnis, so kann die Korrelation zwischen der Faser Menge und orientierten Faser Menge bestimmt werden (3.15). Diese Beziehung wird auch als Faserorientierungsfaktor α_{3D} bezeichnet.

$$\alpha_{3D} = \frac{n_{f,3D}}{n_f} = \frac{A}{O} = \frac{1}{2} \quad (3.15)$$

Entsprechend gilt für den auf eine Schnittebene bzw. einen Riss bezogenen Fasergehalt $\rho_{f,3D}$:

$$\rho_{f,3D} = \alpha_{3D} \rho_f = \frac{\rho_f}{2} \quad (3.16)$$

Bei den obigen Betrachtungen wurde von einer gleichmässig verteilten Orientierung im Raum ausgegangen. An Grenzflächen, wie zum Beispiel der Schalung, kommt es zu einer starken Ausrichtung der Fasern. Im Grenzfall erfolgt einer Orientierung der Fasern in einer Ebene parallel zur Grenzfläche. Entsprechend der obigen Überlegungen lässt sich dieser Fall durch eine Tonnenmantelfläche M über einer Quadratfläche A (Kantenlänge a) beschreiben. Die Betrachtung der Orientierungswinkel der Fasern erfolgt somit nur über den einen Raumwinkel Φ von 0 bis 180° . Es gilt:

$$\alpha_{2D} = \frac{A}{M} = \frac{a^2}{\frac{a^2 \pi}{2}} = \frac{2}{\pi} \approx 0.64 \quad (3.17)$$

Eine alternative Möglichkeit, die Faserorientierungsfaktoren α_{3D} und α_{2D} zu ermitteln, ist es die Auftretenswahrscheinlichkeit über die Raumwinkel Ψ und Φ zu integrieren. Dieses Vorgehen wird von verschiedenen Autoren vorgeschlagen (Avestone [7], Behloul [11], etc.). Es führt zum gleichen Ergebnis, wobei es aber weniger anschaulich ist.

Für den konkreten Fall der Ausrichtung der Fasern in der Grenzschicht zu Schalung, ergibt sich eine Beeinflussung der Faserorientierung auf eine Breite $b_{2D,m}$ von:

$$b_{2D,m} = \frac{l_f}{2} \quad (3.18)$$

Der Orientierungsfaktor nimmt von α_{2D} auf der Schalungshaut auf α_{3D} in einem Abstand von $l_f/2$ ab (Bild 10). Der Verlauf des Orientierungsfaktor α ergibt sich aus der Integration der Auftretenswahrscheinlichkeit mit, in Abhängigkeit des Abstandes, wechselnden Randbedingungen. Behloul [11] schlägt als Vereinfachung vor, in einem Randband mit einer Breite von $l_f/2$ einen mittleren Faserorientierungsfaktor $\alpha_{2D,m} = 0.6$ zu berücksichtigen.

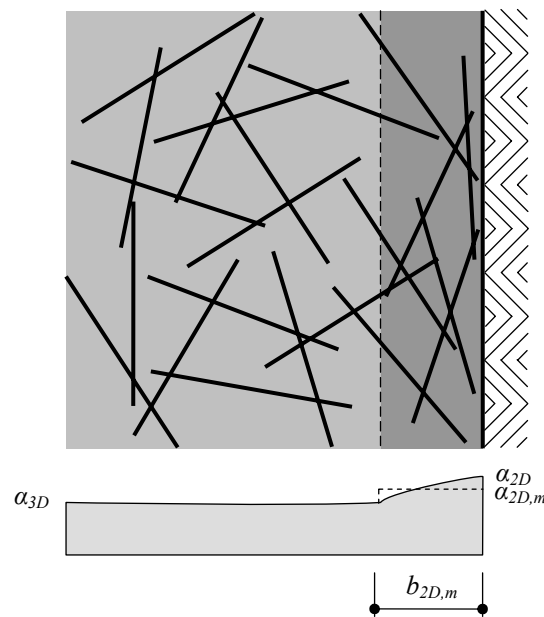


Bild 10: Faserorientierung an Grenzflächen und Verlauf des Faserorientierungsfaktors.

Mit diesem Randeffekt ergibt sich für Elemente aus UHLFB ein Massstabeffekt bezüglich der Querschnittsfläche. Je kleiner das Verhältnis von Randbereich zu Kernbereich, desto geringer ist der Einfluss des Randeffektes und desto weniger wird die Festigkeit des Elements durch den Randeffekt erhöht.

Ein Einfluss auf die Faserorientierung kann sich ebenso bei der Probenherstellung durch die Betonierweise, Betonierrichtung oder Probenlage ergeben. Dies kann sich zum Beispiel durch eine grosse Betonierfallhöhe ergeben, in der die Fasern ausgerichtet werden und sich folgend in Schichten ablagern (Bild 11). Ein Hinweis zur Abschätzung dieses Einflusses wird in den vorläufigen Empfehlungen zum UHLFB von SETRA/AFGC [109] mit Einführung des Faktors $1/K$ zur Beschreibung der Faserorientierung gegeben. Aus einer Versuchsserie im Rahmen eines Brückenprojektes wird ein lokaler ($K = 1.75$) sowie ein globaler ($K = 1.25$) Beiwert ermittelt, der die grösste beobachtete Abweichung (global aus Mittelwert aller Proben bzw. lokal aus Extremwert) der Faserauszugsfestigkeit berücksichtigt. Für die Ermittlung genauer Werte für K wird empfohlen, jeweils Probekörper herzustellen und invers den Orientierungsfaktor K zu ermitteln. Für ‚normale‘ Betoniersituationen (horizontale Balkenelemente oder Zugelemente in horizontaler Lage) hat sich hingegen gezeigt, dass eine annähernd gleichmässige Faserverteilung erzielt wird. Für die Zukunft wäre es wünschenswert für typische Betonierfälle allgemein gültige charakteristische K -Faktoren zu definieren.

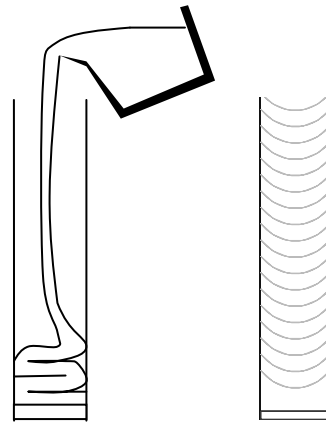


Bild 11: Problematik der Faserorientierung durch den Betoniervorgang am Beispiel eines Stützelements [112].

Schiefwinkliger Faserauszug

Neben der oben diskutierten, durch die Faserorientierung reduzierten, rissquerenden Fasermenge, ist auch der Einfluss durch nicht im senkrechten Winkel ausgezogene Fasern zu berücksichtigen (Bild 12 a). Eine schräg zur Rissebene liegende Faser wird bei der Rissöffnung in Belastungsrichtung verbogen. Hierbei müssen zwei Phänomene berücksichtigt werden. Einerseits wird die Faser am Austrittsort gebogen, wodurch Umlenkkräfte entstehen, die die Reibung lokal erhöhen und zu einer grösseren Auszugskraft führen. Andererseits kommt es aufgrund der schrägen Faserlage zu Abplatzungen am Rissufer, wodurch sich die verbleibende Einbindelänge verkürzt und sich eine Reduktion des Umlenkradius ergibt (Bild 12 b).

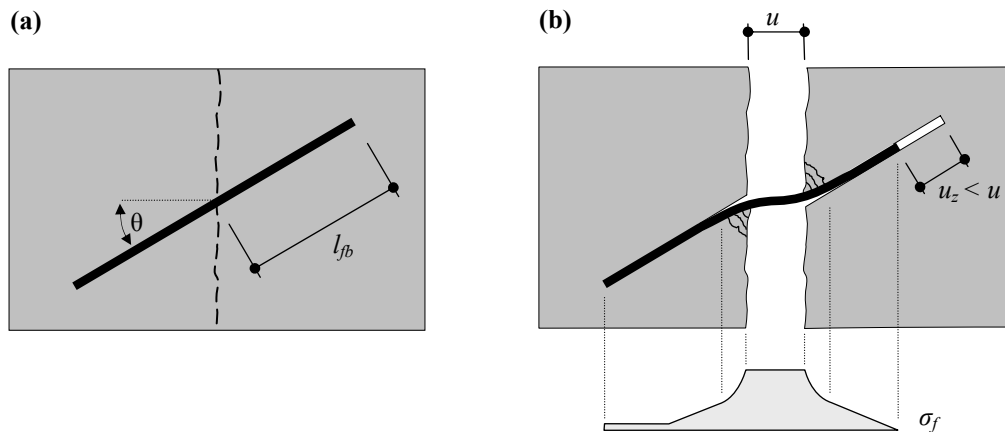


Bild 12 a,b: Riss mit unter dem Winkel θ querender Faser: (a) vor der Rissbildung, (b) nach Rissöffnung mit Umlenkung der Faser und Abplatzungen am Rissrand.

In der Literatur findet sich eine grosse Anzahl von Studien die sich der Untersuchung der Vorgänge beim Auszug von schräg orientierten Einzelfasern und Fasergruppen widmen. Der veränderte Widerstand der beliebig orientierten Fasern wird meist global mit einem Korrekturfaktor g angegeben. Es werden an verschiedensten Faser – Matrix – Kombinationen theoretische wie auch experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Hierbei werden gerade und gewellte Fasern sowie Fasern mit Endhaken kombiniert mit normal bis hochfesten Betonen berücksichtigt. Die Studien konzentrieren sich in erster

Linie auf den Faserauszug bei traditionellem Faserbeton. Konfigurationen mit kurzen geraden Fasern in einer ultrahochfesten zementösen Matrix wurden bisher nur wenig untersucht.

Der grundlegende Mechanismus der Umlenkung bei Faserauszug wird mit der ‚pulley theory‘ von Avestone et al. [7] beschrieben. Die Umlenkung wird mittels einer starren Umlenkrolle modelliert, wobei aber mögliche Abplatzungen vernachlässigt werden. Li et al. [68] modelliert mit der Finite Elemente Methode den Umlenkungs- wie auch den Abplatzungseffekt und stellt fest, dass sie sich gegenseitig annähernd kompensieren. In der ‚modified pulley theory‘ führt Foster [39] eine Feder unter der Umlenkrolle ein, wodurch eine Modellierung des Abplatzens möglich wird.

Eine ausführliche Zusammenstellung relevanter Faserauszugversuche der 80er und 90er Jahre wurde von Voo [123] und Pfyl [91] durchgeführt. Es handelt sich hierbei sowohl um Versuche an Einzelfasern, als auch an Fasergruppen. Die Zusammenstellung umfasst Studien von Banthia und Trottier [8], Naaman et al. [86], Li [68], Petersson [90] um einige der Wichtigsten zu nennen. Bei der Wahl der Versuchsparameter, den Versuchsaufbauten und der Durchführung wurden sehr unterschiedliche Vorgehensweisen und Zielsetzungen verfolgt. Entsprechend ist es nicht verwunderlich, dass die Ergebnisse und deren Interpretationen mitunter sehr stark voneinander abweichen und zu gegenteiligen Schlussfolgerungen führen.

Als Tendenz kann dennoch festgehalten werden, dass aufgrund der Umlenkung eine Erhöhung der Ausziehkraft erfolgt. Dieser Erhöhung steht eine Verkürzung der Einbindelänge durch Abplatzung entgegen, welche den Effekt, je nach Studie, unterschiedlich stark kompensiert. Bei Fasern mit grossen Auszugswinkeln wurde grundsätzlich eine starke Reduktion der Wirksamkeit durch grosse Abplatzungen beobachtet.

Eine aktuelle Studie (2003) von Markovic [71] befasst sich erstmals explizit auch mit dem Ausziehverhalten von Fasern aus hochfesten Matrizen. Es werden Ausziehversuche von geraden und verformten Fasern aus normal- bis hochfesten Betonen (bis C105) durchgeführt. Hierbei konnte eine Verbesserung des Verbundes zwischen Faser und Matrix mit Erhöhung der Betonfestigkeit festgestellt werden. Inwieweit sich die grössere Betonfestigkeit auf den Ausziehmechanismus auswirkt und eventuell verändert, wurde vom Autor nicht erörtert.

Um in Zukunft an den UHLFB angepasste Modelle zu entwickeln ist es nötig, genau diese Besonderheiten zu untersuchen. Solange keine genaueren Erkenntnisse vorliegen wird der von Foster [39] vorgeschlagene Ansatz übernommen. Dieser besagt, dass die aufgrund der Umlenkung erhöhte Reibung gerade genau durch die verringerte Einbindelänge kompensiert wird (Einflussfaktor $g = 1$) und für Ausziehungswinkel $> 60^\circ$ aufgrund grosser Abplatzungen kein Faserwiderstand mehr besteht (Bild 13).

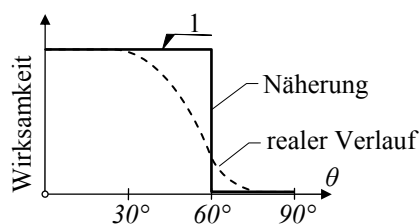


Bild 13: Wirksamkeit der Fasern in Abhängigkeit ihrer Lage zur Rissebene.

Folglich reduzieren sich die Orientierungsfaktoren α und der rissquerende Fasergehalt auf einen wirksamen Fasergehalt von:

$$\alpha_{3D} = \frac{3}{8}; \quad \rho_{f,3D} = \frac{3\rho_f}{8} \quad (3.19)$$

$$\alpha_{2D} = \frac{\sqrt{3}}{\pi} \approx 0.55; \quad \rho_{f,2D} = \frac{\sqrt{3}\rho_f}{\pi} \quad (3.20)$$

$$\alpha_{2D,m} = \frac{1}{2}; \quad \rho_{f,2D,m} = \frac{\rho_f}{2} \quad (3.21)$$

Rissöffnung einer Fasergruppe

Bei den oben dargestellten Betrachtungen konnte allgemein gezeigt werden, welche Einflüsse sich aus Lage und Orientierung von Einzelfasern ergeben. Mit den aufgeführten Ausziehversuchen wurde deutlich, dass je nach Kombination verschiedener Betone und Fasern diese Einflüsse eine sehr unterschiedliche Auswirkung auf das Ausziehverhalten haben. Besonders problematisch ist hierbei die Verknüpfung des Verhaltens von Einzelfasern und des Verhalten von realen Faserkonfigurationen, da eng beieinander liegende Fasern sich gegenseitig beeinflussen. Dieser Effekt ist bei UHLFB im Vergleich zum normalen Faserbeton sehr viel ausgeprägter, da wegen des hohen Fasergehaltes die Fasern sehr viel enger aneinander liegen.

Folgend werden die grundlegenden, sich aus den obigen Betrachtungen ableitbaren physikalischen Modelle angegeben, wie sie in geringen Variationen und unter Berücksichtigung verschiedener Korrekturfaktoren g von den bereits mehrfach zitierten Autoren Naaman [85], Li [67], Foster [123], Pfyl [91] für den normalfesten Faserbeton abgeleitet wurden.

Die Faserauszugsfestigkeit $\sigma_{fb,u}$ ergibt sich aus (3.5), unter Berücksichtigung des bezogenen Fasergehaltes (3.16) und des Einflussfaktors $g = 1$ zu:

$$\sigma_{fb,u} = \rho_{f,3D} g \frac{l_f \tau_{bf}}{d_f} = \frac{\rho_f l_f \tau_{bf}}{2d_f} \quad (3.22)$$

Womit eine alleine auf den Fasergehalt ρ_f , der Verbundspannung τ_{bf} und der Faserschlankheit l_f/d_f basierende Formulierung der Faserauszugsfestigkeit $\sigma_{fb,u}$ ermöglicht wird.

Die Rissöffnung bei Erreichen der Faserauszugsfestigkeit ergibt sich unter Berücksichtigung einer gleichzeitigen Aktivierung beidseits des Risses basierend auf das Auszugverhalten einer Einzelfaser (3.6) entsprechend zu:

$$u_{fb,u} = \frac{2\sigma_{fb,u} l_f}{\rho_f E_f} = \frac{\tau_{bf} l_f^2}{d_f E_f} \quad (3.23)$$

Somit lässt sich die Rissweite bei Erreichen der Faserauszugsfestigkeit aus $\sigma_{fb,u}$ (Materialprüfung) und den Faserkennwerten l_f , ρ_f und E_f ermitteln, ohne dass die Verbundspannung τ_f explizit bekannt sein muss.

Mit den, bei der Betrachtung zur Einzelfaser gemachten Vereinfachungen (Kapitel 3.1), den Betrachtungen zum Auszug von parallelen Fasergruppen (Kapitel 3.2) und der Berücksichtigung der Faserorientierung (Kapitel 3.2) kann aus der Formulierung zur Einzelfaser (3.8) der Spannungsverlauf der Aktivierung einer Fasergruppe formuliert werden. Hierbei wird angenommen, dass keine gegenseitige Beeinflussung der Fasern stattfindet und kein Faserschlepp auftritt bis die längste Faser aktiviert ist. Die Formulierung erfolgt bezogen auf die Faserauszugsfestigkeit $\sigma_{fb,u}$.

$$\frac{\sigma_{f,a}(u)}{\sigma_{fb,u}} = 2 \sqrt{\frac{u}{u_{fb,u}}} - \frac{u}{u_{fb,u}} \quad (3.24)$$

Entsprechend kann der Spannungsverlauf des Faserauszugs durch Integration über die Verteilung der Faserlage und Berücksichtigung der Faserorientierung, aus der Beziehung für den Auszug der Einzelfaser (3.9) abgeleitet werden:

$$\frac{\sigma_{f,z}(u)}{\sigma_{fb,u}} = \left(1 - \frac{2u}{l_f}\right)^2 \quad (3.25)$$

Der sich aus den Formulierungen (3.24) und (3.25) ergebende Spannungsverlauf der Rissöffnung von Fasergruppen mit zufällig verteilter Lage und Orientierung ist in Bild 14 dargestellt. Wie oben beschrieben, lösen sich die Fasern progressiv vom Riss beginnend ab und werden infolge je nach ihrer Lage einseitig ausgezogen. Aufgrund der zufälligen Verteilung, werden die Fasern dabei auf beiden Seiten des Risses gleichermassen ausgezogen. Dies führt zu einer symmetrischen Verteilung der mittleren Faserspannung $\sigma_{f,m}$ (Bild 14 a,b). Der Verlauf der mittleren Faserspannung beim Faserauszug verläuft aufgrund der zufällig verteilten Lage parabolisch. Der Einflussbereich ist auf eine Tiefe von $l_f/2$ begrenzt. Ausserhalb des Risses liegende Fasern nehmen keine Spannung auf. Der Verlauf zeigt eine Diskontinuität zwischen den beiden Phasen (Bild 14 c). Diese ergibt sich aus der Annahme, dass der Faserauszug ohne elastische Verformung der Matrix und der Fasern erfolgt und dass kein Faserschlepp eintritt bevor die längste Faser aktiviert ist.

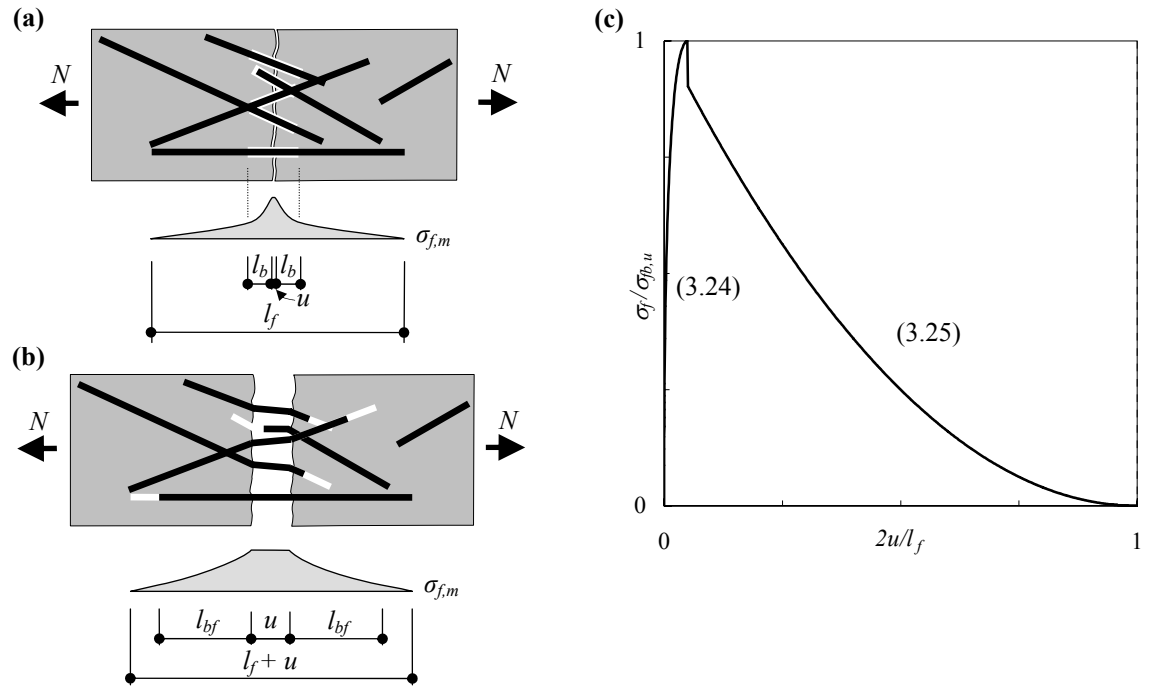


Bild 14 a-c: (a) Faseraktivierungs- und (b) Faserauszugsphase, sowie (c) Spannungsverlauf der Rissöffnung.

3.3 Vergleich mit eigenen Versuchsergebnissen

Um das Rissöffnungsverhalten und den Ausziehprozess der Fasern zu untersuchen, wurden Zugversuche an gekerbten Proben durchgeführt. Die Proben haben eine Länge von 500 mm, eine Breite von 200 mm und eine Dicke zwischen 46 mm und 48 mm. Sie sind in der Mitte seitlich um jeweils 20 mm mit einem Sägeschnitt eingekerbt (Bild 15 a). Die Versuchskörper wurden in die Halterung eingeklebt um mögliche Exzentrizitäten und Rotationen zu vermeiden. Der Versuch wurde als beidseitig eingespannter Zugversuch durchgeführt. Die Verformungen im Bereich der Messzone wurden mit 4 induktiven Wegaufnehmern (LVDT) und 3 Dehnmessstreifen (DMS) aufgenommen. Weitere Informationen zu den Versuchen können dem detaillierten Versuchsbericht [52] und Anhang D entnommen werden.

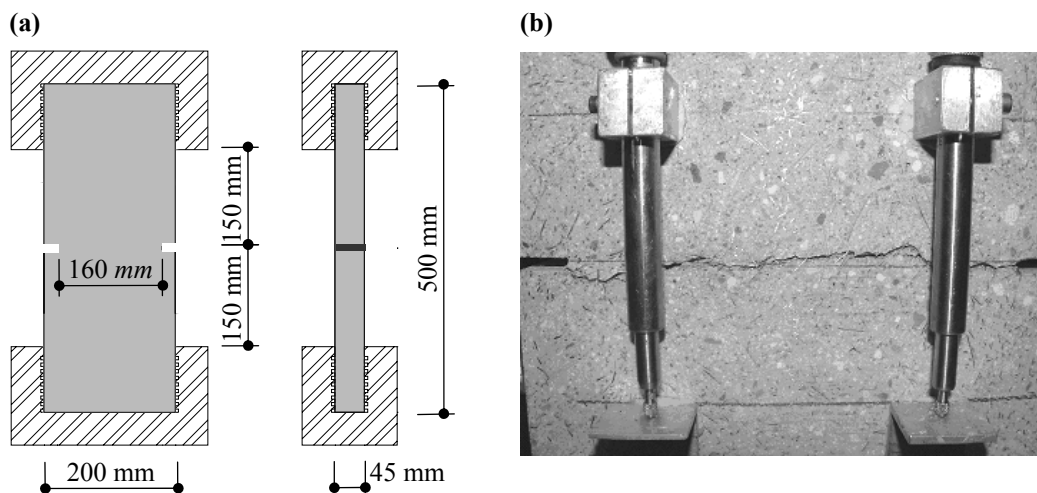
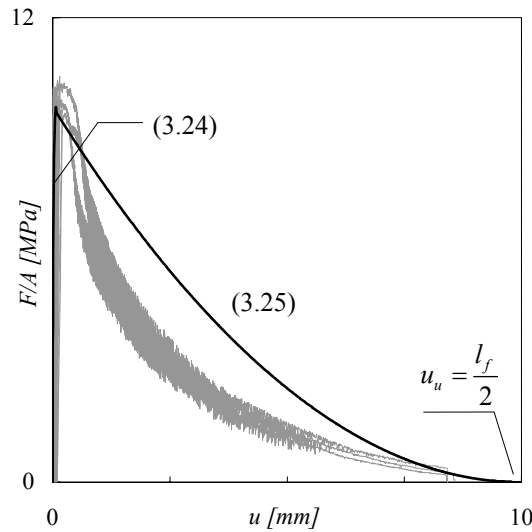


Bild 15 a,b: Probekörper der Faserausziehversuche (Masse in mm) (a) Abmessungen und (b) während des Versuchs.

Durch mehrfache Vorbelastung wurde bei den eingekerbten Zugproben ein genau definierter Riss in der Matrix ausgebildet (Bild 15 b). Die Kraftübertragung zwischen den Rissufern erfolgt nun ausschliesslich durch die Fasern. Belastet man die Probe nun weiter, kann man das Ausziehverhalten der Stahlfasern beobachten.

Bei den Belastungszyklen wurde in der Faseraktivierungsphase teilweise die Ausbildung von mehreren sehr feinen Mesorissen visuell beobachtet. Dies ergibt sich durch die Einschnürung der Spannungstrajektorien im Bereich der Einkerbung, wodurch sich eine Auffächerung der Rissbildung ergeben kann. In der relevanten Rissöffnungsphase wurde eindeutig ein einzelner Riss ausgebildet. Bei der Auswertung ist deshalb eventuell eine Multirissbildung in der Belastungsphase zu berücksichtigen.

Bild 16 zeigt das Spannungs–Rissöffnungsdiagramm (graue Kurven). Um die genaue Rissöffnung zu ermitteln, wurde von der auf einer Länge von 100 mm gemessenen Verformung die elastische Verformung des ungerissenen Bereiches abgezogen. Bei $\sigma_{fb,u} = 10 \text{ MPa}$ (Mittelwert im Einschnitt) und einer Rissöffnung von $u_{fb,u} = 0.12 \text{ mm}$ wurde die Auszugsfestigkeit der rissüberbrückenden Fasern erreicht. Für die Rissöffnung zeigt sich ein entfestigendes Verhalten. Der Verlauf der Spannung weist bei der Rissöffnung markante Sprünge auf, welche auf den Übergang zwischen Aktivierung und Auszug einzelner Fasern zurückzuführen sind (nähere Untersuchung siehe [52]). Dies steht im Gegensatz zu der für das Modell gemachten Hypothese, dass keine Faser ausgezogen wird bevor die längste Faser komplett aktiviert wurde.



Faserkennwerte des UHLFB CERACEM

l_f	20 mm
ρ_f	2.5 vol. %
\varnothing_f	0.3 mm

Versuchsergebnisse

$\sigma_{fb,u}$	10 MPa
$u_{fb,u}$	0.12 mm
u_u	10 mm

Bild 16: Spannungs (Mittelwert) – Rissöffnungsdiagramm der Zugversuche an gekerbten Proben (grau) überlagert mit dem Modell (schwarz); Ergebnistabelle der Versuche.

Die schwarze Kurve zeigt den Verlauf der Rissöffnung gemäss des mikromechanischen Modells für die Aktivierungs- (3.24) und Auszugsphase (3.25). Nach (3.23) ergibt sich bei einer gemessenen Faserauszugsfestigkeit $\sigma_{fb,u} = 10$ MPa, eine Aktivierungsphase bis zu einer Rissöffnung $u_{fb,u}$ von:

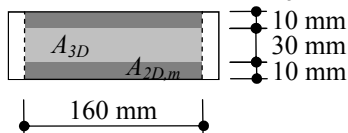
$$u_{fb,u} = \frac{2\sigma_{fb,u}l_f}{\rho_f E_f} = \frac{2 \cdot 10 \text{ MPa} \cdot 20 \text{ mm}}{2.5\% \cdot 210 \text{ GPa}} = 0.08 \text{ mm} \quad (3.26)$$

Der entfestigende Spannungsverlauf erstreckt sich gemäss (3.12) bis zu einer Rissöffnung u_u von:

$$u_u = \frac{l_f}{2} = 10 \text{ mm} \quad (3.27)$$

Ungestörte Zugfestigkeit $f_{ct,3D}$

Die ermittelten Festigkeiten sind real gemessene Festigkeiten, bei denen eine eventuelle Beeinflussung durch die Faserorientierung nicht berücksichtigt wurde. Setzt man die Faserorientierungsfaktoren α_{3D} und $\alpha_{2D,m}$ (Kapitel 3.2) an, so kann die Zugfestigkeit $f_{ct,3D}$ bei gleichmässig verteilter Faserorientierung und -lage ermittelt werden (siehe auch [109]). Es wird ein Reduktionskoeffizient K_A eingeführt, mit dem über die Flächenverhältnisse A_{3D} zu $A_{2D,m}$ die Festigkeit $f_{ct,3D}$ aus f_{ct} ermittelt werden kann:



$$K_A = \frac{\alpha_{3D}A_{3D} + \alpha_{2D,m}A_{2D,m}}{\alpha_{3D}A_{tot}} = \frac{\frac{3}{8} \cdot 4800 \text{ mm}^2 + \frac{1}{2} \cdot 3200 \text{ mm}^2}{\frac{3}{8} \cdot 8000 \text{ mm}^2} = 1.13 \quad (3.28)$$

Für die Festigkeit $f_{ct,3D}$ im ungestörten Bereich folgt:

$$f_{ct,3D} = \frac{f_{ct}}{K_A} = \frac{10 \text{ MPa}}{1.13} = 8.8 \text{ MPa} \quad (3.29)$$

Der Einfluss der höheren Festigkeit im Randbereich beträgt bei den hier untersuchten Versuchskörpern 13.6 %. Hierbei ist zu beachten, dass die Festigkeit $f_{ct,3D}$ eine fiktive Grösse ist. Bei realen Bauteilen ergibt sich im Randbereich immer entweder eine Erhöhung der Festigkeit (Schalungsrand) oder eine Reduktion der Festigkeit (geschnittene Ränder mit durchtrennten Randfasern).

Diskussion des Modells

Der Vergleich der Versuchsergebnisse mit dem oben vorgestellten mikromechanischen Modell zeigt, dass mit der Modellierung der Rissöffnungsverlauf von UHLFB grundsätzlich wiedergegeben werden kann. Der Charakter der einzelnen Phasen und die maximale Rissöffnung werden mit dem ursprünglich für normalfesten Faserbeton entwickelten Modell gut dargestellt. Für die Rissöffnung $u_{fb,u}$ bei Erreichen der Faserauszugsfestigkeit ergibt die Berechnung ein etwas niedrigeres Ergebnis. Dies ist aber mit der in der Belastungsphase beobachteten Multirissbildung (siehe oben) erklärbar. Der modellierte Spannungsverlauf des Faserauszugs weicht hingegen stark von den Versuchsergebnissen ab. Das beobachtete Verhalten zeigt einen wesentlich schnelleren initialen Spannungsabfall.

Die Beobachtungen während der Versuche [52] und die mikromechanischen Betrachtungen ergeben folgende Gründe für die Diskrepanz zwischen dem Verlauf des Modells und den Versuchsergebnissen:

- Durch den hohen Fasergehalt des UHLFB und der daraus folgenden engen Faserlage, ist der gegenseitige Einfluss der Fasern beim Faserauszug sehr viel höher als bei Normalbeton. Einige Autoren stellen deshalb auch in Frage, ob es überhaupt möglich ist eine direkte Verknüpfung zwischen Faserauszugverhalten von Einzelfasern und dem Auszugverhalten von Fasergruppen zu schaffen, da die Interaktion zwischen den Fasern nicht genau quantifizierbar ist.
- Bei UHLFB ergibt sich durch den hohen Anteil an Mikrosilika ein sehr guter Haftverbund zwischen den Fasern und der Matrix. Bei Ansatz einer mittleren Verbundspannung zur Ermittlung der Rissöffnung $u_{fb,u}$ (3.24), wird dieser nicht berücksichtigt. Zur Ermittlung einer korrekten Rissöffnung ist eine Berücksichtigung des sehr unterschiedlich grossen Haft- und Gleitverbund in der Verbundspannungs-Schlupfbeziehung zu berücksichtigen.
- Die Versuche haben gezeigt, dass bei UHLFB eine sehr starke Streuung des Übergangs zwischen Aktivierung und Auszug der einzelnen Fasern über den gesamten Rissöffnungsbereich besteht (siehe Spannungssprünge in [52]). Diese Verteilung ist für eine genaue Modellierung angemessen zu berücksichtigen. Das ‚Variable Engagement Model‘ (Foster / Voo [123]) stellt einen ersten Ansatz in diese Richtung dar.
- Bei der Versuchsdurchführung kommt es trotz der Einkerbungen in der Belastungsphase zu einer Multirissbildung. Der Rissabstand bei UHLFB ist derart gering, dass sich selbst bei gekerbten Proben eine mehrfache

Rissbildung (2-3 Risse) einstellt. Diese führt zur Beeinflussung der Messergebnisse im Vorbruchbereich.

Für eine fundierte Untersuchung des Rissöffnungsverhaltens von UHLFB und eine angepasste mikromechanische Modellierung, sind ausführliche Faserauszugversuche von Einzelfasern und Fasergruppen aus ultrahochfesten Matrizen nötig. Diese sind im Rahmen dieser Arbeit nicht vorgesehen, werden aber in einem Folgeprojekt am Lehrstuhl durchgeführt. Um eine Grundlage zur Modellierung des Werkstoff- und Bauteilverhaltens zu etablieren, wird folgend ein semi-empirisches Modell vorgestellt, welches sich auf die oben beschriebenen Mechanismen der Mikromechanik stützt.

3.4 Semi-empirisches Modell der Rissöffnung bei Fasergruppen

Für die weitere Modellierung wird ein alternatives semi-empirisches Rissöffnungsmodell eingesetzt, um somit eine bessere Beschreibung des Rissöffnungsverhaltens zu erzielen. Dieses stützt sich direkt auf die in [52] bzw. Anhang D beschriebenen Faserauszugversuche an Fasergruppen. Hierdurch werden die Probleme, die sich aus dem gegenseitigen Einfluss der einzelnen Fasern ergeben, bereits berücksichtigt und die Unsicherheiten auf der mikromechanischen Ebene ausgeschlossen.

Das Modell stützt sich auf mechanische Kennwerte, welche mit Materialversuchen einfach ermittelt werden können. Um das Modell allgemein für verschieden Typen von UHLFB verwenden zu können, wird eine Definition des Rissöffnungsverhaltens in Abhängigkeit der Materialkennwerte $\sigma_{fb,u}$ und $u_{fb,u}$ gewählt. Es werden die grundsätzlichen mechanischen Vorgänge, wie in Kapitel 3.2 beschrieben, übernommen. Lediglich die Auszugsphase wird mit einer empirischen Formulierung dargestellt.

Der Verlauf des Faserauszuges lässt sich allgemein mit einer Hyperbel annähern (Bild 17). Um eine allgemeine Form zu erhalten, wird folgende parametrisierte Formulierung vorgeschlagen (3.30). Mit den Modellparameter a , b und c kann der Verlauf an die Eigenschaften verschiedener UHLFB angepasst werden:

$$\frac{\sigma(u)}{\sigma_{fb,u}} = \frac{a}{\eta - b} + c \quad (3.30)$$
$$\text{mit: } \eta(u) = \frac{u}{u_u - u_{fb,u}}$$

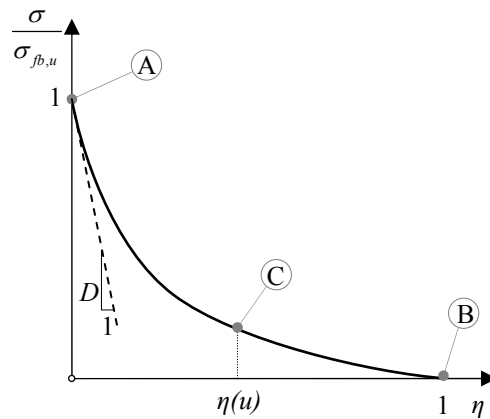


Bild 17: Approximation des entfestigenden Rissöffnungsverlaufes mit einer parametrisierten hyperbolischen Funktion.

Für die drei konkreten Punkte A (Beginn des Faserauszuges), B (Punkt innerhalb des Verlaufs z.B. $\eta/2$) und C (komplette Rissöffnung) ergibt sich für die Gleichung (3.30) :

$$\begin{aligned}
 A: \quad 1 &= -\frac{a}{b} + c \\
 B: \quad 0 &= \frac{a}{1-b} + c \\
 C: \quad \frac{\sigma(\eta)}{\sigma_{fb,u}} &= \frac{a}{\eta-b} + c
 \end{aligned}
 \tag{3.31}$$

Durch Einsetzen und Umformung der Gleichungen für A und B erhält man:

$$\begin{aligned}
 b &= \frac{1 \pm \sqrt{1+4a}}{2} \\
 c &= 1 + \frac{a}{b}
 \end{aligned}
 \tag{3.32}$$

Mit der Gleichung C kann anhand einer konkreten Messkurve des Rissöffnungsverlaufes die Stärke der Krümmung berücksichtigt werden. Hierbei ist eine relative Rissöffnung η zu wählen (z.B. $\eta = 0.5$) und hierfür die normierte Spannung $\sigma / \sigma_{fb,u}$ zu bestimmen.

Durch Einsetzen der Beziehungen für b und c in die Gleichung für C erhält man eine Darstellung von a (3.33). Diese ist iterativ oder numerisch zu ermitteln. Durch weiteres Einsetzen in (3.32) können die Parameter b und c ermittelt werden.

$$\frac{\sigma(\eta)}{\sigma_{fb,u}} = \frac{a}{\eta-b} + c = \frac{a}{\eta - \frac{1 \pm \sqrt{1+4a}}{2}} + 1 + \frac{a}{\frac{1 \pm \sqrt{1+4a}}{2}}
 \tag{3.33}$$

Die Steigung (tangente Steifigkeit) des entfestigenden Rissöffnungsverhaltens ergibt sich als Ableitung des Verlaufs aus (3.30) zu:

$$D = \frac{d\sigma}{du} = \frac{\sigma_{fb,u}}{u_u - u_{fb,u}} \frac{a}{b^2} \quad (3.34)$$

Hiermit ist eine parametrisierte hyperbolische Kurve definiert, mit der, basierend auf die mechanischen Kennwerte, das Auszugsverhalten von Fasergruppen aus ultrahochfesten Matrizen dargestellt werden kann. Die Kennwerte der Faserauszugsfestigkeit $\sigma_{fb,u}$, Rissöffnung $u_{fb,u}$ und die Form der Kurve sind mit Materialversuchen zu bestimmen. Zusammen mit der aus der Faserlänge l_f bestimmten maximalen Rissöffnung u_u ergeben sich hieraus direkt die Modellparameter a , b und c . Mit dieser Formulierung lässt sich für beliebige UHLFB das Rissöffnungsverhalten mit unterschiedlichen Faserauszugsfestigkeiten $\sigma_{fb,u}$, wie auch unterschiedlichen maximalen Rissöffnungen u_u respektive unterschiedlichen Faserlängen darstellen. Bild 18 a-c zeigt mögliche Verläufe für verschiedene unterschiedliche Entfestigungsverhalten, Faserlängen l_f und Faserauszugsfestigkeiten $\sigma_{fb,u}$.

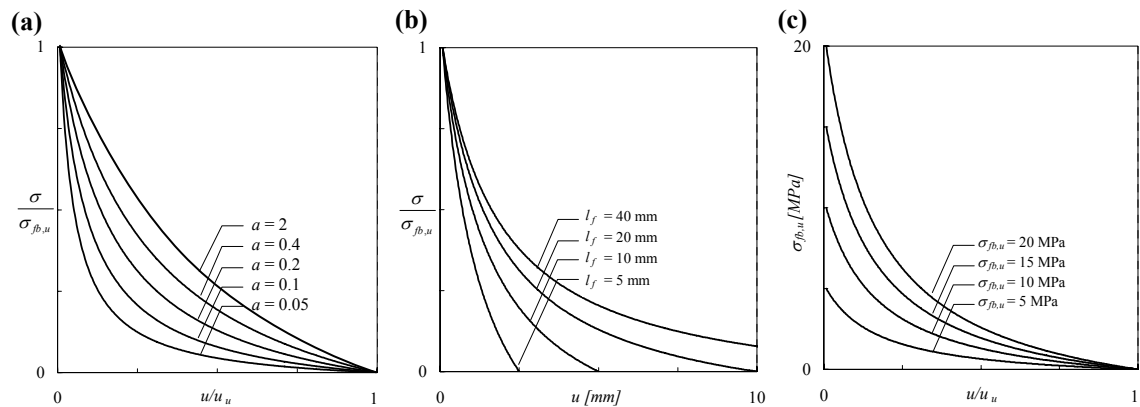


Bild 18 a,b: Verlauf der Rissöffnung nach Gleichung (3.30) für verschiedene (a) Entfestigungsverhalten, (b) Faserlängen und (c) Faserauszugsfestigkeiten.

Der gesamte Verlauf der Rissöffnung kann aus der Aktivierungsphase nach Marti / Pfyl (3.24) und der empirisch modellierten Auszugphase (3.30) zusammengesetzt werden (Bild 19). Die Faserauszugsfestigkeit $\sigma_{fb,u}$ und deren Rissöffnungsweite $u_{fb,u}$ sind experimentell zu ermitteln. Die maximale Rissöffnung u_u ergibt sich nach (3.12) aus der Faserlänge l_f .

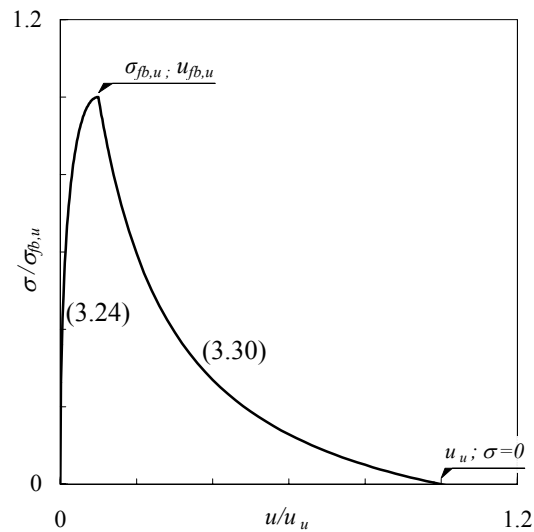
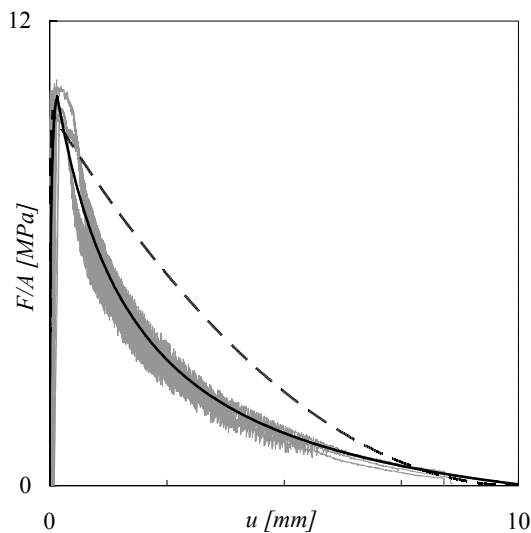


Bild 19: Verlauf der Rissöffnung gemäss des semi-empirischen Modells

Für die in Kapitel 3.3 beschriebenen Versuche am UHLFB CERACEM wird eine sehr gute Übereinstimmung mit den Faktoren $a = 0.2$, $b = -0.171$ und $c = -0.170$ erreicht (Bild 20). Für die Rissöffnung bei Erreichen der Faserauszugsfestigkeit wird der gemessene Wert $u_{fb,u} = 0.12$ mm, für die maximale Rissöffnung $u_u = l_f/2 = 10$ mm und für die Faserauszugsfestigkeit der Messwert $\sigma_{fb,u} = 10$ MPa eingesetzt.



Modellparameter	
a	0.2
b	-0.171
c	-0.170

Versuchsergebnisse	
$\sigma_{fb,u}$	10 MPa
$u_{fb,u}$	0.12 mm
u_u	10 mm
D	6.8 MPa/mm

Bild 20: Vergleich der Versuchsergebnisse mit dem semi-empirischen Modell (schwarz) und dem Model von Pfyl / Marti (gestrichelt) [91]; Tabelle der Versuchsparameter und der Versuchsergebnisse.

Die Steifigkeit D zu Beginn der Rissöffnung ergibt sich mit (3.34) zu:

$$D = \frac{\sigma_{fb,u}}{u_u - u_{fb,u}} \frac{a}{b^2} = \frac{10 \text{ MPa} \cdot 0.2}{10 \text{ mm} \cdot (-0.171)^2} = 6.8 \frac{\text{MPa}}{\text{mm}} \quad (3.35)$$

Eine Modellierung anderer UHLFB-Typen wird anhand von unbewehrten Zuelementen in Kapitel 4.3 durchgeführt.

3.5 Erkenntnisse

Anhand eines mikromechanischen Modells werden die grundsätzlichen **Vorgänge bei der Rissöffnung** von UHLFB ausführlich erläutert. Die Rissöffnung lässt sich in eine Aktivierungsphase (3.24), in der sich vom Rissrand beginnend der Haftverbund der Fasern löst und eine Auszugphase (3.25) mit reinem Reibverbund der Fasern einteilen.

Bei der **Modellbildung** ist sowohl die Lage, als auch die Orientierung der Fasern zum Risshorizont zu berücksichtigen. Mit der Anwendung des für klassischen Faserbeton entwickelten Modells kann grundsätzlich auch der Verlauf der Rissöffnung von UHLFB wiedergegeben werden. Die maximale Rissöffnung u_u (3.12) ergibt sich direkt aus der Faserlänge l_f . Der Verlauf der entfestigenden Rissöffnungsphase (3.25) und die Rissöffnung $u_{f,b,u}$ (3.23) bei Erreichen der Faserauszugsfestigkeit $\sigma_{f,b,u}$ (3.22) werden nicht genau wiedergegeben.

Um für die weitere Modellierung eine bessere Beschreibung des Ausziehverhaltens zu erhalten, wird ein **semi-empirisches Rissöffnungsmodell** (3.30) eingeführt, welches sich direkt auf Auszugsversuche von Fasergruppen ([52] bzw. Anhang D) stützt.

4 Zugverhalten nicht bewehrter UHLFB Bauteile

Im vorhergehenden Abschnitt wurde das Rissöffnungsverhalten eines einzelnen Risses basierend auf der Mikromechanik der Fasern dargestellt. Folgend wird das Zugverhalten eines Stabelementes mit Berücksichtigung der Rissbildung der Matrix untersucht.

Aufgrund des hohen Fasergehaltes ρ_f und der grossen Faserschlankheit l_f/d_f weist UHLFB im Normalfall eine Faserauszugsfestigkeit $\sigma_{fb,u}$ auf, die höher liegt als seine Matrixfestigkeit $f_{ct,m}$. Es ergibt sich hierdurch gegenüber dem traditionellen Faserbeton, ein gänzlich anderes Tragverhalten.

Für die absolute Festigkeit eines Zugelements aus UHLFB ist nicht die Matrixfestigkeit $f_{ct,m}$ massgebend, sondern die im vorhergehenden Kapitel eingeführte Faserauszugsfestigkeit $\sigma_{fb,u}$. Für den Verbundwerkstoff UHLFB ist folglich die Zugfestigkeit f_{ct} gleich der Faserauszugsfestigkeit $\sigma_{fb,u}$. Um deutlich hervorzuheben, dass die Fasern und die ultrahochfeste Matrix als ein Verbundwerkstoff zu betrachten sind, wird in den folgenden Kapiteln für die Faserverbundfestigkeit des UHLFB nur mehr die Bezeichnung der Betonzugfestigkeit f_{ct} verwendet. Entsprechend wird die Rissöffnung $u_{fb,u}$ als u_{ct} und die Dehnung bei Erreichen von f_{ct} als ε_{ct} bezeichnet.

Bei dem im folgenden Kapitel vorgestellten Modell handelt es sich im Gegensatz zu verschmierten Modellen (z.B. Bazant [10]) um ein diskretes Rissmodell. Es werden einzelne Risse betrachtet und das Tragverhalten, dass sich durch ihre Überlagerung ergibt ermittelt. Hierdurch ist es möglich, die mechanischen Vorgänge in den Rissen im Modell zu berücksichtigen und einen direkten Bezug zu den mechanischen Kennwerten des Zugelements herzustellen. Zur Beschreibung des entfestigenden Rissöffnungsverhaltens werden bruchmechanische Überlegungen angestellt.

Das Zugverhalten von UHLFB wurde bisher von den meisten Autoren (Behloul [11], Boulay [14], Markovic [72], Naaman [82] und [87], Schneider [108], Rossi et al. [118]), basierend auf Versuchsbeobachtungen, beschreibend dargestellt. Mit dem hier vorgestellten Modell kann es erstmals mechanisch begründet werden.

Die numerische Implementierung des dargestellten Zugmodells ist ausführlich in Anhang C dokumentiert.

4.1 Belastungsverhalten

Das Zugverhalten des UHLFB ist in verschiedene, durch die mechanischen Vorgänge begründete Phasen gegliedert.

Ungerissene Matrix

Das Verformungsverhalten eines Zugelements aus UHLFB hängt im ungerissenen Zustand vorwiegend von den Eigenschaften der Betonmatrix ab (Bild 21 a). Die eingebetteten Fasern haben praktisch keinen Einfluss, da sie ohne Rissbildung nicht aktiviert sind. Auch bei Versuchen an Zugelementen aus nicht faserbewehrtem UHLB konnte dies beobachtet werden ([52] bzw. Anhang D).

Die Spannungen, die sich aus der elastischen Verformung der in die Matrix gebetteten Fasern ergeben, betragen nur einen geringen Bruchteil der Matrixspannung und sind

vernachlässigbar. Unter der Annahme für den UHLFB typischen Kennwerten ($\rho_f = 2.5\%$, $E_m = 60$ GPa) kann dieser Anteil gemäss (4.1) abgeschätzt werden.

$$\frac{F_f(\varepsilon_{ct,m})}{F_{ct,m}} = \frac{E_f A_c \varepsilon_{ct,m} \alpha_{3D} \rho_f}{E_c A_c \varepsilon_{ct,m}} \approx 3\% \quad (4.1)$$

Der Belastungsverlauf im ungerissenen Zustand verläuft linear, ohne eine markante Verringerung der Steifigkeit kurz vor Erreichen der Zugfestigkeit, wie sie bei normalfesten Betonen zu beobachten ist. Diese Linearität ist in geringerer Masse auch bei hochfesten Betonen vorhanden. Sie ergibt sich infolge der ausgeprägten Homogenität des Materials (siehe Kapitel 2) und des hierdurch reduzierten Mikrorisswachstums. Im UHLFB sind sehr viel weniger Störzonen und Mikrorisse vorhanden. Insbesondere stellt die Fuge zwischen dem mitunter sehr kleinen Zuschlag und der Matrix, aufgrund des durch den hohen Mikrosilikaanteil erhöhten Haftverbundes, keine Schwachstelle dar. Es kommt somit nicht zu einem ‚langsamen Erweichen‘ des Materials, sondern zu einem spontanen Bruch. Der Belastungsverlauf im ungerissenen Zustand kann somit ideal elastisch dargestellt werden (Bild 21 b).

$$\sigma_m(\varepsilon) = \varepsilon \cdot E_c \quad (4.2)$$

UHLFB weisen einen etwas höheren E-Modul als traditioneller Beton auf. Dieser hängt sehr stark vom Mischungsentwurf ab. Eine direkte Ableitung des E – Moduls von der Materialfestigkeit ist aufgrund der vielen Einflussparameter (Matrixsteifigkeit, Zuschlagsteifigkeit, Zuschlaggrösse und Kornabstufung) nur als Abschätzung möglich [52].

Bild 21 a zeigt ein Zugelement und dessen inneren Spannungsverlauf. Solange die Zugkraft N geringer als die Zugfestigkeit $f_{ct} \cdot A_c$ ist, verbleibt das Zugelement im ungerissenen Zustand.

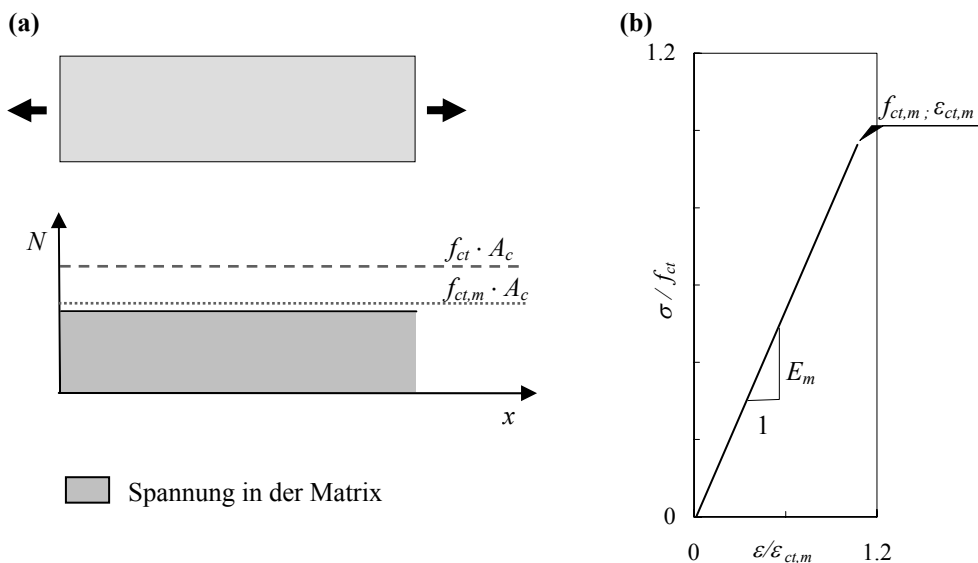


Bild 21 a,b: Interner Spannungsverlauf (a) und Belastungsverlauf (b) eines Zuggliedes im ungerissenen Zustand.

Initiale Rissbildung

Wird die Zugfestigkeit f_{ct} der Matrix erreicht, kommt es zu einem initialen Riss. Die Rissentwicklung verhält sich gegenüber dem Risswachstum im Normalbeton sehr viel spröder.

In Normalbeton werden mit fortschreitender Belastung die bereits vorhandenen oder durch die Belastung, insbesondere in der Grenzschicht zu Zuschlagkörnern, entstehenden Mikrorisse langsam grösser. In der so genannten Bruchzone („fracture processing zone“ FPZ) verknüpfen sich die Risse untereinander, bis letztendlich ein querschnitttrennender Riss entsteht [10].

UHLFB weist aufgrund seiner Homogenität keine bzw. eine sehr geringe Mikrorissbildung auf. Durch den guten Haftverbund stellt die Grenzfläche mit den, je nach Typ des UHLFB, teils sehr kleinen Zuschlagkörnern auch keine Schwachstelle dar. Die Risse umwandern die Zuschlagkörner nicht in ihrer Kontaktfuge (vgl. Normalbeton) sondern zerreißen sie, ohne eine Ablenkung zu erfahren (vgl. Hochfester Beton) [57]. Es bildet sich eine relativ glatte Bruchfläche aus. Dies konnte auch in Versuchen beobachtet werden [52].

Die vom traditionellen Beton bekannte allmähliche Abnahme der Betonzugspannung bei der Rissöffnung kann bei ultrahochfesten Matrizen nicht beobachtet werden. Bei Normalbetonen ergibt sich durch die aus der rauen Rissoberfläche hervorstehenden Zuschlagkörner selbst bei grösseren Rissöffnungen eine gewisse Verzahnung und somit eine Kraftübertragung zwischen den Rissufern. Dieses Phänomen wird als „aggregate interlocking“ [46] bezeichnet. Durch die sehr ebene Rissoberfläche der Matrix des UHLFB (keine Zuschläge bzw. Riss durch die Zuschläge) kann bereits bei kleinen Rissöffnungen keine Kraft mehr übertragen werden. Der beobachtete Versagensmechanismus ist sehr spröde (siehe Versuche ohne Fasern [52]). Für nicht faserbewehrte UHLB ähnelt er dem Verhalten keramischer Werkstoffe.

Für traditionellen Faserbeton beschreiben z.B. Peterson [90] oder Bazant [9] einen „weichen Übergang“ zwischen dem entfestigenden Matrixverhalten und der Aktivierung der Fasern (Bild 22 a). Bei UHLFB ist dieser Übergang wegen oben dargestellter Sprödigkeit der Matrix sehr viel abrupter und die rissüberbrückenden Fasern übernehmen schlagartig die komplette Kraft. Das bedeutet auch im Fall einer weggesteuerten Verformung (Zwang) eine sprunghafte Abnahme der Spannung im Zugglied.

Ebenso folgt ein sehr abruptes Risswachstum, da der Bereich der Verzahnung (Interlocking) fehlt und somit keine Übergangsphase zwischen der Bruchzone FPZ und der Spannungsaufnahme durch die Fasern besteht (Bild 22 b).

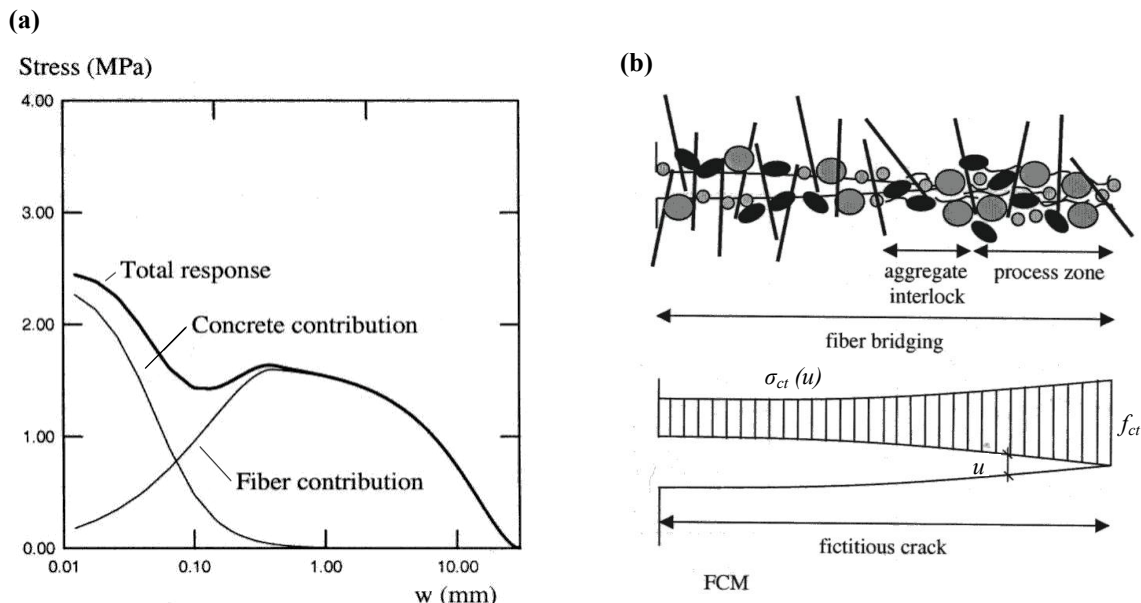


Bild 22 a,b: Übergang zwischen Matrixverhalten und Rissöffnungsverhalten (a) und Risswachstum (b) bei traditionellem Faserbeton (nach Li, Petersson in [96]).

Der sich nun öffnende Riss wird folgend als Mesoriss bezeichnet. Es handelt sich um einen Riss, in dem sich die Fasern aufgrund der hohen Faserverbundspannung des UHLFB noch in ihrer Aktivierungsphase befinden. Die gewählte Rissbezeichnung orientiert sich folglich nicht direkt an der Rissweite (vgl. Rissbezeichnungen im Massivbau z.B. Hillerborg [46], Jaccoud [50]) sondern ist funktionell, bezogen auf die Rissöffnungsphase gewählt. Diese funktionelle Rissbezeichnung wird auch in den folgenden Abschnitten weitergeführt (Erläuterung siehe ‚Bezeichnungen‘).

Bild 23 zeigt den Verlauf der internen Spannungen in einem Zugglied. Die Spannung hat die Zugfestigkeit der Matrix erreicht. Es bildet sich ein Riss im zufällig schwächsten Querschnitt aus (Annahme einer Festigkeitsverteilung nach Weibull [124]). Im Bereich des Risses wird die Zugspannung von den Fasern aufgenommen. Die Zugkraft wird dabei gemäss der mikromechanischen Betrachtungen (Kapitel 3.2; Bild 14 a) auf einer Breite von beidseitig

$$l_{fb} = \frac{l_f}{2} \quad (4.3)$$

von der Matrix in die Fasern und am anderen Rissufer zurück in die Matrix übertragen. Somit ergibt sich für einen Riss ein Einflussbereich von einer Länge l_f . Der Spannungsverlauf der Krafteinleitung wird in den folgenden Betrachtungen vereinfachend linear angenommen.

TZugverhalten nicht bewehrter UHLFB Bauteile

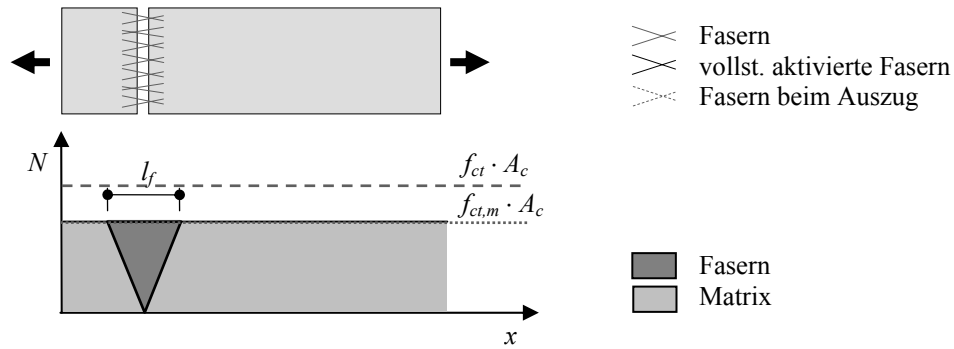


Bild 23: Interner Spannungsverlauf eines Zuggliedes zu Beginn der Rissbildung.

Multirissbildung

Die Faserauszugsfestigkeit der rissüberbrückenden Fasern ist aufgrund des grossen Fasergehaltes bei UHLFB höher als die Festigkeit der Matrix. Hierdurch kommt es nach der initialen Rissbildung zu einem verfestigenden Verhalten. Wird durch weitere Beanspruchung an einer anderen Stelle die Zugfestigkeit der Matrix erreicht, bildet sich ein weiterer Riss aus. Es kommt zu einer multiplen Mesorissbildung, vergleichbar mit der Mehrfachrissbildung des klassischen Stahlbetons (Bild 24).

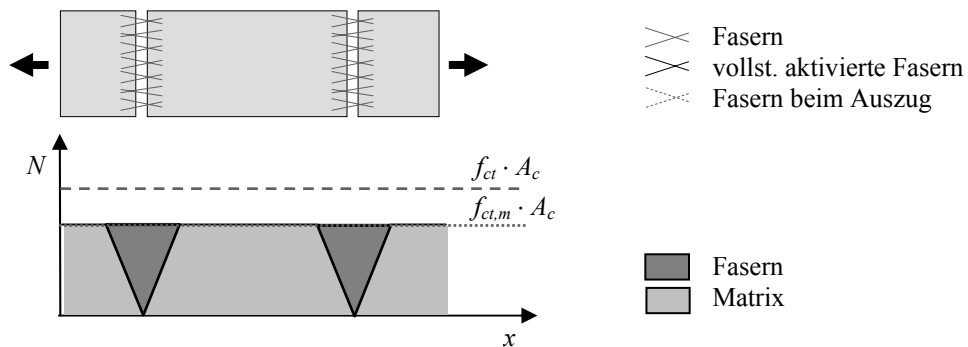


Bild 24: Interner Spannungsverlauf bei mehrfacher Rissbildung.

Unter der Annahme ebener paralleler Risse kann der mittlere Rissabstand anhand der aus der mikromechanischen Betrachtung bekannten Krafteinleitungslänge (4.3) abgeleitet werden. Bei einer Krafteinleitungslänge von $l_f/2$ ergibt sich ein maximaler Rissabstand von:

$$s_{r,\max} = 2 \cdot l_f / 2 \quad (4.4)$$

Haben zwei Risse einen Abstand der grösser ist als der maximale Abstand $s_{r,\max}$, so kann sich ein weiterer Riss ausbilden, mit einem minimalen Abstand von:

$$s_{r,\min} = l_f / 2 \quad (4.5)$$

Mit dem arithmetischen Mittel der beiden Grenzwerte kann der mittlere Rissabstand abgeschätzt werden:

$$s_r = \frac{3}{4}l_f \quad (4.6)$$

Die Vorgänge der Multirissbildung sind mit der Rissbildung von Stahlbeton, wie sie z.B. mit dem Zuggurtmodell von Marti et al. [73] beschrieben werden, zu vergleichen. Die Fasern übernehmen hier die Rolle der Bewehrung. Der Rissabstand ist aber nicht, wie beim Stahlbeton, vom Verbundverhalten abhängig, sondern alleine durch die Faserlänge l_f bestimmt.

Anmerkung: Legt man dieser Betrachtung den realen Verlauf der Kräfteinleitung zu Grunde (siehe Kapitel 3.2) so könnte auch ein geringer Rissabstand diskutiert werden. Ebenso ist bei Fasergemischen von langen und kurzen Fasern, ein geringerer Rissabstand anzusetzen. Hier dürften mit der Definition einer ‚mittleren Faserlänge‘ gute Ergebnisse erzielt werden.

Rissstabilisierung

Die Rissbildung ist stabilisiert, wenn sich alle möglichen Risse ausgebildet haben. Bei weiterer Verformung werden die rissüberbrückenden Fasern in den Mesorissen weiter ‚aktiviert‘, bis letztendlich die Auszugsfestigkeit der rissüberbrückenden Fasern erreicht wird.

Die Spannung im Zugelement wird entlang des Elements alternierend von den Fasern im Rissbereich und der Matrix aufgenommen (Bild 25). Bei stabilisierter Rissbildung überlappen sich die Kräfteinleitungsbereiche, sodass die Spannung in der Matrix die Matrixfestigkeit $f_{ct,m}$ nicht erreicht. Durch den von den Fasern aufgenommenen Spannungsanteil kann aber auch in diesem Bereich die gesamte Zugkraft N aufgenommen werden.

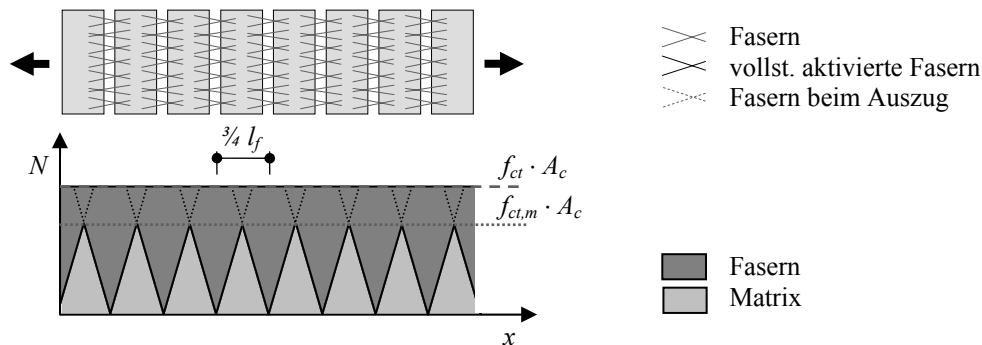


Bild 25: Interner Spannungsverlauf eines Zuggliedes bei stabilisierter Rissbildung.

Mit dem Rissabstand s_r (4.6) kann für ein konkretes Zugelement mit der Länge l_{elmt} die Anzahl der auftretenden Risse n_r bestimmt werden:

$$n_r = \frac{l_{elmt}}{s_r} = \frac{4l_{elmt}}{3l_f} \quad (4.7)$$

Die Verformung bei Erreichen der Zugfestigkeit f_{ct} des UHLFB kann aus der Rissöffnung von n_r Rissen und der elastischen Verformung der Matrix berechnet werden:

$$\varepsilon_{ct} = \frac{n_r \cdot u_{ct}}{l_{elmt}} + \frac{f_{ct,m}}{k \cdot E_m} \quad (4.8)$$

Der Verlauf der Dehnung der Matrix ist aufgrund der Schädigung durch die Rissbildung und den ständigen Kraftübergängen zwischen Matrix und Fasern unregelmässig. Dies wird mit dem Faktor k ($1 < k < 2$) berücksichtigt. Die Annahme einer mittleren Verformung in der Grössenordnung der elastischen Verformung stellt eine gute Näherung dar ($k = 1$); dies gilt insbesondere da die elastische Matrixverformung gegenüber der Rissöffnung sehr klein ist.

Der Spannungsverlauf im Bereich der Multirissbildung ergibt sich durch eine Überlagerung der Rissöffnungen von n_r Rissen. Die mikromechanischen Vorgänge und der Spannungsverlauf (3.24) der Rissöffnung von Einzelrissen wurden im Kapitel 3.1 erörtert. Die Rissöffnung von n_r Rissen ergibt sich als das n_r -fach der Rissöffnung u eines Risses. Der Rissöffnungsverlauf für eine beliebige Anzahl an Rissen lässt sich mit folgender Gleichung darstellen:

$$\sigma_{f,a}(u, n_r) = 2\sigma_{ct} \sqrt{\frac{u}{n_r \cdot u_{ct}}} - \frac{u}{n_r \cdot u_{ct}} \quad (4.9)$$

Belastungsverhalten

Das Belastungsverhalten eines Zuggliedes setzt sich aus dem Matrix- und dem Rissöffnungsverhalten der n_r Risse zusammen (Bild 26 a-d). Bild 26 b stellt die mit (4.9) ermittelten Aktivierungskurven für 1 bis n_r Mesorisse dar. Kombiniert man diese unter Berücksichtigung der Länge des Zugelements mit dem Matrixverhalten (Bild 26 a), erhält man das Verhalten des Zugelements.

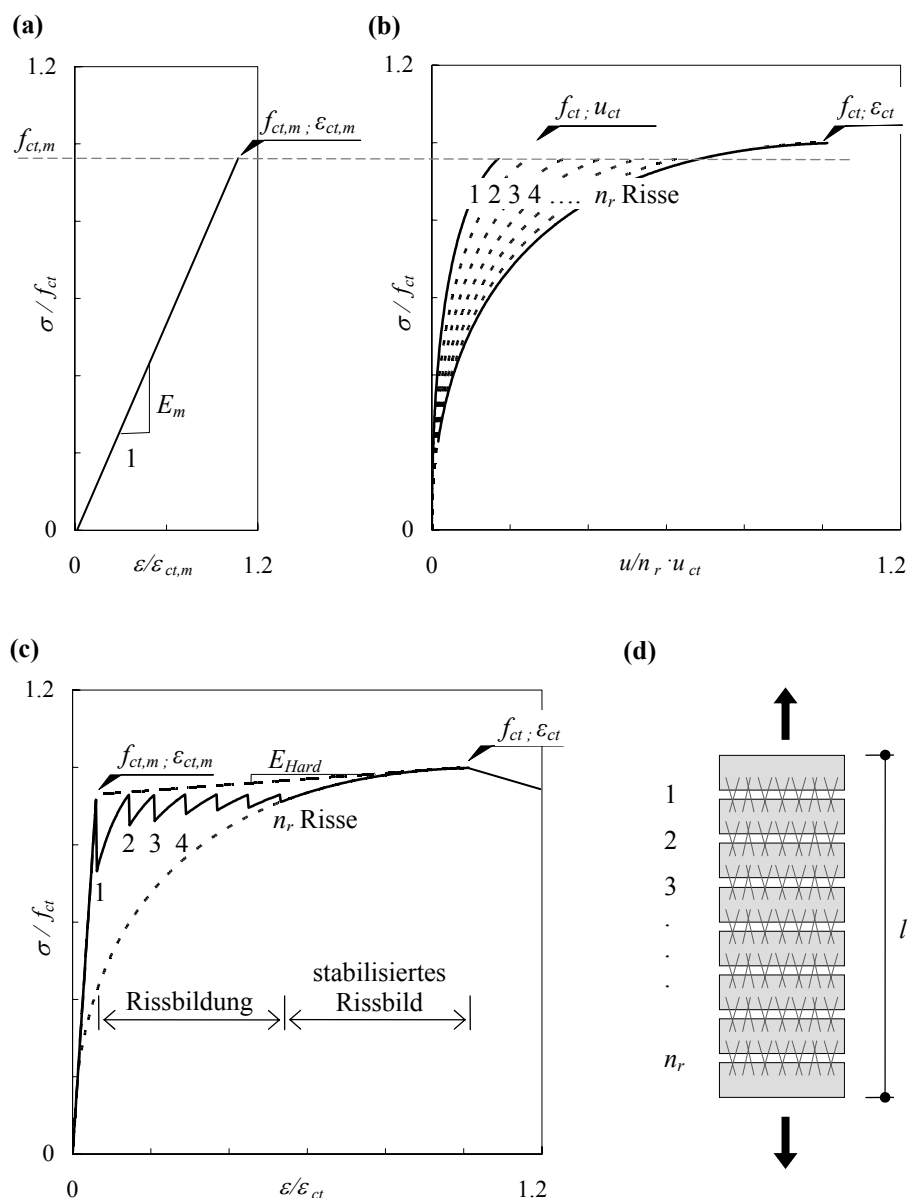


Bild 26 a-d: Verknüpfung des Matrixverhaltens mit dem Rissöffnungsverhalten von n_r Rissen: (a) Matrixverhalten, (b) Zugelement mit 1 bis n Rissen, (c) Multirissbildung als Überlagerung der Bildung einzelner Risse und bi-lineare Annäherung des Spannungsverlaufs, (d) Zugelement der Länge l mit n Rissen.

Der Spannungsverlauf ergibt sich unter der Annahme, dass jeweils bei Erreichen der Matrixzugfestigkeit ein weiterer Riss entsteht. Die Rissbildung entsteht somit schrittweise und der Spannungsverlauf folgt jeweils der Kurve der nächst höheren Rissanzahl. Ab der Rissstabilisierung ergibt sich der weitere Spannungsverlauf bis zum Erreichend der Zugfestigkeit f_{ct} aus der Kurve von n_r Rissen. Der Spannungsverlauf (Bild 26 c) definiert sich somit als die Einhüllende des Matrix- und Rissöffnungsverhaltens, wobei die Verläufe der Rissöffnungen für die Risse kleiner n_r auf $f_{ct,m}$ begrenzt sind. Es gilt:

$$\sigma(\varepsilon) = \max(\sigma_m(\varepsilon); \sigma_{f,a}(\varepsilon \cdot l, n_r)) \quad (4.10)$$

Anmerkung: Die Festigkeit bei Eintreten der Risse 2 bis n_r erhöht sich aufgrund der zufällig verteilten Materialfestigkeit und der Überschneidung der Krafteinleitungsbereiche der Matrix. Dieser Effekt wurde bei der Modellierung nicht berücksichtigt.

Aufgrund der gleichmässigen Verteilung dieses Mehrfachrissbildungseffektes kann die Bildung von multiplen Mesorissen auch verschmiert betrachtet werden. Der gesamte Prozess der Mehrfachrissbildung lässt sich linear approximiert darstellen (Bild 26 c, gestrichelte Linie). Dies ermöglicht die komplexe mikromechanische Betrachtung des Belastungsverlaufs auf ein einfaches bi-lineares Ingenieurmodell zu reduzieren.

Hierbei wird ein gewisser Fehler gemacht, der bei grösseren Unterschieden zwischen f_{ct} und $f_{ct,m}$ auch noch grösser werden kann als im dargestellten Fall. Der abweichende Wert liegt immer niedriger als die Zugfestigkeit des Materials und ist somit nicht sicherheitsrelevant.

Mit dieser Vereinfachung wird die Multirissphase unabhängig von der Länge des Zugelementes und kann als gleichmässige Dehnung mit einem Verfestigungsmodul E_{hard} betrachtet werden.

$$E_{hard} = \frac{f_{ct} - f_{ct,m}}{\varepsilon_{ct} - \varepsilon_{ct,m}} \quad (4.11)$$

Für den Spannungsverlauf erhält man:

$$\sigma_{hard}(\varepsilon) = \sigma_{ct,m} + (\varepsilon - \varepsilon_{ct,m}) \cdot E_{hard} \quad (4.12)$$

Risslokalisierung und Rissöffnung

Wird in einem der Mesorisse die Zugfestigkeit erreicht, konzentriert sich die weitere Verformung auf diesen einen Riss (Bild 27). Der Riss öffnet sich und wird zu einem lokalisierten Makroriss. Dieser ist funktional durch die Eigenschaft gekennzeichnet, dass sich die diesen Riss überbrückenden Fasern in ihrer entfestigenden Auszugphase befinden (Makroriss) und sich die Rissöffnung auf einen Riss konzentriert (lokalisierter Riss) (siehe auch Bezeichnungen).

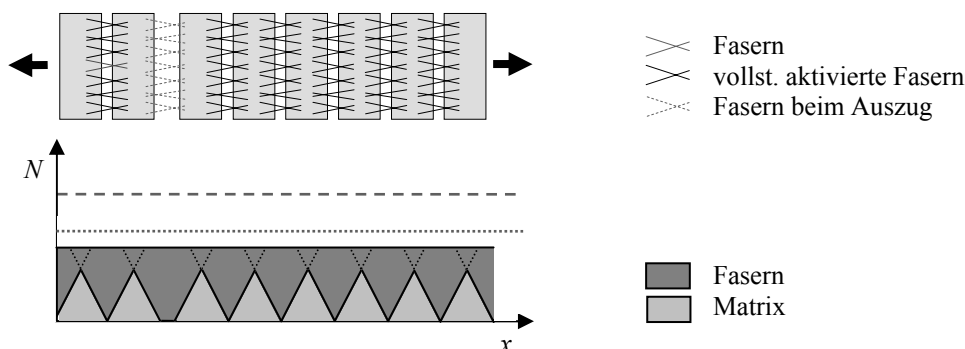


Bild 27: Interner Spannungsverlauf eines Zuggliedes bei der Risslokalisierung.

Durch die, mit der Zunahme der Rissöffnung abnehmende Spannung im Riss, reduziert sich die Verformung des restlichen Zugelements. Um dieses komplexe Verhalten im Nachbruchbereich darstellen zu können, müssen über die klassische Ingenieurmechanik hinausgehende, bruchmechanische Betrachtungen angestellt werden.

4.2 Entfestigendes Rissöffnungsverhalten

Die Bruchmechanik beschäftigt sich mit dem entfestigenden Nachbruchverhalten von Bauteilen. Es wird über die traditionelle Ingenieurbetrachtung hinaus nicht nur das Tragverhalten bis zum Erreichen der Festigkeit untersucht, sondern auch die Vorgänge der Rissbildung und der daraus folgenden Verformungen des gesamten Bauteils. Diese Betrachtungen scheinen für die Bemessung durch einen Tragwerksingenieur zunächst irrelevant, da das Erreichen der Festigkeit zumindest für statisch bestimmte Tragsysteme zu einem direkten Versagen des Tragwerks führt.

Bei der Bemessung von statisch überbestimmten Systemen, ist dieses Nachbruchverhalten mitunter verantwortlich für ein ausreichendes Verformungsvermögen (Duktilität) des Tragwerks. In diesem Zusammenhang sei auch darauf hingewiesen, dass bezüglich der Duktilität sehr genau unterschieden werden muss, ob hierbei die Duktilität des Materials, eines Bauteils oder eines gesamten Tragwerkes betrachtet wird (siehe ‚snap back‘ Ende dieses Kapitels). Ebenfalls ist eine bruchmechanische Betrachtung für die Kombination von UHLFB mit Bewehrungselementen zu berücksichtigen (siehe Kapitel 5).

Es wird ein mechanisches Modell zur Beschreibung des Nachbruchverhaltens vorgestellt und folgend die Verknüpfung zu energetischen Ansätzen der Bruchmechanik diskutiert.

Verknüpfung zu einem Zugelement (fiktives Rissmodell)

Wird die Zugfestigkeit des UHLFB in einem Mesoriss erreicht, kommt es zur Lokalisierung der Verformung auf diesen Riss. In Folge des entfestigenden Verhaltens bei der Rissöffnung kommt es zu einer Entlastung des Zugelements und einer Verkürzung des restlichen Elements beidseits des Risses.

Dieses bruchmechanische Phänomen wurde bereits 1976 von Hillerborg [46] bei Zugstäben aus traditionellem Beton erkannt und beschrieben (Bild 28). Hillerborg unterscheidet für die Beschreibung des Nachbruchverhaltens zwischen einer sich öffnenden entfestigenden Risszone, die er konzentriert auf einen fiktiven Riss betrachtet und dem restlichen sich elastisch verformenden Stab.

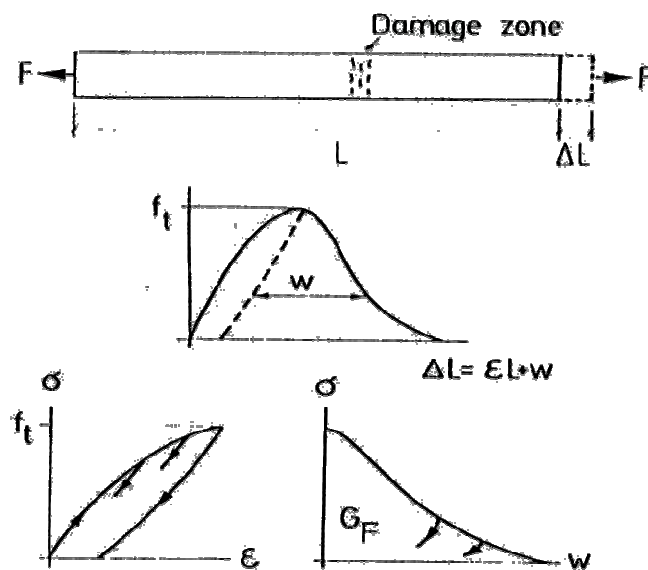


Bild 28: 'Fictitious Crack Model' nach Hillerborg [46].

Die Verformung des Zugstabes im entfestigenden Bereich ergibt sich aus der Summe der Rissöffnung und der Entlastungskurve des Zugstabs.

$$\Delta l = u + \varepsilon \cdot l_{elmt} \quad (4.13)$$

Mit dem fiktiven Rissmodell ist es möglich das vereinfachte bi-lineare Modell (siehe Kapitel 4.1), mit dem lokalen Modell der Rissöffnung (siehe Kapitel 3.2) zu verknüpfen (Bild 29 a,b). Es ergibt sich ein Gesamtmodell mit dem das Tragverhaltens eines Zugelementes, inklusive des entfestigenden Verhaltens der Rissöffnung, in Abhängigkeit der Elementlänge beschrieben werden kann (Bild 29 c).

Zur Kopplung der Modelle ist eine genaue Betrachtung des Entlastungsverhaltens des Zugelements nötig. Ein einmal belastetes Zugelement zeigt während der Entlastungsphase ein abweichendes Tragverhalten mit einer residualen Verformung bei vollständiger Entlastung. Zwingt man den Stab zurück auf seine Ausgangslänge, entstehen Druckkräfte im Stabelement. Gründe hierfür sind Mikroschädigungen oder sogar plastische Verformungen während der Beanspruchung. Hordijk beschreibt dieses Phänomen ausführlich für traditionelle Betone [49].

Durch die multiple Mesorissbildung des UHLFB ergibt sich eine entsprechend grosse residuale Verformung und dadurch ein entsprechend starker Einfluss des Phänomens. Die Rückverformung in der Entlastungsphase setzt sich beim UHLFB nicht nur aus der Rückverformung der Matrix zusammen (vgl. Normalbeton) sondern auch aus der Rückverformung der bereits teilweise aktivierten Fasern in den Mesorissen. Der Verlauf der Entlastung ist entsprechend komplex. Die Grenzwerte der Verformung bei Erreichen der Festigkeit und die residuale Verformung bei kompletter Entlastung, sind dennoch einfach experimentell zu bestimmen.

Um den Spannungsverlauf zwischen diesen Grenzwerten zu ermitteln wird der Entlastungsmodul E^* als lineare Approximation definiert. Dies kann sowohl direkt aus den Dehnungen des Zugelements als auch aus der Betrachtung von Einzelrissen unter Berücksichtigung der Matrixdehnung erfolgen.

$$E^* = \frac{f_{ct}}{\varepsilon_{ct} - \varepsilon_{res}} = \frac{f_{ct}}{n_r(u_{ct} - u_{res})/l_{elmt} + \varepsilon_{ct,m}} \quad (4.14)$$

Unter Annahme dieses linearen Entlastungsverhaltens, ergibt sich für die Dehnung des Elements im entfestigenden Bereich der Rissöffnung aus (4.13) folgende Beziehung:

$$\varepsilon = \frac{u}{l_{elmt}} + \frac{\sigma}{E^*} \quad (4.15)$$

Die nominale Dehnung des Elements ist folglich aufgrund des lokalen Vorganges der Rissöffnung direkt von der Länge des Elements abhängig.

Zur konkreten Modellierung des Spannungsverlaufs im entfestigenden Bereich ist zur Ermittlung der in das Rissöffnungsmodell einzusetzende Rissweite u_{1r} der Entlastungsmodul E^* und die elastische Verformung der Matrix zu berücksichtigen. Für die Rissöffnung eines lokalisierten Risses u_{1r} ergibt sich:

$$u_{1r}(\varepsilon) = u_{ct} + u(E^*) + u = \left(\frac{\varepsilon_{ct} - \varepsilon_{ct,m}}{n_r} + \frac{(\varepsilon - \varepsilon_{ct})f_{ct}}{(\varepsilon_u - \varepsilon_{ct})E^*} + (\varepsilon - \varepsilon_{ct}) \right) l \quad (4.16)$$

Der Spannungsverlauf im entfestigenden Bereich der Rissöffnung ergibt sich durch Einsetzen von u_{1r} in das Rissöffnungsmodell (3.30):

$$\sigma(u) = f_{ct} \left(\frac{a}{\frac{u_{1r}(\varepsilon)}{u_u - u_{ct}} - b} + c \right) \quad (4.17)$$

Für die maximale Dehnung bei komplett geöffnetem Riss addiert sich die residuale Dehnung ε_{res} zur maximalen Rissöffnung u_u :

$$\varepsilon_u = \varepsilon_{res} + \frac{u_u}{l_{elmt}} = \varepsilon_{res} + \frac{l_f}{2l_{elmt}} \quad (4.18)$$

Bild 29 stellt die Verknüpfung des Belastungsverhaltens und des Rissöffnungsverhalten zusammenfassend dar. Das Gesamttragverhalten des Zugelements mit seinen 3 Phasen (ungerissene Matrix, Multirissbildung und Risslokalisierung) hängt aufgrund der lokalisierten Vorgänge im Riss von der Zuggliedlänge und dem Entlastungsmodul ab.

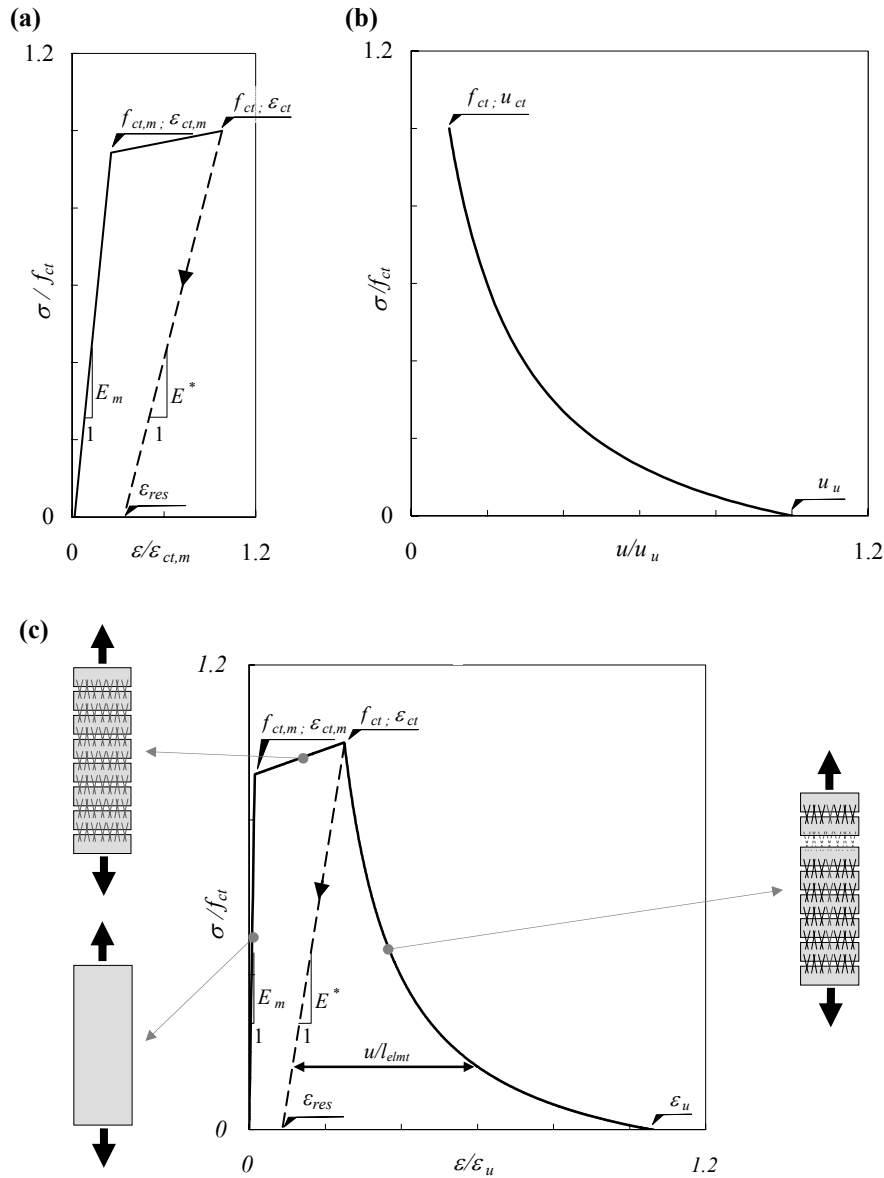


Bild 29 a-c: Verknüpfung von Belastungsphase und Rissöffnung: (a) bi-lineares Belastungsverhalten; (b) Rissöffnungsverhalten; (c) Verknüpfung für ein konkretes Zugelement.

Die Abhängigkeit des Tragverhaltens von der Bauteillänge hat einen starken Einfluss auf die Duktilität von Bauteilen aus UHLFB. Dies soll folgend anhand einer Parameterstudie näher erörtert werden.

Der Spannungsverlauf im Bereich der entfestigenden Phase ergibt sich nach (4.15) als Summe aus der elastischen Rückverformung und der Rissöffnung durch die Elementlänge. Um den Verlauf allgemein gültig für Elemente beliebiger Länge zu modellieren, ist der Verlauf im Nachbruchbereich entsprechend nach der Spannung σ zu entwickeln. Wobei für die Dehnung ε gemäss (4.16) gilt:

$$\begin{aligned} \varepsilon &= \varepsilon(u) + \varepsilon_{E^*}(\sigma) + \varepsilon_{res} \\ \varepsilon(\sigma) &= \frac{u(\sigma)}{l_{elmt}} + \frac{\sigma}{E^*} + \varepsilon_{res} \end{aligned} \quad (4.19)$$

$u(\sigma)$ ergibt sich dabei aus der Modellierung des Rissöffnungsverhaltens (3.30).

Betrachtet man Zugelemente unterschiedlicher Länge, so zeigt sich eine markante Änderung der Steigung des initialen Spannungsabfalls, der aufgrund des Entlastungsmoduls E^* bis hin zu einem Rücksprung, dem so genannten ‚snap-back‘, führen kann (Bild 30). Das bedeutet, dass das Duktilitätsverhalten des Zugelementes stark von der Länge abhängt und somit ein Massstabeffekt bezüglich der Bauteillänge besteht. Die durch die Zugabe von Fasern erhöhte Duktilität des Materials bedeutet nicht automatisch, dass Bauteile aus UHLFB ein duktiles Tragverhalten zeigen. Es ist erforderlich zwischen Material- und Bauteilduktilität zu unterscheiden.

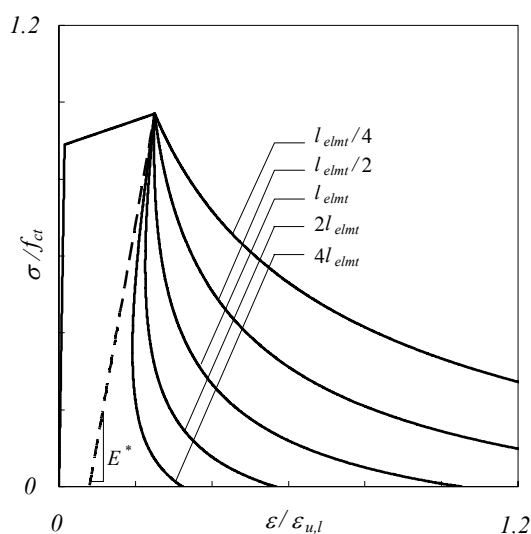


Bild 30: Einfluss der Elementlänge mit Berücksichtigung des ‚snap-back‘ Effekts bei langen Elementen; Betrachtung für $1/4$ bis - fache einer Bezugslänge $l_{elmt} = 1000$ mm.

Der Verlauf des ‚snap-back‘ ist versuchstechnisch selbst bei weggesteuert verformten Zugelementen nicht direkt beobachtbar, da die Spannung bei Erreichen der Zugfestigkeit schlagartig auf den unteren Ast der Entlastungskurve springt. Nur durch spezielle Steuertechniken oder besondere Versuchskonfigurationen z.B. den ‚wedge splitting test‘ [15] ist der Verlauf des ‚snap-back‘ darzustellen.

Bruchmechanische Betrachtung

Griffith [41] formulierte 1921 als erster bruchmechanische Theorien in denen er den Risswachstum in spröden Materialien mit energetischen Methoden beschreibt. Ein guter Überblick über die darauf folgende Entwicklung und den aktuellen Forschungsstand der Bruchmechanik wird in Shah [110] gegeben. Man kann heute grundsätzlich zwei Ansätze für Rissmodelle unterscheiden (Bild 31 a,b). Einerseits eine verschmierte Betrachtung des Risses die auf das ‚crack band model‘ von Bazant [9] und Petersson [90] zurückgehen. Die Rissöffnung wird hier über eine gewisse Länge l_{ch} verschmiert betrachtet. Für eine FE- Modellierung entspricht diese Länge der Elementlänge. Das ‚fictitious crack model‘ von Hillerborg [47] berücksichtigt hingegen einen auf eine Linie konzentrierten diskreten Riss, dessen Öffnung getrennt von der Verformung des restlichen Elements betrachtet wird. In FE Analysen entwickelt sich der Riss als Kontaktelement zwischen zwei Netzelementen.

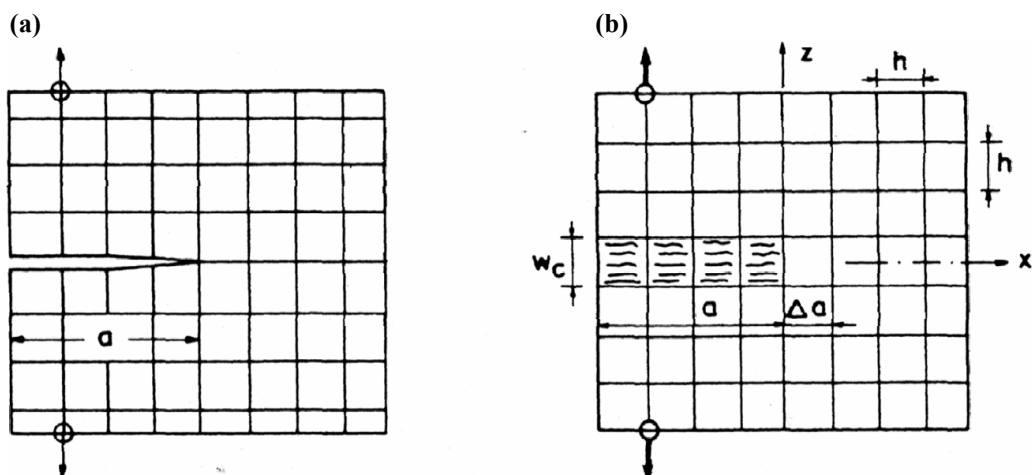


Bild 31 a,b: Schematische Darstellung eines diskreten (a) und eines verschmierten (b) Rissmodell nach [9].

Beton zeigt allgemein aufgrund seiner Inhomogenität und dem daraus resultierenden zufällig verteilten Mikrorisswachstums ein nicht lineares Bruchverhalten (Bild 32 a). Die Rissbildung wird mit einer Konzentration des Risswachstums in der Bruchzone ‚fracture process zone (FPZ)‘ beschrieben (Bild 32 b). In dieser Zone wird die Materialschädigung unter Dissipation von Energie in Mikrorissen akkumuliert, bis sich letztendlich das so entstandene Netzwerk von Mikrorissen zu echten Rissen verbindet. Die Größe dieser FPZ ist abhängig vom Betontyp, seinen Zuschlägen und seiner Homogenität ([15] und [110]). Im entfestigenden Bereich der Rissöffnung werden bei Normalbeton durch Verzahnung der Zuschläge (aggregate interlocking) Spannungen bis zu einer gewissen Rissöffnung übertragen.

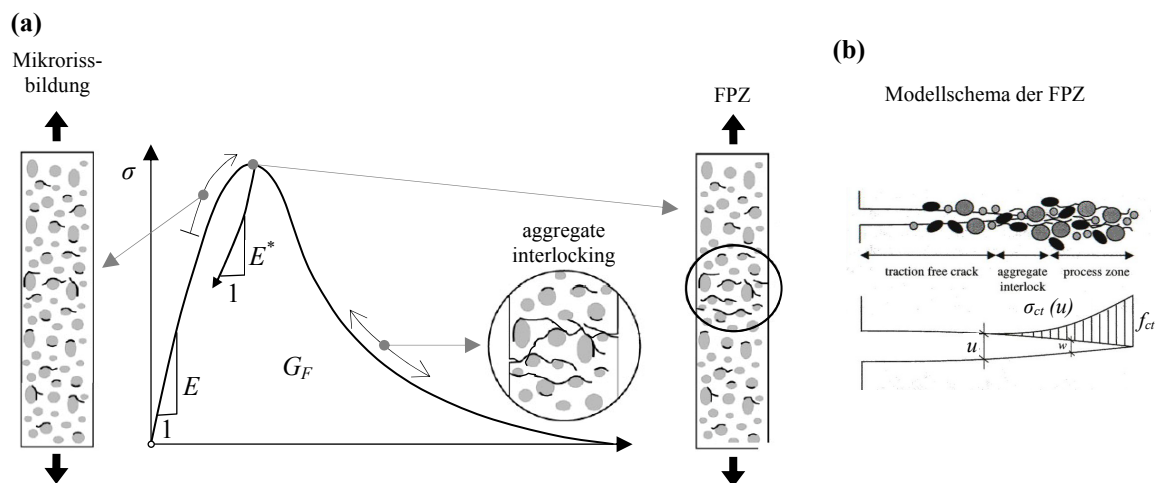


Bild 32 a-b: (a) Bruchverhalten traditioneller Betone mit den Phasen Mikrorissbildung, Lokalisierung in der FPZ und Verzahnung der Zuschläge ‚aggregate interlocking‘; (b) Risswachstum in der Bruchzone (FPZ) nach [96].

Die bruchmechanischen Materialparameter zur Beschreibung des Bruchverhaltens sind die Bruchenergie G_F , die charakteristische Länge l_{ch} , die Festigkeit f_{ct} und die Form der

Entfestigungskurve. Die Bruchenergie gibt die Menge der bis zur kompletten Trennung des Bauteils dissipierten Energie an. Sie stellt sich als Fläche unter der Spannungs-Rissöffnungskurve dar.

$$G_F = \int \sigma(u) du \quad (4.20)$$

Der grenzstabile Fall in dem eine Rissöffnung ohne Stabilitätsproblem (snap-back) stattfindet ist abhängig von der Relation der elastischen Verformungsenergie U des Elements und der dissipierten Bruchenergie G_f im Riss. Die kritische Länge l_{cr} des Elements folgt hieraus zu:

$$U = \frac{f_t^2 l}{2E^*} = G_f \quad (4.21)$$

$$l_{cr} = \frac{2E^* G_F}{f_t^2}$$

Diese Betrachtung geht auf Hillerborg [46] und Petersson [90] zurück, welche die charakteristische Länge l_{ch} definieren. Diese Werkstoffgrösse, die als die halbe kritische Länge l_{cr} festgelegt ist, dient zum Vergleich von Werkstoffen mit ähnlichen Entfestungsverhalten. Sie ist ein Mass zur Beschreibung der Sprödigkeit des Materials.

$$l_{ch} = \frac{E^* G_F}{f_t^2} \quad (4.22)$$

Bei nicht ideal-elastischen Materialien ist für die Ermittlung der kritischen Länge l_{cr} der Entlastungsmodul E^* anzusetzen. Je grösser hierbei die Abnahme des Entlastungsmoduls E^* gegenüber dem Belastungsmodul E ist, desto spröder wird das Material.

Von Muttoni [78] wird eine alternative Ermittlung der kritischen Länge l_{cr} aus dem Verhältnis des Entlastungsmoduls E^* und der Steigung des entfestigenden Verhaltens D vorgeschlagen. Durch Ansetzen der Steigung D wird die Form des entfestigenden Verhaltens berücksichtigt (Bild 33).

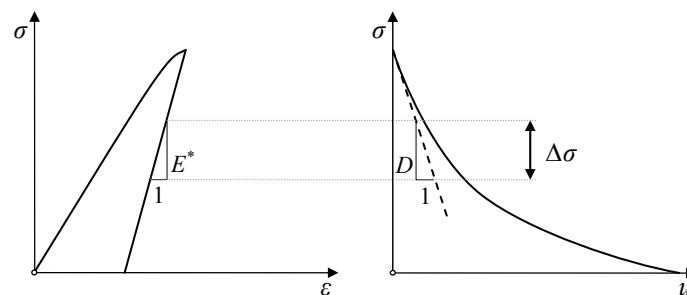


Bild 33: Ermittlung der kritischen Länge l_{cr} aus dem Verhältnis des Entlastungsmoduls E^* und der Steigung des entfestigenden Verhaltens D .

Überschreitet für ein Bauteil der Länge l die Steigung der Entfestigung D die des Entlastungsmoduls E^* , ergibt sich ein instabiler Bruch (snap-back).

$$\frac{\Delta\sigma}{E^*} l_{cr} = \frac{\Delta\sigma}{D} \quad (4.23)$$

$$l_{cr} = \frac{E^*}{D}$$

Für ein lineares Entfestigungsverhalten ergeben diese beiden Betrachtungsweisen die gleichen Resultate:

$$l_{cr} = \frac{2E^* G_F}{f_t^2} = \frac{E^*}{D} \quad (4.24)$$

mit: $G_F = \frac{f_{ct}^2}{2D}$

Bild 34 a,b illustriert den Unterschied der beiden Methoden. Für zwei unterschiedliche Entfestigungsverhalten (linear und hyperbolisch) mit gleicher Bruchenergie G_F ergibt sich mit einer energetischen Betrachtung die gleiche kritische Länge l_{cr} . Für das hyperbolische entfestigende Verhalten besteht hier aber bereits ein instabiles Bruchverhalten.

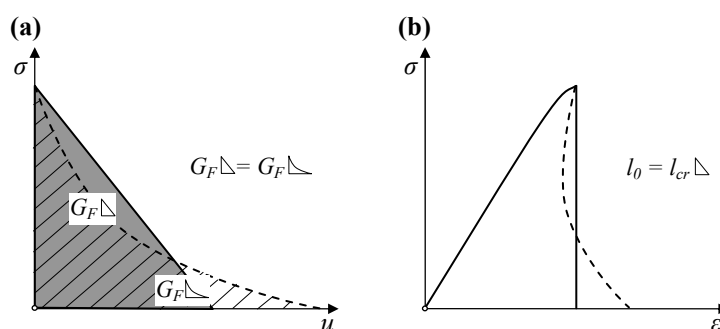


Bild 34 a,b: Unterschiede der Berechnungsmethoden der kritischen Länge l_{cr} ; (a) entfestigendes Rissöffnungsverhalten (linear und hyperbolisch), (b) Tragverhalten eines Zugelements mit der Länge l_{cr} ermittelt nach dem energetischen Ansatz aus dem linearen Entfestigungsverhalten.

Grundsätzlich gilt, dass bei höheren Betonfestigkeiten (Hochfeste Betone) aufgrund der reduzierten Zuschlaggröße sowie der verbesserten Homogenität der Matrix die Sprödigkeit zunimmt und die kritische Länge l_{cr} entsprechend abnimmt [69]. Die Bruchenergie G_F würde sich bei höheren Betonfestigkeiten aufgrund höherer Spannungen erhöhen. Diesem Effekt wirkt jedoch entgegen, dass aufgrund des kleineren Verzahnungseffektes bei hochfesten Betonen Spannungen nur mehr bis zu einer geringeren Rissöffnung übertragen werden können, sodass tatsächlich die Bruchenergie insgesamt abnimmt [42]. Entsprechend klein ist die Ausdehnung der FPZ, wodurch das Risswachstum in hochfesten Matrizen schnell voranschreitet.

Betrachtet man einen UHLFB, so ist zusätzlich zu den Besonderheiten der sehr spröden hochfesten Matrix der Einfluss der Fasern zu berücksichtigen. Seine extrem hohen Bruchenergien [52] ergeben sich aufgrund des Auszugverhaltens der

rissüberbrückenden Fasern. Sie sind nicht, wie die Bruchenergie beim traditionellen Beton, der Verzahnung zwischen den Zuschlägen zuzuschreiben.

Bei der bruchenergetischen Betrachtung eines UHLFB Zuggliedes ist aufgrund der Mehrfachrissbildung eine differenzierte Energiebetrachtung nötig. Es ist zwischen einer Gesamtduktilität des Bauteils und einer Duktilität des Bruchvorganges zu unterscheiden.

Bei Zugbelastung wird zunächst elastische Energie U in das Bauteil eingebracht (Bild 35 a). Bei Erreichen der Zugfestigkeit der Matrix kommt es zur Rissbildung. Ein Teil der elastischen Energie der Matrix wird im, sich in der Aktivierungsphase befindenden, Mesoriss in der FPZ dissipiert. Aufgrund der multiplen Mesorissbildung kann bei fortschreitender Belastung in den weiteren n_r Rissen (n_r FPZ) eine grosse Energiemenge $G_{F,a,nr}$ vom Gesamtsystem dissipiert werden. Diese Betrachtung bezieht sich auf die Gesamtduktilität des Bauteils.

Wird die Zugfestigkeit f_{ct} des UHLFB erreicht, öffnet sich einer der Mesorisse und wird zum Bruchriss. Durch den Faserausziehvorgang dissipiert dieser Bruchriss die Energie $G_{F,1r}$ (Bild 35 b). Hierbei ist für die Duktilität des Bruchvorgangs, die im Bauteil gespeicherte Energie U massgebend.

Es ist folglich zwischen der Energie, die in den n_r FPZ im gesamten Volumen des Zugelements dissipiert wird und der Energie, die beim Faserauszug in einem Riss umgesetzt wird zu unterscheiden.

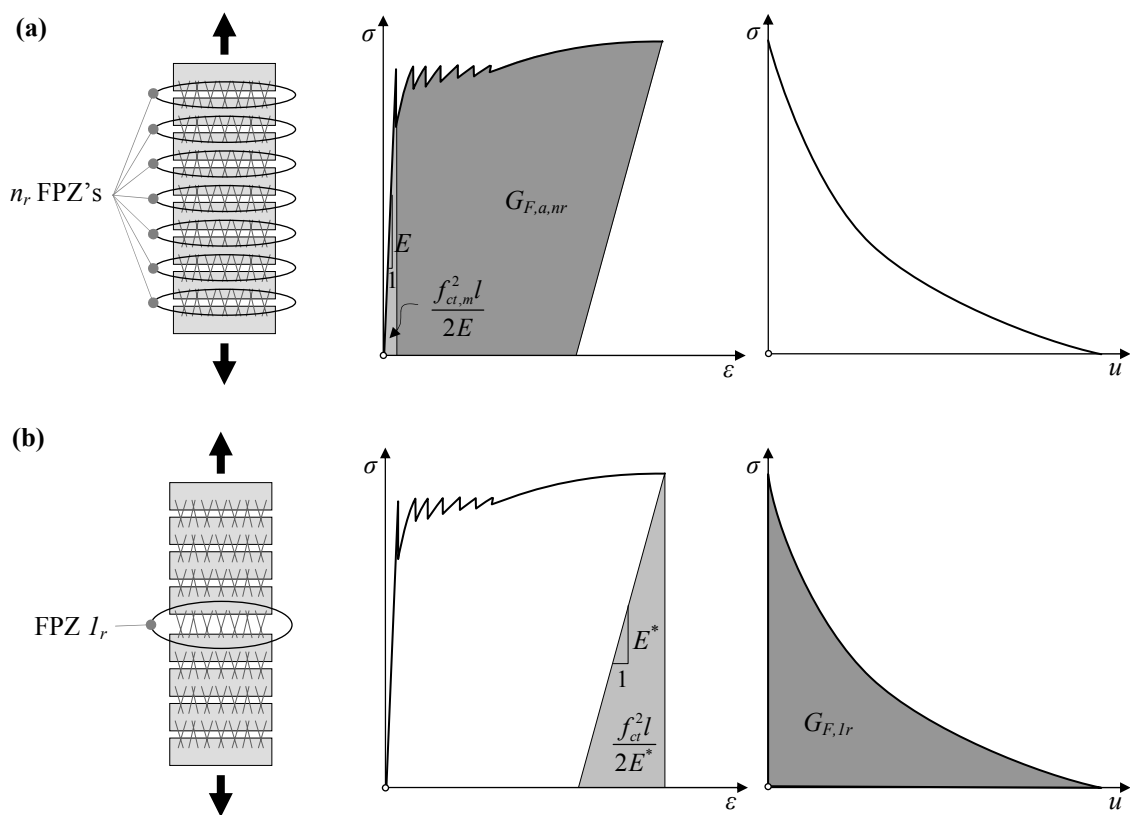


Bild 35 a,b: (a) Zugelement mit multiplen FPZ, (b) Unterscheidung der verschiedenen Bruchenergien.

Die beim Faserauszug dissipierte Energie kann entweder direkt durch Ausmessen aus der Versuchskurve grafisch ermittelt werden oder durch Integration der Modellkurve (3.30) berechnet werden. Für die Energie G_f ergibt sich:

$$G_f = f_{ct} \bar{u} \int_0^{\bar{\eta}} \left(\frac{a}{\bar{\eta} - b} + c \right) \cdot d\bar{\eta} = f_{ct} u_u \left(a \cdot \ln \frac{\bar{\eta} - b}{-b} + c \bar{\eta} \right) \quad (4.25)$$

mit: $\bar{u} = u_u - u_{fb,u}$, $\bar{\eta} = \frac{u}{\bar{u}}$

Zur Bestimmung der charakteristischen Länge (4.22) und somit der Abschätzung der Bruchduktilität des Bauteils, ist entsprechend neben der Bruchenergie $G_{F,lr}$, der Rissöffnung und der Zugfestigkeit f_{ct} des UHLFB auch die Kenntnis der Steifigkeit bei Entlastung E^* nötig.

4.3 Vergleich mit Versuchsergebnissen

Zugverhalten

Es wurden axiale Zugversuche mit beidseitig eingespannten Probekörpern mit konstantem Querschnitt in der Messzone durchgeführt ([52] bzw. Anhang D). Die Probekörper sind in der Mitte knochenförmig verjüngt. Sie haben eine Länge von 700 mm, eine Breite von 200 bzw. 160 mm und eine Dicke von 45 mm. Es ergibt sich eine Querschnittsfläche von 8000 mm^2 in der 200 mm langen Messzone (Bild 36). Die Verformungen im Bereich der Messzone wurden mit 4 induktiven Wegaufnehmern (LVDTs) und 5 Dehnmessstreifen (DMS) aufgenommen.

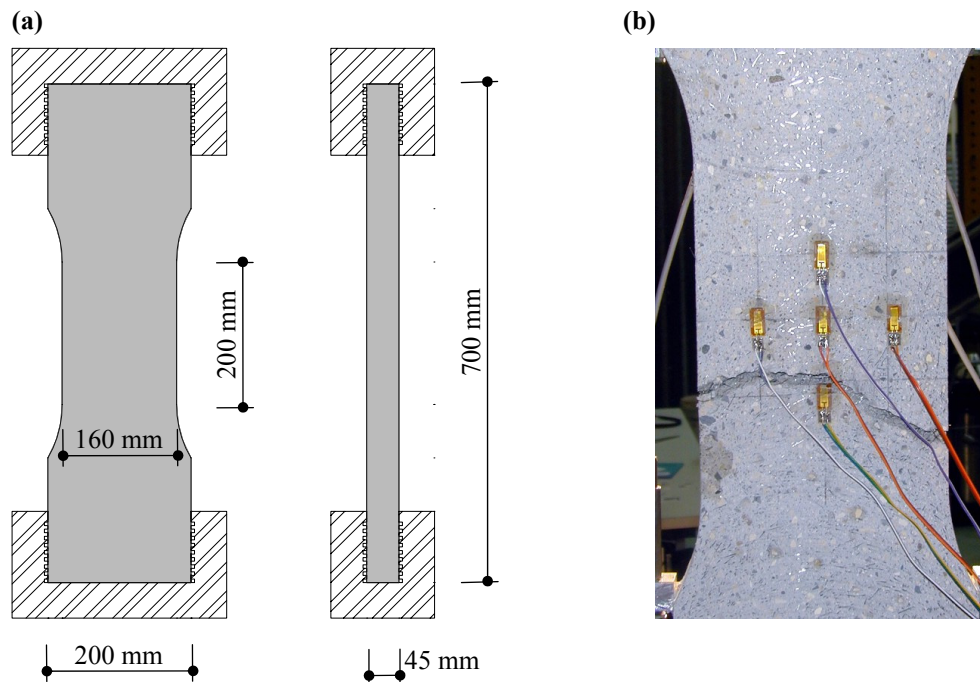


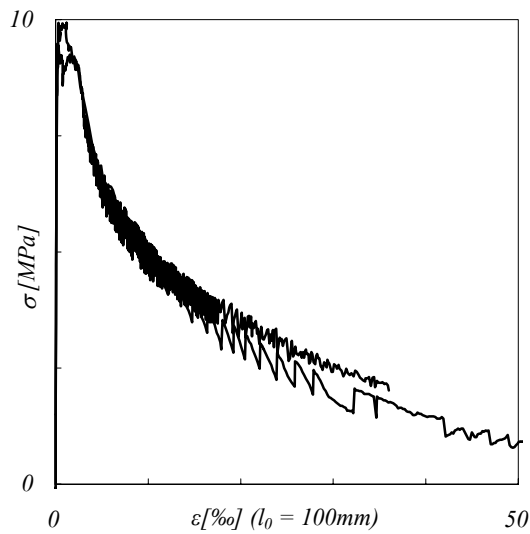
Bild 36 a,b: Zugversuche an verjüngten Proben mit einer konstanten Messzone von 200 mm Länge; (a) Probekörper, (b) Rissbild.

Es wurden Versuche an faserbewehrten Probekörpern (UHLFB CERACEM) und zusätzlich Vergleichsversuche an nicht faserbewehrten Proben (CERACEM ohne Fasern) durchgeführt. Die beobachtete Rissbildung der faserbewehrten Probekörper beginnt mit der Ausbildung vieler, sehr feiner Mesorisse mit einem Abstand von rund 15 mm. Diese Risse sind mit bloßem Auge teilweise nur sehr schwer zu erkennen. Bei weiterer Belastung schreitet diese multiple Rissbildung fort, bis sich an einer Stelle, meist in der Nähe des Randes beginnend, einer der Risse vergrößert. Sobald der Mesoriss den Querschnitt komplett durchquert hat, konzentriert sich die weitere Verformung auf diesen Riss und es bildet sich ein Makroriss aus. Der Riss bildet sich nicht geradlinig aus. Er scheint sich den Weg mit der geringsten Festigkeit zu suchen. Hierbei erfährt er aber keine Ablenkung durch die Zuschläge (vgl. Normalbeton), sondern vielmehr durch Schwachstellen, die sich aufgrund der Faserorientierung ergeben.

Das Versagen einer nicht faserbewehrten Probe ist im Gegensatz dazu schlagartig und spröde. Es kündigt sich nicht durch eine langsame Rissbildung an, sondern es bildet sich schlagartig ein querschnittsquerender Riss aus.

Der Spannungs-Dehnungsverlauf beider Probetypen zeigt zunächst ein linear-elastisches Tragverhalten mit einem E-Modul (Sekantenmodul 0 to $1/3 f_{ct}$) von rund 60 GPa. Bild 37 zeigt den Spannungsverlauf der faserbewehrten Zugproben. Bei einer mittleren Spannung von rund 8.9 MPa tritt ein initialer Mesoriss auf. Für die unbewehrte Probe führt dies direkt zu einem spröden Versagen. Bei den bewehrten Proben wird ein verfestigendes Verhalten mit einer leichten Spannungserhöhung bis zu einer Dehnung von rund 2.5 ‰ beobachtet. Diese Phase ist durch einen sprunghaften Spannungsverlauf gekennzeichnet, wobei Festigkeitswerte von bis zu 9.7 MPa erreicht werden.

Bei einer Dehnung von 2.5 ‰ beginnt sich die Verformung auf einen Riss zu lokalisieren, und die Spannung fällt abrupt ab. Bis zu einer Dehnung von 100 ‰ (Messlänge 100 mm) werden die Fasern progressiv ausgezogen. Die Spannung nimmt mit einem ‚hyperbolischen‘ Verlauf ab. Die Rissöffnung bei komplett ausgezogenen Fasern beträgt circa 10 mm.



Messwerte (Mittelwerte)			
$f_{ct,m}$	8.9 MPa	$\varepsilon_{ct,m}$	0.15 ‰
f_{ct}	9.7 MPa	ε_{ct}	2.5 ‰
E_m	60 GPa	ε_u	100.8 ‰
		ε_{res}	0.8 ‰

Bild 37: Versuchsergebnisse der Zugversuche; Spannungs-Dehnungsdiagramm und Tabelle der Messergebnisse (Messlänge $l_0 = 100$ mm).

Rissöffnung bei f_{ct}

Rechnerisch ergibt sich gemäss Gleichung (4.6) ein Rissabstand von $s_r = \frac{3}{4} \cdot l_f = 15$ mm. Dieser Rissabstand stimmt weitgehend mit dem beobachteten Rissabstand überein [52]. Es ergibt sich folglich bei einer Länge von 100 mm nach (4.7) eine theoretische Rissanzahl von

$$n_r = \frac{4l_{elmt}}{3l_f} = \frac{4 \cdot 100 \text{ mm}}{3 \cdot 20 \text{ mm}} = 6.6 \quad (4.26)$$

Vergleicht man die bei den Ausziehversuchen gemessene Rissöffnung $u_{ct} = 0.12$ mm (vgl. Bild 16), unter Berücksichtigung der Rissanzahl $n_r = 6.6$ und der elastischen Verformung der nicht gerissenen Matrix (4.27), mit der bei den Zugversuchen beobachteten Dehnung von $\varepsilon_{ct,m} = 2.5$ ‰, wird bei den Ausziehversuchen eine dreimal so grosse Verformung beobachtet.

$$\frac{n_r \cdot u_{ct}}{l_{elmt}} + \frac{f_{ct,m}}{E_m} = \frac{6.6 \cdot 0.12 \text{ mm}}{100 \text{ mm}} + \frac{8.9 \text{ MPa}}{60 \text{ GPa}} = 0.00792 + 0.00015 = 8 \text{ ‰} \quad (4.27)$$

Die bereits dargestellte Vermutung (Kapitel 4.3) einer mehrfachen Rissbildung im Bereich zwischen den Einkerbungen zeigt sich hier nun deutlich. Mit einer inversen rechnerischen Analyse kann die Rissöffnung eines einzelnen Risses ermittelt werden. Aus (4.27) ergibt sich:

$$u_{ct} = \left(\varepsilon_{ct} - \frac{f_{ct,m}}{E_m} \right) l_{elmt} = \left(2.5 \text{ ‰} - \frac{8.9 \text{ MPa}}{60 \text{ GPa}} \right) \frac{100 \text{ mm}}{6.6} = 0.036 \text{ mm} \quad (4.28)$$

Dies ist circa die Hälfte der Rissweite, die man aus (3.26) erhält und ein Drittel der gemessenen Rissweite. Die kritische Betrachtung der Vorgänge vor Erreichen der Faserauszugsfestigkeit bei den gekerbten Zugversuchen bestätigt sich hier.

Entsprechend der inversen Analyse müssen sich trotz der Einkerbung ca. drei Mesorisse ausgebildet haben.

Dies bedeutet, dass die mit dem Modell durchgeführte Extrapolation der Rissöffnungsweite eines Risses auf die Verformung eines mehrfach gerissenen Zugelements grundsätzlich möglich ist. Aufgrund des geringen Rissabstandes besteht die Problematik, dass sich trotz der Einkerbungen mehrere Risse ausbilden. Um dies zu vermeiden muss bei zukünftigen Versuchen eine im Verhältnis zur Faserlänge kleine Probefläche betrachtet werden.

Residuale Rissöffnung / Entlastungsmodul

Bei Entlastung der Versuchskörper ist die in Kapitel 4.2 beschriebene verbleibende plastische Verformung zu beobachten. Diese kann sowohl bei den gekerbten Rissöffnungsversuchen (Kapitel 3.1) als auch bei den Zugversuchen (Kapitel 4.3) analysiert werden.

Aus den Be- und Entlastungszyklen der Rissöffnungsversuche (Bild 38 a) ist die residuale Verformung bei entlasteter Probe ermittelbar. Nach Erreichen der Zugfestigkeit f_{ct} verbleibt bei Entlastung eine Rissöffnung von rund $u_{res} = 0.045$ mm.

Bei den Zugversuchen lassen sich mit den Messungen der ausserhalb des Makrorisses liegenden Wegaufnehmern das Entlastungsverhalten und die residuale Verformung ϵ_{res} der Proben beobachten. Bild 38 b zeigt die Entlastungskurven von zwei Wegaufnehmern, welche ausserhalb des lokalisierten Makrorisses positioniert waren. Nach vollständiger Entlastung der Probe verbleibt eine Verformung, die sich aufgrund der sich nicht wieder vollständig schliessenden Multirisse ergibt. Die verbleibende Verformung liegt bei rund $\epsilon_{res} = 0.8$ ‰.

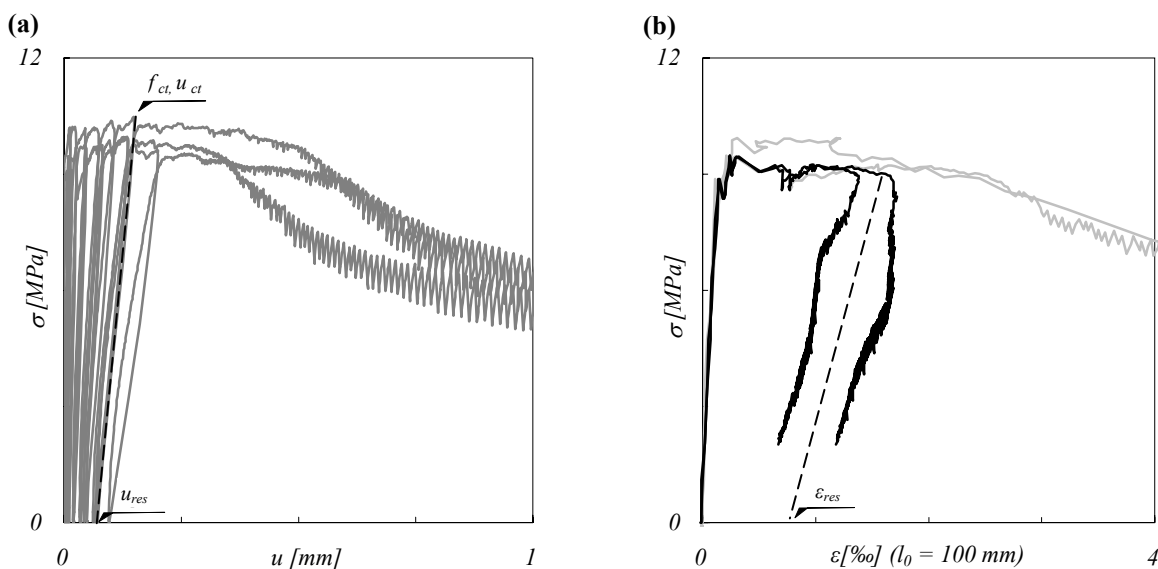


Bild 38 a,b: Residuale Rissöffnung: (a) Spannungs-Rissöffnungsdiagramm der Belastungsphase der gekerbten Zugversuche (vgl. Kapitel 3.1); (b) Spannungs-Dehnungsdiagramm der Entlastungskurven von ausserhalb des Makrorissbereiches liegenden Wegmessern der Zugversuche (vgl. Kapitel 4.3).

Nimmt man an, dass die gemessene residuale Rissöffnung u_{res} die Rissweite eines einzelnen Risses ist, so ergibt sich für ein Zugelement mit einer Länge l_{elmt} bei Ausbildung von n_r Rissen eine residuale Dehnung ε_{res} von:

$$\varepsilon_{res} = \frac{n_r u_{res}}{l_{elmt}} = \frac{6.6 \cdot 0.045 \text{ mm}}{100 \text{ mm}} = 3 \text{ ‰} \quad (4.29)$$

Vergleicht man diesen berechneten Wert mit den Messergebnissen der Zugversuche (Bild 38 b) so zeigt sich auch hier, dass ohne Berücksichtigung der oben diskutierten Mehrfachrissbildung der Rissöffnungsversuche, eine zu hohe residuale Verformung ermittelt wird. Setzt man hingegen die ermittelte Mehrfachrissbildung der Rissöffnungsversuche an, so erhält man

$$\varepsilon_{res} = \frac{n_r u_{res}}{n_{r,multi} l_{elmt}} = \frac{6.6 \cdot 0.045 \text{ mm}}{3 \cdot 100 \text{ mm}} = 1 \text{ ‰} \quad (4.30)$$

Dies entspricht ungefähr der bei den Zugversuchen beobachteten residualen Dehnung $\varepsilon_{res} = 0.8 \text{ ‰}$.

Die residuale Rissöffnung eines einzelnen Risses u_{res} kann entsprechend mit einer inversen Analyse aus den Zugversuchen ermittelt werden:

$$u_{res} = \frac{\varepsilon_{res} l_{elmt}}{n_r} = \frac{0.8 \text{ ‰} \cdot 100 \text{ mm}}{6.6} = 0.012 \text{ mm} \quad (4.31)$$

Für die Ermittlung des Rissöffnungsverlaufes ist aus den oben ermittelten Kennwerten der Entlastungsmodul E^* zu bestimmen. Dies kann sowohl direkt aus den Zugversuchen (f_{ct} , ε_{ct} , ε_{res}) oder aus dem Rissverhalten eines einzelnen Risses ($\sigma_{fb,u}$, $u_{fb,u}$, u_{res}) erfolgen. Der Entlastungsmodul E^* des hier eingesetzten UHLFB ergibt sich gemäss (4.14) zu:

$$E^* = \frac{f_{ct}}{\varepsilon_{ct} - \varepsilon_{res}} = \frac{f_{ct}}{(n_r (u_{ct} - u_{res}) / l_{elmt}) + \varepsilon_{ct,m}} = \frac{9.8 \text{ MPa}}{2.5 \text{ ‰} - 0.8 \text{ ‰}} \approx \frac{10 \text{ MPa}}{(6.6(0.036 \text{ mm} - 0.012 \text{ mm}) / 100 \text{ mm}) + 0.15 \text{ ‰}} \approx 5.8 \text{ GPa} \quad (4.32)$$

Der Entlastungsmodul E^* des untersuchten Materials ist um einen Faktor 10 kleiner als der E-Modul bei Erstbelastung. Dies ist bei der Betrachtung der Systemsprödigkeit von grosser Bedeutung.

Rissöffnungsverlauf und ε_u

Der mit den oben ermittelten Messergebnissen modellierte Spannungsverlauf (schwarze Kurve) wurde mit den Versuchsergebnissen (graue Kurve) überlagert (Bild 39 a,b). Er setzt sich aus der bi-linearen Approximation in der Belastungsphase (siehe Kapitel 4.1) und dem hyperbolischen Spannungsverlauf der Rissöffnung (3.30) zusammen.

Die Belastungsphase wird durch die bi-lineare Näherung gut wiedergegeben. Die Messwerte im Bereich der Multirissbildung zeigen eine Vielzahl durch die Rissbildung begründeter Spannungssprünge. Diese werden mit der linearen verfestigenden Approximation des Modells nicht im Detail, aber in der Tendenz gut wiedergegeben.

Die semi-empirische Modellierung unter Berücksichtigung des Entlastungsmoduls E^* stellt eine sehr gute Näherung des Rissöffnungsverlaufs dar.

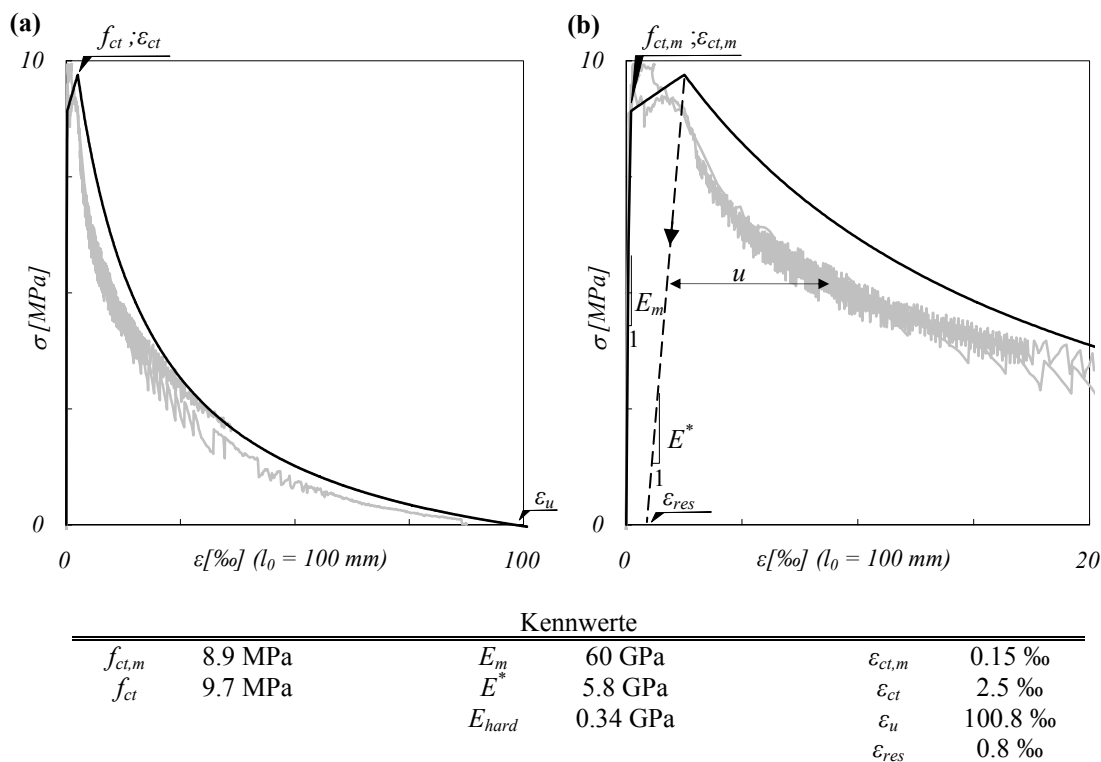
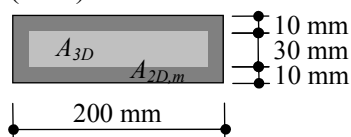


Bild 39 a-b: Vergleich des Modells (schwarz) mit den Zugversuchen (grau) (Messlänge 100 mm); (b) Vergrößerung des Bereiches bis $\epsilon = 20$ ‰; (Tab) Kennwerte der Versuche.

Ungestörte Zugfestigkeit $f_{ct,3D}$

Ebenso wie bei den Rissöffnungsversuchen (Kapitel 3.3) beeinflusst bei den Zugversuchen die Orientierung der Fasern im Randbereich die Zugfestigkeit. Dies wirkt sich nicht auf die Matrixfestigkeit, sondern nur auf die Zugfestigkeit f_{ct} (Faserauszugsfestigkeit der rissüberbrückenden Fasern) aus.

Die ungestörte Zugfestigkeit $f_{ct,3D}$ der Zugversuchskörper ergibt sich mit (3.28) und (3.29) zu:



$$f_{ct,3D} = \frac{f_{ct}}{K_A} = \frac{9.7 \text{ MPa}}{1.15} = 8.4 \text{ MPa}$$

$$\text{mit: } K_A = \frac{\alpha_{3D} A_{3D} + \alpha_{2D,m} A_{2D,m}}{\alpha_{3D} A_{tot}} = \quad (4.33)$$

$$\frac{\frac{3}{8} \cdot 5400 \text{ mm}^2 + \frac{1}{2} \cdot 4600 \text{ mm}^2}{\frac{3}{8} \cdot 10000 \text{ mm}^2} = 1.15$$

Dies bedeutet, dass bei dem hier verwendeten UHLFB ohne den verfestigenden Einfluss der Faserorientierung im Randbereich die Zugfestigkeit $f_{ct,3D} = 8.4$ MPa geringer ist, als

die Matrixfestigkeit $f_{ct,m} = 8.9 \text{ MPa}$. Es würde sich entsprechend bei diesem UHLFB ohne den Randbereich (z.B. bei gesägten Probekörpern) keine Multirissbildung einstellen. Dieselbe Problematik ergibt sich für gedrungene Querschnitte, bei denen das Verhältnis zwischen Oberfläche und Querschnitt klein ist. Der Grenzwert, bei dem sich für den hier betrachteten UHLFB eine Multirissbildung einstellt ist erreicht bei einem Reduktionsfaktor K_A von:

$$K_A = \frac{f_{ct,m}}{f_{ct,3D}} = \frac{8.9 \text{ MPa}}{8.4 \text{ MPa}} = 1.06 \quad (4.34)$$

Der Reduktionsfaktor K_A ist abhängig vom Flächenverhältnis von Bereichen mit ausgerichteten Fasern $A_{2D,m}$ zu Bereichen mit gleich verteilt orientierten Fasern A_{3D} (4.33). Für den oben ermittelten Reduktionsfaktor K_A ergibt sich ein Flächenverhältnis von:

$$\frac{A_{2D,m}}{A_{3D}} = \frac{(K_A - 1)\alpha_{3D}}{\alpha_{2D,m} - K_A\alpha_{3D}} = \frac{(1.06 - 1) \cdot \frac{3}{8}}{\frac{1}{2} - 1.06 \cdot \frac{3}{8}} = 0.219 \quad (4.35)$$

Zur Sicherheit sollte beim Entwurf des Mischansatzes eines UHLFB die Differenz zwischen f_{ct} und $f_{ct,m}$ derart eingestellt werden, dass für alle möglichen Querschnittsvarianten eine Multirissbildung eintritt. Dies ist für alle Querschnitte mit geschalten oder freien Oberflächen sichergestellt, wenn $f_{ct,3D}$ grösser ist als $f_{ct,m}$. Dieses Kriterium wird von dem hier verwendeten UHLFB nicht erfüllt. Da aber in den durchgeführten Versuchsserien schlanke Bauteile zum Einsatz kommen, stellt dies hier kein Problem dar.

Vergleicht man die mit den Zugversuchen ermittelte ungestörte Zugfestigkeit $f_{ct,3D}$ mit der der Rissöffnungsversuche, so zeigt sich mit $f_{ct,3D} = 8.82 \text{ MPa}$ eine geringfügig höhere Festigkeit. Die Abweichung liegt zwar noch im Bereich der Streuung der Versuchsergebnisse, doch lässt sich aus dieser Tendenz ableiten, dass durch die Schädigungen der Matrix bei der Multirissbildung die Auszugsfestigkeit der rissüberbrückenden Fasern geringfügig abnimmt.

Bruchenergie

Die dissipierte Bruchenergie ergibt sich, wie in Kapitel 4.2 dargestellt, aus dem Integral der Last über den Verformungsweg. Anhand der Last-Rissöffnungskurve (Rissöffnungsversuche Kapitel 3.3) bzw. des Last-Verformungsdiagramms (Zugversuche Kapitel 4.3) kann die Bruchenergie untersucht werden (Bild 40).

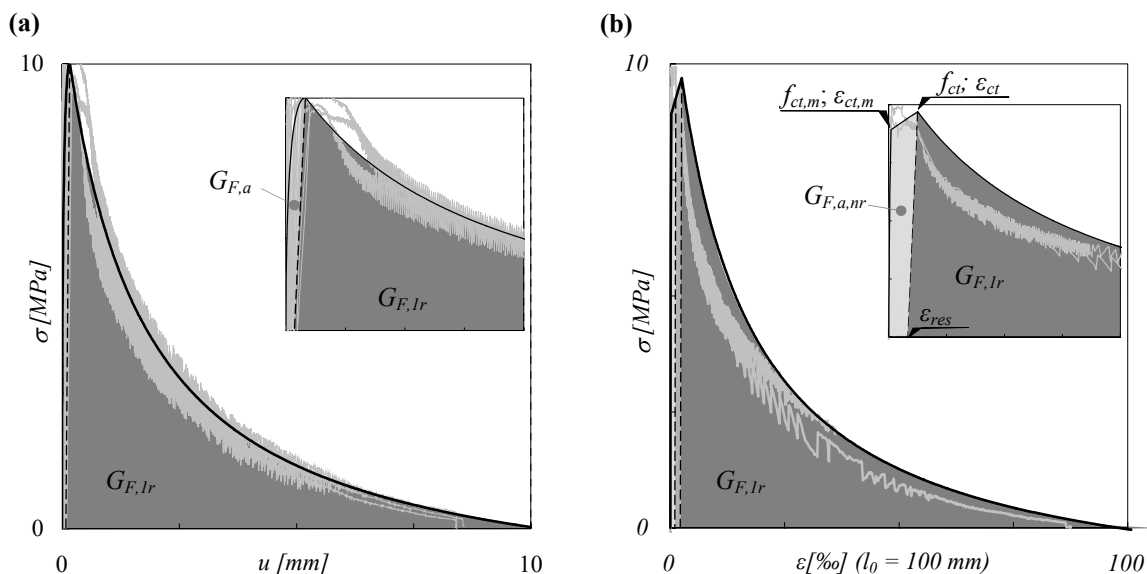


Bild 40 a,b: Bruchenergie der Versuche differenziert nach Bruchenergie der Rissbildungs- und Aktivierungsphase $G_{F,a}$ und Bruchenergie des Faserauszugs $G_{F,lr}$ der (a) Rissöffnungsversuche und der (b) Zugversuche.

Die Bruchenergie $G_{F,lr}$ kann grafisch aus der Fläche unter dem Last-Verformungsdiagramms ermittelt werden. Um die Bruchenergie aus dem Last-Dehnungsdiagramm des Zugversuches zu berechnen, ist die Bauteil- bzw. die Messlänge l_0 zu berücksichtigen. Es ergeben sich folgende Bruchenergien (Tabelle 3):

Rissöffnungsversuch		Zugversuche	
$G_{F,a}$ (3 Risse)	$0.9 \cdot 10^3 \text{ J/m}^2$	$G_{F,a,nr}$	$1.9 \cdot 10^3 \text{ J/m}^2$
$G_{F,a,lr}$ (pro Riss)	$0.3 \cdot 10^3 \text{ J/m}^2$	$G_{F,lr}$	$20.6 \cdot 10^3 \text{ J/m}^2$
$G_{F,lr}$	$22.2 \cdot 10^3 \text{ J/m}^2$		

Tabelle 3: Bruchenergien des Rissöffnungsversuches und des Bruchversuches differenziert nach Bruchenergie der Rissbildungs- und Aktivierungsphase $G_{F,a}$ und Bruchenergie des Faserauszugs $G_{F,lr}$

Beim Rissöffnungsversuch wird in der Belastungsphase die Energie $G_{F,a,lr}$ zur Rissbildung und Aktivierung der Fasern und in der Faserauszugphase die Energie $G_{F,lr}$ dissipiert. Bei den Zugversuchen wird in der Belastungsphase die Energie $G_{F,a,nr}$ bei der Rissbildung und Aktivierung dissipiert. In der Faserauszugphase der Zugversuche wird die Energie $G_{F,lr}$ durch die Reibung der Fasern dissipiert.

Wie bereits erläutert wurde, haben sich in der Belastungsphase der Rissöffnungsversuche drei Mesorisse ausgebildet. Die zur Aktivierung eines Mesorisses benötigte Energie ergibt sich entsprechend als ein Drittel der gemessenen Aktivierungsenergie zu $G_{F,a,lr} = 0.3 \cdot 10^3 \text{ J/m}^2$.

Vergleicht man die dissipierten Energien der beiden Versuchstypen, lässt sich eine gute Kohärenz der Resultate feststellen. Bei Ansatz der oben ermittelten Rissanzahl von $n_r = 6.6$ Rissen auf 100 mm (4.26), ergibt sich eine hierfür aufzuwendende Aktivierungsenergie von $6.6 \cdot G_{F,a,lr} = 1.98 \cdot 10^3 \text{ J/m}^2$. Dies stimmt mit der Aktivierungsenergie der Zugversuche $G_{F,a,nr} = 1.9 \cdot 10^3 \text{ J/m}^2$ überein. Ebenso wird in der Faserauszugphase der Zugversuche annähernd dieselbe Energie $G_{F,lr} = 20.6 \cdot 10^3 \text{ J/m}^2$ dissipiert, wie in der Faserauszugphase der Rissöffnungsversuche $G_{F,lr} = 22.2 \cdot 10^3 \text{ J/m}^2$.

Zum Vergleich kann die Bruchenergie ebenso durch Integration aus der Modellkurve ermittelt werden (4.25):

$$G_f = 10 \text{ MPa} \cdot 9.88 \text{ mm} \cdot \left(0.2 \cdot \ln \frac{0.988 + 0.171}{0.171} - 0.17 \cdot 0.988 \right) = 21.2 \text{ J/m}^2 \quad (4.36)$$

Die kritische Länge l_{cr} des verwendeten UHLFB ergibt sich mit dem ermittelten Entlastungsmodul (4.32) von $E^* = 5.8 \text{ GPa}$ nach (4.21) zu:

$$l_{cr} = \frac{2E^*G_f}{f_{ct}^2} = \frac{2 \cdot 5.8 \text{ GPa} \cdot 21.2 \cdot 10^3 \text{ J/m}^2}{9.7^2 \text{ MPa}^2} = 2740 \text{ mm} \quad (4.37)$$

Die Ermittlung der kritischen Länge l_{cr} mit der alternativen, die Form des entfestigenden Verhaltens berücksichtigenden Methode (4.23), zeigt eine starke Abweichung.

$$l_{cr} = \frac{E^*}{D} = \frac{5.8 \text{ GPa} \cdot \text{mm}}{6.8 \text{ MPa}} = 853 \text{ mm} \quad (4.38)$$

mit: $D = 6.8 \text{ MPa}$ aus (3.35)

Diese grosse Diskrepanz der Methoden ergibt sich aufgrund des sehr steilen initialen Abfalls der Entfestigung. Dies führt bereits bei geringeren Elementlängen zu einem Auftreten einer Instabilität des Bruches.

Modellierung beliebiger UHLFB

Mit der vorgestellten Modellierung können beliebige UHLFB dargestellt werden. Im Folgenden wird dies am UHLFB Cemtec dargestellt.

In der Diplomarbeit von Michels [75] wird im Rahmen einer Untersuchung zum Zugverhalten von bewehrten Bauteilen aus UHLFB, eine Messkurve des UHLFB Cemtec (LCPC) angegeben. In Bild 41 c ist diese Messkurve (graue Linie), umgewandelt in ein Spannungs-Dehnungsdiagramm wiedergegeben. Die Messlänge wird mit $l_o = 700 \text{ mm}$ angegeben.

Die Modellierung des Tragverhaltens erfolgt getrennt für die Belastungsphase (Bild 41 a) und die Rissöffnungsphase (Bild 41 b). Die Festigkeitswerte $f_{ct,m}$ und f_{ct} sowie deren Dehnung werden als Materialcharakteristika aus den Versuchsergebnissen übernommen. Die maximale Rissöffnung ergibt sich aus der Faserlänge $u_r = l_f / 2$. Der Verlauf des entfestigenden Rissöffnungsverhaltens wird mit dem semi-empirischen Modell dargestellt. Hierbei ergeben sich für die Modellparameter $a = 1$ und für b und c jeweils -0.618.

Die Belastungs- und Rissöffnungskurve werden für ein konkretes Zugelement von $l = 700 \text{ mm}$ unter Berücksichtigung des Entlastungsmoduls E^* verknüpft (Bild 41 b). Da für den Entlastungsmodul keine Angaben vorliegen wird eine residuale Dehnung von 0.8 ‰ angenommen (vgl. CERACEM). Es ergibt sich nach (4.32) ein Entlastungsmodul von $E^* = 12.5 \text{ GPa}$.

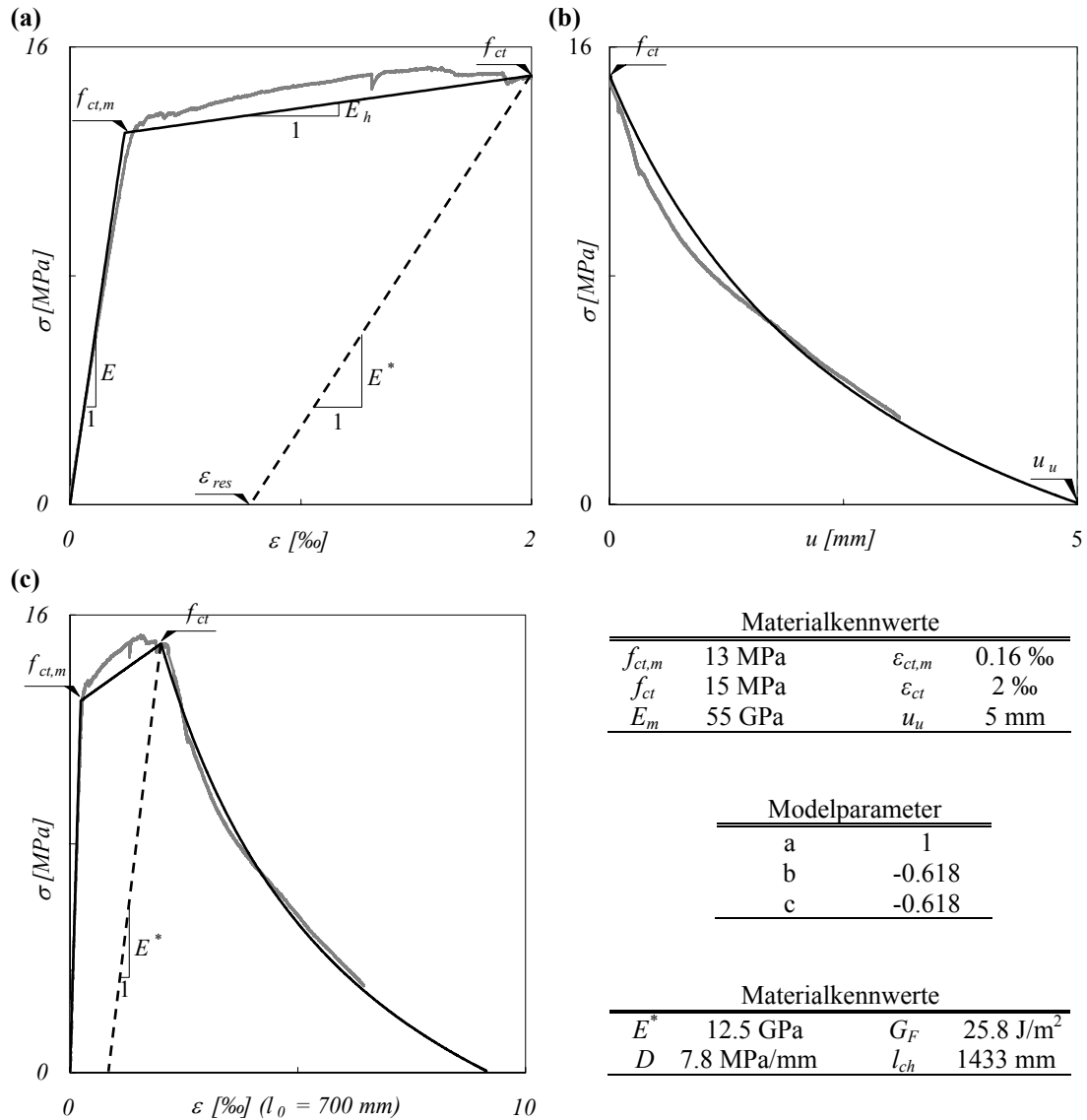


Bild 41 a-c: Modellierung des Zugverhaltens von Cemtec; (a) Belastungsverhalten, (b) Rissöffnungsverhalten und (c) Tragverhalten eines 700 mm langen Zugelements; Kennwerte.

Die Steifigkeit des entfestigenden Verhaltens ergibt sich nach (3.34) zu:

$$D = \frac{f_{ct}}{u_u} \frac{a}{b^2} = \frac{15 \text{ MPa}}{5 \text{ mm} \cdot (-0.618)^2} = 7.8 \frac{\text{MPa}}{\text{mm}} \quad (4.39)$$

Für die Bruchenergie G_F folgt nach (4.25):

$$G_f = f_{ct} u_u \left(a \cdot \ln \frac{\bar{\eta} - b}{-b} + c \bar{\eta} \right) = 15 \text{ MPa} \cdot 5 \text{ mm} \cdot \left(\ln \frac{1 + 0.618}{0.618} - 0.618 \right) = 25.8 \frac{\text{J}}{\text{m}^2} \quad (4.40)$$

Woraus sich die kritische Länge l_{cr} nach (4.21) ergibt:

$$l_{cr} = \frac{2E^*G_F}{f_{ct}^2} = \frac{2 \cdot 12.5 \text{ GPa} \cdot 25.8 \cdot 10^3 \text{ J/m}^2}{15^2 \text{ MPa}^2} = 2866 \text{ mm} \quad (4.41)$$

Verglichen mit der kritischen Länge l_{cr} nach Muttoni (4.23)

$$l_{cr} = \frac{E^*}{D} = \frac{12.5 \text{ GPa} \cdot \text{mm}}{7.8 \text{ MPa}} = 1602 \text{ mm} \quad (4.42)$$

ergibt sich auch hier, aufgrund der Form der Entfestigungskurve, eine relativ grosse Diskrepanz (vgl. CERACEM Kapitel 4.3).

4.4 Erkenntnisse

Die ausgeprägte Homogenität des Werkstoffes UHLFB und die kleinen Zuschläge führen zu einer nur geringen Ausbildung von Mikrorissen. Dies führt im ungerissenen Zustand zu einem quasi perfekt elastischen Tragverhalten, dessen Spannungsverlauf bis zum Erreichen der Matrixfestigkeit $f_{ct,m}$ linear elastisch (4.2) beschrieben werden kann. Die Rissbildung erfolgt spontan mit einem sehr schnellen Risswachstum (spröde Matrix), wodurch die Zugspannungen im Riss ohne eine Übergangsphase direkt auf die Fasern übertragen werden.

Im Gegensatz zu traditionellem Faserbeton ist bei UHLFB die Faserauszugsfestigkeit der rissüberbrückenden Fasern grösser als die Zugfestigkeit der Matrix $f_{ct,m}$. Dies führt zu einem verfestigenden Verhalten mit Ausbildung einer **multiplen Mesorissbildung**. Die Zugfestigkeit f_{ct} des UHLFB ist somit durch die Faserauszugsfestigkeit der rissüberbrückenden Fasern bestimmt. Die Rissabstände s_r (4.6), Rissweiten u_{ct} (3.23) sowie die Rissanzahl n_r (4.7) in der Multirissphase können aufgrund von mikromechanischen Überlegungen in Abhängigkeit der geometrischen und mechanischen Kenngrössen der Fasern ermittelt werden.

Das vorgestellte **mechanische Modell** (4.10) berücksichtigt in der Phase der Rissbildung und der Rissstabilisierung die Entwicklung jedes einzelnen Mesorisses. Alternativ wird ein vereinfachter ingenieurmässiger Ansatz (4.12) vorgeschlagen, in dem die multiple Mesorissbildung im verfestigenden Bereich aufgrund ihrer gleichmässigen Verteilung verschmiert mit einem konstanten Verfestigungsmodul E_{hard} (4.11) betrachtet wird.

Das **entfestigende Rissöffnungsverhalten** wird mit den bruchmechanischen Ansätzen des ‚fictitious crack model‘ von Hillerborg (4.13) bzw. (4.15), unter Berücksichtigung eines linearen Entfestigungsmoduls E^* (4.14) beschrieben. Hiermit wird die Verknüpfung der gleichmässig über die Bauteillänge verteilten Verformung (elastische Phase und Multirissbildung) mit der lokalisierten Rissöffnung etabliert. Der Spannungsverlauf der Rissöffnung (4.19) ergibt sich unter Berücksichtigung des in Kapitel 3.4 vorgestellten semi-empirischen Modells.

Der Vergleich des Modells mit den **Versuchsergebnissen** der Zugversuche zeigt eine gute Kohärenz. Die Extrapolation des mit den Rissöffnungsversuchen beobachteten Rissverhaltens eines einzelnen Risses auf das Tragverhalten eines Zugelementes (Zugversuche) ist mittels des Modells möglich. Die Methodik der Modellierung kann allgemein auf verschiedenste UHLFB angewandt werden.

Basierend auf den Ansätzen des mechanischen Modells des Zugverhaltens werden **bruchenergetische Überlegungen** angestellt. Es muss zwischen einer Gesamtduktilität des Bauteils und einer Duktilität des Bruchvorganges unterschieden werden. Die elastische Energie der ungerissenen Matrix wird bei der multiplen Mesorissbildung und der Aktivierung der Fasern in n_r FPZen im gesamten Volumen des Zugelements dissipiert ($G_{F,a,nr}$). Beim Bruchvorgang wird bei der Öffnung eines Risses die Energie $G_{F,lr}$ in der Rissebene dissipiert. Zur Bestimmung der charakteristischen Länge l_{ch} (4.22) ist entsprechend die Steifigkeit E^* im gerissenen Zustand anzusetzen.

Das **Tragverhalten** und die mechanischen Vorgänge der Multirissbildung sind für alle UHLFB grundsätzlich gleich (siehe schematische Zusammenfassung Bild 42 a-f). Die Steigungen und die Längen der einzelnen Phasen variieren in Abhängigkeit der Zusammensetzung des jeweiligen UHLFB. Die ungerissene Phase ist allein von der Matrix, die Multirissbildung und die Rissöffnung von der Charakteristik der Fasern ($l_f, \varnothing_f, \rho_f, \tau_f$) abhängig.

TZugverhalten nicht bewehrter UHLFB Bauteile

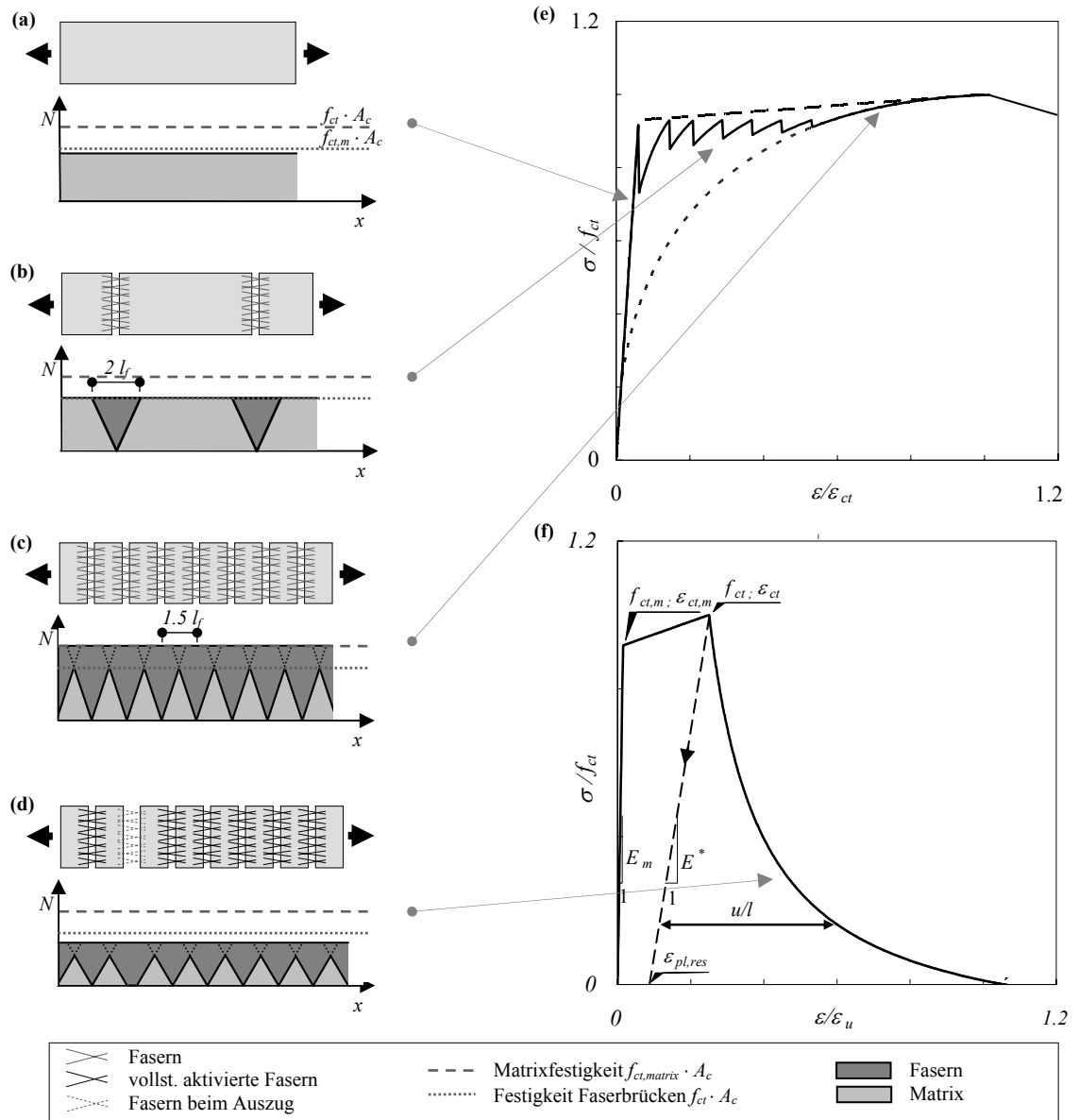


Bild 42 a-f: Multirissbildung des Zugelements: ungerissene Matrix (a), Multirissbildung (b), abgeschlossene Rissbildung (c) und Risslokalisierung (d); Modellbildung: Model der Aktivierungsphase mit Berücksichtigung der Multirissbildung (e) und entfestigende Rissöffnungsphase mit Berücksichtigung des Entlastungsmoduls (f).

5 Verbund mit Bewehrungselementen

Für die Kombination eines Bewehrungssystems mit dem UHLFB ist es notwendig, als Grundlage zunächst das Verbundverhalten und eine genaue Modellierung des Stahlverhaltens zu betrachten. Insbesondere durch ein eventuelles Fließplateau können lokale Verformungsvorgänge für das Tragverhalten des gesamten Tragelementes massgebend werden.

5.1 Betonstahl

Die Spannungs-Dehnungslinie eines naturharten Betonstahls zeigt bis zum Erreichen der Fließgrenze f_y ein quasi linear-elastisches Tragverhalten. Anschliessend folgt das so genannte Fließplateau, in dem bei verschwindend kleiner Spannungszunahme die Längsverformungen beträchtlich anwachsen. Während dieses Fließens werden die im Metallgitter vorhandenen Fehlstellen (so genannte Versetzungen) sukzessive durch verschieben einzelner Gitterbereiche korrigiert. Sind die Fließvorgänge entlang des gesamten Stabes abgeschlossen, folgt der Verfestigungsbereich. Er ist gekennzeichnet durch ein ausgeprägt nichtlineares Spannungs-Dehnungsverhalten mit sukzessiv abnehmendem, tangentialem Verfestigungsmodul, der mit dem Erreichen der Zugfestigkeit f_t des Betonstahls verschwindet. Der Wert der nominellen Zugfestigkeit wird ungeachtet der Querkontraktion des Betonstahls mit dessen Ausgangsquerschnitt A_s und nicht mit dem wahren Querschnitt an der Stelle der Einschnürung ermittelt. Die mittlere Längsdehnung bei Erreichen der Zugfestigkeit wird als Bruchdehnung ε_t bezeichnet, welche sich aus der Gleichmassdehnung und dem elastischen Verformungsanteil bei Höchstlast zusammensetzt.

Bild 43 a-d zeigt das Tragverhalten von verschiedenen Typen von Bewehrungsstählen (a-c) und eine einfache bi-lineare Idealisierung des Tragverhaltens (d).

Spannstähle, welche durch eine angepasste Zusammensetzung und die Kaltverformung hinsichtlich der Anforderungen der Vorspanntechnik optimiert sind.

Typische Kenngrössen der mechanischen Eigenschaften von Bewehrungssystemen sind:

	E [GPa]	f_y bzw. $f_{p0.1}$ [MPa]	f_t bzw. f_p [MPa]	f_t / f_y [-]	ε_t [%]
Betonstahl	205	450 - 700	600 - 850	1.02 - 1.25	50 - 150
Spannstahl	195 - 205	835 - 1570	1030 - 1770	1.05 - 1.15	30 - 60

Tabelle 4: Typische Kennwerte von Bewehrungssystemen.

Bei den zur Zeit auf dem Markt erhältlichen Bewehrungsstählen ist eine Tendenz zu höheren Festigkeiten z.B. TOP 700 (von Moos Stahl) bzw. SAS 670 (Annahütte) so wie grösseren Verfestigungsbereichen f_t / f_y z.B. TOP12 (von Moos Stahl) zu erkennen.

Im Zuge der Neuauflage der Normenreihe SIA 262 [115] wurde vielfach das Duktilitätsverhalten diskutiert, welches sich durch die Verformungskapazität bis zur Bruchdehnung ε_t und den Verfestigungskennwert f_t / f_y charakterisiert (Grundlagen siehe Muttoni [78] und Marti et al. [74]). Im Zusammenhang mit den lokalen Vorgängen in der verfestigenden Phase ist für das Verformungsverhalten im Verbund mit dem UHLFB insbesondere die Grösse des Verfestigungskennwert massgebend.

Die Modellierung des Tragverhaltens des Stahls erfolgt gemäss Alvarez [5], welcher sich hierbei auf das CEB Model Code [17] bezieht.

Die drei Phasen eines naturharten oder vergüteten Stahls lassen sich wie folgt beschreiben:

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_s \leq \varepsilon_y & \quad \sigma_s = E_s \cdot \varepsilon_s \\
 \varepsilon_y < \varepsilon_s \leq \varepsilon_h & \quad \sigma_s = f_y \\
 \varepsilon_h < \varepsilon_s \leq \varepsilon_t & \quad \sigma_s = f_y + (f_t - f_y) \cdot k_c \cdot \left[1 - e^{(\varepsilon_h - \varepsilon_s)/\alpha} \right] \\
 \text{mit: } \alpha = k_1 \cdot \frac{\varepsilon_h - \varepsilon_t}{\varepsilon_h - k_b} & \quad \text{und} \quad \varepsilon_h = k_b + k_a \cdot \ln \left(\frac{k_c - 1}{k_c} \right)
 \end{aligned} \tag{5.1}$$

Wobei k_a , k_b , k_c entsprechend der Verfestigungskurve zu wählen sind. Ein mit den gängigen Stählen übereinstimmender Spannungsverlauf ergibt sich bei Annahme von $k_a = 0.0245$ und $k_c = 1.0199$. Bei einer Länge des Plateaus $\varepsilon_h = 20$ ‰ ergibt sich folgend $k_b = 0.1165$.

Kaltverformter und hochfester Stahl besitzt zunächst eine elastische Phase, gefolgt von einer verfestigenden Phase. Der Übergang zwischen diesen Phasen erfolgt hierbei fließend. Dieses Verhalten wird allgemein mit der Ramberg – Osgood Kurve beschrieben. Die Diskretisierung nach [5] ergibt sich nach (5.2), wobei k_a und k_b bei Erreichen der Fließgrenze der vorhandenen Dehnung ε_y entsprechen muss.:

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_s &= \frac{\sigma_s}{E_s} + \left(\frac{\sigma_s}{k_c} \right)^\alpha \\
 \text{mit: } \alpha &= \frac{\ln \left[(\varepsilon_t - f_t / E_s) / k_a \right]}{\ln \left[f_t / f_y \right]} \quad \text{und} \quad k_3 = \frac{f_y}{k_b^{1/\alpha}}
 \end{aligned} \tag{5.2}$$

Das Tragverhalten des Stahls wird häufig mit einem einfachen bi-linearen Spannungsverlauf idealisiert. Hierbei wird gemäss des Gesetzes von Mises, welches das Verhalten allgemein als dreidimensionales Spannungsproblem betrachtet, die eindimensionale Verformung ideal elastisch – plastisch verfestigend betrachtet. Es gilt:

$$\begin{aligned} \varepsilon_s \leq \varepsilon_y & \quad \sigma_s = E_s \cdot \varepsilon_s \\ \varepsilon_h < \varepsilon_s \leq \varepsilon_t & \quad \sigma_s = f_y + E_h \cdot (\varepsilon_s - f_y) \end{aligned} \quad (5.3)$$

mit: $E_h = \frac{f_t - f_y}{\varepsilon_t - \varepsilon_y}$

Es konnte in verschiedenen Studien [111], [73] gezeigt werden, dass diese Vereinfachung bei der Modellierung von Stahlbeton einen vernachlässigbaren Einfluss hat. In wieweit dies bei bewehrten UHLFB der Fall ist, gilt es zu überprüfen.

Bild 44 zeigt die Überlagerung, der mit den Kennwerten ε_y bzw. $\varepsilon_{0.2}$, ε_h , ε_t sowie f_t bzw. $f_{0.2}$, f_y ermittelte Modellkurve, mit den Ergebnissen der Zugversuche an Bewehrungsstählen [52]. Es zeigt sich, dass mit den gewählten Modellparametern k_a , k_b , k_c die Verfestigungskurve des für die Versuche verwendeten Stahls gut wiedergegeben werden.

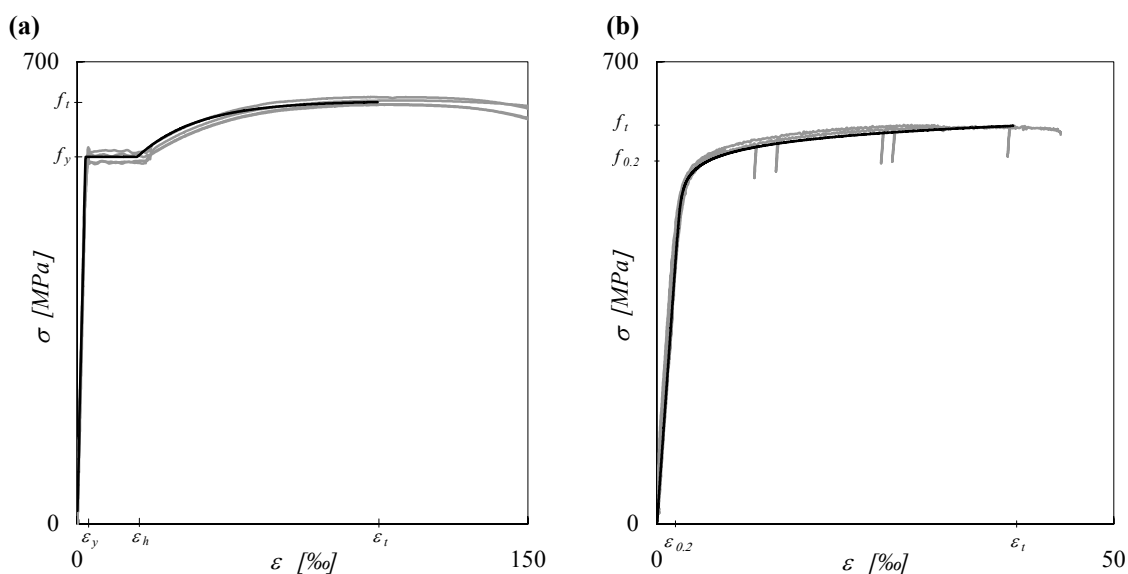


Bild 44: Vergleich der Modellierung für (a) naturharten Stahl (5.1) und (b) kaltverformten Stahl (5.2) mit Materialversuchen an den Bewehrungsstäben der Bauteilversuche [52].

5.2 Verbund

Der Verbund zwischen Beton und Bewehrungselementen hat eine massgebende Bedeutung für das Verformungs- und Tragverhalten von Stahlbeton. Er bestimmt die Art und Weise der Zusammenwirkung der beiden Werkstoffe. So ermöglicht der Verbund die kontrollierte Rissbildung, die Verankerung der Bewehrung in der

zementösen Matrix und führt zu einer versteifenden Wirkung im gerissenen Zustand (tension stiffening).

Die mechanischen Vorgänge des Verbundes und dessen theoretische Modellierung sind für den traditionellen Stahlbeton bekannt und in der Literatur ausführlich beschrieben und diskutiert. Hierbei sind unter anderem die grundlegenden Arbeiten von Rehm [93], von Alvarez [5] (im Zusammenhang mit dem Tension Cord Model der ETHZ), das Kompendium der *fib* [35] ‚Bond of reinforcement in concrete‘ und die detaillierte Studie von Fernandez [34] anzuführen. Ansätze zur Erweiterung dieser Betrachtungen auf Faserbeton wurden von Pfyl [91], Cairns [19], Dupont [28] und Harajli [45] erarbeitet. Bezüglich des Verbundes mit UHLFB wurden erste experimentelle Untersuchungen von Holschemacher und Weisse [48] sowie eigene Versuche [52] durchgeführt.

Im Gegensatz zum Verbund mit den glatten Fasern beruht der Verbund mit den gerippten Bewehrungsstähen des Stahlbetons auf dem Prinzip der Verzahnung. Durch die Verzahnungskräfte bilden sich bei kleinen Relativverschiebungen zwischen Bewehrung und Beton interne Sekundärrisse. Die von den Rippen in die so genannten Betonkonsolen übertragenen Druckkräfte, bewirken einen räumlichen Spannungszustand der Ringzugkräfte hervorruft. Diese können bei unzureichender Betonzugfestigkeit bzw. geringer Betondeckung zu radialen Längsrissen führen.

Beim UHLFB werden diese Rissbildungsprozesse aufgrund der hohen Matrixzugfestigkeit verzögert und bei eintretender Rissbildung durch die Fasern überbrückt. Dies führt zu einer kleineren Rissöffnung und somit zu einer geringeren lokalen Entfestigung. Durch die räumlichen Orientierung der Fasern kann sich eine umschnürende Wirkung zur Aufnahme der Ringzugkräfte ausbilden (Bild 45 a,b). Dies führt zur Reduzierung bzw. Verhinderung der Längsrissbildung.

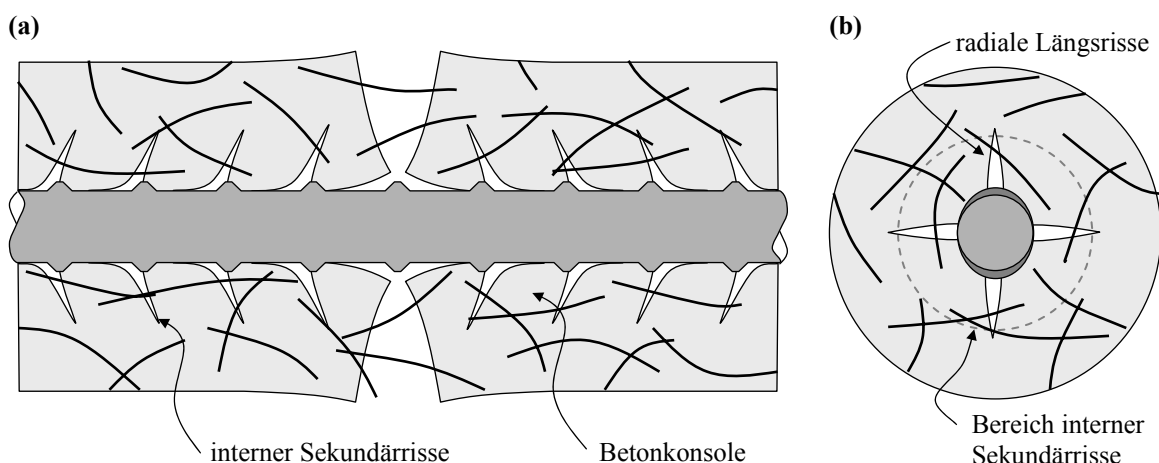


Bild 45 a,b: Schema der durch die Verbundwirkung entstehenden internen Sekundärrisse und radialen Längsrissen, sowie der rissüberbrückenden Wirkung der Fasern im (a) Längs- und (b) Querschnitt (Entwickelt aus Goto [40]).

Diese recht komplizierten Kraftübertragungsmechanismen zwischen Stahl und Beton, werden im Allgemeinen vereinfachend mit einer nominellen Verbundspannung τ_b ausgedrückt. Die Verbundcharakteristik lässt sich als Beziehung der Verbundspannung τ_b und der zugehörigen Relativverschiebung (Schlupf) δ darstellen (Bild 46 a).

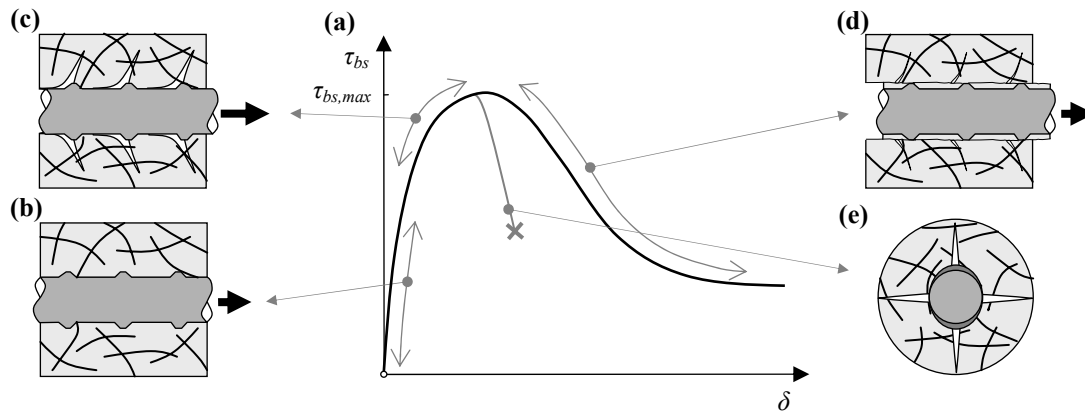


Bild 46 a-e: (a) Verbundspannungs-Schlupfdiagramm mit den verschiedenen Verbundphasen (b) Haftverbund, (c) Scherverbund, (d) Reibungsverbund; Versagen durch Längsrissbildung (e).

Der Verlauf ist charakterisiert durch drei verschiedene Phasen: dem Haftverbund, dem Scherverbund und dem Reibungsverbund (Bild 46 b-d). Nach Erreichen der chemischen Adhäsionsfestigkeit zwischen Bewehrung und Stahl bilden sich die oben dargestellten Druckkonsolen und die internen Querrisse aus. Mit diesem Scherverbund wird die grösste Verbundfestigkeit erreicht. Durch die Fasern wird die Längsrissbildung und somit die Querverformung begrenzt, wodurch bei zunehmendem Schlupf der Beton zwischen den Rippen des Stahl abgeschert bzw. zerrieben wird. Dieser Übergang zum Reibverbund erfolgt aufgrund der Fasern duktiler als beim Stahlbeton. Bei kleinem Fasergehalt und kleiner Betonüberdeckung ist auch ein Versagen mit radialen Rissen (Bild 46 e) möglich.

5.3 Eigene Versuche zur Ermittlung des Verbundverhaltens

Der Verbund zwischen Bewehrungselementen und dem UHLFB wird mit Ausziehversuchen untersucht. Das in der Norm SN EN 262/1 [116] oder von der RILEM vorgeschlagene Prüfverfahren kann wegen der hohen Verbundfestigkeit des UHLFB nicht verwendet werden. Es würde aufgrund der grossen Verbundlänge l_b zu einem Versagen des Stahls durch Erreichen seiner Zugfestigkeit f_t und nicht zum Versagen über die Verbundlänge l_b kommen. Aus diesem Grund wird ein Versuchsaufbau mit einer, gegenüber der Norm verkürzten Verbundzone eingesetzt.

Die Probekörper bestehen aus Würfeln mit 160 mm Kantenlänge, in die ein Bewehrungsstab, hier ein Gewindestahl, einbetoniert ist. Die Probe wird durch Zug an der Bewehrung bis zum Versagen der Verbundfuge belastet. Der Schlupf wird als Relativverschiebung zwischen dem freien Stabende und der Probenoberfläche ermittelt (Bild 47 a).

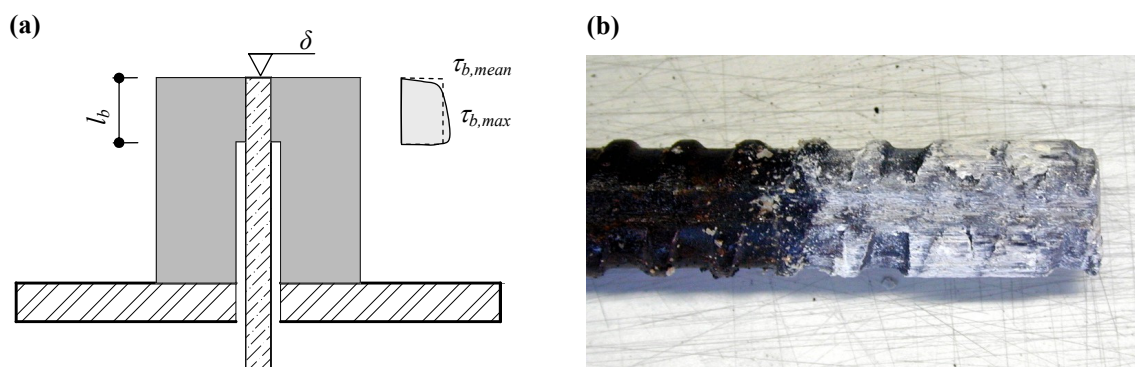
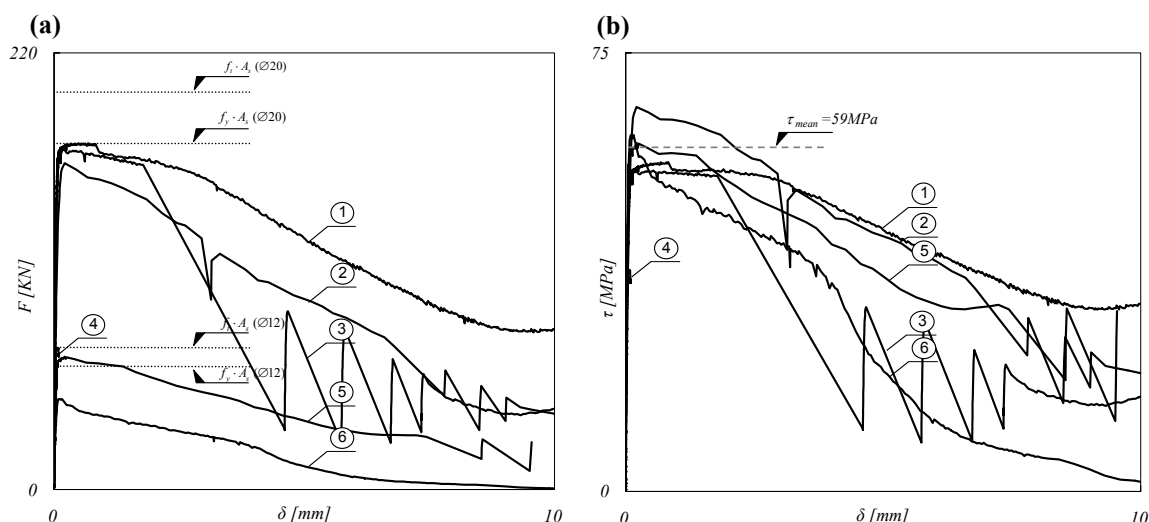


Bild 47 a,b: (a) Probekörper ($160 \times 160 \text{ mm}^2$) der Ausziehversuche und (b) Bewehrungsstab mit abgescherten Betonlammellen.

Im Rahmen der Arbeit wurde das Verbundverhalten von sechs Proben aus CERACEM mit Verbundlängen l_b von 20 bis 50 mm und zwei verschiedenen Stabdurchmessern ($\varnothing 12$ und $\varnothing 20$ mm) untersucht.

Der Bruch erfolgte, wie sich an den noch zwischen den Stahlrippen haftenden Betonlammellen zeigt, durch Abscheren des Betons (Bild 47 b).

Bild 48 zeigt das beobachtete Verbundverhalten im Kraft-Schlupfdiagramm. Zusätzlich sind jeweils die Fließgrenze und die Streckgrenze der Bewehrungsstäbe angegeben. Mit den gewählten Verbundlängen wird teilweise die Streckgrenze der Stäbe erreicht (Probe 1 und 5). Bei Probe 4 wird sogar die Zugfestigkeit des Bewehrungsstahls erreicht. Die Probe 3 wird zunächst normal ausgezogen, versagt dann aber schlagartig durch Spaltung des Betonwürfels (Bild 46 e).



	\varnothing [mm]	l_b [mm]	A_b [mm ²]	F_b [kN]	τ_b [MPa]	Bemerkung
1	20	50	3140	174	55	Fliesen
2	20	40	2512	165	66	
3	20	50	3140	171	54	Spalten
4	12	50	1880	>71	>38	Festigkeit
5	12	30	1128	67	59	Fliesen
6	12	20	752	46	61	
Mittelwert Verbundfestigkeit					59	(ohne 4)

Bild 48 a-b: Beobachtetes Verbundverhalten der Ausziehversuche; (a) Kraft-Schlupfdiagramm, (b) Verbund-Schlupfdiagramm; tabellarische Zusammenfassung der Ergebnisse.

Es zeigt sich zunächst das quasi lineare Haftverbundverhalten. Der Übergang zum Scherverbund ist durch eine Abnahme der Verbundsteifigkeit gekennzeichnet. Die Verbundfestigkeit τ_b wird bei einem Schlupf im Bereich von 0.1 bis 0.2 mm erreicht. Im Bereich des Reibverbundes kommt es zu einem entfestigenden Verhalten, wobei ein gewisses Plateau bei rund $\frac{1}{4}$ der Verbundfestigkeit beobachtet werden kann.

Unter der Annahme einer über die Verbundlänge l_b konstanten Verbundspannungsverteilung, lässt sich die Verbundfestigkeit aus dem Quotienten von Auszugskraft und Verbundfläche ermitteln.

$$\tau_b = \frac{F_b}{\varnothing \pi l_b} \quad (5.4)$$

Aus den hier durchgeführten Versuchen, welche aufgrund der nur geringen Probenanzahl keine statistische Signifikanz darstellen, ergibt sich eine mittlere Verbundspannung von rund $\tau_b = 60$ MPa. Der Vergleich mit Versuchsergebnissen anderer Untersuchungen mit unterschiedlichen UHLFB zeigt Verbundfestigkeiten ähnlicher Größenordnungen (Holschemacher [48]).

5.4 Verbundmodell für UHLFB

Für die Modellierung des Verbundes von bewehrtem UHLFB, wird das von Marti [73], Sigrist [111] und Alvarez [5] für traditionellen Stahlbeton vorgeschlagene starrplastisch zweifach getreppte Verbundmodell übernommen. Dieses Modell hat den Vorteil gegenüber einfach starr plastischen Modellen, dass für die verschiedenen Verbundphasen zwei unterschiedliche Verbundniveaus berücksichtigt werden können.

Um die besonderen Eigenschaften des UHLFB zu berücksichtigen, wird vorgeschlagen, eine stärkere Abnahme des zweiten Verbundniveaus τ_{bs1} auf ein Viertel der Verbundfestigkeit τ_{bs0} anzusetzen (Bild 49). Somit wird der Einfluss der Fasern, die im Bereich des Scherverbundes durch die rissüberbrückende Wirkung zu einer höheren Verbundspannung führen, berücksichtigt. Entsprechend haben sie im Bereich des Reibungsverbundes keine Wirkung und führen hier im Verhältnis zu einer niedrigeren Verbundspannung. Dieser grosse Unterschied der Verbundniveaus entspricht auch der in den Auszugversuchen (Kapitel 5.3) und durch Rückrechnung bei den Versuchen der bewehrten Zuelemente (Kapitel 6.6) beobachteten Tendenz. Zukünftige Untersuchungen werden hier weitere Erkenntnisse bringen.

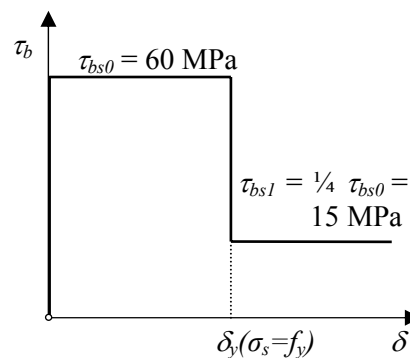


Bild 49: Starr – plastisch getreppte Verbundspannungs–Schlupf-Beziehung für CERACEM.

Für den verwendeten UHLFB wird entsprechend der Versuche eine mittlere Verbundfestigkeit $\tau_{bs0} = 60$ MPa und eine Verbundspannung für die zweite Stufe von $\tau_{bs1} = 15$ MPa angesetzt. Aus dieser gegenüber dem traditionellen Stahlbeton rund 10-mal höheren Verbundfestigkeit ergeben sich für den UHLFB besondere Verbundkennwerte.

Im Gegensatz zu der für traditionellen Stahlbeton angenommenen Verbundfestigkeit, die nach Sigrist [111] bzw. dem aktuellen Normansatz SIA 262 [115] aus der Zug- bzw. Druckfestigkeit ermittelt werden kann,

$$\tau_{bm} = 2f_{ctm} = 0.6f_{ck}^{2/3} \quad (5.5)$$

ist bei UHLFB eine sehr viel höhere Verbundfestigkeit zu beobachten.

Auch mit der Extrapolation aus Ansätzen wie sie von Jaccoud [18] in den Ergänzungen für Hochfesten Beton zum CEB Modelcode 90 [17] dargestellt werden, ergibt sich eine geringere Verbundfestigkeit. Zu Bemerkem ist hingegen, dass Farra [32] aus Ausziehversuchen an Hochfesten Beton, welche als Grundlage für den CEB Entwurf

durchgeführt wurden, Koeffizienten a_1 und a_2 abgeleitet hat, die zu einer guten Wiedergabe der beobachteten Verbundfestigkeiten führen.

$$\tau = a_1 \cdot f_c^{a_2} \quad (5.6)$$

mit: CEB: $a_1 = 0.22$; $a_2 = 1$ und Farra: $a_1 = 0.4$; $a_2 = 0.95$

Bild 50 a,b stellt die Verbundbeziehung nach SIA (5.5) getrennt für die Ermittlung des Verbundes aus der Zug- bzw. Druckfestigkeit sowie die Beziehung nach CEB (5.6) und die aus den Versuchen von Farra extrapolierten Ergebnisse dar. Es zeigt sich, dass CERACEM in Relation zur Formulierung für traditionellen Beton, eine rund dreimal höhere Verbundfestigkeit aufweist.

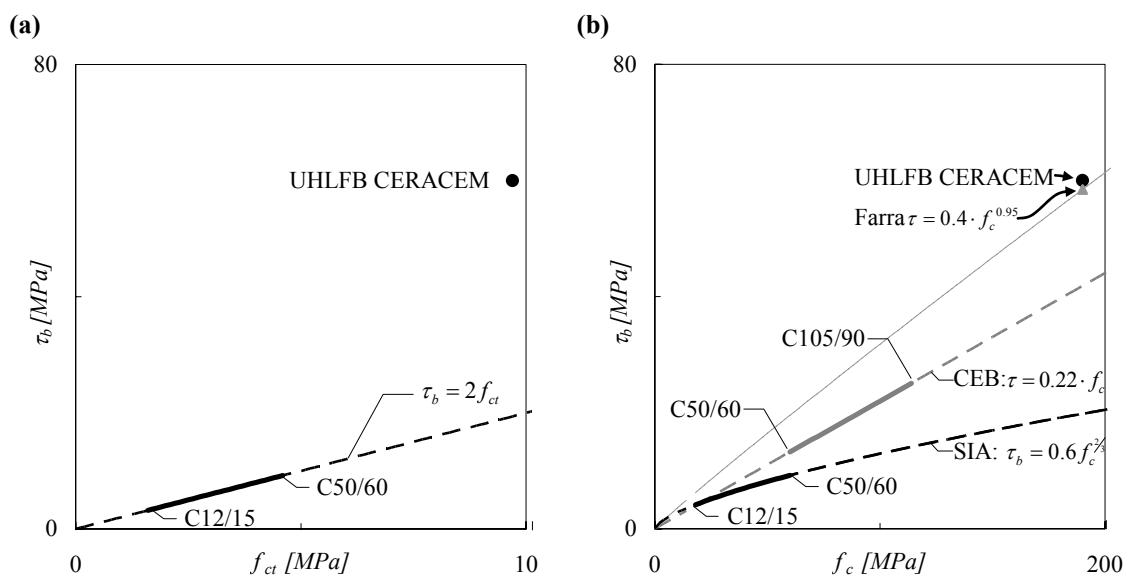


Bild 50 a,b: Vergleich des Verbundes des UHLFB CERACEM mit Kennwerten für traditionellen Beton; (a) Verbund ermittelt aus der Zugfestigkeit, (b) Verbund ermittelt aus der Druckfestigkeit.

Aus der hohen Verbundfestigkeit resultiert ebenso eine verkürzte Verankerungslänge l_b . Unter Annahme der konstanten Verbundspannungsverteilung kann die theoretische Verankerungslänge ermittelt werden. Sie gibt die Länge an, die benötigt wird, um die Kraft in einem Bewehrungsstab bei Erreichen seiner Fließgrenze, im Beton zu verankern. Diese ergibt sich bei UHLFB CERACEM für einen Betonstahl (B500) zu:

$$l_b = \frac{f_y \cdot \varnothing_s}{4\tau_b} = 2.4 \cdot \varnothing_s \quad (5.7)$$

5.5 Erkenntnisse

Um die Hauptzugkräfte in einem UHLFB Bauteil abzutragen, ist der Einsatz von **Bewehrungselementen** sinnvoll. Die verschiedenen Stahleigenschaften (Festigkeit,

Fliessgrenze und Spannungsverläufe) haben einen entscheidenden Einfluss auf das Tragverhalten des Verbundbauteils.

Die Zusammenwirkung der beiden Werkstoffe Stahl und UHLFB wird durch den Verbund beschrieben. Es besteht eine komplexe **Verbundmechanik**, bei der sich in verschiedenen Verbundphasen (Haft-, Scher- und Reibverbund), aufgrund der Kraftdiffusion, verschiedenen Risstypen (interne Sekundärrisse und Längsrisse aufgrund der Spaltzugkräfte) ausbilden.

Vereinfachend werden diese Vorgänge mit einer nominellen Verbundspannung betrachtet (5.4). Zur **Modellierung** wird das von traditionellem Stahlbeton bekannte starr-plastisch zweifach getreppte Verbundspannungs-Schlupfmodell übernommen. Die Wirkung der Fasern im UHLFB wird durch eine modifizierte, niedriger angesetzte zweite Stufe ($\tau_{bs1} = \frac{1}{4} \tau_{bs0}$) berücksichtigt.

Die in den **Versuchen** beobachtete Verbundfestigkeit $\tau_b = 60$ MPa, ist in Vergleich zum traditionellem Beton sehr hoch und führt zu sehr kurzen Verankerungslängen von nur 2.4 Stabdurchmessern (5.7).

6 Zugverhalten von bewehrten UHLFB Bauteilen

Um das Tragverhalten eines bewehrten UHLFB - Zugelement beschreiben zu können, gilt es das Verformungsverhalten zweier grundlegend verschiedener Werkstoffe miteinander zu verknüpfen. Der Bewehrungsstahl und der UHLFB (welcher selbst bereits aus zwei Werkstoffen besteht) besitzen ein sowohl unterschiedliches Verformungs- als auch Bruchverhalten. Hinzu kommt die komplexe Eigenschaft der Rissbildung zementöser Werkstoffe.

Bei traditionellem Stahlbeton wird im gerissenen Zustand in den Rissen keine Spannung mehr übertragen. Der Beton leistet nur mehr einen Beitrag zur Steifigkeit des Elements (tension stiffening), nicht aber zu seiner Festigkeit. Im Gegensatz hierzu, wird durch die Fasern im UHLFB auch im gerissenen Zustand Spannung übertragen. Hierdurch ergibt sich ein Einfluss auf die Steifigkeit und auf die Festigkeit.

Folgend wird das Zugverhalten bewehrter UHLFB Elemente schrittweise erarbeitet. Hierbei wird das Nachbruchverhalten mit bruchmechanischen Ansätzen berücksichtigt. Entsprechend Kapitel 4 wird ein mechanischer Ansatz gewählt, bei dem die internen Spannungen in der Matrix, im Riss und nun auch in der Bewehrung berücksichtigt werden. Die Verknüpfung zwischen den Materialien wird über Verbundbetrachtungen zwischen UHLFB und der Bewehrung hergestellt.

Ziel ist die Modellierung des Tragverhaltens (σ - ε -Diagramm) für beliebige UHLFB Zugelemente. Dies in Abhängigkeit der Stahl- (A_s, ρ_s , Stahltyp) und UHLFB - Charakteristika ($f_{ct,m}, f_{ct}, \rho_f$), sowie der Bauteilgeometrie (I_{elm}, A).

Methodologisch wird hierzu zunächst das Tragverhalten der beiden Materialien in Abhängigkeit der Bauteilgeometrie getrennt voneinander ermittelt. Folgend wird die gemeinsame Tragwirkung unter Berücksichtigung des Verbundes erarbeitet. Um die mechanischen Vorgänge zu erläutern, wird das Tragverhalten phasenweise diskutiert.

6.1 Modellbildung

Material

Das Materialverhalten der beiden Werkstoffe wurde in den vorhergehenden Kapiteln (Stahl Kapitel 5.1, UHLFB Kapitel 4) ausführlich diskutiert. Das Verbundverhalten wurde in Kapitel 5.2 erläutert.

Beide Materialien besitzen zunächst ein elastisches Tragverhalten bis zu einer Dehnung von rund $\varepsilon_{ct,m} = 0.15 \%$ (UHLFB) bzw. $\varepsilon_y = 2.5 \%$ (Stahl). Folgend weisen beide Materialien ein plastisch - verfestigendes Verhalten auf. In dieser Phase zeigen die beiden Materialien erhebliche Unterschiede bezüglich der mechanischen Vorgänge und der Grösse der Verformung. Der Stahl plastifiziert, wenn auch sukzessive vorschreitend, gleichmässig über die gesamte Länge bis zu einer Verformung von $\varepsilon_y = 50$ bis 160% . Der UHLFB besitzt bei globaler Betrachtung (macroscale) ein pseudo-plastisches Tragverhalten, welches durch eine sehr fein verteilte multiple Rissbildung erzielt wird. Die Dehnung bei Erreichen der Festigkeit liegt mit rund $\varepsilon_{ct} = 2.5 \%$ im Bereich der Fließgrenze des Stahls.

Im Nachbruchbereich zeigen beide Materialien einen entfestigenden Spannungsverlauf. Der Stahl bildet eine Einschnürung aus, beim UHLFB öffnet sich ein Makroriss. Aufgrund der grossen Unterschiede der Verformungskapazitäten der Materialien befindet sich der Stahl bei Entstehen der Makrorissbildung des UHLFB noch im Bereich der Gleichdehnung. Um das Tragverhalten der beiden Werkstoffe zu koppeln gilt es, die gleichmässig verteilte Dehnung des Stahls mit den lokalen Vorgängen der Rissöffnung des UHLFB zu verknüpfen.

Modellschema

Zur Modellierung des Spannungs-Dehnungsdiagramms wird zunächst das Tragverhalten der beiden Materialien unter Berücksichtigung der Bauteilgeometrie getrennt betrachtet (Bild 51). Solange eine über die Länge gleich verteilte Verformung besteht (Annahme einer verschmierten Betrachtung der Mesorissbildung Kapitel 4.1), verteilt sich die Spannung entsprechend der Steifigkeit auf die beiden Materialien. Wird die Zugfestigkeit des UHLFB erreicht (lokalisierte Rissöffnung), wird durch die relative Verschiebung zwischen dem gleichförmig verformten Stahl und dem gerissenen UHLFB, der Verbund zwischen den beiden Materialien aktiviert. Die Spannung im Bereich des Risses wird nun, in Abhängigkeit der Rissöffnung, auf die Bewehrung übertragen. Hierdurch kann, vergleichbar mit dem traditionellen Stahlbeton, bei ausreichender Bewehrung weiterhin ein verfestigendes Verhalten im Riss erzielt werden. Bei weiterer Belastung kann dies zu einer mehrfachen Makrorissbildung mit n_r Makrorissen führen. Dieses komplexe Tragverhalten in der Belastungsphase wird in Kapitel 6.2 schrittweise erläutert.

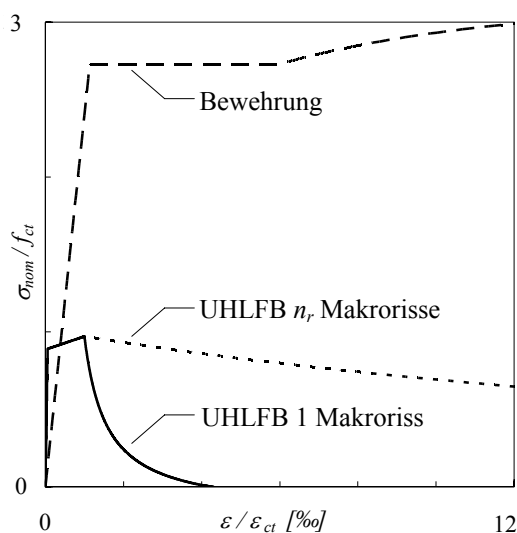


Bild 51: Schematische Darstellung des Tragverhaltens der beiden unabhängig betrachteten Materialien sowie Berücksichtigung einer multiplen Makrorissbildung des UHLFB.

Kann in einem der Mesorisse die Spannung nicht weiter gesteigert werden, kommt es zu einer Lokalisierung der Verformung auf diesen Riss (Kapitel 6.3). Durch die Lokalisierung ergibt sich zwangsweise eine Veränderung der Spannungsverläufe der beiden durch Verbund gekoppelten Werkstoffe.

Zum Verständnis der mechanischen Vorgänge und zur Ermittlung der internen Spannungen im Querschnitt wird für jede Phase das Kräftegleichgewicht betrachtet. Die Summe der Kräfte in einem Riss und im Bereich der ungerissenen Matrix müssen jeweils gleich gross sein (6.1).

$$\begin{aligned} N_{s,r} + N_{f,r} &= N_{s,m} + N_{c,m} \\ \sigma_s(\varepsilon_{local})A_s + \sigma_{ct}(u)A_c &= \sigma_s(\varepsilon)A_s + \sigma_{ct}(\varepsilon)A_c \end{aligned} \quad (6.1)$$

Regime

Bei der Verknüpfung der beiden Werkstoffe können sich aufgrund unterschiedlicher Konfigurationen (Bewehrungsgrad, Stahlflussgrenze, Charakteristik des UHLFB) unterschiedliche Regime ergeben.

Entsprechend dem traditionellen Stahlbeton kann ein bewehrter UHLFB Querschnitt abhängig vom Bewehrungsgrad ausreichend bewehrt bzw. unterbewehrt sein. Eine durch die Bewehrung kontrollierte Mehrfachrissbildung kann sich nur bei ausreichender Bewehrung ausbilden.

Die Festigkeit des betrachteten Stahls (traditioneller Stabstahl B500 bis hochfester Stahl 1770 MPa) beeinflusst die Lage der Fließgrenze ε_y bzw. $\varepsilon_{0.2}$. Ebenso beeinflusst die Faserlänge die Grösse der Bruchdehnung ε_{ct} des UHLFB. Somit kann es, abhängig von der Konfiguration des Elements, sowohl zuerst zum Fließen des Stahls $\varepsilon_y < \varepsilon_{ct}$ als auch zuerst zum Erreichen der Zugfestigkeit des UHLFB kommen $\varepsilon_y < \varepsilon_{ct}$.

Es ergeben sich folglich eine Vielzahl verschiedener Regime, bei denen sich die mechanischen Vorgänge und die Abfolge der Phasen grundlegend unterscheiden. Ebenso beeinflussen verschiedene Stahltypen (mit und ohne Fließplateau) den Charakter dieser Regime.

6.2 Belastungsverhalten in den einzelnen Phasen

Folgend werden die einzelnen Phasen des Belastungsverhaltens detailliert diskutiert. Die mechanischen Vorgänge in den Phasen werden verdeutlicht und die Rissbildung mit den sich ergebenden Rissabständen erläutert.

Es wird zunächst der „ideale“ Fall betrachtet, bei dem ein verfestigendes Verhalten des Zugelements bis zum Erreichen der Streckgrenze des Stahls besteht. Hierbei wird ein Stahl mit einer Fließgrenze ε_y angenommen, die grösser ist als die Bruchdehnung ε_{ct} des UHLFB.

Sämtliche, von diesen Bedingungen abweichende Regime und Verläufe, werden entweder als Variante angesprochen oder anschliessend an die Erläuterung der grundlegenden mechanischen Vorgänge in Rahmen der Parameterstudie diskutiert (Kapitel 7).

Ungerissene Matrix

Solange sich der UHLFB im ungerissenen Zustand befindet -beide Materialien befinden sich in ihrer linear elastischen Phase- kommt es zu keiner Relativverschiebung zwischen den Materialien und somit zu einer gleichmässigen Verformung.

Die Kräfte verteilen sich aufgrund der Steifigkeiten der Materialien in der Matrix und im Stahl (vgl. klassischer Stahlbeton). Hierbei wird, wie in Kapitel 3 erläutert, der sehr kleine Anteil der Fasern an der Lastabtragung vernachlässigt.

$$N(\varepsilon) = N_c + N_s = (E_c A_c + E_s A_s) \cdot \varepsilon \quad (6.2)$$

Die Verteilung der Kräfte längs des Zugelements bleibt entsprechend konstant (Bild 52). Die von der Matrix des UHLFB aufgenommene Zugkraft (dunkelgrau) summiert sich zur Kraft, die vom Stahl abgetragen wird (hellgrau).

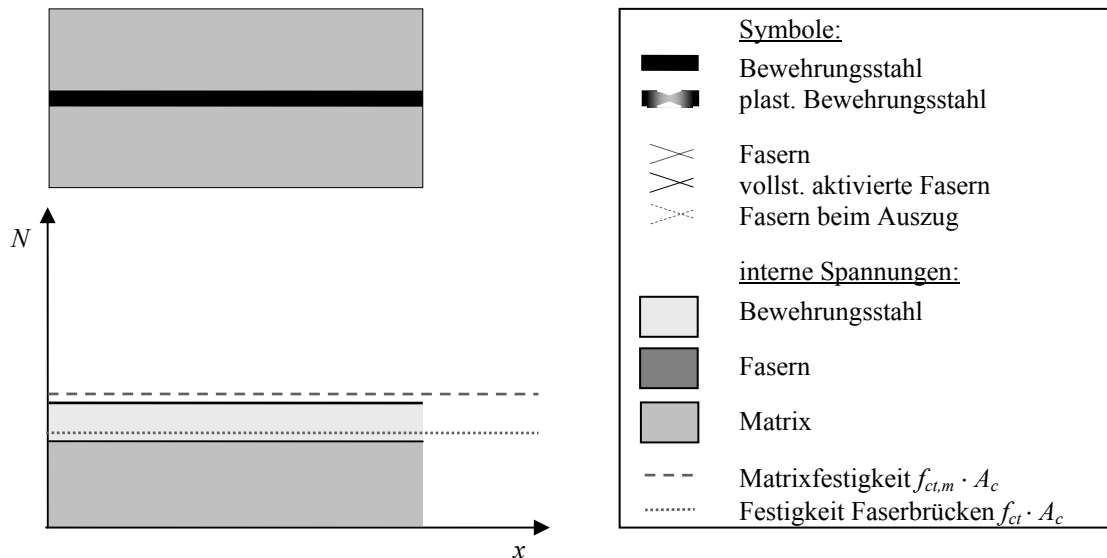


Bild 52: Ungerissenes Zugelement und dessen Spannungsverlauf. (Anmerkung: In der Legende sind alle Symbole zusammengefasst, die auch in den folgenden Diagrammen auftreten.)

Multimesorissbildung (Fasern)

Erreicht die Dehnung des Zugelements die Grenze der Bruchdehnung $\varepsilon_{ct,m}$ der Matrix des UHLFB, kommt es zu einer initialen Mesorissbildung in der Matrix. Die Zugkraft N_r am Anfang der Mesorissbildung ergibt sich aus der Summe der Kräfte im Element:

$$\begin{aligned} N_{r,1.meso} &= f_{ct,m} \cdot A_c + \frac{E_s}{E_c} \cdot f_{ct,m} \rho A \\ &= f_{ct,m} \cdot A \left(1 - \rho + \frac{E_s}{E_c} \rho \right) \end{aligned} \quad (6.3)$$

Die Fasern werden durch die Rissöffnung soweit aktiviert, dass sie die Spannung der Matrix übertragen können. Sie sind jedoch noch nicht vollständig aktiviert, sodass bei weiterer Verformung ein verfestigendes Verhalten eintritt, das infolge zu einer Multi – Mesorissbildung führt (siehe Kapitel 4.1).

Hier zeigt sich der grosse Unterschied im Vergleich zum traditionellen Stahlbeton. Zwischen den Rissufern der querschnittsquerenden Risse werden beim traditionellen Stahlbeton keine Zugspannungen übertragen (Annahme: übliche Vernachlässigung des entfestigenden Verhaltens beim traditionellen Beton). Die Zugkraft wird im Bereich

beidseits des Risses durch Verbund in den Stahl übertragen. Es kommt zu einer kompletten Umlagerung der Spannungen und aufgrund der hohen Spannungskonzentration im Stahl, sowie der damit einhergehenden Stahlverformung, zu einer Relativverschiebung zwischen Bewehrung und Beton (Bild 53 a, c). Hierdurch kann es auch zu Rissen entlang der Bewehrung und zu Sekundärrissen kommen (Alvarez [5], Fernandez [34], *fib*-Bulletin 10 [35]).

Im Gegensatz hierzu überträgt der UHLFB aufgrund der rissüberbrückenden Fasern weiterhin die Spannung im Beton (Bild 53 d). Die Spannung in der ungerissenen Matrix wird in den Rissen durch die sich im verfestigenden Bereich befindenden Fasern in den nächsten ungerissenen Abschnitt übertragen.

Deutlich zeigt sich dies auch am typischen Rissbild. Im Vergleich zu traditionellem Stahlbeton bilden sich sehr viel feiner verteilte Risse, mit geringeren Rissöffnungen aus (Bild 53 b). Der Mesorissabstand des UHLFB hat eine ähnliche Grössenordnung wie der Rippenabstand des Bewehrungsstahls. Es gibt somit nur eine sehr kleine Relativverschiebung zwischen Bewehrung und Matrix. Entsprechend werden keine Verbundspannungen zwischen UHLFB und dem Stahl aktiviert.

Das bewehrte UHLFB - Zuelement kann wie ein Verbundmaterial zwischen zwei Materialien mit unterschiedlichem Verhalten betrachtet werden. Der Bewehrungsstahl verhält sich weitgehend elastisch, der UHLFB befindet sich hingegen im Verfestigungsbereich zwischen Matrixfestigkeit $f_{ct,m}$ und Zugfestigkeit f_{ct} .

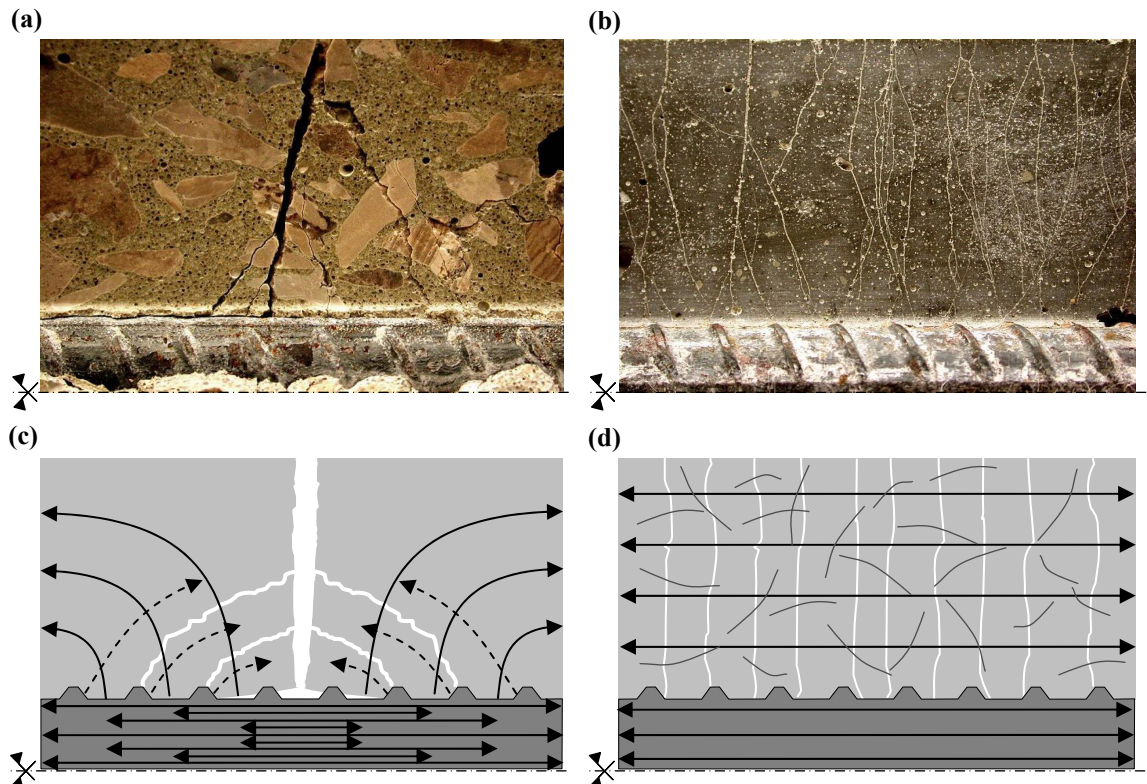


Bild 53 a-d: Rissbildung im Bereich der Bewehrung [66] bei traditionellem Stahlbeton (a) und UHLFB (b) sowie daraus folgende Spannungsverläufe (c) und (d).

Zur detaillierten Betrachtung des internen Spannungsverlaufs ist zwischen dem Anfang der multiplen Mesorissbildung (Bild 54 a) und der stabilisierten multiplen Mesorissbildung (Bild 54 b) zu unterscheiden (vgl. Kapitel 4).

Die ersten Risse bilden sich und die Spannung der Matrix (mittelgrau) wird von den Fasern (dunkelgrau) übernommen. Hierdurch ändert sich bei einer lokalen Betrachtung (Microscale) die Steifigkeit der Matrix, wodurch der Stahl (hellgrau) lokal einen geringfügig höheren Lastanteil übernimmt. Die Kraftübertragung zwischen Matrix und Fasern findet auf einer Länge von maximal der halben Faserlänge $l_f/2$ beidseitig des Risses statt.

Bei stabilisierter Rissbildung, wechselt die Zugspannung im UHLFB zwischen der ungerissenen Matrix und den rissüberbrückenden Fasern. Die einzelnen Einflussbereiche überlappen sich.

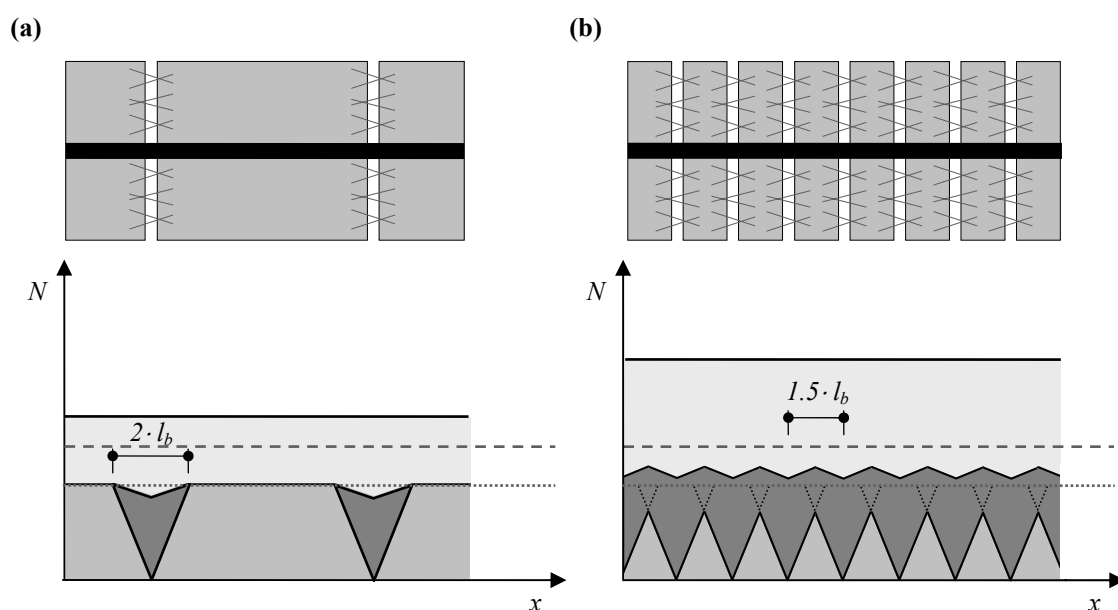


Bild 54 a-b: Multiple Mesorissbildung der Matrix des Zugelements mit Abhängigkeit des Rissprozesses von den Fasern; (a) Mehrfachrissbildung und (b) stabilisierte Mesorissbildung.

Die Schwankungen im Stahl sind im Verhältnis zur Gesamtspannung klein. Der Effekt der Spannungskonzentration im Bewehrungselement wird von Ulaga [121] für Kohlefaserlamellen verstärkten Beton detailliert untersucht. Hier zeigt sich aufgrund der grossen Rissweiten im Normalbeton sowie der hohen Steifigkeit und Festigkeit von Kohlefaser ein grosser Einfluss der Spannungskonzentrationen. Die mittlere Spannung in den Lamellen liegt bei rund 70 % der maximalen Spannung (Variation 30 %). Bei traditionellem Beton belaufen sich diese Schwankungen auf nur 10 %, weshalb sie im Allgemeinen vernachlässigt werden. Aufgrund der im Vergleich zum traditionellen Stahlbeton sehr viel kleineren Rissöffnungen ist der Einfluss der Variation der Stahlspannung bei UHLFB entsprechend kleiner und kann deshalb in einer globalen Betrachtung (macroscale) des gesamten Elementes vernachlässigt werden.

Da die Spannung in der Matrix weitgehend gleichförmig über die Bauteillänge verteilt ist und somit der Verbund mit dem Stahl keinen Einfluss auf das Verformungsverhalten hat, ist der Rissabstand der Mesorisse von den Materialeigenschaften des UHLFB

abhängig. Gemäss der Betrachtungen zur Krafterleitung in Kapitel 4.1 ergibt sich ein mittlerer Rissabstand (4.6) von:

$$s_{r,f} = \frac{3}{4} l_f \quad (6.4)$$

Aufgrund der durch die Rissbildung verringerten Steifigkeit des UHLFB, ergibt sich eine veränderte Beteiligung der beiden Materialien an der Lastabtragung. Der Stahl übernimmt im Verhältnis einen grösseren Anteil der Zugkraft. Die Gesamtzugkraft ergibt sich in Abhängigkeit des Dehnungszustandes unter Berücksichtigung des Steifigkeitsverhältnisses aus der Summe der Zugkräfte:

$$N(\varepsilon) = N_s + N_c = E_s A_s \varepsilon + (f_{ct} + E_{hard} (\varepsilon - \varepsilon_{ct})) A_c \quad (6.5)$$

Multimakrorissbildung (Bewehrung)

Wird die Festigkeit des UHLFB f_{ct} in einem Riss erreicht, entwickelt sich dieser zu einem Makroriss mit entfestigendem Verhalten (Definition Makroriss siehe Kapitel 4.1 bzw. Begriffe). Je nach Konfiguration des Zugelementes kann sich der Stahl hierbei noch in seiner elastischen Phase befinden oder bereits angefangen haben zu fließen. Die Grenzkraft beim Auftreten des ersten Makrorisses ergibt sich aus der Summe der Normalkraftanteile im Stahl und im UHLFB bei Erreichen einer Dehnung von ε_{ct} . Je nachdem ob der Stahl bereits plastifiziert ist oder nicht, sind zwei verschiedene Regime zu unterscheiden:

$$N_{r,1.makro} = \sigma_s A_s + f_{ct} A_c = \begin{cases} (A \rho \frac{E_s}{E_c} + A_c) f_{ct} & ; \text{für } \varepsilon_{ct} < \varepsilon_y \\ f_y A_s + f_{ct} A_c & ; \text{für } \varepsilon_{ct} > \varepsilon_y \end{cases} \quad (6.6)$$

Aufgrund der Kombination mit der Bewehrung führt dies nicht unbedingt direkt zum Versagen des Zugelements. Bei ausreichender Bewehrung kann das verfestigende Verhalten des Stahls zu einem weiterhin verfestigenden Verhalten des gesamten Zugelements führen. Entsprechend kommt es dann in weiteren Mesorissen zum Erreichen der Zugfestigkeit des UHLFB und folglich zu einer weiteren Makrorissbildung.

Da nach Erreichen der Zugfestigkeit f_{ct} , von den Fasern im Makroriss nur noch eine verringerte Spannung zwischen den Rissufern übertragen werden kann, muss die restliche Kraft vom Stahl übernommen werden. Die Verbundspannung zwischen Beton und Bewehrung wird aktiviert. Hierbei wird die sich aufgrund des Verbundes τ_b ergebende Lasteinleitungslänge l_b relevant. Aus dieser ergibt sich der Abstand bei dem die Kraft wieder vollständig in den Beton übertragen ist und sich ein weiterer Riss bilden kann.

Der Vorgang kann mit der Rissbildung bei traditionellem Stahlbeton verglichen werden. Im Gegensatz zu traditionellem Stahlbeton wird aber beim UHLFB weiterhin eine zu berücksichtigende Kraft $\sigma_f(u) \cdot A_c$ zwischen den Rissufern übertragen.

Es ergibt sich folglich, zusätzlich zur bereits vorhandenen multiplen Mesorissbildung, eine multiple Makrorissbildung. Diese ist nicht abhängig von der Faserlänge, sondern wird durch das Verbundverhalten mit der Bewehrung kontrolliert. Es bilden sich somit

im Verlauf der Belastung zwei verschiedene Mehrfachrissbildungen aus, deren Rissbildungsmechanismen und Rissabstände jeweils von unterschiedlichen Materialparametern abhängen. Dieser Effekt wird folgend als doppelte Multirissbildung bezeichnet.

In Bild 55 a,b sind die makrorissüberbrückenden Fasern, der aktivierte Verbund und die sich hieraus ergebenden Zugspannungstrajektorien dargestellt. Die Rissöffnung der Makrorisse ist im Verhältnis zu den Mesorissen gross. Die Fasern in den Mesorissen befinden sich noch im verfestigenden Bereich. In den geöffneten Makrorissen wird in Abhängigkeit der Rissöffnung von den Fasern nur mehr eine Restspannung (entfestigender Bereich) übertragen. Durch Verbund wird die nicht mehr von den Fasern übertragene Spannung in den Bewehrungsstahl eingeleitet. Die Zugspannungstrajektorien werden entsprechend im Bereich des Makrorisses zu einem gewissen Anteil aus dem UHLFB in den Bewehrungsstahl umgeleitet. Hierdurch entsteht eine gewisse Schubverzerrung des Querschnittes. Diese ist aufgrund der Resttragfähigkeit der rissüberbrückenden Fasern kleiner als bei traditionellem Stahlbeton und wird deswegen in den weiteren schematischen Darstellungen vernachlässigt.

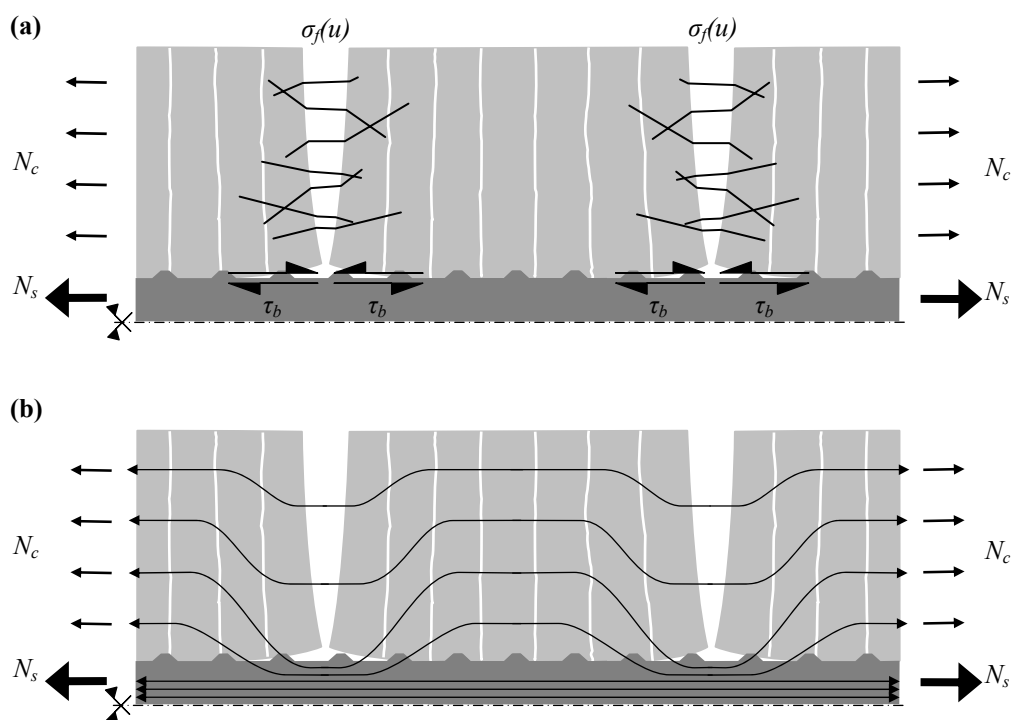


Bild 55 a,b: Doppelte Multirissbildung mit Meso- und Makrorissen; (a) Darstellung der internen Verbund- und Faserspannungen sowie (b) der Zugspannungstrajektorien.

Mit einer detaillierten Betrachtung der inneren Spannungen (Bild 56 a,b), bei denen auch die Spannungsübergänge in den Mesorissen berücksichtigt werden (microscale Betrachtung), lässt sich das Phänomen der Doppelten Rissbildung besser verdeutlichen. Aus der Betrachtung zur Multimesorissbildung ist der alternierende Wechsel zwischen der Lastabtragung in der Matrix (mittelgrau) und den Fasern (dunkelgrau) bekannt.

Wird in einem Mesoriss die Zugfestigkeit f_{ct} erreicht, sinkt der von den Fasern übernommene Anteil an der Zugkraft ab und wird vom Stahl übernommen (Bild 56 a).

Der Verlauf der Spannungen im angrenzenden Bereich verzerrt sich, da aufgrund des Verbundes mit dem Bewehrungsstahl die Spannung nur allmählich, über die Verbundlänge l_b , wieder in den UHLFB eingeleitet wird.

Zu einem weiteren Makroriss kann es entsprechend erst in einem Abstand kommen, in dem die Spannung im UHLFB erneut f_{ct} erreicht ist (Bild 56 b). Dieser Abstand ist Abhängig von den Verbundeigenschaften mit dem Bewehrungsstahl. Je nach Konfiguration des Zugelementes fließt der Stahl in dieser Phase bereits, bzw. fängt bei weiterer Verformung zunächst in den Makrorissen an zu fließen, da hier die Spannung im Stahl am grössten ist.

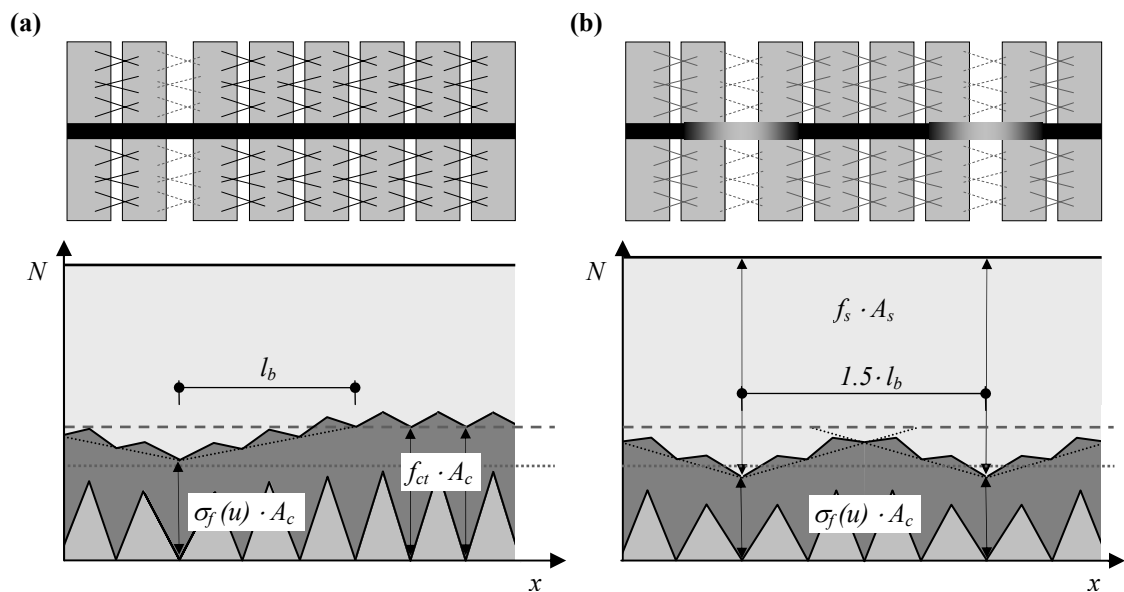


Bild 56 a,b: Multiple Makrorissbildung des Zugelements abhängig vom Verbund mit der Bewehrung; (a) Makrorissbildung und (b) stabilisierte Multimakrorissbildung.

Massgebend für den Rissabstand ist die Krafteinleitungslänge l_b , in der die Zugkraft von der Matrix in den Stahl übertragen wird. Zur Bestimmung der Krafteinleitungslänge sind einerseits die Spannungen im Makroriss und andererseits ein Schnitt im Bereich der ungerissenen Matrix zu betrachten. Die Differenz der Kraft im Stahl wird durch Verbund in die Matrix übertragen (Gleichgewichtsbedingung).

Die Krafteinleitungslänge der Makrorissbildung kann rechnerisch ermittelt werden, indem man den Grenzzustand betrachtet, bei dem ein weiterer Mesoriss in einen Makroriss übergeht. Die vorhandenen Makrorisse sind so weit geöffnet, dass der Stahl im Bereich der Risse eine Dehnung erfährt mit der die Zugspannung, die nun von den Fasern nicht mehr übertragen wird aufgenommen werden kann. Im Bereich der ungerissenen Matrix ist die Festigkeit des UHLFB anzusetzen. Im Makroriss werden von den rissüberbrückenden Fasern bei diesen grossen Rissöffnungen keine bzw. nur mehr sehr kleine Spannung übertragen. Die Zugkraft in der Matrix muss folglich vollständig durch Verbund in den Stahl übertragen werden. Aus dem Bewehrungsstahldurchmesser und der Verbundspannung ergibt sich die Verbundlänge. Es gilt:

$$l_b \varnothing \pi \tau_b = f_{ct} \frac{\varnothing^2 \pi}{4} \frac{1-\rho}{\rho} \quad (6.7)$$

$$l_b \cong \frac{f_{ct} \varnothing_s}{4 \tau_b \rho} \quad \text{mit: } 1-\rho \approx 1$$

Mit dieser Betrachtung erfolgt die Verknüpfung des Materialverhaltens mit dem Verbundverhalten. Das Verbundverhalten wurde ausführlich in Kapitel 5.2 dargestellt und erläutert. Da ein mehrphasiges Verbundmodell verwendet wird, ist zur Bestimmung der Lasteinleitungslänge massgebend, in welchem Verbundzustand (elastisch oder plastisch) sich der Stahl im Bereich des Risses befindet. Entsprechend ist τ_{bs0} oder τ_{bs1} anzusetzen.

Aus der Krafteinleitungslänge kann nun der mittlere Rissabstand $s_{r,s}$ bei Stabilisierung der Makrorissbildung ermittelt werden. Er ergibt sich als ein Mittelwert zwischen dem maximal und minimal möglichen Rissabstand. Entsprechend des Vorgehens bei traditionellem Stahlbeton wird er hier mit der 1.5-fachen Lasteinleitungslänge $1.5 \cdot l_b$ angesetzt. Es ergibt sich mit (6.7) für den Rissabstand der Makrorissbildung:

$$s_{r,s} = \frac{3}{2} l_b = \frac{3}{8} \frac{f_{ct} \varnothing_s}{\tau_b \rho} \quad (6.8)$$

Für ein konkretes Zugelement der Länge l_{elmt} ergibt sich eine Rissanzahl $n_{r,s}$:

$$n_{r,s} = \frac{l_{elmt}}{s_{r,s}} = \frac{8}{3} \frac{l_{elmt} \tau_b \rho}{f_{ct} \varnothing_s} \quad (6.9)$$

Die obige Betrachtung ist nicht für unterbewehrte Querschnitte gültig. Als unterbewehrt gelten Querschnitte, bei denen der Stahl nach initialer Rissbildung die Kraft im Zugglied nicht alleine aufnehmen kann (vgl. klassischer Stahlbeton). Bei diesen Querschnitten bilden sich zwar aufgrund der Fasern multiple Mesorisse aus, doch kommt es zu keiner multiplen Makrorissbildung. Die Gleichung kann in der dargestellten Form nicht angesetzt werden und entsprechend die ungerissene Matrix nicht erneut bis zur Zugfestigkeit f_{ct} belastet werden. Es entsteht ein einziger Makroriss in dem das Versagen lokalisiert eintritt. Der Makrorissabstand entspricht in diesem Fall gleich der Elementlänge l_{elmt} .

Rissöffnungsverlauf des UHLFB bei n_r Makrorissen

Wird bei einem unbewehrten UHLFB-Zugelement die Zugfestigkeit erreicht, kommt es zur Bildung eines Makrorisses und zur Lokalisierung der weiteren Verformung auf diesen Riss mit einer Entlastung des restlichen Elementes (siehe Kapitel 4.2). Durch den Bewehrungsstahl kann sich, bei entsprechender Konfiguration (Stahlfestigkeit, Bewehrungsgrad), eine weitere Erhöhung der Beanspruchung ergeben. Die multiple Makrorissbildung erfolgt ohne Entlastung des restlichen Zugelements, da bei grösserer Rissöffnung die Zugkraft im Bereich des Risses zwar in den Stahl übertragen wird, aber anschliessend im Bereich zwischen den Makrorissen wieder im UHLFB vorhanden ist. Entsprechend muss für bewehrte Zugelemente aus UHLFB, zusätzlich zur reinen Materialkurve mit einem Makroriss ($n_r = 1$), die Spannungs-Dehnungskurve für $n_{r,s}$ Makrorisse ermittelt werden.

Der Verlauf der multiplen Makrorissbildung ergibt sich entsprechend der Betrachtungen zur Rissöffnung eines nicht stahlbewehrten Zugelementes aus Kapitel 4.2. Die durch die Multimakrorissbildung entstehende Dehnung ergibt sich als Summe der Dehnung bei Erreichen von f_{ct} und der Rissöffnung der Makrorisse unter Berücksichtigung der Rissanzahl $n_{r,s}$ und der Elementlänge l_{elmt} .

Im Gegensatz zum unbewehrten Zugelement kommt es bei bewehrten Elementen mit fortschreitender Rissöffnung zu keiner vollständigen Entlastung der Matrix im Bereich neben den Makrorissen. Das sich durch die Bewehrung ergebende verfestigende Verhalten führt weiterhin zu einer Spannung in der Matrix. Diese liegt zwischen der von der Rissbreite abhängigen Spannung im Makroriss (f_{ct} bis 0) und der Zugfestigkeit f_{ct} im Bereich der Mesorisse.

Für die Modellierung wird vereinfachend eine konstante Spannung von f_{ct} in der Matrix im Bereich zwischen den Makrorissen angesetzt. Somit wird der Verlauf im wichtigen Bereich direkt nach der Makrorissbildung genau wiedergegeben. Bei grossen Rissöffnungen ergibt sich entsprechend eine gewisse Abweichung. Sie ist aber im Verhältnis zur gesamten Verformung der n_r Makrorisse und gegenüber der Entlastung bei unbewehrten Elementen klein.

Es ergibt sich folglich für die Matrix von bewehrten Zugelementen bei der Makrorissöffnung keine Verformung des Bereiches zwischen den Makrorissen. Als Bezug für die Rissöffnung ergibt sich im Spannungs–Dehnungsdiagramm eine Senkrechte.

Für die Verformung des UHLFB Zugelements gilt:

$$\varepsilon(\sigma) = \varepsilon(u) + \varepsilon_{ct} = \frac{n_{r,s} \cdot u(\sigma)}{l_{elmt}} + \varepsilon_{ct} \quad (6.10)$$

Aus (3.30) kann durch numerische Invertierung der hyperbolischen Funktion die Beziehung $u(\sigma)$ ermittelt werden. (6.10) kann somit gelöst werden und das Zugverhalten eines multimakrogerissenen UHLFB dargestellt werden. In Bild 57 ist das Tragverhalten des einfach makrogerissenen Zugelements (grau) und des durch eine Bewehrung erzwungenen multimakrogerissenen Zugelements (schwarz) gegenüber gestellt. Die Entlastung mit einer Steifigkeit von E^* bei der einfachen Makrorissbildung und die gleich bleibende Belastung (Annäherung) bei der Mehrfachrissbildung sind gestrichelt dargestellt. Der Abstand zwischen diesen Kurven und der Rissöffnung stellt, unter Berücksichtigung der Bauteillänge, die Rissöffnung dar (Doppelpfeile).

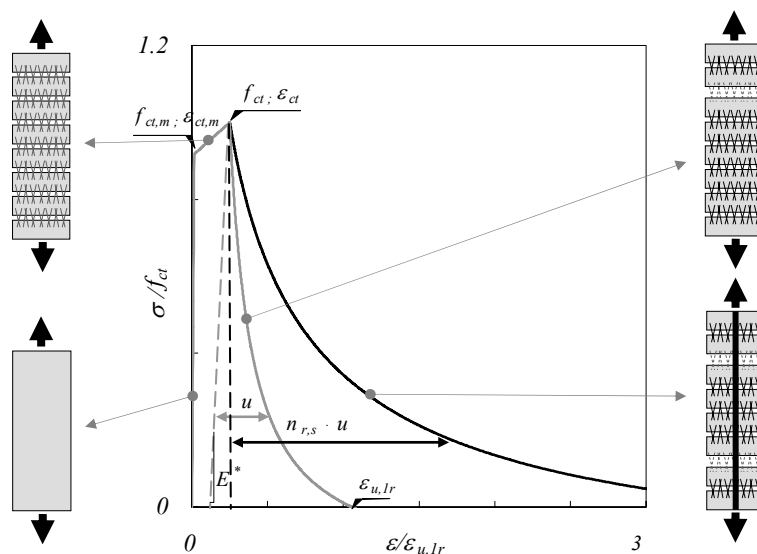


Bild 57: Verknüpfung der Belastungs- und Rissöffnungsphase für ein konkretes Zugelement unter Berücksichtigung der multiplen Makrorissbildung von $n_{r,s}$ Makrorissen.

Die maximale Dehnung $\varepsilon_{u,nr}$ des multigerissenen Elementes ergibt sich, vergleichbar mit dem einfach makrogerissenen Element (Kapitel 4.2), aus der Dehnung im Beton, die hier als mittlerer Wert mit f_{ct} angenommen wird, und der $n_{r,s}$ -fachen maximalen Rissöffnung.

$$\varepsilon_{u,n_r} = \varepsilon_{ct} + n_{r,s} \cdot \frac{u_{\text{lim}}}{l_{\text{elmt}}} = \varepsilon_{ct} + \frac{l_f}{2s_r} \quad (6.11)$$

mit: $n_r = \frac{l_{\text{elmt}}}{s_{r,s}}$ und $u_{\text{lim}} = \frac{l_f}{2}$

6.3 Lokalisierung

Ein bewehrtes Zugelement aus UHLFB zeigt das vorhergehend beschriebene Verhalten, bis innerhalb eines Risses vom Gesamtquerschnitt (Bewehrungsstahl und UHLFB) kein verfestigendes Verhalten mehr erzielt werden kann. Die Zugfestigkeit ist erreicht. Die Verformung lokalisiert sich bei weiterer Verformung auf diesen einen Riss, der sich zu einem Bruchriss (siehe Bezeichnungen) öffnet.

Diese Lokalisierung kann je nach Konfiguration des Zugelementes im Verlauf oder im Übergangsbereich zwischen den vorher beschriebenen Phasen auftreten. Durch die Verwendung von detaillierten Materialmodellen für die Modellierung kann der Dehnungszustand der Lokalisierung genau bestimmt werden. Würden vereinfachte multilineare Materialmodelle eingesetzt, würde der Lokalisierungszeitpunkt immer genau auf einen Übergang zwischen zwei Phasen zu liegen kommen.

Die mechanischen Vorgänge bei der Lokalisierung sind in Bild 58 illustriert. Im Makroriss kann im dargestellten Fall durch Erreichen der Streckgrenze des Stahls keine weitere Erhöhung der Zugfestigkeit erzielt werden. Die Fasern befinden sich in ihrer entfestigenden Phase, wodurch bei jeder weiteren Rissöffnung die aufnehmbare

Spannung geringer wird. Bei weiterer Verformung des Zugelements konzentriert sich die Verformung auf den Bereich des Risses. Die Verformung des Stahls reduziert sich auf einen vom Verbundverhalten abhängigen Länge $l_{s,loc}$ im Bereich um den Riss. Die Verformung des UHLFB konzentriert sich auf die Rissöffnung des lokalisierten Risses.

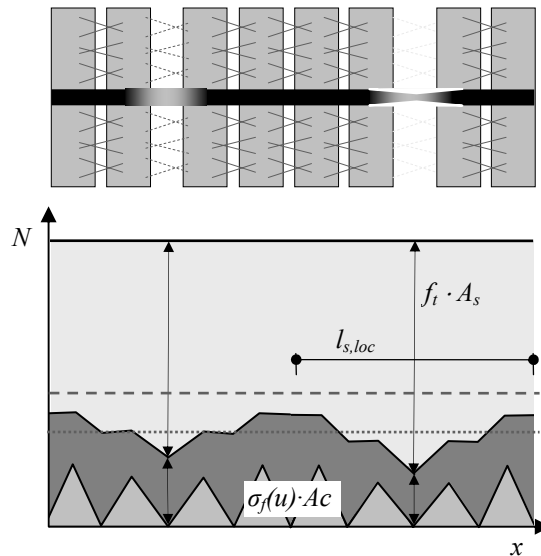


Bild 58: Lokalisierung der Rissöffnung auf einen Bruchriss.

Neben dem dargestellten Versagen durch Erreichen der Streckgrenze des Stahls gibt es noch weitere Versagensregime. So kann es aufgrund einer, gegenüber der Zunahme der Stahlkraft, grösseren Abnahme der von den rissüberbrückenden Fasern übertragenen Kraft, oder auch direkt durch Erreichen der Fließgrenze des Stahls zur Lokalisierung kommen. Diese Fälle werden hier nicht explizit mit ihren mechanischen Vorgängen dargestellt, sondern es wird vielmehr eine allgemeine Formulierung des Versagensgrundes angestrebt.

Hierfür wird das Lokalisierungskriterium eingeführt: Die Lokalisierung tritt ein, wenn bei fortschreitender Verformung in einem Riss der Anstieg der Kraft im Stahl geringer ist als der Abfall der von den Fasern übertragenen Kraft. Dies entspricht einer negativen Differenz der Steigung der Kraftverläufe von Stahl und UHLFB in einem Riss.

$$d\sigma_s(\varepsilon)A_s + d\sigma_c(u)A_c < 0 \quad (6.12)$$

Für naturharte Stähle mit Fließplateau ist hier zusätzlich die Besonderheit des diskontinuierlichen Verhaltens zu berücksichtigen. Aufgrund des Fließplateaus kommt es bei Erreichen der Fließgrenze ε_h zunächst immer zur Lokalisierung auf einen Makroriss. In Folge kann aber durch das verfestigende Verhalten des Stahls der Widerstand im Riss erneut erhöht werden und die multiple Makrorissöffnung des UHLFB wird wieder aktiviert. Ein ausreichender Bewehrungsgrad ist hierfür die Voraussetzung.

Somit kann sich trotz einer initialen Lokalisierung insgesamt ein verfestigendes Verhalten mit multiplen Makrorissen ausbilden. Um dies zu berücksichtigendes ist zusätzlich zu der inkrementellen Betrachtung des Lokalisierungskriteriums (6.12) eine globale Betrachtung durchzuführen.

In einem lokalisierten Makroriss wird von den rissüberbrückenden Fasern nur mehr eine vernachlässigbar geringe Spannung übertragen. Die Lastabtragung erfolgt durch den Bewehrungsstahl. Im Grenzfall erreicht die Stahlspannung die Stahlfestigkeit f_t . Im Querschnitt in der Mitte zwischen zwei Makrorissen wird die Kraft vom Bewehrungsstahl und der Matrix gemeinsam abgetragen (Bild 59).

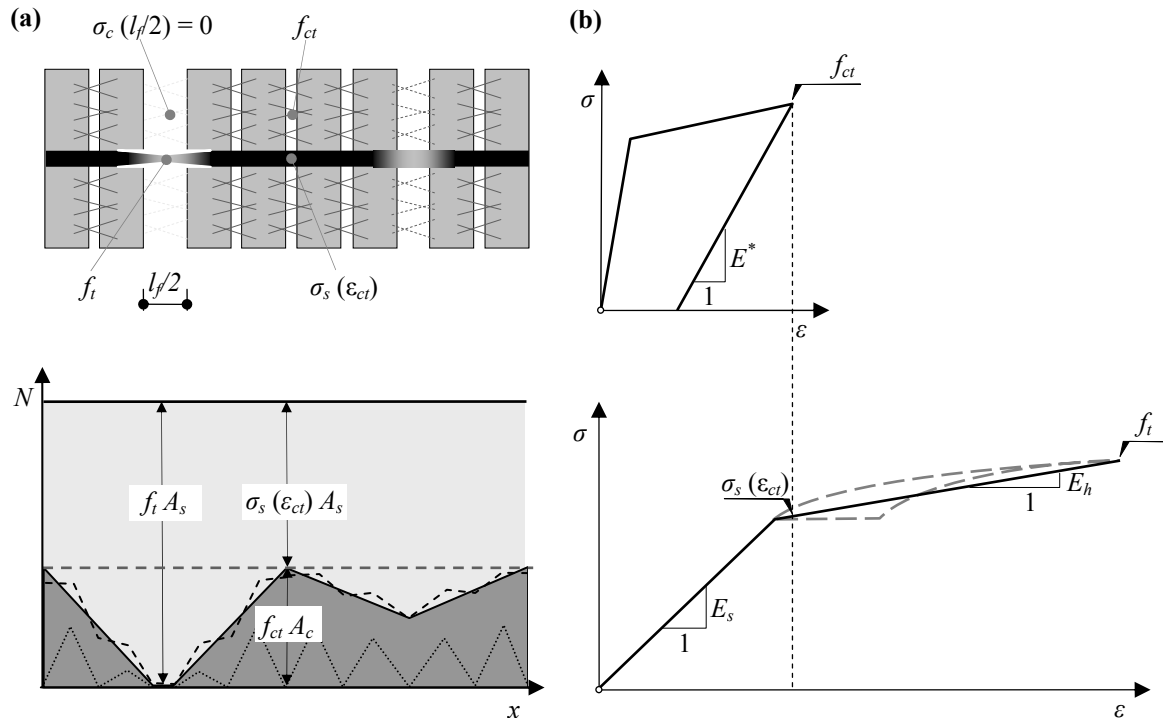


Bild 59 a,b: Analyse der Spannungszustände der Mesorisse; (a) Risszustand und interne Spannungsverläufe, (b) Materialverhalten und zugehörige Spannungszustände.

Eine multiple Makrorissöffnung stellt sich ein, wenn die Summe der Kräfte in einem Mesoriss kleiner als die Kraft des Stahls bei Erreichen der Zugfestigkeit ist. Es gilt:

$$A_s f_t \geq A_c f_{ct} + A_s \sigma_s(\epsilon_{ct}) \quad (6.13)$$

Entsprechend kann eine Mindestbewehrung zur Verteilung der Makrorissöffnung ermittelt werden. Es gilt:

$$\rho f_t \geq (1 - \rho) f_{ct} + \rho \sigma_s(\epsilon_{ct})$$

$$\rho_{\min} \geq \frac{f_{ct}}{f_t - \sigma_s(\epsilon_{ct}) + f_{ct}} \quad (6.14)$$

Lokalisierte Verformung des Stahls

Nach Eintreten der Lokalisierung konzentriert sich die weitere Verformung des Stahls auf den Bereich um den Riss. Die Länge dieses Bereichs $l_{s,loc}$, ist durch die Verbundeigenschaften und das verfestigende Verhalten des Stahls gegeben. In diesem Bereich muss die Kraftdifferenz zwischen dem fließenden Stahl im Bereich der Matrix und dem plastifizierten Stahl im Riss durch Verbund übertragen werden. Diese

Thematik wird für traditionellen Stahlbeton z.B. von Alvarez [5] oder Fernandez [34] beschrieben. Der Endwert für den Bereich der lokalisierten Verformung $l_{s,loc}$ ergibt sich aus der doppelten Einleitungslänge zuzüglich der maximalen Rissöffnung (6.15).

$$l_{s,loc} = 2l_b + u_u = \frac{\varnothing_s(f_t - f_y)}{2\tau_{bs1}\rho} + \frac{l_f}{2} \quad (6.15)$$
$$\text{mit: } l_b = \frac{\Delta\sigma \varnothing_s}{4\tau_b\rho}$$

Die Einleitungslänge l_b wird für den zu übertragenden Kraftunterschied zwischen dem Stahl, der im Riss die Streckgrenze f_t erreicht, und dem Stahl, der in der Matrix seine Fließgrenze f_y erreicht, ermittelt. Für die Verbundspannung ist τ_{bs1} anzusetzen, da bei dem hier bereits plastifizierten Stahl grosse Relativverschiebungen und grosse Querverformungen zu berücksichtigen sind.

Detaillierte Informationen zur Berücksichtigung der reduzierten Verformungslängen bei unterschiedlichen Stahltypen werden in der Beschreibung des Modells (Anhang C) gegeben.

Entfestigendes Verhalten des UHLFB

Entsprechend dem Stahl, reduziert sich auch die Verformung des UHLFB auf den einen Bruchriss. Der Spannungs-Dehnungsverlauf reduziert sich entsprechend von $n_{r,s}$ Makrorissen auf einen Makroriss. Der entfestigende Verlauf der Rissöffnung verkürzt sich ab der Lokalisierung im Verhältnis zum Verlauf von $n_{r,s}$ Makrorissen auf $1/n_{r,s}$.

Die Spannung im restlichen Beton hängt weiterhin wie bei der multiplen Makrorissbildung von der gesamten Zugkraft im Element ab. Es kommt zu keiner Entlastung der Matrix zwischen den Rissen. Somit kann der lokalisierte Verlauf direkt durch Division mit $n_{r,s}$ aus dem Verlauf von $n_{r,s}$ Makrorissen ermittelt werden.

Reduziertes Verformungsverhalten

Bild 60 zeigt das Eintreten des Lokalisierungskriteriums in einer diskreten Lage (hier Fließen des Stahls). Die Verformungslinien der beiden Materialien verkürzen sich aufgrund der durch die Risslokalisierung reduzierten Verformungslängen.

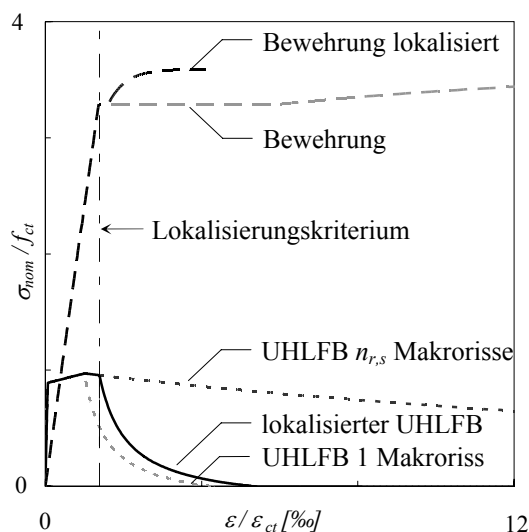


Bild 60: Schematische Darstellung des Einflusses der Lokalisierung auf die Spannungsverläufe der zunächst getrennt betrachteten Materialien.

Unterbewehrte und schwach bewehrte Querschnitte

Folgend werden die Regime der schwach- und unterbewehrten Querschnitte genauer betrachtet. Als schwach bewehrt werden die Querschnitte bezeichnet bei denen es zu einer frühzeitigen Lokalisierung vor dem Ausschöpfen der kompletten Verformungskapazität des Bewehrungsstahls kommt. Als unterbewehrt werden die Querschnitte bezeichnet, bei denen es aufgrund der geringen Bewehrung zu keiner Multimakrorissbildung kommt.

Hierbei ist zwischen verschiedenen unterbewehrten und schwach bewehrten Regimen zu unterscheiden. Die Diagramme in Bild 61 a-c verdeutlichen die verschiedenen Versagensregime anhand der internen Spannungsverläufe:

- **Schwach bewehrt** (Bild 61 a): In mehreren Mesorissen ist die Faserverbundspannung bereits erreicht. Es hat sich zunächst aufgrund des durch den Bewehrungsstahl erzielten verfestigen Verhaltens eine Multimakrorissbildung eingestellt. Bei Erreichen der Fließgrenze des Stahls lokalisiert sich die Rissbildung, wenn durch das verfestigende Verhalten des Stahls bis zum Erreichen der Streckgrenze die Kraft der rissüberbrückenden Fasern nicht übernommen werden kann.
- **Unterbewehrt mit zunächst Fließen des Stahls** (Bild 61 b): Der Stahl hat bereits in allen Rissen seine Fließgrenze erreicht, da die Dehnung bei Erreichen der Festigkeit des Stahls geringer ist, als die des UHLFB. In einem der Mesorisse wird die Zugfestigkeit erreicht und es kommt zum Versagen ohne eine Ausbildung einer multiplen Makrorissbildung, da auch das verfestigende Verhalten des Stahls (dargestellt mit f_y^+) nicht ausreicht um die von den Fasern übertragene Kraft aufzunehmen.
- **Unterbewehrt mit zunächst Erreichen der Zugfestigkeit des UHLFB** (Bild 61 c): Das Zugelement versagt direkt bei Erreichen der Zugfestigkeit des UHLFB. Der Stahl kann selbst mit dem verfestigenden Verhalten bis vor Erreichen seiner Fließgrenze den Kraftabfall der rissüberbrückenden Fasern

nicht kompensieren. Es stellt sich hierbei keine Multimakrorissbildung ein und das Zugelement versagt ähnlich des Mechanismus ohne Bewehrung.

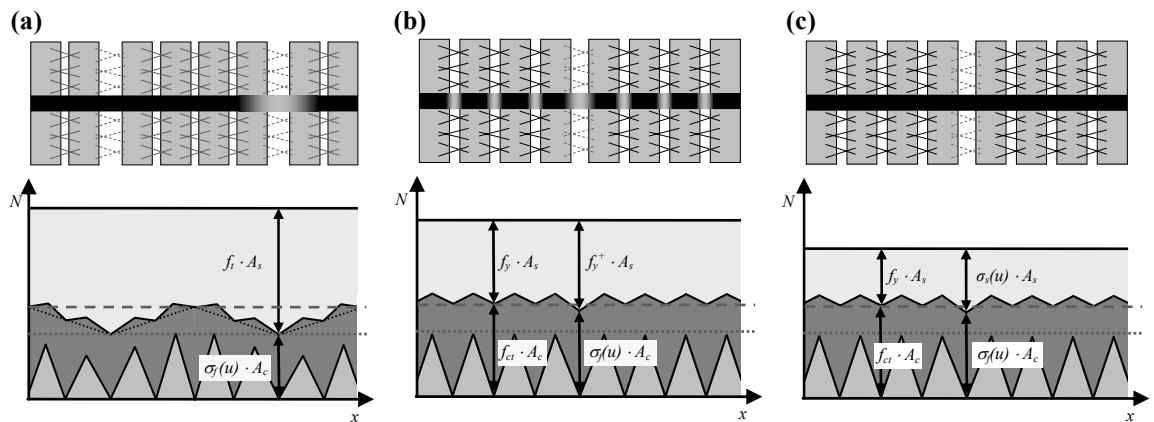


Bild 61 a-c: Interne Spannungsverläufe der verschiedenen schwach- und unterbewehrten Querschnitte: (a) schwach bewehrt, (b) unterbewehrt mit zunächst Fließen des Stahls, (c) unterbewehrt mit zunächst Erreichen der Zugfestigkeit des UHLFB.

6.4 Modellierung des Tragverhaltens

Das Tragverhalten von bewehrten Zugelementen aus UHLFB ist aufgrund der Interaktion zwischen der Bewehrung und dem UHLFB komplex. Zur Modellierung des Tragverhaltens wurde ein numerisches Modell entwickelt, welches schrittweise das Verformungsverhalten der beiden Materialien unter Berücksichtigung des Verbundverhaltens verknüpft. Folgend wird die grundlegende Funktionsweise des Modells erläutert. Eine genaue Darstellung der einzelnen Algorithmen erfolgt in Anhang C.

Das Tragverhalten des bewehrten UHLFB Zugelements lässt sich aus der Überlagerung, der unter Berücksichtigung der Interaktion (Verbund) ermittelten Spannungs-Dehnungsverläufe der beiden Materialien, bestimmen. Hierbei sind je nach Konfiguration des Zugelements, die durch die Fasern kontrollierten Mesorisse und die sich aufgrund des Verbundes ergebenden Makrorisse zu berücksichtigen (doppelte Multirissbildung). Die Lokalisierung ergibt sich, abhängig vom Bewehrungsgrad und Bewehrungstyp, bei dem Verformungszustand, bei dem bei weiterer Verformung die Zunahme der Kraft im Stahl geringer als die Abnahme der Verbundkraft der rissüberbrückenden Fasern ist.

Bild 62 zeigt schematisch den Einfluss der Multimakrorissbildung und der Lokalisierung auf die Verformungsverläufe der beiden Materialien und die Überlagerung der Materialkurven, mit dem sich das Verformungsverhalten des Zugelements ergibt.

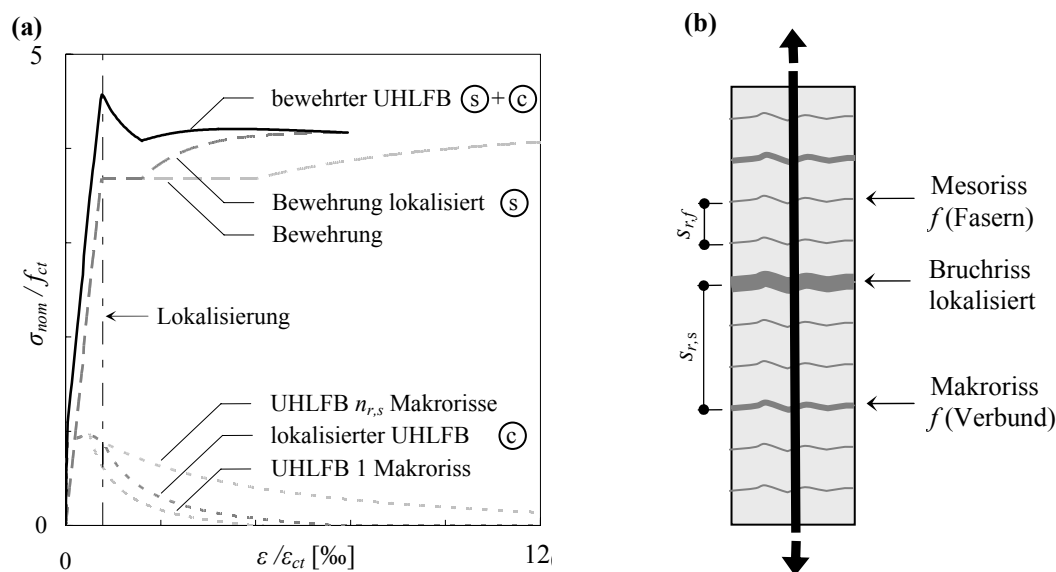
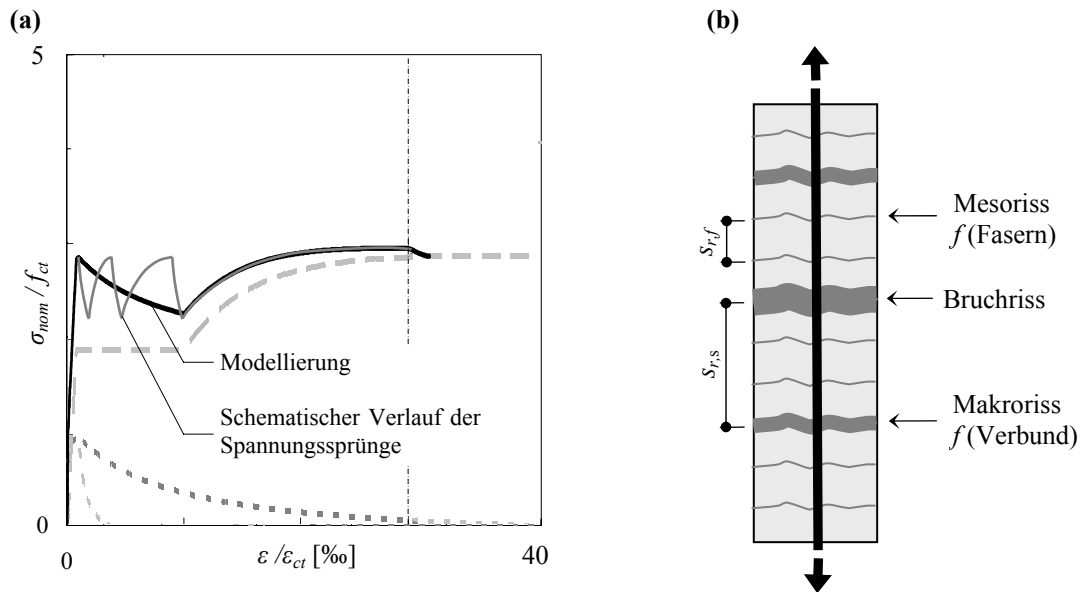


Bild 62 a,b: (a) Tragverhalten eines bewehrten Zugelements aus UHLCB ermittelt aus dem Tragverhalten des Stahl und des UHLCB unter Berücksichtigung des Verbundes; (b) schematische Darstellung der doppelten Multirissbildung mit dem durch den Stahl bedingter Rissabstand $s_{r,s}$ der Makrorisse und dem durch die Fasern bedingter Rissabstand $s_{r,f}$ der Mesorisse.

Der diskontinuierliche Verlauf von naturharten Stählen mit Fließplateau führt zu einer vorübergehenden Lokalisierung bei Erreichen der Fließgrenze des Stahls. Durch das verfestigende Verhalten des Stahls (Voraussetzung $\rho > \rho_{min}$), kann die multiple Makrorissöffnung erneut aktiviert werden und die Verformungskapazität des Stahls vollständig ausgenutzt werden (siehe auch Kapitel 6.3).

Nach dem initialen Spannungsabfall bei der Rissöffnung des ersten Makrorisses ergibt sich aufgrund des verfestigenden Verhaltens des Stahls ein erneute Erhöhung der Spannung. Erreicht diese das initiale Spannungsniveau öffnet sich ein weiterer Makroriss. Es entstehen somit durch die Rissöffnung der $n_{r,s}$ Makrorisse $n_{r,s}$ Spannungssprünge. Dies ist in 63 a schematisch dargestellt (graue Linie).

Mit der hier gewählten Modellierung durch Überlagerung der Materialkurven (schwarze Linie) können diese Spannungssprünge nicht dargestellt werden. Im Bereich der Spannungssprünge ergibt sich ein ‚mittlerer‘ entfestigender Verlauf. Die anschließende Verfestigung bis zum Bruch gibt den Verfestigungsverlauf von $n_{r,s}$ Makrorissen wieder.



63 a,b: Schematische Darstellung der Spannungssprünge bei der Rissöffnung von n_{rs} Makrorissen; (a) Spannungs-Dehnungsdiagramm, (b) Zugelement.

Rechnergestützte Umsetzung

Ziel der rechnergestützten Umsetzung war es ein Rechenmodell zu entwickeln, mit dem sämtliche mögliche Versagensregime, für beliebige Stahl – UHLFB Kombinationen analysiert werden können. Hierfür wurde das Tragverhalten schrittweise numerisch simuliert. Das Modell ist programmieretechnisch mit einem in inkrementellen Dehnungsschritten vorschreitenden Algorithmus realisiert (Bild 64).

Es werden wirklichkeitsnahe Materialkurven verwendet (siehe Kapitel 4), um das Tragverhalten und insbesondere den Lokalisierungszeitpunkt genau wiederzugeben. Dies ermöglicht nicht nur den Verlauf des hier verwendeten CERACEM, sondern auch eines beliebigen UHLFB wiederzugeben.

Im Programmverlauf werden zunächst die Spannungsdehnungskurven der beiden Materialien in Abhängigkeit der Zugelementkonfiguration ermittelt. Folgend wird das Makromultirissverhalten des UHLFB unter Berücksichtigung des Verbundes berechnet. In einer Schleife werden die beiden Materialverläufe in kleinen Dehnungsinkrementen überlagert und dabei überprüft, ob von einem zum nächsten Schritt ein verfestigendes Verhalten eintritt. Bis zur Lokalisierung ergibt sich der Verlauf aus der Summe der Spannungen der beiden Materialien, wobei eine multiple Makrorissbildung aufgrund des Stahls angenommen wird.

Ist das Lokalisierungskriterium erreicht (keine Erhöhung der Zugkraft mehr möglich), erfolgt die Berechnung des Folgeschrittes mit Berücksichtigung der lokalisierten Verformung des Stahls und des UHLFB (zweite Schleife). Die Verformung des UHLFB wird durch Division durch die Rissanzahl $n_{r,s}$ aus dem Verlauf des multimakrogerissenen UHLFB ermittelt. Der Verlauf des Stahls verkürzt sich entsprechend des reduzierten Verformungsbereichs $l_{s,loc}$.

Um die Wirkung der sich im entfestigenden Bereich befindenden Fasern bis zum Ende darstellen zu können, wird das Materialgesetz des Stahls in seinem entfestigenden

Einschnürungsbereich vereinfachend um ein plastisches Plateau ergänzt. Dies führt dazu, dass die Festigkeit in diesem Bereich leicht überschätzt wird.

Bild 64 zeigt zusammenfassend das Flussdiagramm des zentralen Modellalgorithmus.

Zugverhalten von bewehrten UHLFB Bauteilen

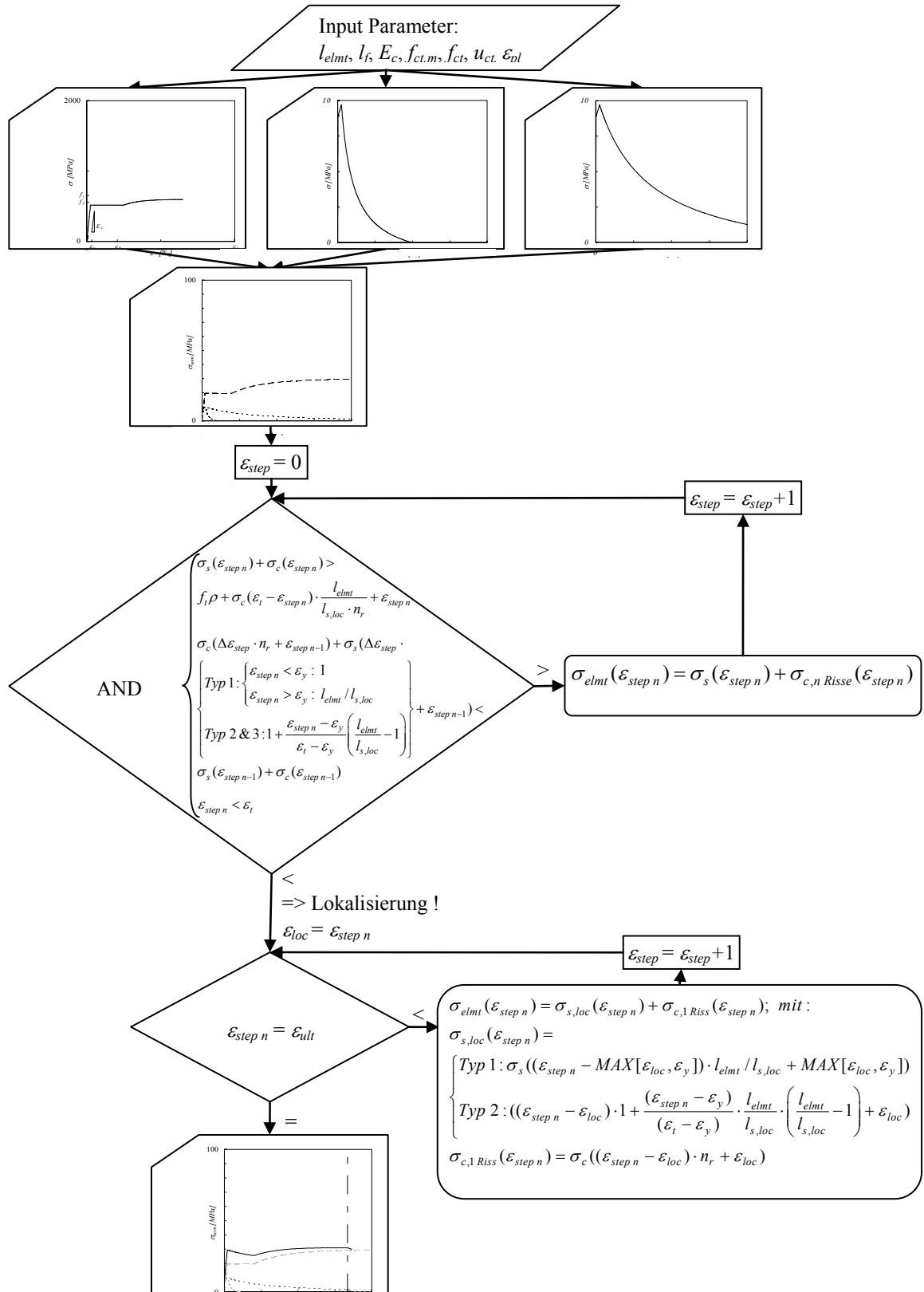


Bild 64: Flussdiagramm des Modellalgorithmus: Verknüpfung der Materialkurven, schrittweise Ermittlung des Belastungsverhaltens, Kontrolle der Lokalisierung, schrittweise Ermittlung des entfestigenden Verhaltens.

6.5 Innerer Zwang aus Schwinden, Kriechen und Vorspannung

Durch Schwinden oder Kriechen sowie durch initiale Vorspannung ergeben sich innere, zeitabhängige Zwangsverformungen zwischen dem Bewehrungselement und dem UHLFB. Diese beeinflussen das Tragverhalten des Zugelements. Im Spannungs-Dehnungsdiagramm stellt sich dies als eine gegenseitige Verschiebung der Ursprünge der beiden Materialkurven dar.

Schwinden

Verschiedene Autoren weisen ausdrücklich auf den zu berücksichtigenden Einfluss der Zwangsverformung aufgrund des grossen endogenen Schwindens bei UHLFB hin (Leutbecher und Fehling [63], Bischoff [13]). Bei dem für die Versuche verwendeten CERACEM liegt das Endschwinden mit $\varepsilon_{cs} = 600 \mu\text{m/m}$ vergleichsweise im mittleren Bereich (Maeder, Lallemand - Gamboa [70]). Typische UHLFB liegen im Bereich $\varepsilon_{cs} = 400 - 800 \mu\text{m/m}$ (Habel [43]).

Das Schwinden verursacht eine Verkürzung des Zugelements, die aber durch die Bewehrung behindert wird. Es kommt zu Zwangsspannungen im Zugelement. Hierbei wird die Bewehrung komprimiert und der UHLFB auf Zug beansprucht. Diese innere Zwangsspannung wird durch Kriechen (Kriechkoeffizient φ) abgemindert. Solange die Zwangszugspannungen im Beton geringer sind als die Matrixfestigkeit, ergeben sich keine Schwindrisse in der Matrix.

Durch Aufstellen des Gleichgewichts zwischen der Kraft im geschwundenen UHLFB und der Kraft im Stahl, kann die Stauchung $\Delta\varepsilon_{cs}$ des Verbundelements ermittelt werden. Es gilt:

$$A_s E_s \Delta\varepsilon_{cs} = A_c E^* (\varepsilon_{cs} - \Delta\varepsilon_{cs})$$

$$\Delta\varepsilon_{cs} = \varepsilon_{cs} \frac{(1 - \rho)}{1 + \rho n (1 + \chi \varphi) - \rho} \quad (6.16)$$

$$\text{mit: } \chi = \frac{\sqrt{t_0}}{1 + \sqrt{t_0}}$$

Vorspannung

Bei der Vorspannung wird die Bewehrung durch eine Verformung ε_p gegenüber dem UHLFB vorverformt. Hieraus resultiert eine Stauchung des Gesamtelements um $\Delta\varepsilon_p$. Im hier betrachteten Fall der Spannbettvorspannung, reduziert sich hierdurch die Dehnung des Spannelements wieder geringfügig. Bei Zugbelastung muss der UHLFB zunächst solange verformt werden bis er entlastet ist. Erst bei weiterer Verformung kommt es zu einer Zugbeanspruchung im UHLFB und folgend zur Rissbildung. Für den Stahl ist entsprechend die Vorverformung zu berücksichtigen, die zu einem früheren Erreichen der Fließgrenze und der Zugfestigkeit führt.

Aus dem Kräftegleichgewicht zwischen Bewehrungselement und UHLFB folgt:

$$A_s E_s (\varepsilon_p - \Delta \varepsilon_p) = A_c E_c \Delta \varepsilon_p \quad (6.17)$$

$$\Delta \varepsilon_p = \varepsilon_p \frac{\rho n}{1 + \rho(n-1)}$$

Kriechen

Spannungszustände in zementösen Werkstoffen führen zu Kriechverformungen. Diese sind abhängig vom Belastungszeitpunkt und der Belastungsdauer. Im Fall einer Zwangsspannung (z.B. Vorspannung) führt dies zur Reduktion der resultierenden Betonspannung.

Bezüglich der Kriechzahl $\varphi(t, t_0)$ werden in der Literatur von verschiedenen Autoren geringfügig unterschiedliche Werte angegeben. Habel [43] konnte mit Kriechversuchen eine Endkriechzahl von $\varphi_0 = 0.83$ feststellen. In den Empfehlungen der AFGC [109] wird für verschiedene UHLFB eine Endkriechzahl von $\varphi_0 = 0.8$ vorgeschlagen.

Durch das Kriechen erhöht sich die Dehnung $\varepsilon_{cc}(t, t_0)$ in Richtung der Beanspruchung, in Abhängigkeit der elastischen Verformung $\varepsilon_{c,el}$. Es wird normalerweise ein lineares Kriechen angenommen (Model Code 90 [17]):

$$\varepsilon_{cc}(t, t_0) = \varphi(t, t_0) \varepsilon_{c,el} \quad (6.18)$$

Das Kriechen mindert somit bei Zwang z.B. durch Vorspannung, die Spannungen im UHLFB. Durch Aufstellen des internen Gleichgewichts folgt für die resultierende Verformung des Elements:

$$A_s E_s \Delta \varepsilon_{cc} = A_c E_c (\varepsilon_{cc} - \Delta \varepsilon_{cc})$$

$$\Delta \varepsilon_{cc} = \varepsilon_{cc} \frac{(1 - \rho)}{1 + \rho n (1 + \chi \varphi) - \rho} \quad (6.19)$$

$$\text{mit: } \chi = \frac{\sqrt{t_0}}{1 + \sqrt{t_0}}$$

Gesamtheit der inneren Zwängungen

Die Gesamtdehnung des Elements ergibt sich im ungerissenen Zustand als Summe der Einzeldehnungen. Hierbei ergibt sich die Richtung des Kriechens aus der Orientierung der Gesamtlast. Bei vorgespannten Elementen ist dies die Kompression des Betons, bei passiv bewehrten Elementen kriecht der Beton in Zugrichtung um die Schwindspannungen abzubauen.

$$\Delta \varepsilon_{tot} = \Delta \varepsilon_p + \Delta \varepsilon_{cs} + \Delta \varepsilon_{cc} \quad (6.20)$$

Bild 65 a veranschaulicht die inneren Zwängungen zwischen Bewehrungselement und UHLFB aufgrund Vorspannung ε_p , Schwinden ε_{cs} und Kriechen ε_{cc} . Aus diesen Zwängungen resultiert durch herstellen der Kompatibilität die Dehnung des Elements $\Delta \varepsilon_p + \Delta \varepsilon_{cc} + \Delta \varepsilon_{cs}$ (Bild 65 b).

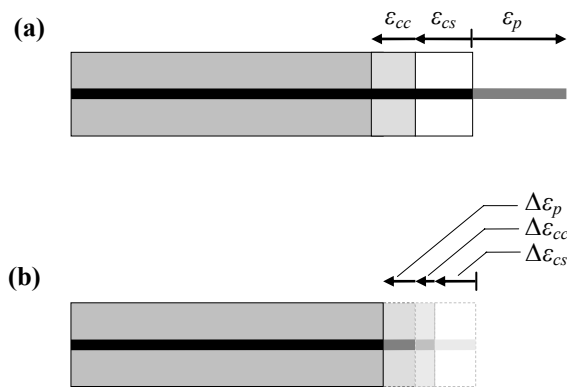


Bild 65 a,b: Überlagerung der Dehnungen aus innerem Zwang am Zugelement. (a) Innere Zwangsverformungen aus Schwinden ϵ_{cs} , Kriechen ϵ_{cc} und Vorspannung (hier Spannbettvorspannung) ϵ_p , (b) resultierende Verformungen des Elements.

Modellierung

Durch die im Modell (Kapitel 6.4) getrennte Betrachtung der beiden Materialien kann die Berücksichtigung von innerem Zwang durch eine relative Verschiebung der Materialkurven um eine Dehnung ϵ realisiert werden. Im Spannungs-Dehnungsdiagramm stellen sich der innere Zwang zwischen dem Bewehrungselement und dem UHLFB somit als eine Relativverschiebung der Materialkurven um die Grösse der Dehnung ϵ dar. Der Dehnungsnullpunkt verschiebt sich hierbei entsprechend der Steifigkeiten um die Dehnungsänderung $\Delta\epsilon$ des Gesamtelements.

Entsprechend der Formulierungen (6.16), (6.17) und (6.19) sind in Bild 66 a-c diese Verschiebungen getrennt für die Fälle Schwinden (für Bewehrungsstähle mit und ohne Fließplateau), Vorspannung und Kriechen dargestellt. Die Bewehrung wurde für die Darstellung derart gewählt, dass die nominelle Stahlspannung der drei- bis vierfachen Betonzugfestigkeit entspricht. Die Vorspannung entspricht $0.75 f_{tk}$ und für Schwinden und Kriechen wurden die oben angegebenen typischen Werte für UHLFB eingesetzt.

Die Spannung, die sich durch die Verschiebung der Materialkurven im neuen Gleichgewichtszustand im UHLFB ergibt, lässt sich aus der Differenz des inneren Zwangs ϵ und der Dehnungsänderung $\Delta\epsilon$ des Elements und der Materialsteifigkeit E_c berechnen. Bei der Vorspannung entspricht die Spannung im Stahl genau der verbleibenden Vorspannkraft P/A .

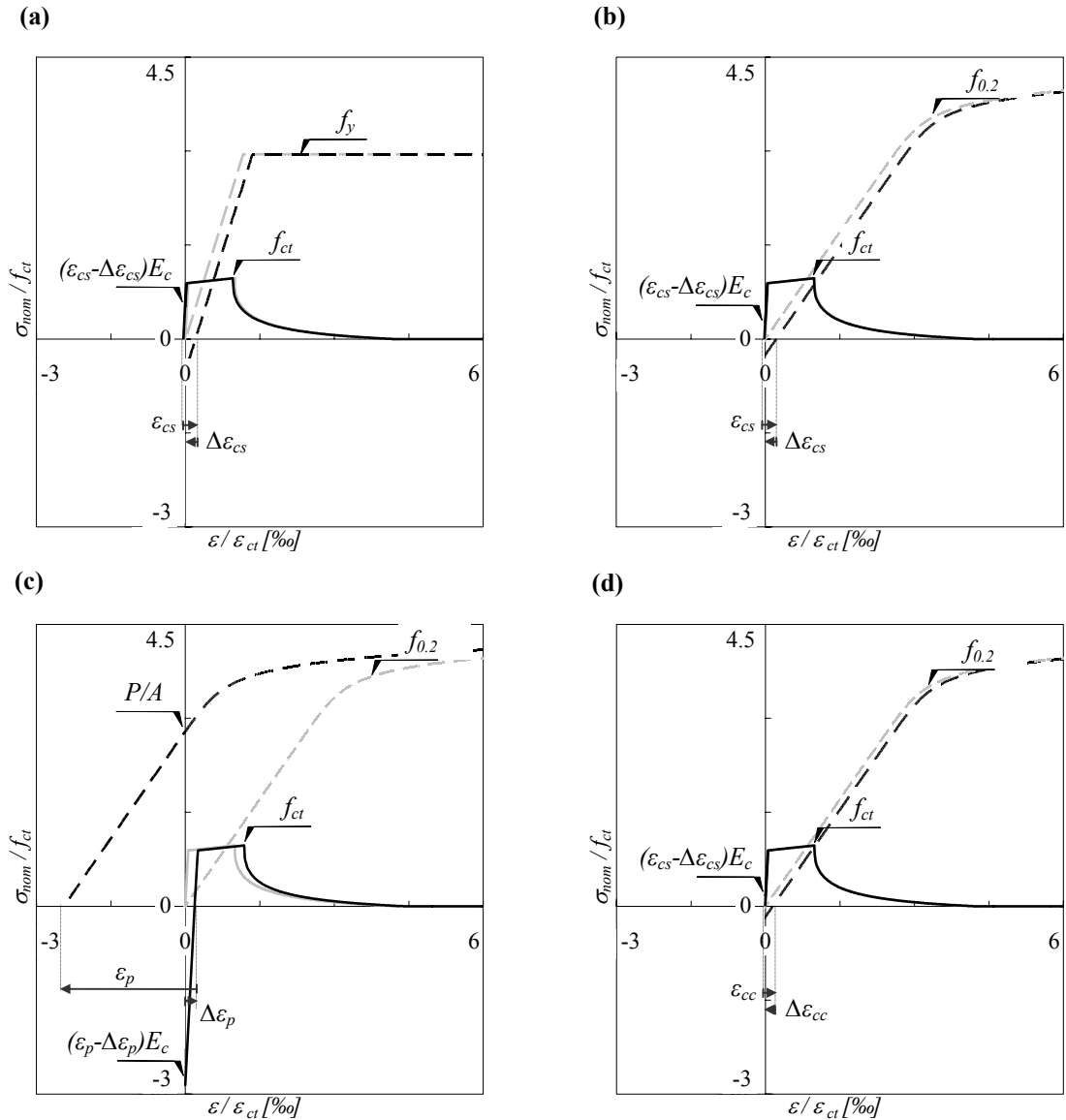


Bild 66 a-d: Verschiebung der Materialkurven aufgrund von inneren Zwängungen durch Schwinden, (a) Stahl mit Fließplateau, (b) Stahl ohne Fließplateau, sowie (c) Vorspannung und (d) Kriechen aufgrund der Vorspannung.

Die Relativverschiebungen der Materialkurven können zu einer Gesamtverschiebung zusammengefasst werden. Bild 67 a zeigt dies für ein vorgespanntes Element. Die Gesamtrelativverschiebungen $\Delta \epsilon_{tot,c}$ und $\Delta \epsilon_{tot,s}$ ergeben sich unter Berücksichtigung der Richtung der Verschiebungsvektoren zu:

$$\begin{aligned} \Delta \epsilon_{tot,c} &= \Delta \epsilon_p - (\epsilon_{cs} - \Delta \epsilon_{cs}) - (\epsilon_{cc} - \Delta \epsilon_{cc}) \\ \Delta \epsilon_{tot,s} &= (\epsilon_p - \Delta \epsilon_p) - \Delta \epsilon_{cs} - \Delta \epsilon_{cc} \end{aligned} \quad (6.21)$$

Bei dieser Formulierung bezieht sich die Verschiebung der Materialkurven auf den Dehnungsnullpunkt des verformten Elements.

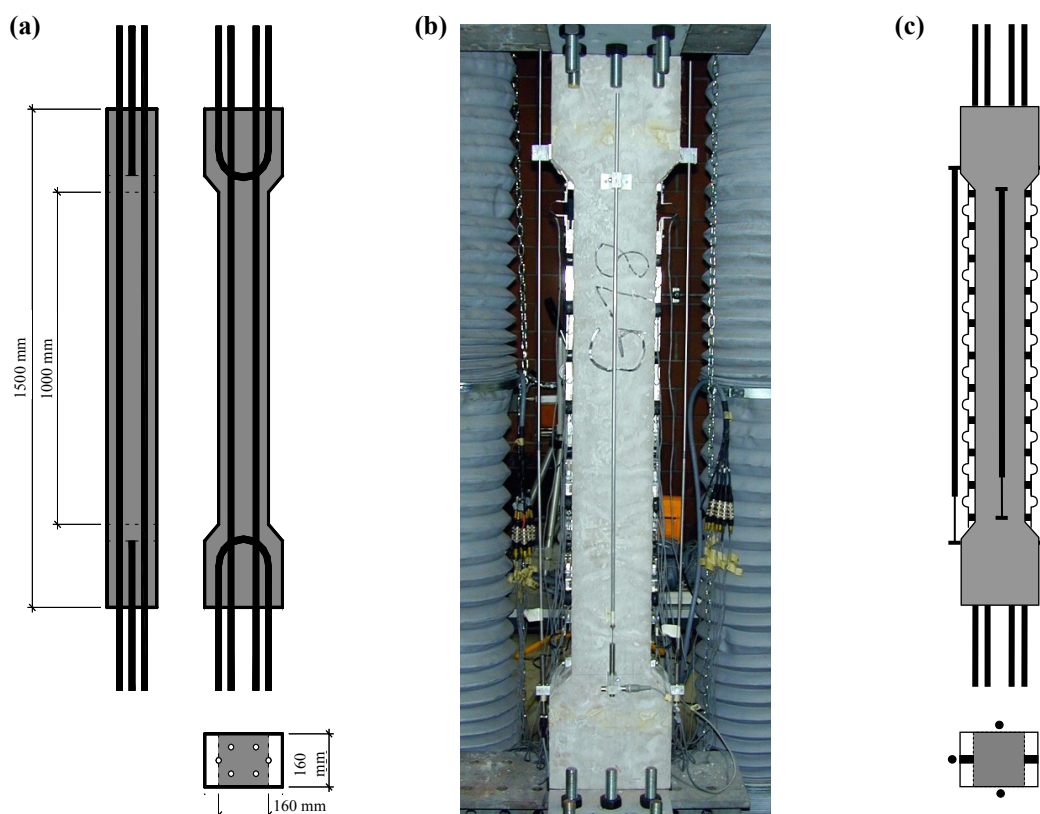


Bild 68 a-c: (a) Versuchskörper, (b) Versuchsaufbau und (c) Messeinrichtung der Zugversuche an bewehrten Elementen aus UHLFB

Rissbildung

An den Probekörpern zeigt sich die auch im Modell beschriebene Mehrfachrissbildung (Bild 69 a). Eine direkte, eindeutige Unterscheidung zwischen multiplen Meso- und Makrorissen ist aufgrund der Feinheit der Risse visuell nur sehr schwierig möglich. Durch Anfeuchten der Proben kann aber deutlich zwischen einem Netz aus sehr schmalen, fein verteilten Rissen ($s_r = 10 - 15 \text{ mm}$) und einigen grösseren Rissen unterschieden werden (Bild 69 c).

Dies entspricht der in der Modellbeschreibung dargestellten doppelten Rissbildung. Es entstehen zwei Arten von Multirissen: einerseits die aufgrund der rissverteilenden Wirkung der Fasern entstehenden Mesorisse und andererseits Makrorisse, die sie sich aufgrund des Verbundes mit der Bewehrung bildenden (vgl. Stahlbeton).

In der Bruchfläche des Querschnittes sind die plastisch Verformten und mit Einschnürung gerissenen Bewehrungsstäbe zu erkennen (Bild 69 b). Die Fasern wurden aus der Matrix herausgezogen und stehen hervor.

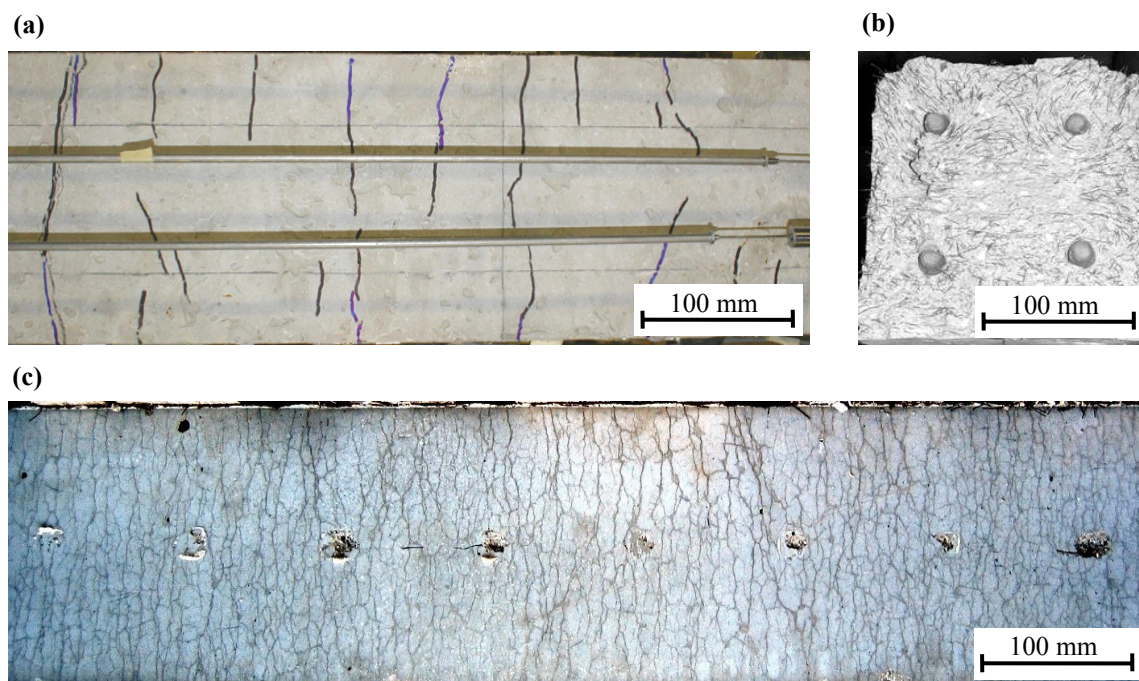


Bild 69 a-c: Rissbild des mit $4\varnothing 20$ bewehrten Zugelements; (a) direkt sichtbare Risse, (b) Querschnitt nach dem Bruch, (c) Mesorisse sichtbar durch Befeuchten der Probe.

Versuchsergebnisse

Bild 70 a-c zeigt die Spannungs–Dehnungsdiagramme der Zugversuche an bewehrten Bauteilen aus UHLFB (Baustahl mit Fliessplateau; $\rho = 1.7\%$, 3.1% und 4.9%). Diesem überlagert ist jeweils die Modellberechnung mit ihren einzelnen Berechnungsetappen: UHLFB, lokalisierter UHLFB, Bewehrungsstahl und lokalisierter Bewehrungsstahl.

Der Verlauf der Versuchskurven zeigt zunächst den ungerissenen linear–elastischen Bereich. Beim Erreichen der Zugfestigkeit der Matrix kommt es zur mehrfachen Mesorissbildung und in Folge zu einer Abnahme der Steifigkeit der Probe. Mit der vereinfachten bi-linearen Modellierung des Belastungsverhaltens des UHLFB wird das leichte ‚durchhängen‘ der Kurve nicht modelliert.

Nach Stabilisierung der Mesorissbildung verläuft die Kurve mit einem sehr grossen ‚tension stiffening‘ - Effekt parallel zur Spannungs-Dehnungskurve des Stahls. Schliesslich wird die Zugfestigkeit des Elements erreicht, die sich als Summe der Stahlflussgrenze und der von der Rissöffnung abhängigen Betonspannung ergibt. Durch den direkten Vergleich des modellierten Stahlverlaufes mit den gemessenen Versuchskurven kann deutlich die hohe Beteiligung des UHLFB an der Lastabtragung beobachtet werden.

Bei der Probe mit $4\varnothing 12$ ($\rho = 1.7\%$) kommt es direkt bei Erreichen der Zugfestigkeit des UHLFB zur Risslokalisierung. Bei den anderen Proben tritt die Lokalisierung erst nach einer Phase mit einer multiplen Makrorissbildung bei Erreichen der Stahlflussgrenze ein. In Folge ergibt sich ein entfestigendes Verhalten. Die weitere Verformung konzentriert sich auf einen Makroriss, wodurch die Verformung des Stahls ebenfalls auf den Bereich des Risses konzentriert wird. Im Gegenzug zur raschen Entfestigung im lokalisierten Makroriss kommt es nach dem Fliessplateau zu einem

schnellen verfestigenden Anstieg der Stahlspannung. Hierdurch ergibt sich ein zunächst rasches, anschliessend stetiges entfestigendes Verhalten.

Die Verformung des Gesamtelements ist infolge der Konzentration auf den lokalisierten Makroriss gegenüber der Verformungskapazität des Stahls stark reduziert. Es zeigt sich für die verschiedenen Bewehrungsgrade mit Abnahme des Bewehrungsgehaltes eine stärkere Reduzierung der Endverformung. Dies ist gleichbedeutend mit einer kürzeren Lokalisierungslänge $l_{s,loc}$ des Stahls wie sie mit (6.15) im Modell ebenfalls berücksichtigt wird. Das sich anschliessende, entfestigende Verhalten des Bewehrungsstahls wurde bei der Modellierung nicht berücksichtigt.

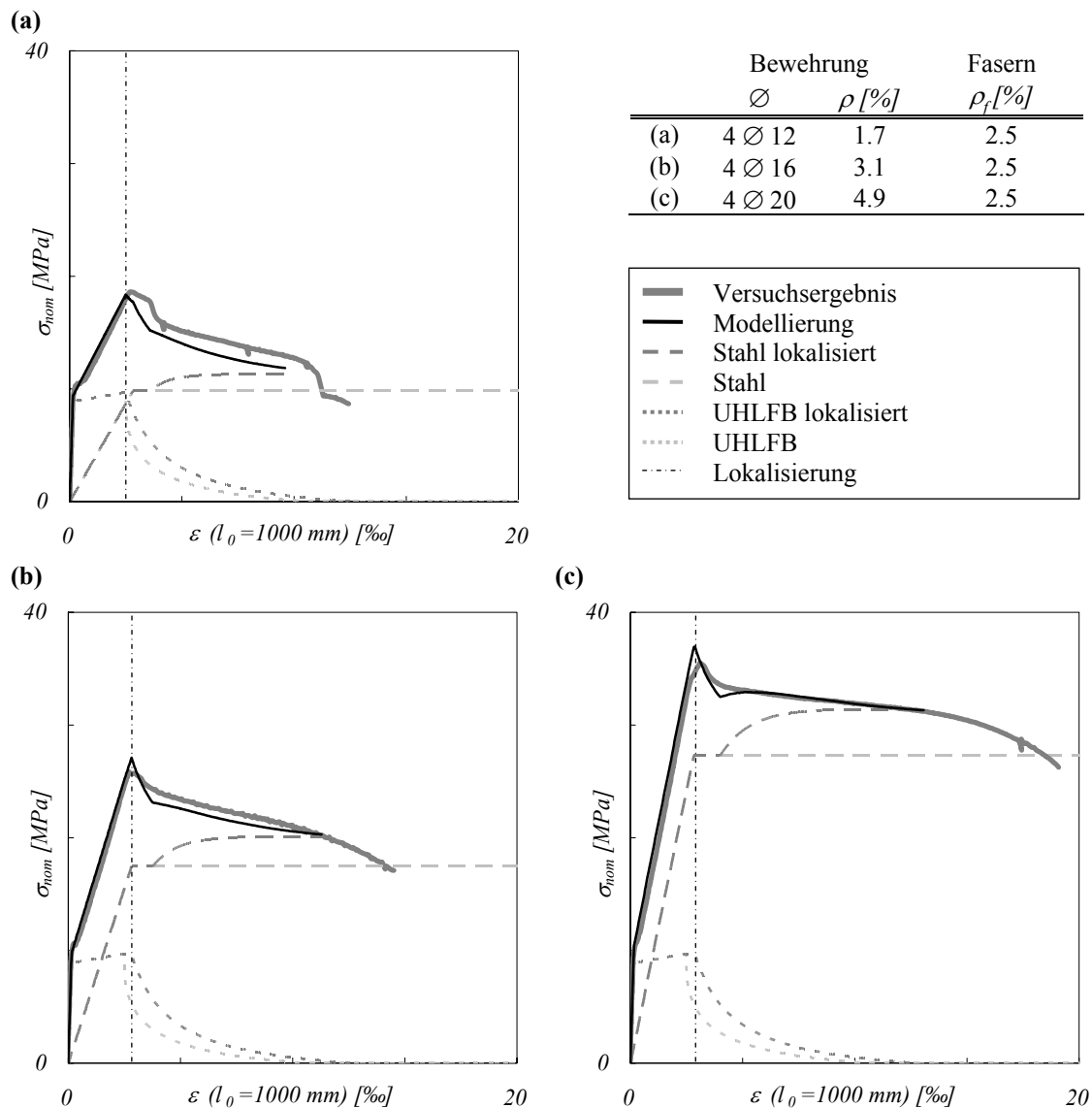


Bild 70 a-c: Vergleich der Modellrechnung mit den Versuchsergebnissen

Es zeigt sich insgesamt eine gute Übereinstimmung der Modellierung mit den Versuchsergebnissen. Insbesondere im verfestigenden Bereich bis zum Erreichen der Zugfestigkeit des Elements ergibt sich eine sehr gute Repräsentation der Messergebnisse. Nur die Steifigkeit im Bereich der multiplen Mesorissbildung wird

geringfügig überschätzt da für den UHLFB ein bi-lineares, verfestigendes Verhalten angenommen wird.

Im Bereich der Zugfestigkeit und der Lokalisierung kommt es zu gewissen Abweichungen. Dies erklärt sich zum Teil durch die Tatsache, dass im Modell diskrete Risse betrachtet werden, sich in Realität aber komplex verzweigte Risse ausbilden. Aus dem gleichen Grund werden auch die Übergänge zwischen den einzelnen Phasen mit dem Modell zu abrupt modelliert.

Vorgespanntes Zuelement

Bild 71 zeigt das Versuchsergebnis und die Modellierung einer vorgespannten Probe. Die Geometrie des Probekörpers und der Versuchsaufbau entsprechen den oben beschriebenen Versuchen. Die Probe ist mit 4 Spannlitzen VSL 0.6“ ($\varnothing 15.7$, $f_{tk} = 1770$ MPa) im Spannbett mit einer Vorspannkraft von $P = 680$ kN vorgespannt. Nach Ausbau aus dem Spannbett verkürzen sich die auf $0.75 f_{tk}$ überspannten Proben um $\Delta_{ep} = 0.45$ ‰ womit die gewünschte Vorspannung von $0.7 f_{tk}$ erzielt wird. Detaillierte Informationen sind [54] bzw. Anhang D zu entnehmen.

Bei der Modellierung werden die Vorspannung, das Schwinden und das Kriechen aufgrund der Belastung berücksichtigt. Die Berücksichtigung des inneren Zwangs erfolgt gemäss Kapitel 6.5. Für die Modellierung des Spannstahls konnte aus technischen Gründen keine eigene Kurve gemessen werden und es musste auf eine ‚typische‘ Kurve des Stahlherstellers zurückgegriffen werden.

Mit der Modellierung kann der Verlauf gut wiedergegeben werden. Die Festigkeit des Elements wird aber unterschätzt. Dies ergibt sich vermutlich aufgrund der unexakten Modellierung des Spannstahls. Korrigiert man die hierdurch wahrscheinlich zu niedrig angesetzte Festigkeit des Spannstahls, kann eine sehr gute Übereinstimmung des Verlaufs erzielt werden.

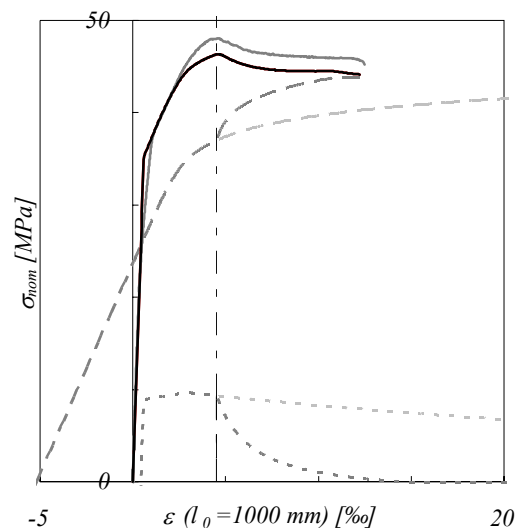


Bild 71: Vergleich der Versuchsergebnisse (graue durchgezogene Linie) mit dem Rechenmodell (schwarze durchgezogene Linie) und dessen Modellierungsschritten.

Schwinden

Am Beispiel des Elements 4Ø16 wird folgend der Einfluss von Schwinden auf die Versuchsergebnisse analysiert. Die zeitliche Entwicklung des Schwindens ist in erster Linie durch den hohen Anteil des autogenen Schwindens beeinflusst. Entsprechend wird hier der im Eurocode 2 [30] für das autogene Schwinden vorgeschlagene Ansatz verwendet. Die Schwinddehnung nach 28 Tagen kann somit abgeschätzt werden mit:

$$\begin{aligned}\varepsilon_{cs}(t) &= \varepsilon_{cs,\infty} \beta(t) = 0.4\text{‰} \\ \text{mit : } \varepsilon_{cs,\infty} &= 0.6\text{‰}, \beta(28d) = 1 - e^{-0.2\sqrt{t}} = 0.65\end{aligned}\quad (6.22)$$

Hierdurch entsteht eine Spannung im Beton die zum Kriechen und somit zu einer Verringerung der Verkürzung führt. Die Kriechzahl für eine 28 Tage alte Probe ermittelt sich nach Model Code 90 [17] zu:

$$\begin{aligned}\varphi(t, t_0) &= \varphi_0 \beta(t - t_0) = 0.38 \\ \text{mit : } \varphi_0 &= 0.8, \beta(t - t_0) = 0.47\end{aligned}\quad (6.23)$$

Dies führt nach (6.16) zu einer Verkürzung des Elements von:

$$\begin{aligned}\Delta\varepsilon_{cs} &= \varepsilon_{cs} \frac{(1 - \rho)}{1 + \rho n(1 + \chi\varphi) - \rho} = \\ 0.4\text{‰} \cdot \frac{(1 - 3.1\%)}{1 + 3.1\% \cdot 3.5(1 + 0.84 \cdot 0.38) - 3.1\%} &= 0.34\text{‰} \\ \text{mit : } \chi &= \frac{t_0^{0.5}}{1 + t_0^{0.5}} = 0.8\end{aligned}\quad (6.24)$$

Für die beiden anderen Zugelemente ergibt sich entsprechend eine resultierende Gesamtstauchung von $\Delta\varepsilon_{tot} = 0.37\text{‰}$ (4Ø12) und $\Delta\varepsilon_{tot} = 0.28\text{‰}$ (4Ø20).

Im Diagramm (Bild 72) zeigt sich der Einfluss des Schwindens durch eine Relativverschiebung der beiden Materialkurven um ε_{tot} . Zum Vergleich ist die Modellierung ohne Berücksichtigung des Schwindens dargestellt (jeweils hellere Linie). Das Diagramm ist auf den Dehnungsbereich bis 5 ‰ begrenzt um den geringen Einfluss des Schwindens darstellen zu können.

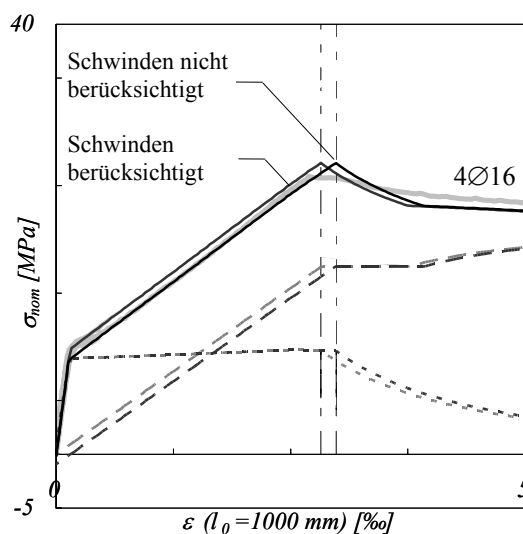


Bild 72: Einfluss von Schwinden und Kriechen auf den Verlauf der Modellierung am Beispiel des Elements 4Ø16 im Vergleich zu den Versuchsergebnissen (hellgrau).

Bei den hier betrachteten Proben kommt es aufgrund des jungen Alters und des gemässigten Bewehrungsgrades durch die Schwindverformung zu keiner Mesorissbildung. Der Verlauf des Tragverhaltens verschiebt sich lediglich. Die Mesorissbildung setzt bereits bei einer geringfügig niedrigeren Belastung ein und die Festigkeit wird erst bei einer geringfügig höheren Dehnung erreicht. Durch die Verschiebung der Materialkurven ergibt sich auch eine Verschiebung der Lokalisierung. Diese erfolgt entsprechend der Stahlverschiebung um $\Delta\varepsilon_{tot}$ später.

Insgesamt ist festzustellen, dass das Schwinden nur einen geringen Einfluss auf das Tragverhalten der Zuelemente hat.

Mit detaillierten Studien ist hier in Zukunft abzuklären in wieweit das Schwinden bei höherem Alter und stärker bewehrten Elementen einen signifikanten Einfluss hat. Hierbei ist die Mesorissbildung aufgrund von Schwinden kritisch zu betrachten. Ebenso ist zu überprüfen inwieweit die hier basierend auf die Norm durchgeführten Überlegungen (6.23) auf den UHLFB übertragbar sind.

Wirksame Zugfestigkeit

Die wirksame Zugfestigkeit $f_{ct,eff}$ kann unter Berücksichtigung des sich durch die Faserorientierung ergebenden Randeffectes (Bild 73) aus der bei den unbewehrten Zugversuchen ermittelten ungestörten Zugfestigkeit $f_{ct,3D}$ (Kapitel 4.3) ermittelt werden. Es lässt sich hiermit der Einfluss des Randeffectes auf die Festigkeit des Querschnitts beurteilen. Es wird angenommen, dass der Einfluss auf die Faserorientierung im Bereich der Bewehrung ebenso mit dem Orientierungsfaktor $\alpha_{2D,m}$ beschrieben werden kann.

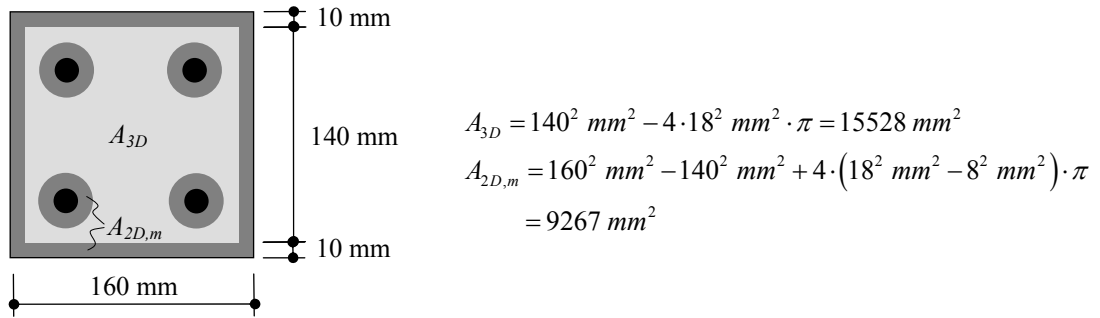


Bild 73: Querschnitt des Zuelements mit den Bereichen beeinflusster Faserorientierung.

Der Koeffizient K_A der Flächenverhältnisse der Faserorientierung ermittelt sich nach (3.28) zu:

$$\begin{aligned}
 K_A &= \frac{\alpha_{3D} A_{3D} + \alpha_{2D,m} A_{2D,m}}{\alpha_{3D} A_{tot}} = \\
 &= \frac{\frac{3}{8} \cdot 15528 \text{ mm}^2 + \frac{1}{2} \cdot 9267 \text{ mm}^2}{\frac{3}{8} \cdot 24795 \text{ mm}^2} = 1.12
 \end{aligned} \tag{6.25}$$

Die wirksame Zugfestigkeit $f_{ct,eff}$ des 4Ø16 Zuelements ergibt sich mit (3.29) aus der mit (4.33) ermittelten ungestörten Zugfestigkeit $f_{ct,3D} = 8.4 \text{ MPa}$ zu:

$$f_{ct,eff} = f_{ct,3D} K_A = 8.4 \text{ MPa} \cdot 1.12 = 9.4 \text{ MPa} \tag{6.26}$$

Entsprechend ergibt sich für den Querschnitt 4Ø12 der Koeffizient $K_A = 1.12$ der eine effektive Zugfestigkeit $f_{ct,eff} = 9.4 \text{ MPa}$ ergibt. Für den Querschnitt 4Ø20 ergibt sich der Koeffizient $K_A = 1.13$ sowie $f_{ct,eff} = 9.5 \text{ MPa}$.

Somit weisen alle Proben eine gegenüber der Matrixzugfestigkeit f_{ct} höhere effektive Zugfestigkeit $f_{ct,eff}$ der rissüberbrückenden Fasern auf. Es ist somit bei allen Proben die Voraussetzung für eine multiple Mesorissbildung gegeben.

Der Unterschied zu dem mit den unbewehrten Proben ermittelten Wert $f_{ct} = 9.7 \text{ MPa}$ (Kapitel 4.3) zeigt nur eine geringe Abweichung. Dies ergibt sich da die Querschnitte der beiden Proben ein ähnliches Flächenverhältnis zwischen orientierten Randbereichen und ungestörten Innenbereichen aufweisen. Bei gedrunenen Querschnitten ändert sich dies. Aufgrund des grossen Bereich mit einer dreidimensionalen Faserorientierung sinkt die effektive Zugfestigkeit $f_{ct,eff}$. Dies kann im Grenzfall dazu führen, dass die Zugfestigkeit unter die Matrixfestigkeit f_{ct} sinkt, somit kein verfestigendes Verhalten erzielt wird und keine multiple Mesorissbildung eintritt (siehe Kapitel 7).

Bei weiterführenden, hier nicht durchgeführten Betrachtungen zur Faserorientierung wäre der Einfluss der Betonierweise und -richtung sowie der Schalungsform auf die Orientierung der Fasern zu untersuchen.

Zweite Versuchsserie

In einer zweiten Versuchsserie wurde das Tragverhalten von unterschiedlichen Stahltypen (mit und ohne Fließplateau) und von höher bewehrten Elementen untersucht. Die Abmessungen der Prüfkörper, der Versuchsaufbau, die Messeinrichtung und der verwendete UHLFB CERACEM sind identisch mit denen der ersten Versuchsserie (siehe Kapitel 6.6). Lediglich der Lasteinleitungsbereich wurde optimiert, wodurch sich aber kein Einfluss auf das Tragverhalten innerhalb des Messbereichs ergibt. Eine detaillierte Beschreibung der Versuchsserie ist dem Versuchsbericht [92] zu entnehmen.

Als Bewehrungselemente wurden Baustähle des Typs TOPAR R (kaltverformter Stahl ohne Fließplateau) und TOPAR S (vergüteter Stahl, naturhart mit Fließplateau) eingesetzt. Hierbei wurden zwei Bewehrungsgrade untersucht: $\rho = 3.1\%$ ($4 \varnothing 16$) und $\rho = 6.2\%$ ($8 \varnothing 16$). Insgesamt wurden 6 Zugelemente getestet. Die Konfigurationen und die Materialkennwerte des Stahls (Mittelwerte von Stahlzugversuchen) sind in Tabelle 5 dargestellt.

Nr.	Bild 74	\varnothing	ρ	Stahltyp	$f_y, f_{0.2}$	$\varepsilon_y, \varepsilon_{0.2}$	ε_h	f_t	ε_t
1&2	(a)	4 \varnothing 16	3.1%	TOPAR S	525 MPa	2.6‰	27‰	632 MPa	100‰
3	(c)	8 \varnothing 16	6.2%						
4&5	(b)	4 \varnothing 16	3.1%	TOPAR R	548 MPa	4.8‰	-	603 MPa	39‰
6	(d)	8 \varnothing 16	6.2%						

Tabelle 5: Konfigurationen und Materialkennwerte der Zugelemente der zweiten Versuchsserie.

Die Versuche wurden nach 65 Tagen durchgeführt, wodurch für die Modellierung eine Anpassung der Betonfestigkeit gegenüber der 28 Tage Festigkeit nötig wird. Ebenso ist für die Schwindverformung das höhere Probenalter zu berücksichtigen.

Aus den Würfeldruckversuchen der Qualitätsprüfung (100 mm Kantenlänge, siehe [54] und [92]) ist eine Erhöhung der Druckfestigkeit von $f_{cm,28d} = 202$ MPa bei 28 Tagen auf $f_{cm,65d} = 228$ MPa bei 65 Tagen zu beobachten. Dies entspricht einer Festigkeitssteigerung von 13 %. Unter der Annahme einer entsprechenden Erhöhung der Zugfestigkeit ergibt sich für den UHLFB eine Matrixzugfestigkeit von $f_{ct,m} = 10.1$ MPa und $f_{ct} = 11.0$ MPa.

Die Schwindverformung ist aufgrund der gegenüber der ersten Versuchsserie gut doppelt so langen Schwinddauer grösser. Entsprechend den Betrachtungen zur ersten Versuchsserie ergibt sich unter Berücksichtigung eines Schwindbeiwertes $\beta(65d) = 0.77$ eine Schwinddehnung von:

$$\varepsilon_{cs}(t, t_s) = \varepsilon_{cs,\infty} \beta(t - t_s) = 0.46\text{‰} \quad (6.27)$$

mit: $\varepsilon_{cs,\infty} = 0.6\text{‰}$, $\beta(65d) = 0.77$

Die Modellierung erfolgt unter Berücksichtigung der erhöhten UHLFB Festigkeiten, der jeweiligen Stahlcharakteristika und dem grösseren Schwinden. Die ermittelten Spannungs-Dehnungsdiagramme (schwarze Kurven) sind in Bild 74 a-d den Versuchsergebnissen (graue Kurven) überlagert.

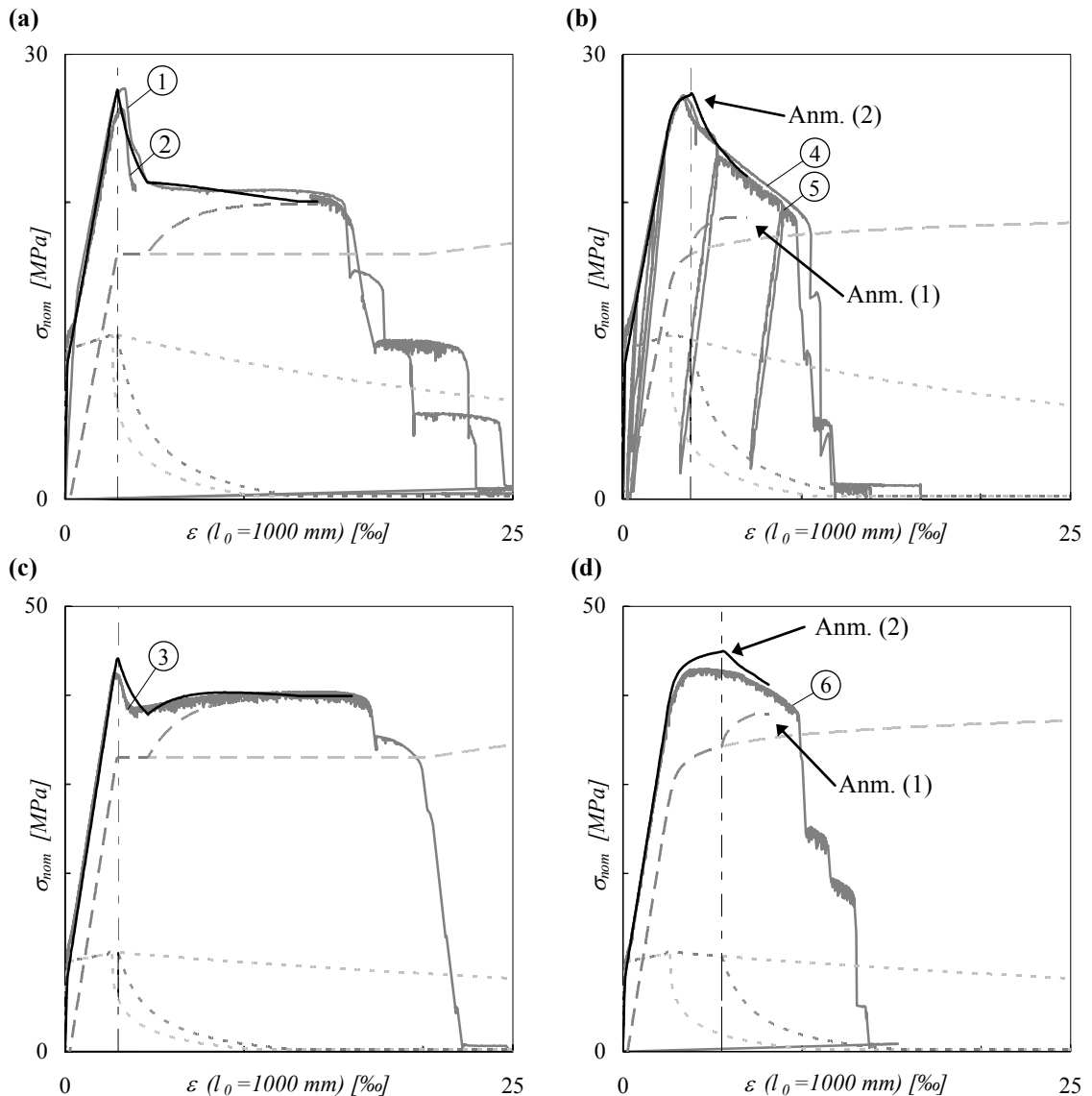


Bild 74 a-d: Vergleich der Zugversuche der zweiten Serie mit der Modellrechnung; (a), (c) vergüteter Stahl, (b), (d) kalt verformter Stahl; (Nummerierung siehe Tabelle 5, Legende siehe Bild 70).

Diese Versuchsserie zeigt deutlich die Unterschiede im Tragverhalten bei Verwendung verschiedener Stahltypen. Für den TOPAR R zeigt sich ein sehr viel runderer Verlauf da hier keine Diskontinuität durch das Fließplateau vorhanden ist. Mit der Modellierung wird der experimentell ermittelte Verlauf, insbesondere auch die unterschiedlichen Charakteristika der beiden Stahltypen gut wiedergegeben.

Beim kaltverformten Stahl wird im Bereich der Lokalisierung die Dehnung bei Erreichen der Stahlfestigkeit vom Modell etwas unterschätzt (Anm.1). Dies ergibt sich, da für den kaltverformten Stahl keine Verbundversuche vorliegen. Es werden die mit der naturharten Bewehrung ermittelten, hohen Verbundfestigkeiten angesetzt. Mit einer niedrigeren Verbundfestigkeit würde sich eine grössere Verformungslänge $l_{s,loc}$ (6.15) für die lokalisierte Phase ergeben. Entsprechend folgt eine grössere Verformung in der Lokalisierungsphase. Um genauere Aussagen machen zu können sind weitere Verbundversuche mit dem verwendeten Bewehrungsstahl notwendig.

Ebenso ist die vom Modell bei einer geringfügig zu grossen Dehnung ermittelte Lokalisierung abhängig vom Verbund (Anm. 2). Bei niedrigerer Verbundfestigkeit und folglich grösserer Dehnung des Stahls im lokalisierten Zustand ist die Steigung der Stahlkurve kleiner und es kommt zu einer früheren Lokalisierung.

Ein Vergleich der Ergebnisse der ersten und der zweiten Versuchsserie verdeutlicht, wie sich schon geringfügig abweichende Eigenschaften auf das Tragverhalten auswirken. Bild 75 zeigt den Vergleich zweier Zuggliedkonfigurationen mit einem Bewehrungsgrad von $\rho = 3.1\%$ ($4\text{Ø}16$). Bei der verwendeten Bewehrung handelt es sich um Stähle mit einem Fließplateau des Typs GEWI [52] und TOPAR S [92].

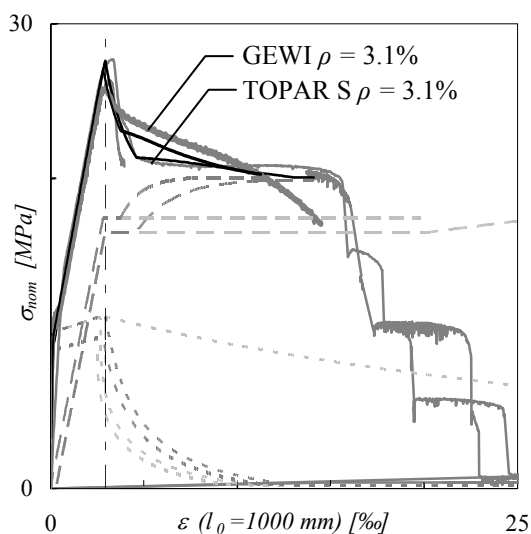


Bild 75: Vergleich zwischen zwei Zugelementkonfigurationen $4\text{Ø}16$ mit Stählen mit Fließplateau -GEWI und TORAR S- .

Mit der Modellrechnung können die Unterschiede der beiden Konfigurationen wiedergegeben werden. In den Modellierungskurven erkennt man die unterschiedlichen Festigkeiten und Dehnungsgrenzen der beiden Stähle, sowie die aufgrund des Betonalters erhöhte Festigkeit des UHLFB. Die unterschiedliche Verschiebung der Materialkurven in Richtung der Dehnungsachse ergibt sich aufgrund der unterschiedlich grossen Schwinddauer.

6.7 Nachrechnung der Versuche von Michels, Leutbecher und Fischer

In der Literatur finden sich Zugversuche an bewehrten Bauteilen aus UHLFB von Michels / Brühwiler [75], Leutbecher / Fehling [63] und Fischer / Li [37]. Die Versuche sind in den Artikeln teilweise nicht in allen Einzelheiten dargestellt, weshalb mitunter für die Versuchs- bzw. Werkstoffparameter Annahmen getroffen werden müssen. Bei den Versuchen von Fischer handelt es sich um einen UHLFB mit organischen Fasern (ECC) mit stark abweichenden Materialeigenschaften.

Grundsätzlich sind für eine Nachrechnung detaillierte Angaben zum verwendeten UHLFB, zum eingesetzten Bewehrungsstahl und zur Probengeometrie nötig. Die Modellierung des Zugverhaltens des UHLFB kann direkt aus der Spannungs-Dehnungskurve eines Zugversuches oder aus dem Rissöffnungsverhalten eines gekerbten Zugversuchs erfolgen. Hieraus können die Zugfestigkeiten $f_{ct,m}$ und f_{ct} sowie deren Verformungen $\varepsilon_{ct,m}$ und ε_{ct} ermittelt werden. In beiden Fällen ist ergänzend eine Angabe der Messlänge l_0 , der Faserlänge l_f und des Entlastungsverhaltens E^* oder ε_{res} nötig. Für bewehrte Zuelemente sind weiterhin Informationen über den Bewehrungsgrad ρ , den Stabdurchmesser \varnothing , die Verbundeigenschaften τ_b und den genauen Stahltyp nötig.

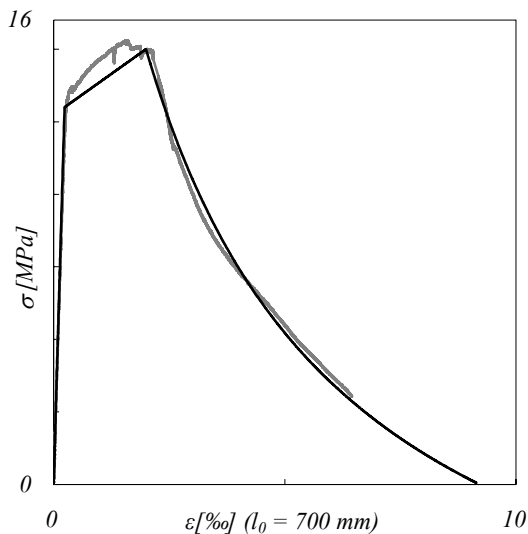
Versuche von Michels / Brühwiler

In der Diplomarbeit von Michels (Prof. Brühwiler, EPFL – MCS) wird über Zugversuche an bewehrten Bauteilen aus dem UHLFB Cemtec des LCPC (Laboratoire centrale de ponts et chaussée) berichtet [75].

Im Last-Verformungsdiagramm der Zugversuche ist eine Messkurve des Zugverhaltens des Werkstoffs Cemtec angegeben. In Bild 76 ist diese Messkurve (graue Linie), umgewandelt in ein Spannungs-Dehnungsdiagramm wiedergegeben. Die Messlänge wird mit 700 mm angegeben. Die Modellierung (schwarze Kurve) erfolgt unter Berücksichtigung folgender Kennwerte:

- $f_{ct,m} = 13 \text{ MPa}$
- $f_{ct} = 15 \text{ MPa}$
- $\varepsilon_{ct} = 2 \text{ ‰}$
- $u_u = l_f / 2 = 5 \text{ mm}$

Der Verlauf des entfestigenden Rissöffnungsverhaltens wurde mit der empirischen Modellierung gefittet. Eine detaillierte Modellierung des Zugverhaltens ist Kapitel 4.3 zu entnehmen.



Kennwerte			
$f_{ct,m}$	13 MPa	$\varepsilon_{ct,m}$	0.16 ‰
f_{ct}	15 MPa	ε_{ct}	2 ‰
E_m	55 GPa	u_u	5 mm

Bild 76: Modellierung (schwarze Kurve) des experimentell ermittelten Zugverhaltens von Cemtec (graue Kurve) und dessen Kennwerte.

Nach Angaben des Lehrstuhls sind die Festigkeiten des für die bewehrten Zugversuche verwendeten Materials nicht identisch mit den hier dargestellten. Für die folgende Modellierung des Tragverhaltens der bewehrten Zugelemente werden deshalb die vom Lehrstuhl vorgeschlagenen Materialfestigkeiten von $f_{ct,m} = 11 \text{ MPa}$ und $f_{ct} = 13 \text{ MPa}$ angenommen.

Es wurden Zugversuche an Bauteilen mit einem Querschnitt von $100 \times 100 \text{ mm}^2$, einer Messlänge von 700 mm und einer Bewehrung von $1\text{Ø}14$ ($\rho = 1.5\%$) durchgeführt. Bezüglich der Messeinrichtung ist anzumerken, dass die Messlänge den Krafterleitungsbereich mit einschliesst (siehe Bild 77). Die Krafterleitung erfolgt über vier Gewindestäbe, die an beiden Enden der Probe auf einer Länge von 14 cm die Kraft über Verbund an die Matrix und weiter an den Bewehrungsstahl übertragen (vgl. Bewehrungsstoss). Entsprechend beinhaltet die gemessene Verformung neben dem zu untersuchenden Tragverhalten des Zugelements auch das Verbundverhalten von Bewehrung und Gewindestäben, sowie die Schubverformung der Matrix im Bereich zwischen den Gewindestäben und der Bewehrung.

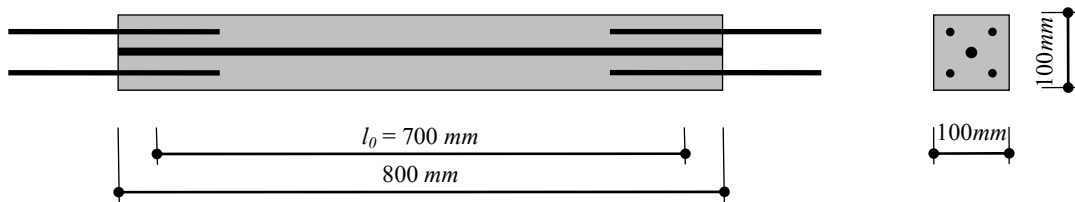
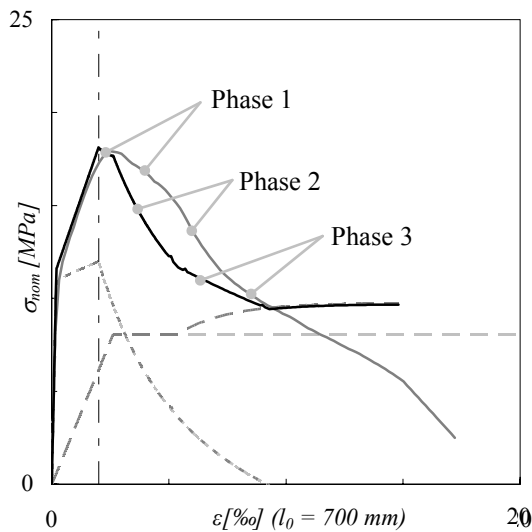


Bild 77: Zugelement der Zugversuche von Michels; Die Messlänge schliesst den Krafterleitungsbereich ein.

Als Bewehrungsstahl wird nach Angaben des Autors ein B500 verwendet. Da keine spezifischeren Angaben gemacht werden wird für die Modellierung von einem Stahl mit Fließplateau Typ TOPAR S ausgegangen.

Das Bauteilalter ist nicht bekannt, wodurch eventuelle Einflüsse durch Schwinden nicht berücksichtigt werden können. Der Verbund wird, da keine genauen Informationen vorliegen, mit $\tau_{bsl} = 40 \text{ MPa}$ bzw. $\tau_{bs0} = 10 \text{ MPa}$ abgeschätzt.



Kennwerte UHLFB			
$f_{ct,m}$	11 MPa	$\varepsilon_{ct,m}$	0.16 ‰
f_{ct}	13 MPa	ε_{ct}	2 ‰
E_m	55 GPa	u_u	5 mm

Kennwerte Stahl (Annahme)			
f_y	525 MPa	ε_y	2.6 ‰
		ε_h	27 ‰
f_t	632 MPa	ε_t	100 ‰

Kennwerte Zugglied			
A	100x100 mm ²	ρ	1.5%
l_0	700 mm	\varnothing	1Ø14

Bild 78: Vergleich der Versuchsergebnisse (graue Kurve) mit der Modellierung des bewehrten Zuelements aus CEMTEC (schwarze Kurve); Kennwerte.

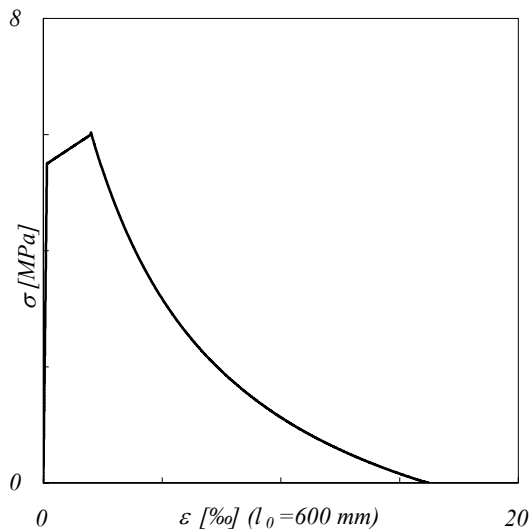
Mit der Modellrechnung kann die grundlegende Charakteristik der Kurve wiedergegeben werden. Im Bereich des verfestigenden Verhaltens ergibt sich eine gute Übereinstimmung. Im Bereich der Lokalisierung wurden im Versuch sehr viel grössere Verformungen beobachtet. Dies liegt einerseits an der Ungenauigkeit der nötigen Annahmen zu den Werkstoffeigenschaften, ist aber andererseits auch auf die zusätzlichen Verformungen im Krafeinleitungsbereich zurückzuführen.

Der Charakter des entfestigenden Verhaltens kann dennoch wiedergegeben werden. Es zeigen sich hier drei Phasen. Zunächst ist der Stahl noch linear-elastisch und der UHLFB in der entfestigenden Phase (Phase 1). Sobald der Stahl das Plateau erreicht ändert sich die Steigung der Kurve (Phase 2). Im Bereich des verfestigenden Verhaltens des Stahls wird die Steigung der Kurve wieder flacher (Phase 3). Das Abfallen der Versuchskurve unter die Stahlkurve kann ohne genauere Kenntnis der Versuchsbedingungen nicht geklärt werden.

Versuche von Leutbecher / Fehling

Von Leutbecher wurden Versuche an zwei bewehrten Zuelementen aus UHLFB durchgeführt [63]. Im Artikel werden keine detaillierten Informationen zum Tragverhalten des verwendeten UHLFB gegeben. Da bei den Versuchsergebnissen die Kurve eines Stahlzugversuchs angegeben ist, kann aus der Differenz auf die Kennwerte des UHLFB zurückgerechnet werden. Die Faserlänge ist mit $l_f = 17$ mm angegeben, womit sich eine maximale Rissöffnung von $u_u = l_f / 2 = 8.5$ mm ergibt. Der Verlauf des entfestigenden Verhaltens wird abgeschätzt.

Es ist anzumerken, dass der verwendete Beton ein nur sehr gering verfestigendes Verhalten < 0.5 MPa aufweist. Die durch Rückrechnung ermittelten Festigkeiten sind mit $f_{ct,m} = 5$ MPa und $f_{ct} = 5.5$ MPa sehr gering. Die Bruchdehnung wird bei $\varepsilon_{ct} = 2$ ‰ angenommen, da hier die Lokalisierung des Zuelements eintritt, obwohl die Fließgrenze des Stahls noch nicht erreicht ist. Das Material ist somit nur bedingt als UHLFB zu bezeichnen. Bild 79 zeigt die sich aus dieser Abschätzung ergebenden Kennwerte des Werkstoffes und seinen Verlauf.



Kennwerte			
$f_{ct,m}$	5 MPa	$\epsilon_{ct,m}$	0.15 ‰
f_{ct}	5.5 MPa	ϵ_{ct}	2 ‰
E_m	36 GPa	u_u	8.5 mm

Bild 79: Materialverhalten und Kennwerte (Annahmen) des UHLFB der Versuche von Leutbecher.

Die Zugversuche wurden an zwei Elementen mit den Querschnitten $50 \times 60 \text{ mm}^2$ und $40 \times 60 \text{ mm}^2$ durchgeführt. Die Messlänge kann durch Rückrechnung aus der Fließgrenze des Stahls zu 600 mm bestimmt werden.

Beide Elemente werden mit Betonstahl $1\text{Ø}10$ bewehrt. Der verwendete Stahl wird als BSt 500 angegeben. Aus der Messkurve ist zu entnehmen, dass es sich um einen Stahl mit einer Fließspannung von $f_y = 560 \text{ MPa}$ handelt. Die Festigkeit wird mit $f_t = 635 \text{ MPa}$ angenommen. Dies entspricht dem Endwert des entfestigenden Verhaltens des Zugelements.

Konkrete Angaben zum Probenalter werden nicht gemacht, weshalb ein eventueller Einfluss durch Schwinden nicht berücksichtigt werden kann.

Der Verbund wird, da keine genauen Informationen vorliegen, mit $\tau_{bsl} = 40 \text{ MPa}$ bzw. $\tau_{bs0} = 10 \text{ MPa}$ abgeschätzt.

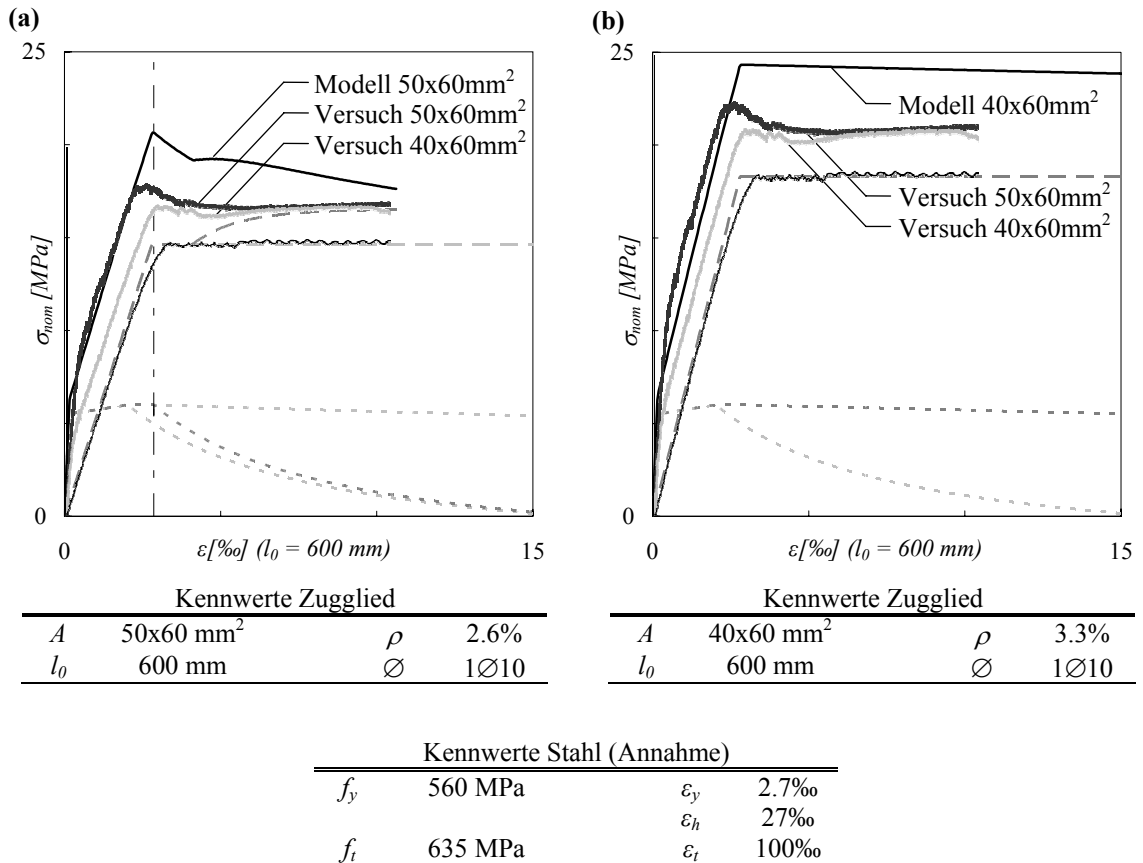


Bild 80 a,b: Vergleich der Versuchsergebnisse mit der Modellierung; Kennwert der beiden Zuelemente und des Bewehrungsstahls.

Aufgrund der ungenügenden Datengrundlagen führt die durchgeführte Modellierung zu keinem mit den Versuchsergebnissen vergleichbaren Ergebnis. Es ist festzustellen:

- Der Werkstoff besitzt für einen UHLFB eine sehr geringe Zugfestigkeit.
- Er zeigt ein sehr geringes bzw. kein verfestigendes Verhalten.
- Der Beitrag des UHLFB an der Festigkeit des Zuelements bei Erreichen von f_y wird vom Modell stark überschätzt.
- Die Abschätzung der Bruchdehnung des lokalisierten Stahls wird bei Element 50x60 mm² vom Modell korrekt wiedergegeben.
- Für das Element 50x60 mm² ermittelt das Modell, bedingt durch die geringe Festigkeit des UHLFB, ein Versagen des Regime 1. Dieses stellt sich im Versuch nicht ein.
- Der grobe Charakter des Entfestigungsverlaufs kann dennoch wiedergegeben werden: Zunächst eine starke Spannungsabnahme im Bereich des Fließplateaus, folgend eine geringere Abnahme durch das verfestigende Verhalten des Stahls.

Versuche von Fischer / Li

Im Artikel von Fischer und Li [37] werden Zugversuche an bewehrten Bauteilen aus ECC vorgestellt. Ziel der Versuche ist es die Verformungskompatibilität und die Krafteinleitung zwischen dem UHLFB und der Bewehrung zu untersuchen. Die

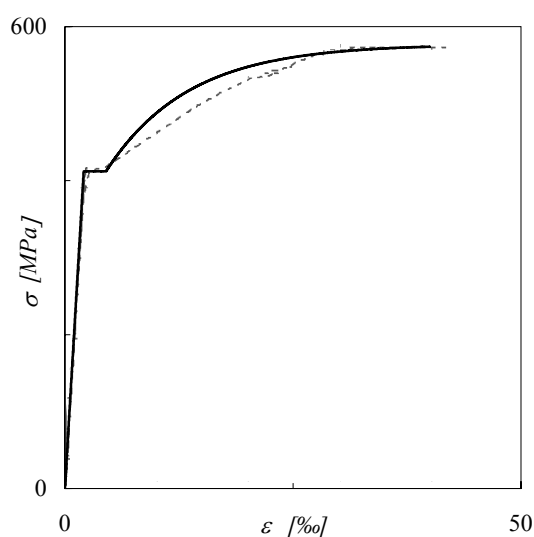


Bild 82: Modellierung des Tragverhaltens der Bewehrung.

Die Zugversuche wurden an Elementen mit einem Querschnitt von $120 \times 120 \text{ mm}^2$, einer Messlänge von 500 mm und einer Bewehrung von $1\text{Ø}18$ ($\rho = 1.8\%$) durchgeführt. Die Lasteinleitung erfolgt direkt über den Bewehrungsstab. Das Messsystem umfasst mehrere direkt auf der Bewehrung aufgebrachte DMS und eine Längenmessung (LVDT) der gesamten Probe.

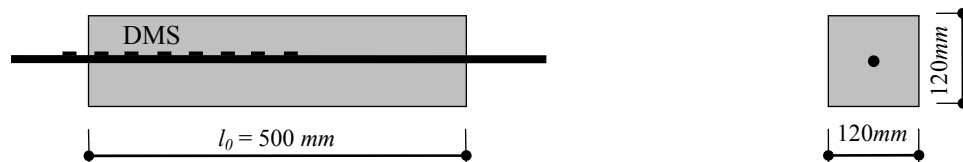
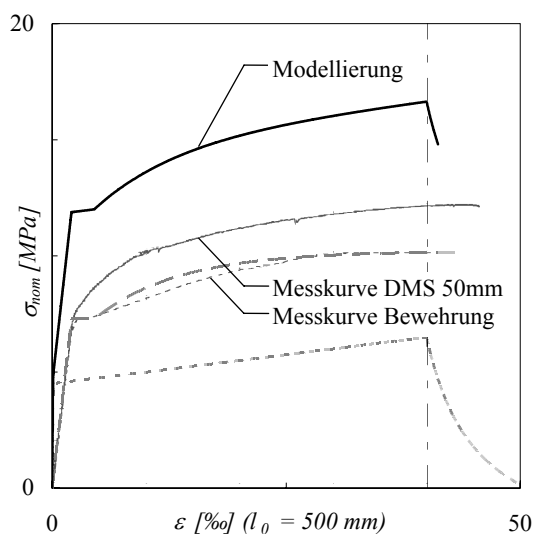


Bild 83: Zugelement der Zugversuche von Fischer; die Messlänge schliesst den Kräfteinleitungsbereich ein.

Das Bauteilalter ist nicht bekannt, wodurch eventuelle Einflüsse durch Schwinden nicht berücksichtigt werden können. Der Verbund wird, da keine genauen Informationen vorliegen, mit $\tau_{bs1} = 40 \text{ MPa}$ bzw. $\tau_{bs0} = 10 \text{ MPa}$ abgeschätzt.

Als Messresultat der Versuche wird das Last-Dehnungsdiagramm des in 50 mm vom Rand befestigten DMS angegeben (graue Linie Bild 84). Diese Messung liegt im Bereich der Lasteinleitung und repräsentiert deshalb nicht das Tragverhalten des bewehrten Zugelements.



Kennwerte UHLFB			
$f_{ct,m}$	4.5 MPa	$\varepsilon_{ct,m}$	0.1 ‰
f_{ct}	6.5 MPa	ε_{ct}	40 ‰
E_m	45 GPa	u_u	6 mm

Kennwerte Stahl (Annahme)			
f_y	413 MPa	ε_y	1.6 ‰
		ε_h	4.5 ‰
f_t	574 MPa	ε_t	40 ‰

Kennwerte Zugglied			
A	120x120 mm ²	ρ	1.8%
l_0	500 mm	\varnothing	1Ø18

Bild 84: Vergleich der Versuchsergebnisse (graue Kurve) mit der Modellierung des bewehrten Zugelements aus ECC (schwarze Kurve); Kennwerte.

Ein direkter Vergleich der Versuchsergebnisse mit der Modellierung ist nicht möglich. Die im Randbereich der Probe gemessene Dehnung zeigt eine gewisse Erhöhung der Spannung. Da die Kräfteinleitung hier noch nicht abgeschlossen ist, liegt diese niedriger als die vom Modell ermittelte Festigkeit.

Dennoch kann gezeigt werden, dass die Modellrechnung grundsätzlich auch an UHLFB mit stark abweichenden Materialeigenschaften angepasst werden kann. Im Fall des ECC liegt die Bruchdehnung ε_{ct} des UHLFB höher als die Streckgrenze ε_t des Stahls. Entsprechend werden die Mechanismen der multiplen Makrorissbildung erst bei einer sehr grossen Dehnung $\varepsilon_{ct} = 40 \text{ ‰}$ aktiviert. Das Zugelement versagt durch Erreichen der Stahlfestigkeit ausserhalb der Probe.

6.8 Erkenntnisse

Es zeigt sich, dass sich das **Tragverhalten** eines bewehrten Zugelementes aus UHLFB und die erzielten Festigkeiten aus der Überlagerung des Verhaltens des UHLFB mit dem Verhalten der Stahlbewehrung ergeben. Im Bereich vor Erreichen der Bauteilfestigkeit kann diese Überlagerung direkt erfolgen, im entfestigenden Bereich der Rissöffnung sind für die Superposition noch weitere, die differenzierte Rissbildung berücksichtigende, Betrachtungen anzustellen.

Unter Zugbeanspruchung bildet sich bis zum Versagen eine **komplexe Multirissbildung** aus. Hierbei ist zwischen zwei Risstypen zu unterscheiden. Es entstehen zunächst bei Erreichen der Matrixfestigkeit multiple Mesorisse. In dieser Phase befindet sich der Stahl in seiner linear elastischen Phase. Aufgrund des weiterhin verfestigenden Verhaltens des UHLFB wird der Verbund mit der Bewehrung nicht aktiviert und die Zugspannung verbleibt im UHLFB. Der Rissabstand $s_{r,f}$ (6.4) ist durch die Fasern bestimmt.

Wird bei weiterer Belastung in einem Riss die Festigkeit der rissüberbrückenden Fasern erreicht, wird er zu einem Makroriss mit einem entfestigenden Verhalten. Unter

Annahme eines ausreichenden Bewehrungsgrades übernimmt die Bewehrung aufgrund der Verbundwirkung die Kraft. Hierdurch können, in Abhängigkeit der Verbundlänge l_b (6.7), in einem Abstand $s_{r,s}$ (6.8) weitere Makrorisse entstehen.

Wird in einem Riss nun die Gesamtfestigkeit erreicht, versagt das Zugelement und die weitere Verformung konzentriert sich auf den Bereich des Risses. Die Verformung der beiden Materialkurven reduziert sich entsprechend. Für den Stahl ist in Abhängigkeit des Verbundes eine reduzierte Verformungslänge $l_{s,loc}$ (6.15) anzusetzen.

Der **Spannungs-Dehnungsverlauf** des bewehrten UHLFB Bauteils setzt sich aus der Summe der beiden Materialkurven unter Berücksichtigung der doppelten Multirissbildung und der reduzierten Verformung durch die Lokalisierung zusammen. Hierbei ergibt sich die Festigkeit des Zugelementes aus der Summe von Stahlfestigkeit und einem Anteil des je nach Konfiguration bereits im entfestigenden Bereich liegenden UHLFB.

Innere Zwängungen durch Vorspannung oder Schwinden können durch eine Relativverschiebung der Materialkurve im Spannungs-Dehnungsdiagramm bei der Modellierung berücksichtigt werden. Diese Relativdehnungen zwischen Bewehrungselement und UHLFB führen zu einer Dehnungsänderung des Bauteils von $\Delta\varepsilon_{tot}$ (6.20).

Die Nachrechnung von **Versuchsergebnissen** mit unterschiedlich bewehrten und vorgespannten Bauteilen führt unter Berücksichtigung des inneren Zwangs und der Beeinflussung durch die Faserorientierung zu einer guten Übereinstimmung. Ebenso können Versuche aus der Literatur mit dem Modell nachgerechnet werden.

7 Diskussion des Tragverhaltens

Um das Tragverhalten umfassend zu diskutieren, werden im Folgenden über die mit den Versuchen abgedeckten Zugelementkonfigurationen weitere Konfigurationen mit dem entwickelten numerischen Modell untersucht. Mit dieser Parameterstudie ist es möglich die Eigenschaften der verschiedenen Regime zu betrachten und Grenzwerte für den Übergang zwischen den Regimen abzuklären. Ebenso werden die Einflüsse des inneren Zwangs und der Faserorientierung diskutiert.

Die Untersuchung erfolgt, wenn nicht gegenteilig spezifiziert, anhand eines Zugelementes mit einer Länge von 1000 mm und einem Querschnitt von $160 \times 160 \text{ mm}^2$ (Bild 85). Die Bewehrung ist als Einzelstab zentriert bzw. bei mehreren Stäben radialsymmetrisch verteilt vorgesehen.

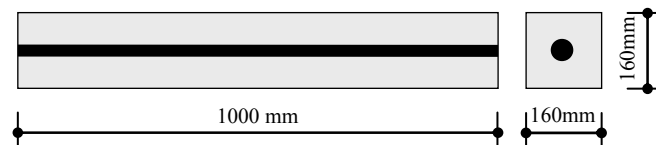


Bild 85: Geometrie des Zugelements für die Parameterstudie.

7.1 Diskussion der Regime

Wie bereits mehrfach angesprochen, ist bei bewehrten Zugelementen in Abhängigkeit ihrer Konfiguration zwischen verschiedenen Regimen zu unterscheiden (Kapitel 6.3). Diese werden folgend genau betrachtet um sie zu klassifizieren und voneinander abzugrenzen.

Mit einer detaillierten Parameterstudie (Ergebnisse siehe Anhang A) wurden mit den oben dargestellten Zuggliedabmessungen verschiedenste Bewehrungskonfigurationen berechnet. Die Modellierung wurde für Stähle mit und ohne Fließplateau, wie auch für ein bi-lineares Stahlmodell durchgeführt. Die Materialkennwerte des Stahls wurden im Hinblick auf eine klare Unterscheidung der verschiedenen Regime gewählt.

Die letztendlich zur klaren Differenzierung der Regime herangezogenen Stahlkonfigurationen sind in Tabelle 6 zusammengefasst. Die weiteren Stahlkennwerte sind $E_s = 205 \text{ GPa}$, $\varepsilon_t = 80 \text{ ‰}$, $\varepsilon_h = 25 \text{ ‰}$. Sie wurden für alle Bewehrungskonfigurationen gleich angesetzt.

Regime	n Stäbe	\varnothing Stäbe	f_y	f_t
1	6	16	650	750
2	4	16	650	750
3	2	16	650	750
4	6	16	400	610
5	4	16	400	610

Tabelle 6: Stahlkonfiguration für die verschiedenen Regime.

Zur Modellierung des UHLFB werden die bekannten Kennwerte des auch in den Versuchen verwendeten CERACEM angesetzt: $f_{ct,m} = 8.9 \text{ MPa}$, $f_{ct} = 9.7 \text{ MPa}$,

$E_c = 60 \text{ GPa}$, $\varepsilon_{ct} = 2.5 \text{ ‰}$, $l_f = 20 \text{ mm}$. Der Entfestigungsverlauf wird hyperbolisch angenommen.

Mit der Studie konnte gezeigt werden, dass für die beiden Stahltypen (mit und ohne Fließplateau) grundsätzlich zwischen fünf verschiedenen Regimen unterschieden werden kann. Bild 86 a,b zeigt die Ergebniskurven der jeweils fünf Regime im Spannungs-Dehnungsdiagramm. Im Diagramm werden neben dem Verhalten des Zugelements die jeweilige nominelle Kurve der Bewehrung und das Materialverhalten des UHLFB angegeben.

Die detaillierte Modellierung inklusive der einzelnen Modellierungsschritte sind Anhang B zu entnehmen.

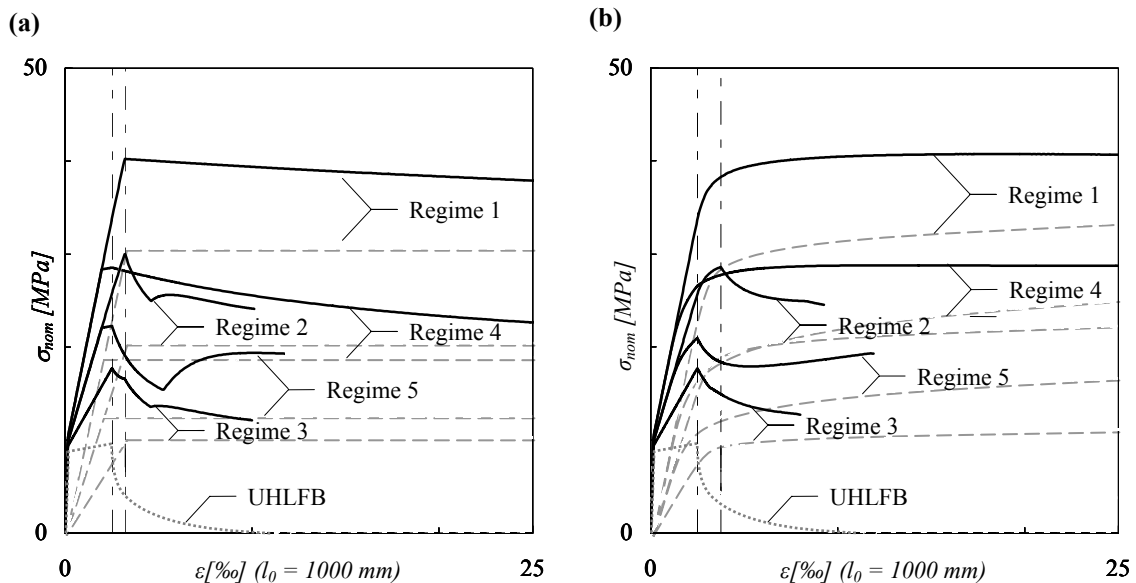


Bild 86 a,b: Ergebnisse der Parameterstudie: Spannungs-Dehnungsdiagramm der fünf verschiedenen Regime für die Stähle (a) mit und (b) ohne Fließplateau.

Anhand der Kurven des Bewehrungsstahls (grau gestrichelt) soll zunächst der Einfluss unterschiedlicher Bewehrungsgrade und Stahlfestigkeiten erörtert werden. Es zeigt sich, dass sich bei Erhöhung des Bewehrungsgrades die nominelle Spannung der Fließgrenze erhöht. Im Gegensatz dazu erhöht sich bei höherer Stahlfestigkeit sowohl die nominelle Spannung der Fließgrenze als auch die Dehnung bei Erreichen der Fließgrenze. Dieser Einfluss auf die Relation zwischen ε_{ct} und f_y ist in Bild 87 veranschaulicht.

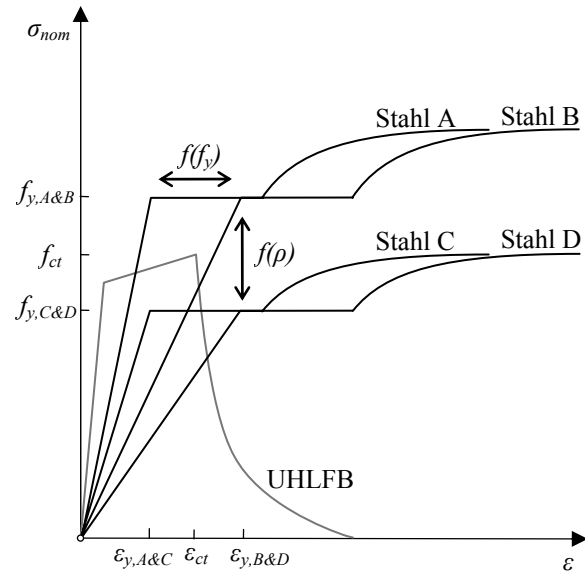


Bild 87: Einfluss des Bewehrungsgrades und der Stahlflussgrenze auf die relative Lage von f_y zu f_{ct} bzw. ϵ_y zu ϵ_c .

Die Regime sind zunächst durch die unterschiedliche Lage von ϵ_y und ϵ_{ct} zueinander charakterisiert (Bild 88 a,b). Wird ϵ_{ct} zuerst erreicht, kann es zu einer frühen Lokalisierung bereits bei ϵ_{ct} (Regime 3), zu einer mittelfrühen Lokalisierung bei ϵ_y (Regime 2) oder zu einer späten Lokalisierung im Bereich des verfestigenden Verhaltens (Regime 1) kommen. Wird entsprechend zunächst ϵ_y erreicht, ist eine frühe Lokalisierung bei ϵ_{ct} (Regime 5) oder eine späte Lokalisierung im Bereich des verfestigenden Verhaltens (Regime 4) möglich.

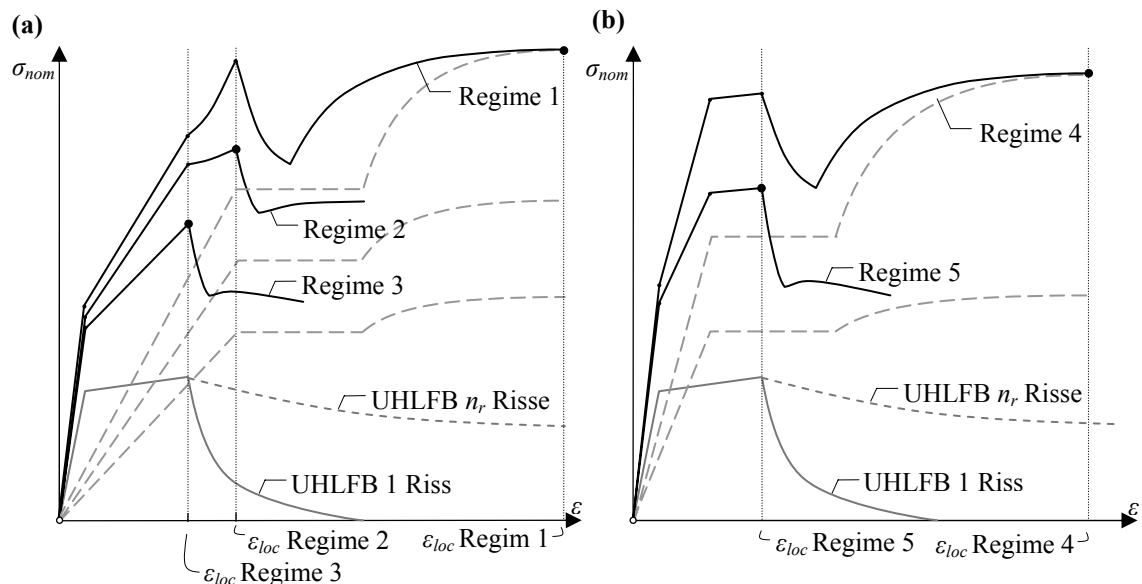


Bild 88 a,b: Typische Verläufe der fünf Regime, Regime mit (a) $\epsilon_y > \epsilon_{ct}$ und (b) $\epsilon_y < \epsilon_{ct}$ (Diagramme sind zur deutlicheren Darstellung nicht Massstabsgetreu).

Bei der späten Lokalisierung (Regime 1 und 4) kommt es aufgrund des Fließplateaus zunächst bei Erreichen von ϵ_{ct} zu einer vorübergehenden Lokalisierung. Durch das

verfestigende Verhalten des Stahls (f_h bis f_t) wird die Spannung im Riss erneut erhöht und die multiple Makrorissbildung des UHLFB wieder aktiviert. Die letztendliche Lokalisierung tritt bei Erreichen der Streckgrenze f_t des Stahls ein. Bei kaltverformtem Stahl kann hingegen, aufgrund des stetigen Materialverhaltens, ein durchgehend verfestigendes Verhalten des Zugelements erzielt werden.

Bei den mittelfrüh bis früh lokalisierenden Regimen kommt es zur Lokalisierung, da der Stahl bei dem gewählten Bewehrungsgrad mit seinem verfestigendem Verhalten das entfestigende Verhalten des UHLFB nicht kompensieren kann (siehe Kapitel 6.3). Hierbei kann je nach Spannungsniveau der Lokalisierung unterschieden werden zwischen ‚unterbewehrt‘ bei Lokalisierung vor Erreichen von f_y (Regime 3 und 5) und ‚schwach bewehrt‘ bei Lokalisierung vor Erreichen von f_t (Regime 2).

Eine multiple Makrorissbildung ist nur bei dem spät lokalisierenden Regimen 1, 4 sowie dem mittelfrüh lokalisierenden Regime 2 möglich. Diese multiple Makrorissbildung ist für den realen Einsatz der Zugelemente in Bauwerken zwingend nötig, um eine gute Rissverteilung zu erzielen, eine ausreichende Verformungskapazität sicher zu stellen und eine visuelle Ankündigung des Versagens durch die Bildung sichtbarer Risse zu gewährleisten.

Tabelle 7 fasst die charakteristischen Lokalisierungs- und Risseigenschaften der fünf Regime zusammen.

Regime	Zuerst ε_y oder ε_{ct}	Lokalisierung	Multi Makrorisse	Schwach- bzw. unterbewehrt	Versagensniveau
1	ε_{ct}	spät	ja		
2	ε_{ct}	mittelfrüh	ja	schwach bewehrt	f_t
3	ε_{ct}	früh		unterbewehrt	f_y
4	ε_y	spät	ja		
5	ε_y	früh		unterbewehrt	f_y

Tabelle 7: Klassifizierung der verschiedenen Versagensregime.

Im Unterschied zu Zugelementen mit Stahl mit Fließplateau, sind bei solchen ohne Fließplateau die verschiedenen Regime weit weniger klar zu unterscheiden. Da weder eine klar definierte Fließgrenze noch ein Plateau existiert und somit keine Diskontinuität im Spannungs-Dehnungsverlauf vorhanden ist, erfolgt hier die Lokalisierung bei einem Regime des Typs 2 im Bereich der Steigungsänderung, ohne dass sie genau auf einen Dehnungszustand festzulegen ist. Die Regime gehen fließend ineinander über. Ebenso kann keine klare Abgrenzung zwischen den Regimen, bei denen zuerst ε_{ct} erreicht wird (Regime 1-3) und Regimen, bei denen zunächst ε_y bzw. $\varepsilon_{0,2}$ erreicht wird, getroffen werden. Es kann nur festgestellt werden, ob die Rissöffnung noch im annähernd elastischen (Verlaufstyp 1-3) oder bereits im verfestigenden Bereich (Verlaufstyp 4-5) erfolgt.

7.2 Vergleich mit Modell des traditionellen Stahlbetons

Um einen Vergleich mit dem Tragverhalten von Normalbeton zu etablieren, wird folgend für die vorne betrachteten Regime 1 und 2 eine traditionelle Modellierung für Stahlbeton durchgeführt (nach [74] oder [79]). Hierbei wird für die Modellierung des traditionellen Betons eine Zugfestigkeit f_{ct} in Höhe der Matrixfestigkeit des UHLFB $f_{ct,m}$

angenommen. Bild 89 zeigt das modellierte Spannungs-Dehnungsdiagramm für traditionellen Stahlbeton im Vergleich zu einem bewehrten UHLFB-Element.

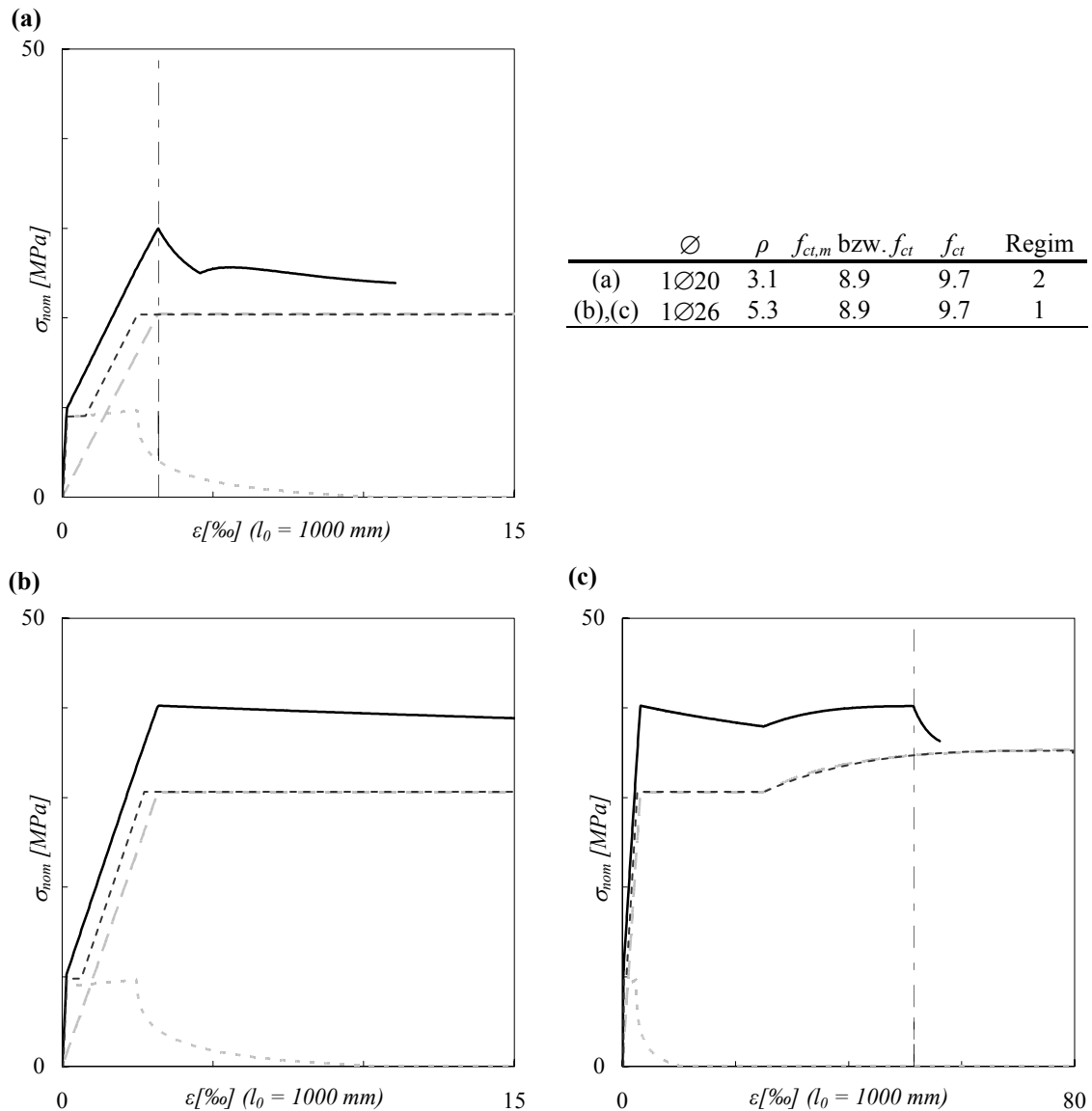


Bild 89 a-c: Spannungs-Dehnungsdiagramm der Modellierung eines Zugelements aus traditionellem Stahlbeton (schwarz gestrichelt) im Vergleich zu dem eines UHLFB (schwarz durchgezogen); (a) schwach bewehrter UHLFB Querschnitt (1Ø20); (b,c) hoch bewehrter Querschnitt (1Ø26).

Nach der ungerissenen Phase trägt der traditionelle Beton zur Erhöhung der Steifigkeit des Elements bei (tension stiffening). Er führt zu keiner Erhöhung der Zugfestigkeit des Bauteils. Im Gegensatz hierzu ergibt sich die Festigkeit des UHLFB Elements aus der Summe der Festigkeiten der beiden Materialien. Der Beitrag zur Steifigkeit des Zugelements ist aufgrund des guten Verbundes und des geringen Rissabstandes bei UHLFB ebenfalls höher.

Bezüglich des Verhaltens verschiedener UHLFB-Regime ist zwischen Zugelementen mit früher und später Lokalisierung zu unterscheiden. Beim Modell für traditionellen

Stahlbeton wird nach Erreichen von f_y der Verformungsverlauf des Zugelements vereinfachend gleich dem Verlauf des Stahls gesetzt. Die Spannung bleibt zunächst auf dem Niveau von f_y und steigt in der verfestigenden Phase des Stahls auf f_t an. Bei UHLFB ergibt sich bei früher Lokalisierung ein verkürzter Verlauf mit einem entfestigenden Verhalten mit Reduzierung der Spannung auf die Stahlfestigkeit f_t . Bei später Lokalisierung fällt die Spannung zunächst geringfügig ab, erhöht sich dann aber bis zum Erreichen der Lokalisierung auf die Summe aus Stahlspannung und verbleibendem Spannungsanteil des UHLFB.

7.3 Einfluss der Bauteillänge

Die Variation der Bauteillänge hat, wie bereits für unbewehrten UHLFB im Kapitel 4.2 diskutiert, einen grossen Einfluss auf das Tragverhalten von UHLFB. Das verfestigende Verhalten des UHLFB sowie die gleichverteilte Dehnungen des Stahls (ohne Berücksichtigung des Nachbruchverhaltens) sind unabhängig von der Bauteillänge l_{elmt} . Im Gegensatz hierzu zeigen die lokalen Vorgänge des entfestigenden Verhaltens des UHLFB im Spannungs-Dehnungsdiagramm ein längenabhängiges Verhalten. Es besteht somit ein Massstabeffekt.

Hierbei ist die Besonderheit der multiplen Makrorissbildung zu beachten. Obwohl der UHLFB bereits ein entfestigendes Makrorissverhalten zeigt, ergibt sich aufgrund des Zusammenwirkens mit der Bewehrung eine gleichmässig verteilte Ausbildung von multiplen Makrorissen, die weiterhin zu einem längenunabhängigen Verhalten führt. Erst wenn sich die Rissbildung auf einen Makroriss lokalisiert (der Riss wird zum Bruchriss) ist das weitere Verhalten abhängig von der Bauteillänge.

Die Diagramme in Bild 90 a und b zeigen die Spannungs-Dehnungskurven für verschiedene Bauteillängen von 250 bis 2000 mm bei zwei verschiedenen Bewehrungskonfigurationen ($\rho = 3.1\%$ und $\rho = 4.9\%$). Es zeigt sich, dass die lokalen Vorgänge des entfestigenden Verhaltens des UHLFB für längere Bauteile zu einer Verkürzung der Verformungskapazität führen (punktierter Linien). Ebenso ergibt sich für die lokalisierte Verformung des Stahls (dunkelgrau gestrichelt) eine entsprechende Reduktion der Verformungskapazität.

Im Fall des stärker bewehrten Elementes (Fall a) ergibt sich eine späte Lokalisierung. Es zeigt sich hier kein Einfluss der Bauteillänge auf die Lage der Lokalisierung. Durch die Lokalisierung reduziert sich die Verformung des Stahls und des UHLFB gleichermassen. Die Effekte kompensieren sich und die Lage der Lokalisierung ändert sich nicht. Durch die geänderte Bauteillänge ändert sich die Anzahl $n_{r,s}$ der Makrorisse. Entsprechend ändert sich die Anzahl der Spannungssprünge im Bereich des Fliessplateaus. Dies wird aufgrund der vereinfachten Modellierung nicht wiedergegeben (siehe Kapitel 6.4). Die veränderte Bauteillänge wirkt sich nur auf das Nachbruchverhalten aus und führt dort für längere Bauteile zu einem spröderen Verhalten.

Im Gegensatz hierzu ergibt sich bei den schwächer bewehrten Elementen (Fall b) ein Einfluss auf das Lokalisierungsverhalten. Bei den kürzeren Elementen ergibt sich eine mittelfrühe Lokalisierung und bei den längeren eine frühe. Dies liegt daran, dass sich hier der UHLFB bereits im entfestigenden Zustand befindet und der Stahl noch sein elastisches Gleichdehnungsverhalten aufweist. In Folge verändert sich mit der Bauteillänge, das Verhältnis zwischen der Steigung der entlastenden UHLFB Kurve und

der verfestigenden Stahlkurve. Es kommt entsprechend zu einer früheren oder späteren Lokalisierung.

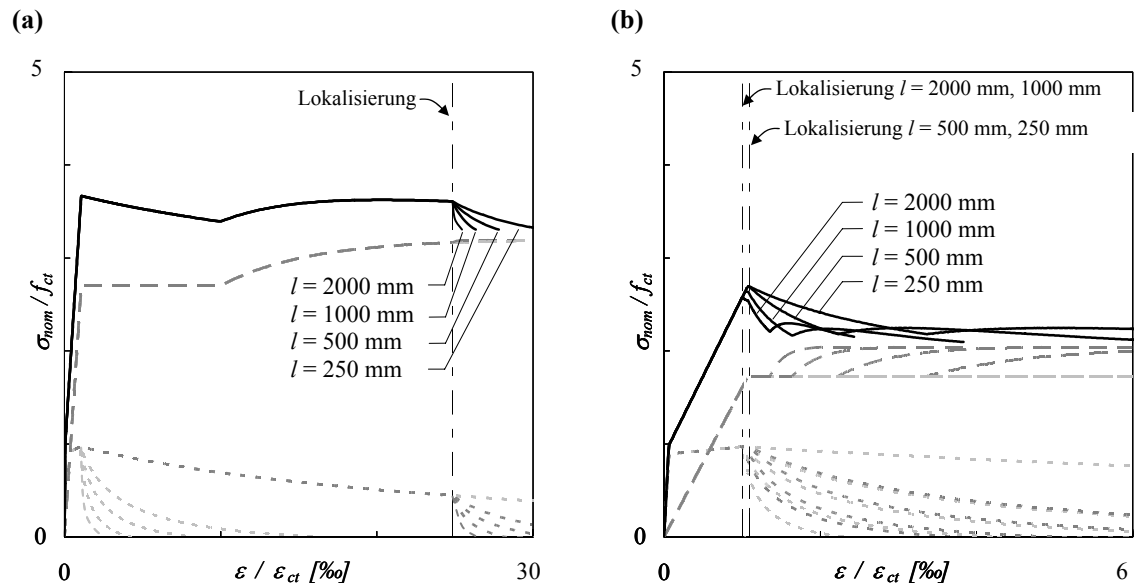


Bild 90 a,b: Einfluss der Elementlänge ($l = 250 - 2000$ mm) für Elemente mit einem Bewehrungsgrad von (a) $\rho = 4.9\%$ und (b) $\rho = 3.1\%$.

Zusammenfassend kann man feststellen, dass sich grundsätzlich mit grösserer Bauteillänge ein spröderes Verhalten ergibt. Für nicht ausreichend bewehrte Querschnitte hat die Bauteillänge ausserdem einen Einfluss auf das Versagensregime. Hierbei ergibt sich für längere Bauteile eine frühere Lokalisierung.

7.4 Einfluss von innerem Zwang

Das Tragverhalten von bewehrten UHLFB Zugelementen wird durch inneren Zwang zwischen Bewehrung und UHLFB beeinflusst. Dieser kann durch eine aufgebrachte Verformung der Bewehrung (Vorspannung) oder durch die zeitabhängige Verformung des UHLFB (Schwinden) entstehen. Folgend wird der Einfluss anhand von vier Studien untersucht.

Einfluss des Bewehrungsgrades ρ auf Schwinden und Vorspannung

Die Grösse des Einflusses der verschiedenen inneren Zwänge auf die Gesamtverformung des Elements ist, wie sich aus (6.20) ergibt, vom Bewehrungsgrad abhängig. Bild 91 a zeigt für die Fälle Schwinden $\Delta\epsilon_{cs}$ und Vorspannung $\Delta\epsilon_p$ den mit (6.20) ermittelten Einfluss des Bewehrungsgrades ρ auf die Verformung $\Delta\epsilon_{tot}$ des Elements. Das Kriechen, das jeweils zu einer geringfügigen Reduktion des resultierenden Einflusses aller inneren Zwängungen führen würde, wurde hier nicht berücksichtigt. Für die Berechnung wurde die Annahme getroffen, dass das Schwinden rund 1/10 der Vorspannungsdehnung beträgt.

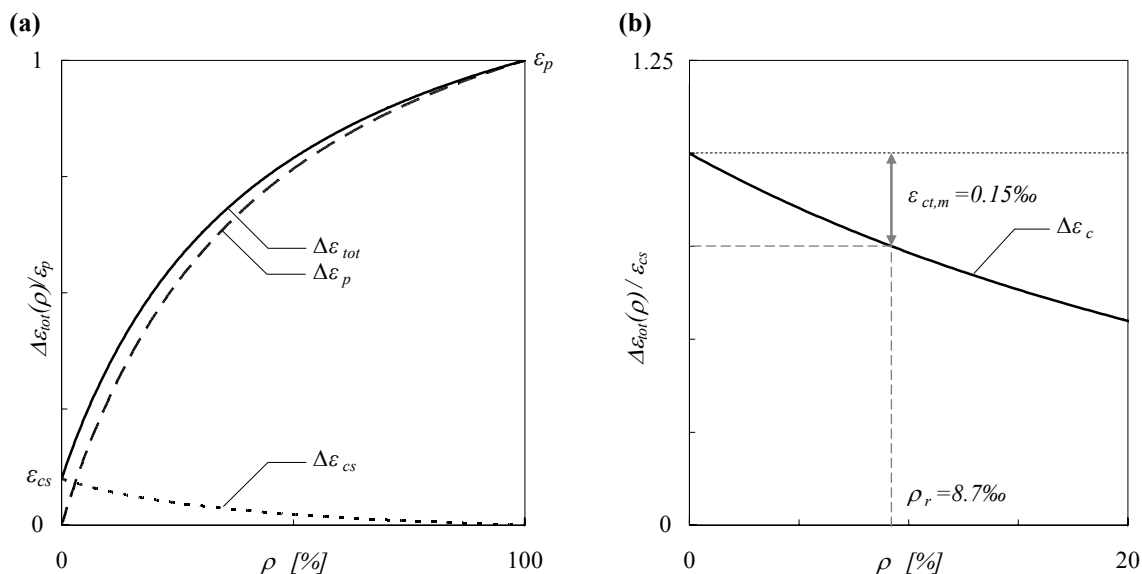


Bild 91 a,b: (a) Einfluss von Schwinden und Vorspannung in Abhängigkeit des Bewehrungsgrades; (b) Grenzwert ρ_r der Rissbildung durch Schwinden.

Ohne Bewehrung kommt es zur vollen Schwindverformung ε_{cs} des UHLFB. Für geringe Bewehrungsgrade hat der Stahl nur einen geringen Einfluss, weshalb die Verkürzung durch Schwinden kaum behindert wird. Mit Erhöhung des Bewehrungsgrades nimmt der Einfluss der Vorspannung rasch zu. Bei einem fiktiven Grenzwert eines Bewehrungsgrades von 100 %, nimmt die Verformung des nur mehr aus Bewehrungsstahl bestehenden Zugelements die Dehnung ε_p der Vorspannung an.

Rissbildung durch Schwinden

Bei nicht vorgespannten Elementen kann es aufgrund der durch die Bewehrung behinderten Schwindverkürzung zur Rissbildung des UHLFB durch Überschreiten der Rissdehnung ($\Delta \varepsilon_{cs} = \varepsilon_{cs} - \varepsilon_{ct,m}$) kommen (Bild 91 b). Aus (6.16) kann durch Auflösen nach dem Bewehrungsgrad ermittelt werden, ab wann bei einem konkreten Zugelement Schwindrisse entstehen. Setzt man die Materialkennwerte des in der Versuchsserie untersuchten CERACEM an ($n = 210 \text{ GPa} / 60 \text{ GPa}$, $\varepsilon_{ct,m} = 0.15 \text{ ‰}$, $\varepsilon_{cs} = 600 \text{ } \mu\text{m/m}$), so erhält man eine Rissbildung ab einem Bewehrungsgrad von:

$$\rho_r = \frac{\varepsilon_{cs} - \Delta \varepsilon_{cs}}{\Delta \varepsilon_{cs} (n-1) + \varepsilon_{cs}} = \frac{0.6\text{‰} - 0.45\text{‰}}{(0.45\text{‰} \cdot (3.5-1) + 0.6\text{‰})} = 8.7\% \quad (7.1)$$

Dies bedeutet, dass bei moderaten Bewehrungsgraden keine Schwindrissbildung zu erwarten ist. Werden aber hochbewehrte Elemente mit einem entsprechenden Alter betrachtet, sind Schwindrisse zu erwarten. Dies kann bereits durch eine sehr geringe Vorspannung verhindert werden.

Die Schwindrissbildung führt höchstens zur Ausbildung von Mesorissen. Eine Makrorissbildung kann niemals erreicht werden, da auch bei komplett behinderter Schwindverformung, mit einem Endschwinden von $\varepsilon_{cs} = 0.6 \text{ ‰}$ niemals die Dehnung der Makrorissbildung $\varepsilon_{ct} = 2.5 \text{ ‰}$ des UHLFB erreicht werden kann.

Einfluss des Schwindens auf das Tragverhalten

Der Einfluss des Schwindens auf das Tragverhalten ist vom Alter des Elements (Schwinddauer) und vom Bewehrungsgrad abhängig. Dieser Einfluss wird anhand eines normierten Spannungs-Dehnungsdiagramms für eine Probe ($l_0 = 1000$ mm, B450C mit Fließplateau) betrachtet (Bild 92 a-c).

Zur Studie der zeitlichen Entwicklung werden die Schwindmasse $\varepsilon_{cs}(t)$ für die Zeitpunkte $t = 0, 2d, 28d, \infty$ basierend auf den Eurocode 2 [30] berechnet. Mit einem Endschwindmass von $\varepsilon_{cs,\infty} = 0.6$ (Kapitel 6.5) ergeben sich Schwindmasse von $\varepsilon_{cs}(0d) = 0.0$, $\varepsilon_{cs}(2d) = 0.12$, $\varepsilon_{cs}(28d) = 0.36$. Mit der gewählten Konfiguration ergibt sich für alle Zeitpunkte ein Verlauf gemäss des Regimes 2 (Bild 92 a). Durch das Schwinden verschieben sich die beiden Materialkurven im Spannungs-Dehnungsdiagramm um ε_{cs} relativ zueinander (Kapitel 6.5). Für das Zugelement erfolgt hierdurch der Übergang zwischen elastischem und gerissenem Zustand (Mesorisse) bei einer niedrigeren Belastung. Da es aber in dem hier betrachteten Fall selbst bei $t = \infty$ nicht zur Mesorissbildung des UHLFB kommt, verbleibt immer eine ungerissene Phase zu Belastungsbeginn. Bezüglich der Lokalisierung führt die Verschiebung der Materialkurve des Stahls zu einer späteren Lokalisierung der Rissbildung.

Für unterschiedliche Bewehrungsgrade ergibt sich eine verschieden starke Behinderung der Schwindverformung und daraus folgend verschieden grosse Schwindzugspannungen im Beton. Das Spannungs-Dehnungsdiagramm (Bild 92 c) stellt unterschiedlich stark bewehrte Zugelemente dar. Das Tragverhalten verändert sich zunächst in erster Linie aufgrund des veränderten Bewehrungsgrades. Betrachtet man jedoch nur den initialen Bereich der Belastung (Bild 92 b) zeigt sich, wie der UHLFB mit zunehmendem Bewehrungsgrad eine Zwangs-Zugbelastung erfährt (Verschiebung der Kurve nach links) bis er anfängt bereits ohne äussere Kraft zu reissen (multiple Mesorisse). Für das Tragverhalten des Zugelements bedeutet dies, dass sich mit steigendem Bewehrungsgrad die ungerissene Phase verkürzt. Ab einem Bewehrungsgrad von ρ_r (7.1) befindet sich das Zugelement bereits ohne äussere Belastung im gerissenen Zustand.

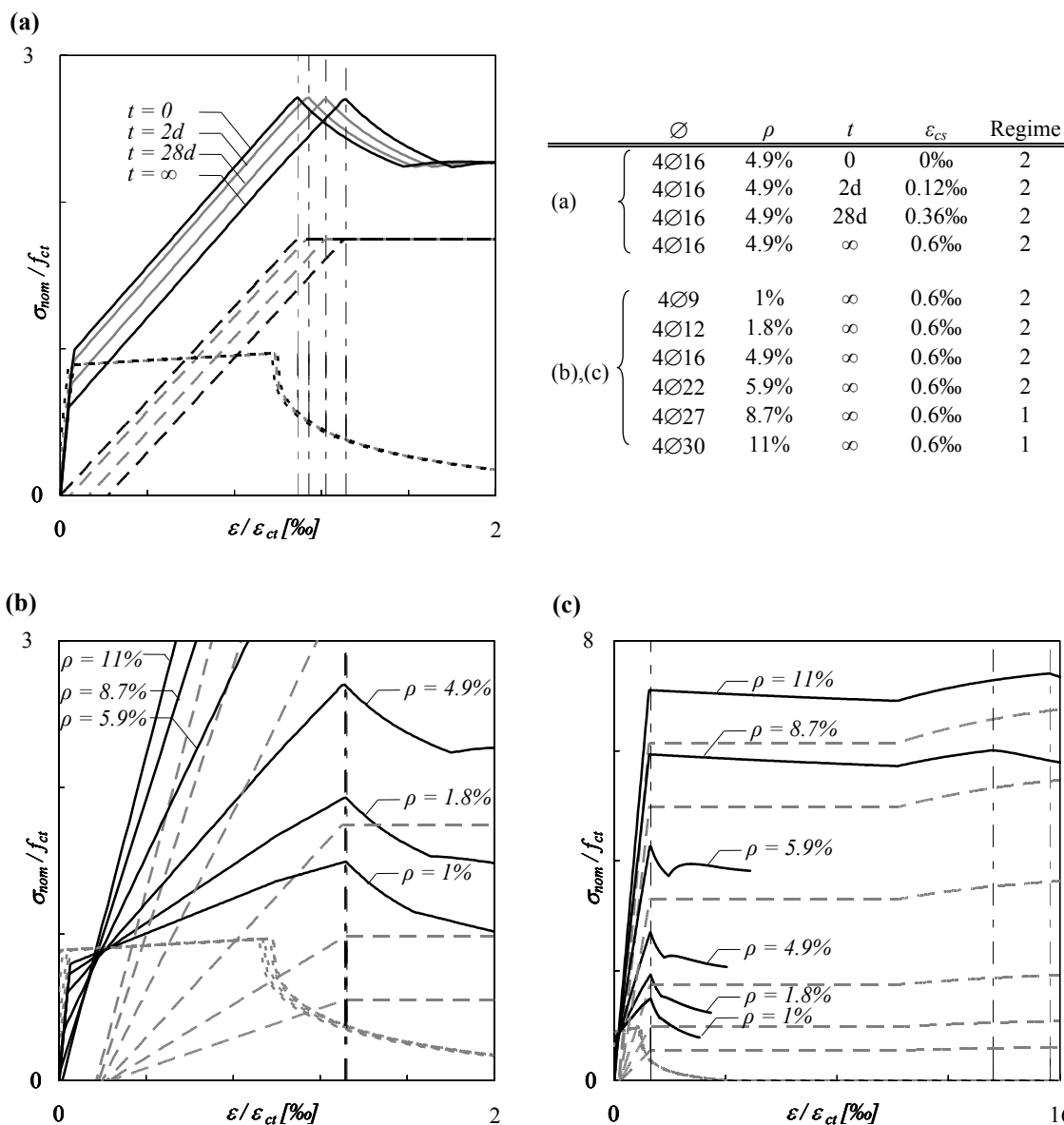


Bild 92 a-c: Einfluss des Schwindens in Abhängigkeit von (a) der Dauer und (b und c) dem Bewehrungsgrad.

Folglich ist der Einfluss des Schwindens je nach Bauteilalter und Bewehrungsgrad unterschiedlich. Solange nur eine gewisse Relativverschiebung der Materialkurven erfolgt, ergibt sich nur ein geringer Einfluss auf das Tragverhalten des Bauteils. Tritt aber aufgrund eines hohen Bewehrungsgrades und/oder eines hohen Bauteilalters bereits eine Mesorissbildung ein oder kommt es gar zu einem anderen Versagensregime, ist der Einfluss als gross zu beurteilen.

Entsprechend ist bei der Betrachtung von Versuchsergebnissen aufgrund des meist geringen Probenalters der Einfluss aus Schwinden gering und kann zumeist vernachlässigt werden.

Einfluss der Vorspannung auf das Tragverhalten

Mit der Vorspannung, einer gezielten relativen Vorverformung der Bewehrung gegenüber UHLFB, kann die Beteiligung des UHLFB an der Lastabtragung stark erhöht werden. Die Materialkurve des UHLFB wird hierbei, im Gegensatz zum vorher betrachteten Fall des Schwindens, aufgrund der Stauchung des Materials in Richtung einer grösseren Dehnung verschoben. Entsprechend wird die Mesorissbildung des Zugelements erst bei einer grösseren Zugbelastung erreicht und das Zugelement wird steifer.

Dieses Verhalten wird in Bild 93 illustriert. Für ein Zugelement mit ansonsten gleicher Konfiguration ($\rho = 2.3 \%$, $f_{tk} / f_{ct} = 177$) wird der passiv bewehrte Fall (gestrichelt) mit dem auf $0.7 f_{tk}$ vorgespannten Fall (durchgezogene Linie) verglichen. Die Steifigkeit des Elements wird hierdurch erheblich erhöht. Es verbleibt sehr viel länger im ungerissenen Zustand (bis ca. 80 % seiner Zugfestigkeit). Die Lokalisierung tritt aber aufgrund der verschobenen Materialkurve des Stahls bereits bei einem geringeren Dehnungszustand ein. Die Verformungskapazität des vorgespannten Zugelements ist somit entsprechend geringer.

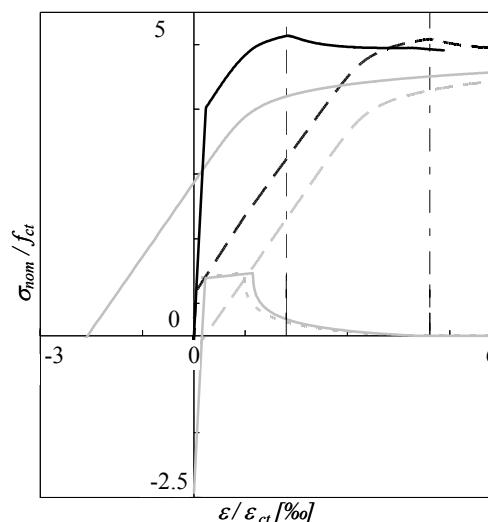


Bild 93: Erhöhte Beteiligung des Betons an der Lastabtragung durch Vorspannung. Passive Konfiguration gestrichelt, vorgespannte Konfiguration durchgezogene Linien.

7.5 Einfluss Faserorientierung und Querschnittsschlankheit

Durch die Orientierung der Fasern innerhalb des Querschnittes wird die effektive Auszugsfestigkeit der rissüberbrückenden Fasern $f_{ct,eff}$ und somit die Zugfestigkeit des UHLFB beeinflusst. Die Orientierung ist vor allem von der Art und Weise des Betonierens (Form und Lage des Elements, Betonierrichtung) und von den Randeffekten an der Schalhaut und der Bewehrung abhängig. Folgend wird der Einfluss aufgrund der Randeffekte betrachtet. Dieser Einfluss kann im Grenzfall zu einem spröden Versagen ohne Ausbildung einer multiplen Mesorissbildung führen.

Die effektive Auszugsfestigkeit der rissüberbrückenden Fasern $f_{ct,eff}$ ist nach (3.28) und (6.26) direkt abhängig vom Flächenverhältnis der Bereiche mit ungestörter Faserorientierung A_{3D} und dem durch Randeffekte beeinflussten Bereich $A_{2D,m}$. Sie ergibt sich zu:

$$f_{ct,eff} = f_{ct,3D} K_A = f_{ct,3D} \frac{\alpha_{3D} A_{3D} + \alpha_{2D,m} A_{2D,m}}{\alpha_{3D} A_{tot}} \quad (7.2)$$

Es besteht folglich ein Massstabeffekt des Querschnittes bezüglich der effektiven Faserauszugsfestigkeit und somit der Zugfestigkeit f_{ct} des UHLFB. Mit steigender Querschnittsfläche und somit grösser werdendem Verhältnis zwischen der Fläche mit ungestörter und beeinflusster Faserorientierung reduziert sich die effektive Zugfestigkeit des UHLFB.

Für den Fall, dass die Festigkeit bei ungestörter Faserorientierung $f_{ct,3D}$ geringer ist als die Matrixfestigkeit $f_{ct,m}$ (vgl. z.B. CERACEM der Versuchserie), kann die Abhängigkeit der effektiven Faserauszugsfestigkeit $f_{ct,eff}$ vom Bauteilquerschnitt dazu führen, dass keine Mehrfachrissbildung eintritt. Die Zugfestigkeit f_{ct} des UHLFB ist dann gleich der Matrixfestigkeit $f_{ct,m}$. Bild 94 a,b illustriert dies an einem Rechenbeispiel für quadratische Querschnitte mit der Kantenlänge a unter Annahme einer Faserlänge $l_f = 20$ mm und einer Bauteillänge von $l_0 = 1000$ mm.

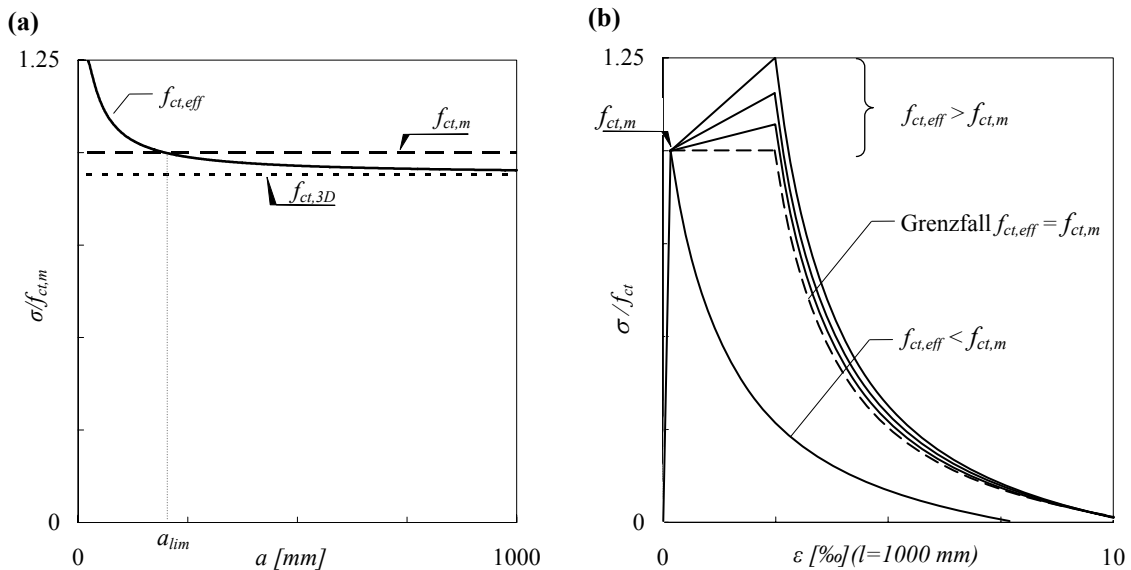


Bild 94 a,b: (a) Abhängigkeit der effektiven Faserauszugsfestigkeit von der Bauteildicke eines quadratischen Querschnittes mit der Kantenlänge a und (b) Auswirkung auf das Tragverhalten und die Rissbildung (hier eines Elements mit der Länge $l = 1000$ mm).

Für quadratische Querschnitte mit einer Kantenlänge a ergibt sich unter Berücksichtigung von der Breite des Randbereiches $b_{2D,m}$ nach (3.18) die effektive Festigkeit $f_{ct,eff}$ zu:

$$f_{ct,eff} = f_{ct,3D} \frac{\alpha_{3D} (a - l_f)^2 + \alpha_{2D,m} (2al_f - l_f^2)}{\alpha_{3D} a^2} \quad (7.3)$$

Die effektive Faserauszugsfestigkeit (7.3) nimmt mit zunehmendem Querschnitt ab und unterschreitet bei der hier angenommenen Konfiguration die Matrixfestigkeit $f_{ct,m}$ bei einer Kantenlänge von $a_{lim} = 195$ mm. Entsprechend bildet sich im Spannungs-Dehnungsdiagramm, für Konfigurationen mit einer effektiven Faserauszugsfestigkeit $f_{ct,eff}$ grösser der Matrixfestigkeit $f_{ct,m}$, eine multiple Mesorissbildung aus. Für alle Fälle $f_{ct,eff} < f_{ct,m}$ erfolgt die Rissöffnung eines einzelnen Risses sofort nach Erreichen der Matrixfestigkeit. Der Grenzfall $f_{ct,eff} = f_{ct,m}$ stellt den Übergang zwischen den beiden Versagensarten dar. In realen Zugelementen würde sich in diesem Grenzfall aufgrund von Inhomogenitäten niemals eine solch ausgeprägte Mehrfachrissbildung ergeben.

Um eine derart grosse Auswirkung des Massstabeffekt auf das Tragverhalten zu vermeiden, sollte eine Faserkonfiguration gewählt werden, bei der die ungestörte Faserauszugsfestigkeit $f_{ct,3D}$ grösser als die Matrixfestigkeit $f_{ct,m}$ ist. Anhand der schematischen Darstellung der verschiedenen Festigkeiten in unterschiedlich konfigurierten Elementen wird diese Problematik in Bild 95 a-c verdeutlicht.

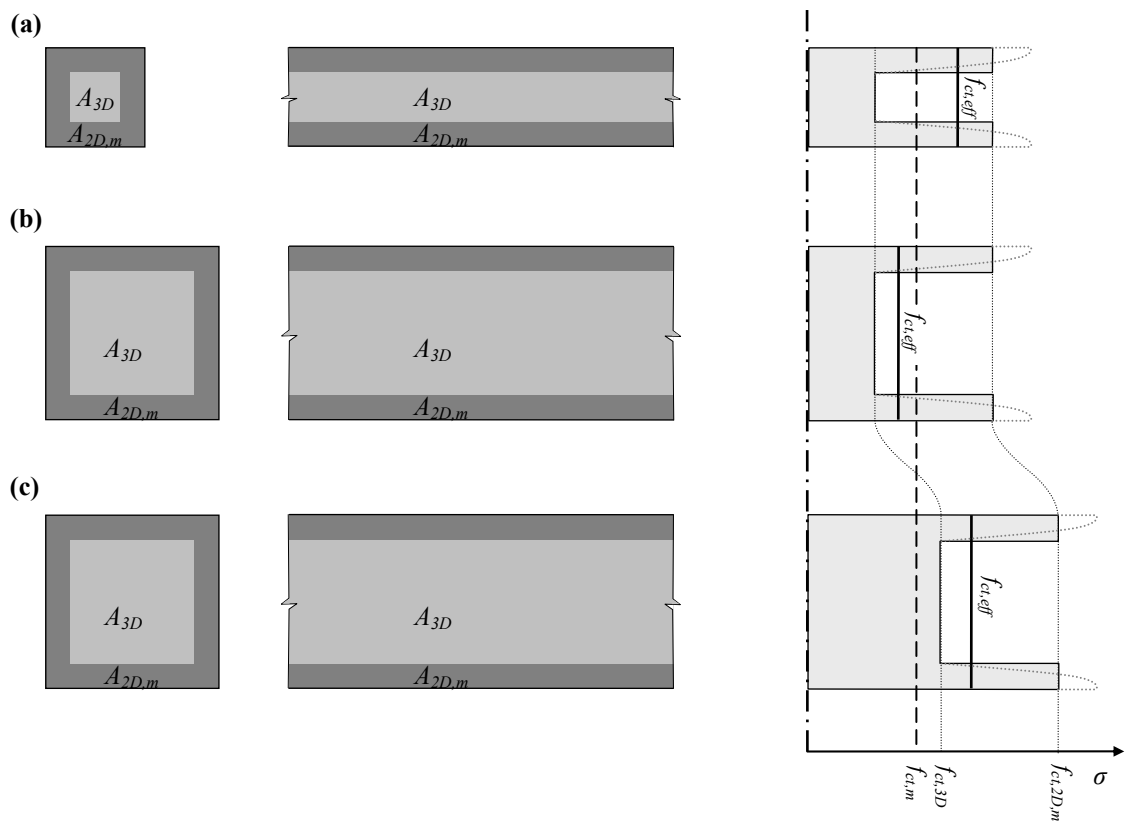


Bild 95 a-c: (a,b) Einfluss der Schlankheit eines Querschnittes auf die effektive Zugfestigkeit $f_{ct,eff}$ und (b) Erhöhung der ungestörten Faserorientierung $f_{ct,3D}$ über das Niveau der Matrixfestigkeit $f_{ct,m}$ zur Vermeidung einer Lokalisierung ohne multiple Makrorissbildung.

Für den Fall $f_{ct,3D} < f_{ct,m}$ resultiert je nach Gedrungenheit des Querschnittes eine effektive Faserauszugsfestigkeit, die grösser oder kleiner als die Matrixfestigkeit ist (Bild 95 a,b). Die effektive Faserauszugsfestigkeit ermittelt sich nach (7.3) aus dem

Flächenverhältnis der Bereiche mit und ohne Faserorientierung. Wobei hier neben dem vereinfachten, konstanten Verlauf von $f_{ct,2D,m}$ auch der reale Verlauf von $f_{ct,2D}$ grau punktiert eingetragen ist. Entsprechend ergibt sich bei einer Konfiguration mit $f_{ct,3D} > f_{ct,m}$ unabhängig von der Bauteildicke immer eine effektive Faserauszugsfestigkeit $f_{ct,eff}$, die höher liegt als die Matrixfestigkeit $f_{ct,m}$ (Bild 95 c).

7.6 Typische Konfigurationen

Im folgenden Abschnitt werden einige Konfigurationen mit typischen, heute auf dem Markt befindlichen Bewehrungs- und Spannstählen dargestellt. Dies gibt einen Anhaltspunkt zum Tragverhalten möglicher realer Zugelemente. Diese Betrachtungen dienen unter anderem als Grundlage für eine weitere Versuchsserie mit bewehrten Zugelementen aus UHLFB. Die Durchmesser und die Stabanzahl wurden gewählt um möglichst viele der vorne beschriebenen Regime abzudecken.

In Tabelle 8 sind die verwendeten Konfigurationen des Zugelements dargestellt. Die Angaben der Stahlkennwerte sind jeweils Mittelwerte, welche in eigenen Versuchsreihen sowie in Versuchsreihen des Herstellers ermittelt wurden. Die Tabelle gibt ebenso die ermittelten Versagensregime wieder.

	Stahl	n Stäbe	Parameter					Charakteristika			
			Ø [mm]	ρ [%]	$f_y; f_{0.2}$ [MPa]	f_t [MPa]	ϵ_h [%]	Regime	Zuerst f_y oder f_{ct}	unterbewehrt	Multimakrorisse
1	TOPAR S	4	16	3.1	525	610	100	2	f_{ct}	Ja	Ja
2	TOPAR S	4	20	4.9	525	610	100	2	f_{ct}	Ja	Ja
3	TOPAR R	4	16	3.1	545	595	65	2	f_{ct}	Ja	Ja
4	TOP 12	4	20	4.9	580	765	65	1	f_{ct}		Ja
5	SAS 670	4	20	4.9	690	815	60	1	f_{ct}		Ja
6	TOP700	4	20	4.9	725	820	70	2	f_{ct}	Ja	Ja
7	Dywidag	4	20	4.9	1000	1200	60	1	f_{ct}		Ja
8	Draht Köln	10	7	1.5	1635	1745	40	2	f_{ct}	Ja	Ja
9	Draht Köln	20	7	3	1635	1745	40	1	f_{ct}		Ja
10	Litze 0.6“	4	15.7	2.3	1725	1872	55	1	f_{ct}		Ja

Tabelle 8: Analyse typischer Stahlkonfigurationen.

Bei der Untersuchung (Bild 96 a-c) kann festgestellt werden, dass sich mit heutigen Stahlsorten und dem gewählten UHLFB nur die Versagensregime 1-3 ergeben. Die Dehnungen ϵ_y bei Erreichen der Fließgrenze liegen immer höher, als die Dehnung ϵ_{ct} des UHLFB bei Erreichen der Zugfestigkeit. Tendenziell ist dies für andere UHLFB ebenfalls so, da diese zwar mitunter eine höhere Festigkeit haben, aber die Verformungskapazität des hier verwendeten UHLFB Typs aufgrund der langen Fasern relativ hoch liegen.

Detaillierte Diagramme der einzelnen Konfigurationen können Anhang B entnommen werden.

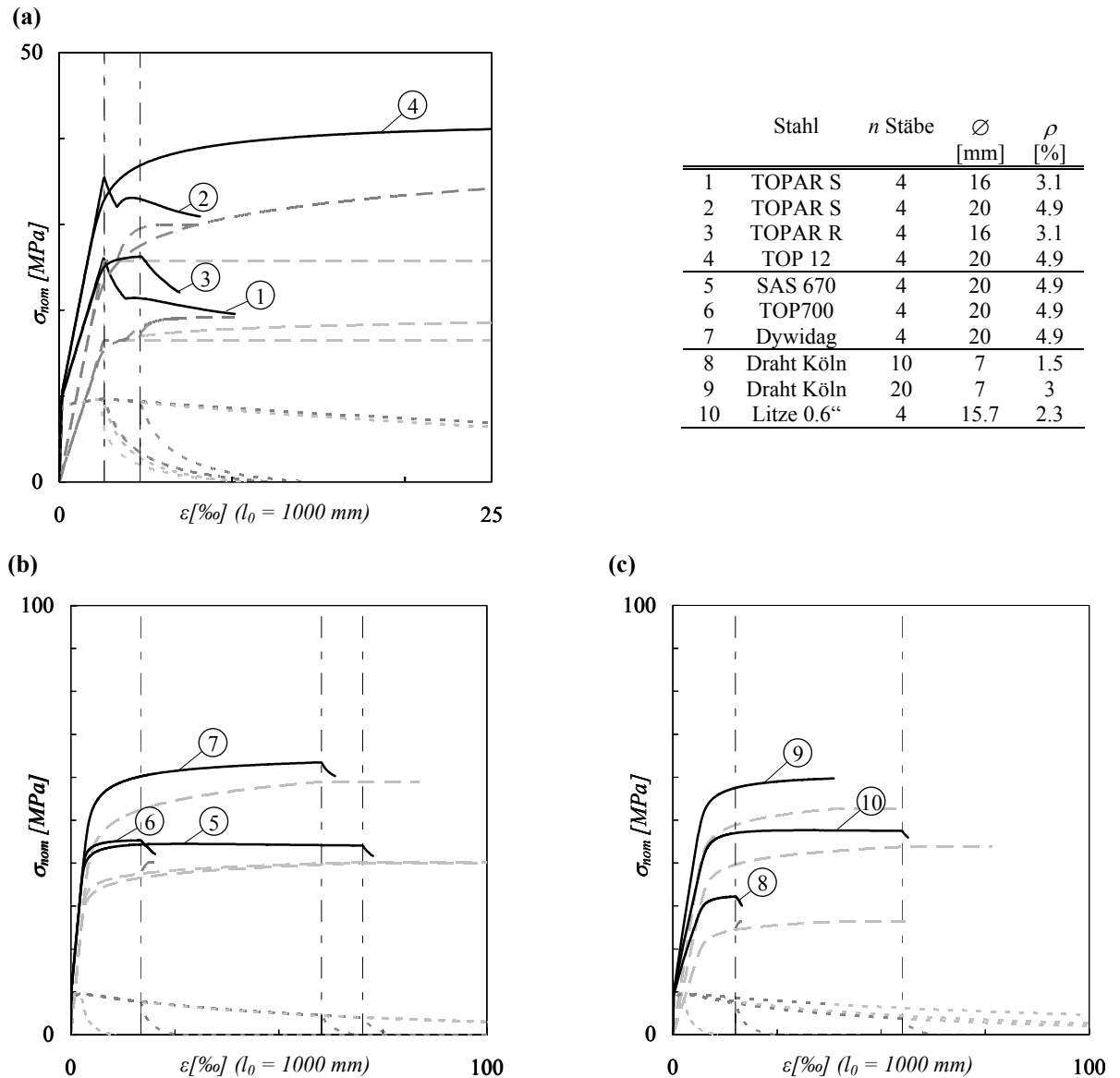


Bild 96 a-c: Modellierung typischer Zugelemente mit realen Ansätzen für die Stahleigenschaften; (a) Baustähle, (b) Hochfeststähle und (c) Spanndrähte und -litzen.

7.7 Erkenntnisse

Bezüglich des Tragverhaltens von bewehrten UHLFB Zugelementen konnte gezeigt werden, dass für die beiden Stahltypen (mit und ohne Fließplateau) grundsätzlich zwischen fünf **verschiedenen Regimen** unterschieden werden kann. Die verschiedenen Regime sind durch die unterschiedlichen mechanischen Vorgänge charakterisiert, die sich aufgrund der Zusammenwirkung von Stahl und UHLFB bei den verschiedenen Dehnungszuständen ergeben.

Für die **Klassifizierung** der Regime ist zwischen der Lage der Fließgrenze ϵ_y des Stahls zur Bruchdehnung ϵ_{ct} des UHLFB sowie dem Dehnungszustand zu Beginn der Lokalisierung des Zugelements zu unterscheiden. Es ergeben sich folgende drei mögliche Lokalisierungs-niveaus:

- frühe Lokalisierung bei der Dehnung ε_{ct} \Rightarrow Regime 3 und 5
- mittelfrühe Lokalisierung bei der Dehnung ε_y \Rightarrow Regime 2
- späte Lokalisierung bei der Dehnung ε_t \Rightarrow Regime 1 und 4

Bei der **späten Lokalisierung** (Regime 1 und 4) kommt es bei Stählen mit Fließplateau zunächst bei ε_y zu einer vorübergehenden Lokalisierung (Entfestigung des UHLFB durch Faserauszug). Durch das verfestigende Verhalten des Stahls, wird die multiple Makrorissbildung erneut aktiviert und das Zugelement zeigt erneut ein verfestigendes Verhalten. Der Einsatz von Stählen ohne Fließplateau ermöglicht ein durchgehend verfestigendes Verhalten bis zum Erreichen eines späten Versagens.

Die für die Duktilität des Bauteils massgebende **multiple Makrorissbildung** stellt sich nur bei der mittelfrühen und der späten Lokalisierung ein.

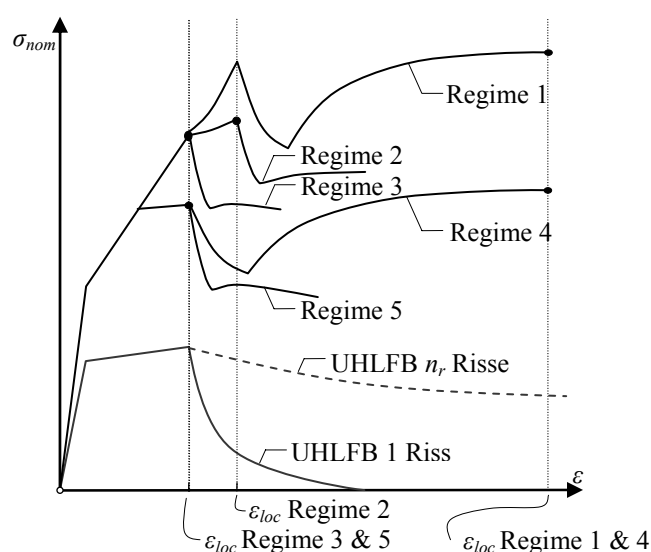


Bild 97: Schematische Darstellung der fünf verschiedenen Versagensregime des bewehrten UHLFB Zugelementes mit Angabe der Lokalisierungsgrenze.

Mit der Untersuchung von Zugelementkonfigurationen mit **typischen Bewehrungselementen** kann festgestellt werden, dass sich mit heutigen Stahlorten und dem gewählten UHLFB nur die Versagensregime ergeben, bei denen die Stahlflussgrenze ε_y höher liegt als die Dehnung ε_{ct} des UHLFB bei Erreichen der Zugfestigkeit.

Im Vergleich zu **traditionellem Stahlbeton** ergibt sich aufgrund der Beteiligung des UHLFB an der Festigkeit des Zugelements und des sich hierdurch ergebenden Lokalisierungsmechanismus eine verringerte Verformungskapazität. Durch den guten Verbund und die fein verteilte Rissbildung ergibt sich bei bewehrtem UHLFB eine sehr viel grössere Beteiligung des Betons an der Steifigkeit des Zugelements (tension stiffening).

Der Einfluss des **inneren Zwangs** durch Vorspannung oder Schwinden, ist abhängig vom Bewehrungsgrad ρ . Um eine Rissbildung durch Schwinden hervorzurufen, bedarf es trotz des hohen Endschwindmasses von UHLFB, eines relativ hohen Bewehrungsgrades von fast 9%. Entsprechend wirkt sich das Schwinden für geringe

Schwinddauern und geringe Bewehrungsgrade nur geringfügig, in Form einer etwas früheren Rissbildung, aus. Eine Vorspannung kann einer möglichen Rissbildung entgegenwirken und erhöht sehr effizient die Beteiligung des UHLFB an der Lastabtragung.

Der **Massstabeffekt der Bauteillänge** führt bei bewehrten UHLFB Zugelementen für längere Bauteile zu einem spröderen Verhalten. Bei Regimen mit früher oder mittelfrüher Lokalisierung kann sich durch die mit der Längenänderung veränderten Materialkurven ein anderes Regime ergeben.

Durch die inhomogene Verteilung (Betoniervorgang) und Orientierung (Randeffekte) der Fasern innerhalb des Querschnittes, wird die effektive Auszugsfestigkeit $f_{ct,eff}$ der rissüberbrückenden Fasern beeinflusst. Aufgrund der Abhängigkeit zwischen Querschnittsfläche und Randbereich besteht ein **Massstabeffekt des Querschnittes** bezüglich der effektiven Faserauszugsfestigkeit $f_{ct,eff}$ (7.2). Mit grösser werdendem Querschnitt nimmt die effektive Faserauszugsfestigkeit $f_{ct,eff}$ bis zum Grenzwert der ungestörten Faserverbundfestigkeit $f_{ct,3D}$ ab. Um zu vermeiden, dass dieser Effekt eine Auswirkung auf die multiple Mesorissbildung und somit das Tragverhalten hat, sollte eine Faserkonfiguration gewählt werden, bei der die ungestörte Faserauszugsfestigkeit $f_{ct,3D}$ grösser als die Matrixfestigkeit $f_{ct,m}$ ist.

8 Zusammenfassung und Ausblick

8.1 Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit werden die mechanischen Vorgänge des Tragverhaltens von unbewehrten und bewehrten Zugelementen aus UHLFB erörtert. Die Betrachtungen führen von einer materialtechnologischen Einleitung (Kapitel 2), über die Mikromechanik des Faserausuges in einem Riss (Kapitel 3), zur Beschreibung der Vorgänge der multiplen Mesorissbildung eines unbewehrten Zugelementes (Kapitel 4). Unter Berücksichtigung der Besonderheiten der Verbundmechanik des UHLFB (Kapitel 5), können die Materialverhalten von Stahl und UHLFB zu einem bewehrten UHLFB Zugelement gekoppelt werden (Kapitel 6). Die Diskussion dessen Tragverhaltens schliesst die Arbeit ab (Kapitel 7).

Ultra-Hochleistungs-Faserbeton

Ultra-Hochleistungs-Faserbeton (UHLFB) ist ein Verbundwerkstoff aus einer hochfesten zementösen Matrix und einem hohen Anteil an Fasern. Es werden Druckfestigkeiten von rund 200 MPa erreicht. Im Gegensatz zu traditionellem Faserbeton, kann aufgrund der hohen Faserbewehrung (2 – 5 % Vol.), nach Rissbildung der Matrix ein verfestigendes Verhalten mit einer Mehrfachrissbildung erzielt werden.

Mikromechanik eines Risses

Anhand eines mikromechanischen Modells werden die grundsätzlichen Vorgänge bei der Rissöffnung von UHLFB ausführlich erläutert. Der Verlauf der Rissöffnung lässt sich einteilen in eine Aktivierungsphase, in der sich vom Rissrand beginnend der Haftverbund der Fasern löst, und eine Auszugphase mit reinem Reibverbund der Fasern. Die maximale Rissöffnung u_u , bei der eine Spannung zwischen den Rissufern übertragen wird, ergibt sich direkt aus der Faserlänge zu $l_f/2$. Für die Modellbildung wird ein semi-empirisches Rissöffnungsmodell eingeführt, das sich direkt auf Auszugsversuche von Fasergruppen stützt.

Zugverhalten nicht bewehrter UHLFB Bauteile

Der UHLFB zeigt ein verfestigendes Verhalten mit einer Mehrfachrissbildung. Das Tragverhalten gliedert sich in mehrere Phasen. Bis zum Erreichen der Matrixfestigkeit $f_{ct,m}$ ergibt sich ein linear elastisches Verhalten. Die Rissbildung erfolgt mit einem sehr schnellen Risswachstum (spröde Matrix). Die Zugspannungen im Riss werden direkt auf die Fasern übertragen. Im Gegensatz zu traditionellem Faserbeton ist bei UHLFB die Auszugsfestigkeit der rissüberbrückenden Fasern grösser als die Zugfestigkeit der Matrix $f_{ct,m}$. Dies führt zu einem verfestigenden Verhalten mit Ausbildung einer multiplen Mesorissbildung mit einem Rissabstand s_r . Die Zugfestigkeit f_{ct} des UHLFB ist durch die Faserauszugsfestigkeit der rissüberbrückenden Fasern bestimmt.

Das vorgestellte mechanische Modell berücksichtigt in der Phase der Rissbildung und der Rissstabilisierung die Entwicklung jedes einzelnen Mesorisses. Alternativ wird ein vereinfachter, ingenieurmässiger Ansatz vorgeschlagen, in dem die multiple Mesorissbildung verschmiert, mit einem konstanten Verfestigungsmodul E_{hard} , betrachtet wird.

Das entfestigende Rissöffnungsverhalten des Bruchrisses (Makroriss) wird mit den bruchmechanischen Ansätzen des ‚fictitious crack model‘ von Hillerborg beschrieben. Hierbei wird der lineare Entfestigungsmodul E^* des Zugelements und die empirische Modellierung des Rissöffnungsverhaltens berücksichtigt. Es folgt somit für den entfestigenden Bereich ein Massstabeffekt der Bauteillänge.

Bruchenergetische Überlegungen zeigen, dass zwischen verschiedenen Bruchenergien zu unterscheiden ist. Verteilt über die Länge des Bauteils wird beim Reißen der Matrix und Aktivieren der Fasern die Energie $G_{F,a,nr}$ im gesamten Volumen des Bauteils dissipiert (Gesamtduktilität des Bauteils). Im Gegensatz hierzu, wird beim Bruchvorgang durch Auszug der Fasern, die Bruchenergie $G_{F,lr}$ nur mehr in einem Schnitt dissipiert (Duktilität des Bruchvorgangs).

Verbund mit Bewehrung

Um die Hauptzugspannungen in einem UHLFB Bauteil abzutragen, ist der Einsatz von Bewehrungselementen sinnvoll. Die Zusammenwirkung der beiden Werkstoffe ist abhängig von den Verbundeigenschaften zwischen dem Rippenstahl und dem UHLFB. Es besteht eine komplexe Verbundmechanik, bei der sich in verschiedenen Verbundphasen (Haft-, Scher- und Reibverbund), aufgrund der Kraftdiffusion, verschiedene Risstypen (interne Sekundärrisse und Längsrisse aufgrund von Ringzugkräften) ausbilden.

Zur Modellierung wird das von traditionellem Stahlbeton bekannte starr-plastisch zweifach getreppte Verbundspannungs-Schlupfmodell übernommen. Um die Wirkung der Fasern im UHLFB zu berücksichtigen, wird eine niedrigere zweite Stufe angesetzt. Die bei UHLFB beobachtete Verbundfestigkeit im Bereich von $\tau_b = 60$ MPa ist im Vergleich zum traditionellen Beton sehr hoch und führt zu sehr kurzen Verankerungslängen.

Zugverhalten von bewehrten UHLFB Bauteilen

Das Tragverhalten eines bewehrten Zugelementes aus UHLFB und die erzielten Festigkeiten ergeben sich aus der Überlagerung des Verhaltens des UHLFB mit dem Verhalten der Stahlbewehrung. Im Bereich vor Erreichen der Bauteilfestigkeit kann diese Überlagerung direkt erfolgen. Im entfestigenden Bereich der Rissöffnung sind für die Superposition noch weitere, die differenzierte Rissbildung berücksichtigende, Betrachtungen anzustellen.

Bei Belastung des Zugelementes kommt es zu einer doppelten Multirissbildung des UHLFB. Es entstehen zunächst bei Erreichen der Matrixfestigkeit multiple Mesorisse. Aufgrund des weiterhin verfestigenden Verhaltens des UHLFB wird der Verbund mit der Bewehrung nicht aktiviert. Der Rissabstand $s_{r,f}$ ist durch die Faserlänge bestimmt. Wird bei weiterer Beanspruchung in einem Mesoriss die Zugfestigkeit des UHLFB erreicht, wird er zu einem Makroriss mit einem entfestigenden Verhalten. Die Bewehrung übernimmt nun aufgrund der Verbundwirkung anteilmässig die Kraft. Hierdurch können, in Abhängigkeit der Verbundlänge l_b , in einem Abstand $s_{r,s}$ weitere Makrorisse entstehen (multiple Makrorissbildung). Wird in einem Riss nun die Gesamtzugfestigkeit (Stahl + UHLFB) erreicht, versagt das Zugelement und die weitere Verformung konzentriert sich auf den Bereich des Bruchrisses. Die Verformungskapazität des Bauteils ist hierdurch reduziert.

Das Tragverhalten (Spannungs-Dehnungsverlauf) des bewehrten UHLFB Bauteils setzt sich aus der Summe der beiden Materialkurven, unter Berücksichtigung der doppelten Multirissbildung und der reduzierten Verformung durch die Lokalisierung, zusammen. Hierbei ergibt sich die Festigkeit des Zugelements aus der Summe der Stahlfestigkeit und einem vom Rissöffnungszustand abhängigen Anteil des UHLFB. Innere Zwängungen durch Vorspannung oder Schwinden, können bei der Modellierung durch eine Relativverschiebung der Materialkurve im Spannungs-Dehnungsdiagramm berücksichtigt werden.

Diskussion des Tragverhaltens

Bezüglich des Tragverhaltens von bewehrten UHLFB Zugelementen ist zwischen fünf verschiedenen Regimen zu differenzieren. Sie unterscheiden sich durch die Lage der Fließgrenze ε_y des Stahls zur Bruchdehnung ε_{ct} des UHLFB, sowie dem Dehnungszustand zu Beginn der Lokalisierung. Es ergeben sich folgende drei Lokalisierungsniveaus:

- frühe Lokalisierung bei der Dehnung ε_{ct} \Rightarrow Regime 3 ($\varepsilon_y > \varepsilon_{ct}$) und 5 ($\varepsilon_y < \varepsilon_{ct}$)
- mittelfrühe Lokalisierung bei der Dehnung ε_y \Rightarrow Regime 2 ($\varepsilon_y > \varepsilon_{ct}$)
- späte Lokalisierung bei der Dehnung ε_t \Rightarrow Regime 1 ($\varepsilon_y > \varepsilon_{ct}$) und 4 ($\varepsilon_y < \varepsilon_{ct}$)

Bei der späten Lokalisierung (Regime 1 und 4) kommt es bei Stählen mit Fließplateau zunächst bei ε_y zu einer vorübergehenden Lokalisierung (Entfestigung des UHLFB durch Faserauszug). Durch das verfestigende Verhalten des Stahls wird die multiple Makrorissbildung erneut aktiviert und das Zugelement zeigt ein verfestigendes Verhalten. Der Einsatz von Stählen ohne Fließplateau, ermöglicht hier ein durchgehend verfestigendes Verhalten bis zum Erreichen des späten Versagens. Die für die Duktilität des Bauteils massgebende multiple Makrorissbildung stellt sich nur bei der mittelfrühen und der späten Lokalisierung ein.

Der Einfluss des inneren Zwangs durch Vorspannung oder Schwinden ist abhängig vom Bewehrungsgrad ρ . Um eine Rissbildung durch Schwinden hervorzurufen, bedarf es eines relativ hohen Bewehrungsgrades. Für geringe Schwindendauern und geringe Bewehrungsgrade wirkt sich, wie im Fall der durchgeführten Versuche, das Schwinden nur geringfügig aus. Eine Vorspannung kann einer möglichen Rissbildung entgegenwirken und erhöht die Beteiligung des UHLFB an der Lastabtragung.

Es besteht ein Massstabeffekt bezüglich der Bauteillänge und des Bauteilquerschnitts. Das längenabhängige Entfestigungsverhalten des UHLFB führt bei bewehrten UHLFB Zugelementen für längere Bauteile zu einem spröderen Verhalten. Durch die inhomogene Verteilung während des Betoniervorgangs und die Beeinflussung der Orientierung durch den Randeffect, wird die effektive Auszugsfestigkeit $f_{ct,eff}$ der rissüberbrückenden Fasern beeinflusst. Für grössere Querschnitte nimmt die effektive Faserauszugsfestigkeit $f_{ct,eff}$ bis zum Grenzwert der ungestörten Faserauszugsfestigkeit $f_{ct,3D}$ ab.

8.2 Erkenntnisse

Um eine effiziente und zuverlässige Abtragung der Hauptzugspannung (axialen Zug und Biegezug) in einem Tragwerk aus UHLFB zu gewährleisten ist, zusätzlich zu den Fasern, der Einsatz von Bewehrungselementen nötig. Im Gegensatz zu traditionellen

Stahlbetonzugelementen ist bei bewehrten UHLFB-Zugelementen der UHLFB sowohl an der Steifigkeit als auch an der Festigkeit des Bauteils beteiligt. Die Effizienz dieser Beteiligung kann durch eine Vorspannung zusätzlich erhöht werden.

Für den Entwurf und die Bemessung eines solchen Zuggliedes ist zu berücksichtigen, dass die Fasern bereits einen auf die Belastungsrichtung bezogenen ‚Bewehrungsgrad‘ von $\rho_{f,3D} = \alpha_{3D} \cdot \rho_f \approx 1\%$ darstellen. Um nach Erreichen der Zugfestigkeit des UHLFB weiterhin ein verfestigendes Verhalten erzielen zu können, muss der Bewehrungsgrad der Stabbewehrung ausreichend hoch sein. Die Bewehrung muss die hohe Zugkraft des UHLFB übernehmen können. Entsprechend sind bei UHLFB sehr viel höhere Bewehrungsgrade nötig.

Für eine baupraktische Anwendung als Zugelement erscheinen zwei der fünf möglichen Regime als geeignet. Neben einem hochbewehrten Element, bei dem ein verfestigendes Verhalten bis zum Erreichen der Stahlsteckgrenze erzielt wird (Regime 1), kann auch der Einsatz von geringer bewehrten Elementen sinnvoll sein (Wirtschaftlichkeit). Dieses Element besitzt aufgrund der Fasern eine gewisse Duktilität, zeigt aber aufgrund der Lokalisierung eine verringerte Verformungskapazität. In der Praxis sollte man hier eine Konfiguration wählen, bei der sich eine verfestigende Multimakrorissbildung einstellt, die das Versagen sichtbar ankündigt (Regime 2). Die Anwendung dieser zweiten Konfiguration ist insbesondere in statisch überbestimmten Systemen denkbar. Hier kann durch Umlagerungsprozesse des ‚plastifizierten Elements‘, die Kraft im Versagensfall auf andere Elemente übertragen werden. Bei der Bemessung eines solchen Elementes und der Abschätzung der benötigten Verformungskapazität ist es nicht mehr ausreichend nur eine Querschnittsbemessung durchzuführen. Aufgrund der Massstabeffekte bezüglich der Bauteillänge, ist es hier vielmehr nötig für die Bemessung das gesamte Tragsystem zu berücksichtigen.

Für ein bewehrtes UHLFB Zugelement des Regimetyps 1 und 2, mit einer möglichst späten Lokalisierung, ergeben sich folgende Anforderungen:

- Stahl mit einem möglichst grossen verfestigendem Verhalten $f_t / f_y \Rightarrow$ grosse Verfestigungsreserven.
- Stahl ohne Plateau \Rightarrow kontinuierliches verfestigendes Verhalten bis zum Erreichen der Stahlstreckgrenze.
- Ausreichender Bewehrungsgrad \Rightarrow keine frühzeitige Lokalisierung.
- Fließdehnung ε_y sollte grösser sein als die Rissdehnung ε_{ct} des UHLFB \Rightarrow Multimakrorissbildung zur Ankündigung des Versagens auch bei schwach bewehrten Querschnitten.

Mit den heute auf dem Markt vorhandenen Stählen und typischen UHLFB sind diese Bedingungen erfüllt. Die Differenz zwischen ε_{ct} und ε_y ist aber nur gering und dadurch die Multi-Makrorissphase für das mittelfrüh lokalisierende Regime 2 entsprechend kurz. Mit hochfestem Stahl z.B. TOP 700, SAS 670 oder Spannstählen sind spätere Lokalisierungen zu erzielen, die zu einer höheren Duktilität führen.

Bezüglich des UHLFB sind Mischansätze zu bevorzugen, bei denen auch unter ungünstigen Bedingungen (Massstabeffekt des Querschnittes, ungünstige Faserverteilung) ein verfestigendes Verhalten nach der Mesorissbildung der Matrix sichergestellt ist ($f_{ct,3D} > f_{ct,m}$). Eine allzu hohe Festigkeit ist eher nachteilig, da hierdurch der zur Erzeugung der Multirissbildung benötigte Bewehrungsgrad unwirtschaftlich hoch liegt. Die Festigkeit muss jedoch ausreichend hoch sein, damit der UHLFB die

Funktion der Minimal- oder auch Schubbewehrung übernehmen kann und in unbewehrten Bereichen des Tragwerkes die Zugspannung abtragen kann.

8.3 Offene Fragen und weiterer Forschungsbedarf

Mit der vorliegenden Arbeit wurden die mechanischen Grundlagen des Zugverhaltens erarbeitet. Es konnten einige grundlegende Problemstellungen des UHLFB diskutiert werden, wobei sich eine Vielzahl weiterführender Fragestellungen ergaben. Auch wurden im Verlauf der Arbeit, insbesondere bei den über das Zugtragverhalten hinausgehenden experimentellen Untersuchungen, viele allgemeine Fragestellungen bezüglich des UHLFB aufgeworfen. Die folgende Auflistung stellt einige dieser Themen und offenen Fragestellungen kurz dar. Verschiedene Bereiche werden bereits in Folgearbeiten untersucht, bzw. wurden im Rahmen anderer Forschungsarbeiten am Lehrstuhl als Unterthemen aufgenommen.

Materialverhalten

Die Bestimmung der Materialkennwerte u_{ct} , ε_{ct} und ε_{plast} , sowie die Form des entfestigenden Verlaufs der Rissöffnung wurde in der vorliegenden Arbeit experimentell durchgeführt. Mit einer weiterführenden theoretischen und experimentellen (Ausziehversuche an Einzelfasern) Untersuchung der mikromechanischen Vorgänge, lässt sich eine analytische Darstellung entwickeln.

Weiter relevante Themen sind:

- Optimaler Fasergehalt und Einsatz verschiedenen Fasertypen
- Detaillierte Analyse sämtlicher Massstabeffekte, die sich durch verschiedene Geometrien, aber auch durch Beeinflussung der Faserorientierung ergeben
- Orientierung der Fasern durch den Herstellungsprozess => Betoniervorgang, Schalungsform und Elementlage
- Zeitabhängiges Verhalten, Festigkeitsentwicklung
- Dauerhaftigkeit, Ermüdung
- Brandverhalten

Verbund

Das Verbundverhalten wurde in dieser Arbeit in den Grundlagen beschrieben. Eine detaillierte Studie der mechanischen Vorgänge, insbesondere eine Quantifizierung des Einflusses der Fasern ist nötig. Eine allgemeine Formulierung der Verbundfestigkeit in Abhängigkeit der Zug- bzw. Druckfestigkeit des UHLFB und der verwendeten Fasern wäre wünschenswert.

Zugelemente

Der Verlauf des verfestigenden Verhaltens der Regime mit später Lokalisierung konnte in der Arbeit nur theoretisch erarbeitet werden. Die Versuchsserien beschränkten sich auf Untersuchungen mit geringeren Bewehrungsgehalten. Das Verhalten hängt sehr stark vom Charakter des Stahls ab. Bei Stählen mit Fließplateau kommt es zunächst zu einer vorübergehenden Lokalisierung mit folgend erneuter Aktivierung der Makrorisse. Aufgrund des Verbundes ist die Stahldehnung zwischen den Makrorissen reduziert

wodurch eine Reduktion der Endverformung zu erwarten ist. Eine weiterführende experimentelle Arbeit, mit einer detaillierten Betrachtung der mechanischen Vorgänge im Verfestigungsbereich des Stahls, kann hier zu weiteren Erkenntnissen führen.

Druckelemente / Stützen

Das Tragverhalten von druckbelasteten Bauteilen wurde im Rahmen der durchgeführten Versuche experimentell bestimmt. Eine Analyse der mechanischen Vorgänge und eine Modellierung unter Berücksichtigung der Stabilitätsproblematik ist noch durchzuführen. Eine Anwendung dieser Druckelemente als Gebäudestützen ist denkbar.

Biegung

Biegung wird im Stahlbetonbau im Allgemeinen als eine Kombination einer Betondruckzone und einer Zugkraft im Bewehrungsstahl betrachtet. Aufgrund seiner Zugfestigkeit kann UHLFB geringe Biegebelastungen auch ohne Bewehrung abtragen. Hierfür wurden im Rahmen der Versuchsserien bereits verschiedene experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Eine genaue Analyse der Rissöffnungsmechanismen und Bestimmung einer zu berücksichtigenden charakteristischen Länge sind für eine Modellierung nötig.

Weitere Themen im Zusammenhang mit dem Biegetragverhalten sind:

- Erweiterung der Betrachtungen auf Plattenelemente
- Untersuchung zum Schubtragverhalten
- Biegetragverhalten mit Berücksichtigung einer Bewehrung in der Zugzone

Durchstanzen

In Zusammenhang mit den oben erwähnten Plattentragwerken ist der Effekt des Durchstanzens und die Wirkung der Fasern auf den Durchstanzwiderstand zu untersuchen. Da bei aktuellen Pilotprojekten sehr dünne Fahrbahnplatten eingesetzt werden und hier eine Gefahr des Durchstanzens von Einzellasten (Radlasten) gegeben ist, ist diese Forschung besonders relevant.

Verstärkungselemente aus UHLFB als Durchstanzpfeiler für Stahlbetondecken sind eine mögliche Anwendungsmöglichkeiten des UHLFB.

Details

Die Detailausbildung aus UHLFB und das Tragverhalten von Knotenpunkten, ist eine wichtige Thematik. Einerseits ist die hohe Festigkeit und die Duktilität durch die Faserbewehrung vorteilhaft bei konzentrierten Lastenleitungen, andererseits sind aber jegliche Art von Stößen und Fugen problematisch, da hier die Kontinuität der Faser nicht gegeben ist. Zu untersuchen sind:

- Ausbildung von Knoten, Anschlusssystemen und Fugen
- Verankerung und Umlenkung der Vorspannung
- Spannungsverläufe und mechanische Vorgänge in konstruktiven Details; Rissbildung, Duktilität

Bemessung

Für ein Bemessungskonzept ist neben dem in dieser Arbeit vorgestellten Tragverhalten, ein angepasstes Sicherheitskonzept zu berücksichtigen. Dieses muss die Streuung des Materials, aber auch die Unsicherheiten der Modellierung des Tragverhaltens einbeziehen. Um ein Bemessungskonzept mit einer einfachen Querschnittsbemessung verwenden zu können, müsste man die sich durch den Massstabeffekt der Bauteillänge ergebenden Einflüsse, der Modellierungsungenauigkeit zuordnen. Dies würde zu einer Überdimensionierung und ineffizienten Ausnutzung des Materials führen. Für eine effiziente, den Massstabeffekt berücksichtigende Bemessung, muss das Tragverhalten des gesamten Tragwerks berücksichtigt werden.

Interessante Fragestellungen ergeben sich auch in Bezug auf innovative Bemessungskonzepte, wie der auf der Plastizitätstheorie basierenden Methode der Spannungsfelder. Inwieweit kann mit der vom UHLFB gebotenen Duktilität eine solche Bemessung durchgeführt werden und in welcher Weise sind die Betonzugkräfte in die Methode zu integrieren? Zu klären ist:

- Angepasstes Sicherheitskonzept für UHLFB
- Problematik des Massstabeffekts: Materialduktilität \Leftrightarrow Bauteilduktilität
- Geeignetes Bemessungskonzept
- Wie ist für eine Bemessung basierend auf die Schweizer Norm SIA262 vorzugehen?

Entwurf

Schlussendlich stellt sich die Frage nach dem angepassten Entwurf und den für UHLFB geeigneten Tragsystemen. Um den vermeintlich teuren UHLFB wirtschaftlich zu nutzen, muss er mit optimierten Herstellungsmethoden, in geeigneten Tragsystemen mit grösserer Dauerhaftigkeit eingesetzt werden. Aufgrund der hohen Druckfestigkeit, aber der nur geringfügig erhöhten Steifigkeit erscheinen aufgelöste Tragsysteme (Fachwerke, unterspannte Träger) als geeignete Tragsysteme. Bei der Planung von statisch überbestimmten Systemen ist das hohe endogene Schwinden zur Vermeidung von Zwangsspannung zu berücksichtigen.

Literatur

- [1] **Adeeb S.M., Nowodworski H., Rosiak K., et al.**, *Modelling of the World's First Ductal Architectural Shell Structure*, Proceedings advanced concrete through science and engineering, Chicago, **2004**.
- [2] **Ahmad S., di Prisco M., Meyer C., Plizzari G.A., Shah S.**, *Fiber Reinforced Concrete from Theory to Practice*, International Workshop on Advances in Fiber Reinforced Concrete, p. 221, Bergamon, **2004**.
- [3] **Aïtcin P.-C.**, *High-Performance Concrete*, E & FN SPON, p. 591, London, **1998**.
- [4] **Aïtcin P.-C., Lachemi M., Adeline R., Richard P.**, *The Sherbrooke Reactive Powder Concrete Footbridge*, Structural Engineering International (IABSE), vol. 8 no.2, pp 140-144, Zürich, **1998**.
- [5] **Alvarez M.**, *Einfluss des Verbundverhaltens auf das Verformungsvermögen von Stahlbeton*, IBK-Bericht 236, Dissertation, Zurich, **1998**.
- [6] **Aveston J., Cooper G., Kelly A.**, *The Properties of Fibre Composites*, Proceedings National Physical Laboratory, IPC Scientific and Technical Press, Teddington, pp. 15 - 24, **1971**.
- [7] **Aveston J., Kelly A.**, *Theory of Multiple Fracture of Fibrous Composites*, Journal of Materials Science, Vol. 8, pp. 352–362, **1973**.
- [8] **Banthia N., Trottier J.F.**, *Concrete Reinforced with Deformed Steel Fibres, Part I: Bond – Slip Mechanisms*, ACI Materials Journal, pp. 435 – 446, **1994**.
- [9] **Bazant Z.P., Oh B.**, *Crack band theory for fracture of concrete*, Materials and Structures, Vol. 16, No. 93, pp 155-177, **1983**.
- [10] **Bazant Z.P.**, *Concrete fracture models: testing and practice*, Engineering Fracture Mechanics 69, pp. 165-205, **2002**.
- [11] **Behloul M.**, *Analyse et modélisation du comportement d'un matériau à matrice cimentaire fibrée à ultra hautes performances*, E.N.S. Cachan, PhD thesis, 182 p., Cachan, France, **1996**.
- [12] **Behloul M., Kicul C. L.**, *Ductal® Seonyu footbridge*, Structural concrete, Journal of the *fib*, Vol. 4, Nr. 4, pp 195-201, December, **2003**.
- [13] **Bischoff P.H.**, *Tension Stiffening and Cracking of Steel Fiber-Reinforced Concrete*, Journal of materials in civil engineering, pp. 174 – 182, **2003**.
- [14] **Boulay C., Rossi P., Tailhan J.-L.**, *Uniaxial tension test on a new cement composite having a hardening behavior*, 6th RILEM Symposium on fibre reinforced concrete (FRC), BEFIB 2004, Varena, **2004**.
- [15] **Brühwiler E.**, *Bruchmechanik von Staumauerbeton unter quasi-statischer und erdbebendynamischer Belastung*, Dissertation, EPFL, No. 739, p. 169, Lausanne, **1988**.
- [16] **Casanova P.**, *Bétons renforcés de fibres métalliques*, Du matériau à la structure, Dissertation LMT, Cachan, **1996**.
- [17] **CEB**, *CEB-FIP Model Code 1990*, CEB Bulletin d'Information 213/214, Lausanne, **1991**.
- [18] **CEB**, *High Performance Concrete - Recommended Extensions to the Model Code 90*, Bulletin d'information 228, Lausanne, 1995

- [19] **Clairns J., Plizzari G.A.**, *Bond behavior of conventional reinforcement in fibre reinforced concrete*, 6th RILEM Symposium on fibre reinforced concrete (FRC), BEFIB 2004, Varenna, **2004**.
- [20] **DAfStB**, *Richtlinie Stahlfaserbeton, Ergänzungen zu DIN 1045-1*, Deutscher Ausschuss für Stahlbetonbau, Berlin, **2001**.
- [21] **DAfStB**, *Sachstandsbericht ultrahochfester Beton*, Berlin, **2005**.
- [22] **DBV**, *Merkblatt Stahlfaserbeton*, Deutscher Beton- und Bautechnik-Verein, **2001**.
- [23] **de Larrard F., Sedran T.**, *Optimization of Ultra-High-Performance Concrete by the Use of a Packing Model*, Cement and Concrete Research, Vol. 24, no. 6, pp 997-1009, USA, June, **1994**.
- [24] **Dehn F.**, *Ultrahochfester Beton: Technologie und Anwendung*, beton, Heft 5, pp. 246 – 252, **2004**.
- [25] **DFG**, *Nachhaltiges Bauen mit Ultra-Hochfestem Beton (UHPC)*, Ausschreibung Schwerpunktprogramm der Deutsche Forschungsgemeinschaft, Kassel, **2004**.
- [26] **di Prisco, M.; Felicetti, R.; Plizzari, G. A.** *Fibre-Reinforced Concretes : Proceedings of the "Sixth International RILEM-Symposium - BEFIB 2004"*, Varenna, **2004**.
- [27] **Dupont D.**, *Modelling and experimental validation of the constitutive law (σ - ϵ) and cracking behaviour of steel fibre reinforced concrete*, Doctoral thesis, Faculty of Applied Science, Catholic University of Leuven, 256 p., **2003**.
- [28] **Dupont D., Vandewalle L., De Bonte F.**, *Influence of steel fiber on local bond behavior*, International Symposium Bond in Concrete, Budapest, **2002**.
- [29] **ECC Technology Network**, *An international network for exchanging ECC knowledge and technology*, www.engineeredcomposites.com, **Seitenaufwurf 2005**
- [30] **Eurocode 2**, *Design of concrete structures, part 1: General rules and rules for buildings*, prEN 1992-1-1, **2002**.
- [31] **Falkner H., Teutsch M., Rosenbusch J.**, *Stahlfaserbeton- und stahlfaserverstärkte Stahlbetonbauteile*, Beton- und Stahlbetonbau, 97, pp. 409-414, **2002**.
- [32] **Farra B.**, *Influence de la résistance du béton et de son adhérence avec l'armature sur la fissuration*, Dissertation Nr. 1359, EPFL, 171 p., Lausanne, **1995**.
- [33] **Fehling E., Schreiber W., Bunje K., Schmidt M.**, *Brücke aus Ultrahochfestem Beton in Kassel über die Fulda*, Bauingenieur, Vol. 79, pp 350-352, **2004**.
- [34] **Fernández Ruiz M., Muttoni A., Gambarova, P.G.**, *Analytical modeling of the pre- and post-yielding behavior of bond in reinforced concrete*, Submitted for publication to ASCE Journal of Structural Engineering, **2005**.
- [35] **fib**, *Bond of reinforcement in concrete*, State of the art report, *fib* - Bulletin 10, federation international du béton, Lausanne, p. 427, **2000**.
- [36] **fib**, *Task Group ultra high performance concrete*, Bulletin *fib*, Fédération internationale du béton, vor. **2006**.
- [37] **Fischer G., Li V.C.**, *Influence of Matrix Ductility on Tension-Stiffening Behavior of Steel Reinforced Engineered Cementitious Composites (ECC)*, ACI Structural Journal, V. 99, No.1, p. 104 - 111, **2002**.

- [38] **Fischer G., Li V.C.**, *International Workshop on High Performance Fiber Reinforced Cementitious Composites in Structural Applications*, Workshop, Honolulu, **2005**.
- [39] **Foster S.J.**, *On Behaviour of High-Strength Concrete Columns: Cover Spalling, Steel Fibres, and Ductility*, ACI Structural Journal, Vol. 98, No. 4, pp. 583-589, **2001**.
- [40] **Goto Y.**, *Cracks Formed in Concrete Around Deformed Tension Bars*, ACI Journal, Vol. 68, pp. 244-251, **1971**.
- [41] **Griffith A.A.**, *The phenomenon of rupture and flow in solids*, Phil. Trans. Roy. Soc. London A 221, pp. 163-198, **1921**.
- [42] **Guinea G.V., Sayed El-K., Rocco C.G., Elices M., Planas J.**, *The effect of the bond between the matrix and the aggregates on the cracking mechanism and fracture parameters of concrete*, Cement and Concrete Research, Volume 32, Issue 12, pp. 1961-1970, **2002**.
- [43] **Habel K.**, *Structural Behaviour of Elements Combining Ultra-High Performance Fibre-Reinforced Concretes (UHPFRC) and Concrete*, EPFL, Swiss Federal Institute of Technology, Doctoral Thesis, No. 3036, 196 p., Lausanne, Switzerland, July, **2004**.
- [44] **Hajar Z., Thibaux T., Simon A., Wyniecki P.**, *Construction of an Ultra-High Performance Fibre-Concrete thin-shell structure over the Millau Viaduct toll gates*, fib Symposium – Concrete Structures: the Challenge of Creativity, Avignon, **2004**.
- [45] **Harajli M.H., Hout M., Jalkh W.**, *Local Bond Stress-Slip Behaviour of Reinforcing Bars Embedded in Plain and Fibre Concrete*, ACI Materials Journal, Vol. 92, No. 4, pp. 343-354, **1995**.
- [46] **Hillerborg A.**, *Analysis of a single crack*, Fracture mechanics of concrete edited by F.H.Wittmann, Elsevier science Publishers B.V., pp 223-249, Amsterdam, Hollande, **1983**.
- [47] **Hillerborg A., Modéer M., Petersson P.**, *Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements*, Cement and Concrete Research, Vol. 6 n°6, pp. 773-781, Lund, **1976**.
- [48] **Holschemacher K., Weisse D., Klotz S.**, *Bond of Reinforcement in Ultra High Strength Concrete*, International Symposium on UHPC, pp. 378-388, Kassel, **2004**.
- [49] **Hordijk, D.A.**, *Tensile and Tensile Fatigue Behaviour of Concrete; Experiments - Modelling and Analysis*, Heron, Vol. 37, No. 1, p. 79, Delft, **1992**.
- [50] **Jaccoud J.-P.**, *Armature minimale pour le contrôle de la fissuration des structures en béton*, Dissertation Nr. 666, EPFL, p. 195, Lausanne, **1987**.
- [51] **JSCE**, *Recommendations for Design of UHSFRC Structures*, Japan Society of Civil Engineers, **2004**.
- [52] **Jungwirth J., Muttoni A.**, *Versuche zum Tragverhalten von ultra hochfestem Beton – Teil 1 Material*, EPFL, IS-BETON Bericht 00.02.R3, p. 104, Lausanne, **2004**.
- [53] **Jungwirth J., Muttoni A.**, *Structural Behavior of Tension Members in Ultra High Performance Concrete*, International Symposium on UHPC, pp. 533-546, Kassel, **2004**.

- [54] **Jungwirth J., Muttoni A.**, *Versuche zum Tragverhalten von ultra hochfestem Beton – Teil 2 Bauteile*, EPFL, IS-BETON Bericht 00.02.R4, p. 123, Lausanne, **2005**.
- [55] **Jungwirth J., Muttoni A.**, *Rechenmodell des Zugtragverhaltens von Bauteilen aus UHLFB - Dokumentation des Zugmodells*, IS-BETON Bericht 00.02.R7, p. 54, Lausanne, **2005**.
- [56] **Jungwirth J., Muttoni A.**, *Versuche zum Tragverhalten von ultra hochfestem Beton – Zusammenfassung*, EPFL, IS-BETON Bericht 00.02.R8, p. 27, Lausanne, **2005**.
- [57] **König G., Dehn F., Faust T.**, *High Strength / High Performance Concrete*, Proceedings of the 6th International Symposium on Utilisation of UHPC, 1658 p., Leipzig, **2002**.
- [58] **König G., Holschemacher K., Dehn F.**, *Faserbeton*, Bauwerk Verlag, Berlin, **2002**.
- [59] **König G., Holschemacher K., Dehn F.**, *Ultrahochfester Beton*, Bauwerk Verlag, Berlin, **2003**.
- [60] **Kützing L.**, *Bruchmechanische Ansatz zur Tragfähigkeitsanalyse von Stahlfaserbeton*, Beton- und Stahlbetonbau, 97, pp. 140-146, **2002**.
- [61] **Leonhardt F.**, *Vorlesung über Massivbau*, 1. – 6. Teil, Springer Verlag, **1973**.
- [62] **Leung C.K.Y., and Li V.C.**, *Effect of Fibre Inclination on Crack Bridging Stress in Brittle Fibre Reinforced Brittle Matrix Composites*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 40, No. 6, pp. 1333-1362, **1992**.
- [63] **Leutbecher T., Fehling E.**, *Structural Behaviour of UHPC under Tensile Stress and Biaxial Loading*, International Symposium on UHPC, pp. 435-448, Kassel, **2004**.
- [64] **Li, V.C.**, *From Micromechanics to Structural Engineering – The Design of Cementitious Composites for Civil Engineering Applications*, Journal of Structural Mechanics and Earthquake Engineering, JSCE, Vol. 10, No. 2, pp. 37-48, **1993**.
- [65] **Li V.C.**, *On Engineering Cementitious Composites (ECC) – A Review of the Material and its Applications*, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol.1, No.3, pp. 215-230, **2003**.
- [66] **Li V.C., Fischer G.**, *Reinforced ECC – An Evolution from Materials to Structures*, Proceedings of the 1st fib congress - Concrete Structures in the 21st Century, pp. 105 -122, Osaka, **2002**.
- [67] **Li V.C., Mihashi H., Wu H.C., Alwan J., Brincker R., Horii H., Leung C., Maalej M., Sang H.**, *Micromechanical models of mechanical response of HPRCC*, Proceedings High Performance Fiber Reinforced Cement Composites 2. Edition, London, **1996**.
- [68] **Li. V.C., Stang H., Krenchel H.**, *Micromechanics of crack bridging in fiber-reinforced concrete*, Materials and Structures 26, pp. 486-494, **1993**.
- [69] **Ma J., Schneider H., Wu Z.**, *Bruchmechanische Kenngrößen von UHFB*, in Ultrahochfester Beton, Bauwerk Verlag, Berlin, **2003**.
- [70] **Maeder U., Lallemand – Gamboa I., Chaignon J., Lombard J.P.**, *CERACEM a new high performance concrete : characterization and applications*, International Symposium on UHPC, pp. 67 - 76, Kassel, **2004**.

- [71] **Markovic I., Walraven J.C., van Mier J.G.M.**, *Experimental Evaluation of Fibre Pullout from Plain and Fibre Reinforced Concrete*, Proceedings of the Forth International RILEM Workshop (HPFRCC4), PRO 30, pp. 419-436, Ann Arbor, **2003**.
- [72] **Markovic I., Walraven J.C., van Mier J.G.M.**, *Tensile Behaviour of High Performance Hybrid Fibre Concrete*, Proceedings 5th International Conference on Fracture of Concrete and Concrete Structures (FraMCoS 5), Vail, pp. 1113-1120, **2004**.
- [73] **Marti P., Alvarez M., Kaufmann W., Sigrist V.**, *Tension chord model for structural concrete*, Structural Engineering International, Vol. 8 n° 4, USA, **1998**.
- [74] **Marti P., Alvarez M., Kaufmann W., Sigrist V.**, *Tragverhalten von Stahlbeton*, IBK Spezialpublikation, 008, pp.50-53, Zürich, **1999**.
- [75] **Michels J., Wuest. J., Brühwiler E.**, *Comportement structural d'éléments tendu en béton fibré à ultra haute performance (BFUP) armé*, Projet de Master MCS – EPFL, p. 102, Lausanne, **2005**.
- [76] **Mörsch E.**, *Der Eisenbetonbau. Seine Theorie und Anwendung*, Band 1, 1. Hälfte, sechste Auflage, Verlag von Konrad Wittwer, Stuttgart, **1932**.
- [77] **Müller H.S., Mechtcherine V., Kesser-Kramer C.**, *Bruchmechanische Eigenschaften von hochfestem Beton*, Beton- und Stahlbetonbau 97, Heft 9, p.471 – 483, **2002**.
- [78] **Muttoni A.**, *Die Anwendbarkeit der Plastizitätstheorie in der Bemessung von Stahlbeton*, Dissertation, Institut für Baustatik und Konstruktion ETH Zürich, Zürich, **1990**.
- [79] **Muttoni A., Burdet O.**, *Conception et dimensionnement des éléments de structures, béton armé*, EPFL - IS-BETON, Polycopié cours 5ème semestre, Lausanne, Suisse, **2004**.
- [80] **Muttoni A., Schwartz J., Thürlimann B.**, *Bemessung von Betontragwerken mit Spannungsfeldern*, Birkhäuser, Design of Concrete Structures with Stress Fields, 145 pp, Basel, **1997**.
- [81] **Naaman A.E.**, *A Statistical Theory of Strength for Fibre Reinforced Concrete*, Dissertation, Massachusetts Institute of Technology, **1972**.
- [82] **Naaman A.E.**, *Stain hardening and deflection hardening fiber reinforced cement composites*, Proceedings of the Forth International RILEM Workshop (HPFRCC4), PRO 30, pp. 95-115, Ann Arbor, **2003**.
- [83] **Naaman A.E., Homrich J.R.**, *Tensile Stress-Strain Properties of SIFCON*, ACI Materials Journal, Vol. 86, No. 3, pp. 244-251, **1989**.
- [84] **Naaman A.E., Najm H.**, *Bond Slip Mechanisms of Steel Fibres in Concrete*, ACI Materials Journal, Vol. 88, No. 2, pp. 135-145, **1991**.
- [85] **Naaman A.E., Nammur G.G., Alwan J.M., Najm H.S.**, *Fibre Pull-out and Bond Slip. I Analytical Study*, Journal of Structural Engineering, Vol. 117, No. 9, pp. 2769-2790, **1991**.
- [86] **Naaman A.E., Nammur G.G., Alwan J.M., Najm H.S.**, *Fibre Pull-out and Bond Slip. II Experimental Validation*, Journal of Structural Engineering, Vol. 117, No. 9, pp. 2791-2800, **1991**.

- [87] **Naaman A.E., Reinhardt H.W.**, *Characterization of high performance fiber reinforced cement composites*, Proceedings High Performance Fiber Reinforced Cement Composites 2. Edition, London, **1996**.
- [88] **Naaman A.E., Reinhardt H.W.**, *High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC4)*, Proceedings of the Forth International RILEM Workshop, PRO 30, Ann Arbor, **2003**.
- [89] **Orange G., Dugat J., Acker P.**, *DUCTAL: New Ultra High Performance Concretes. Damage, Resistance and Micromechanical Analysis*, BEFIB 2000, Fifth RILEM Symposium on Fiber-Reinforced Concretes (FRC), Ed. by P. Rossi and G. Chanvillard, pp 781-790, Lyon, **2000**.
- [90] **Petersson P.E.**, *Fracture Mechanical Calculations and Tests for Fibre-Reinforced Cementitious Materials*, Proceedings Advances in Cement Matrix Composites, Mat. Res. Soc., Annual Meeting, pp. 95-106, Boston, **1980**.
- [91] **Pfyl T.**, *Tragverhalten von Stahlfaserbeton*, IBK-Bericht 279, Dissertation, Zürich, **2003**.
- [92] **Redaelli D., Jungwirth J., Muttoni A.**, *Essais de tractions directe sur des éléments de structure en BFUHP armés*, EPFL, IS-BETON Bericht 00.02.R9, Lausanne, **in Vorbereitung (2006)**.
- [93] **Rehm G.**, *Über die Grundlagen des Verbundes zwischen Stahl und Beton*, DAfStB Heft 138, Berlin, **1961**.
- [94] **Richard P., Cheyrezy M.**, *Les bétons de poudres réactives*, Annales de L'I.T.B.T.P, No. 532, pp 85-102, Paris, **1995**.
- [95] **Richard P., Cheyrezy M.**, *Composition of Reactive Powder Concretes*, Cement and Concrete Research, Vol. 25, no. 7, pp 1501-1511, USA, **1995**.
- [96] **RILEM**, *RILEM TC 162-TDF: Test and Design Methods for Steel Fibre Reinforced Concrete*, Materials and Structures, Vol. 35, pp 262-278, June, **2002**.
- [97] **RILEM**, *High Performance Fibre Reinforced Cementitious Composites*, Technical Committees HFC, vor. **2006**.
- [98] **Rossi P.**, *Les bétons de fibres métalliques*, Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, p. 309, Paris, **1998**.
- [99] **Rossi P.**, *Ultra-high performance fibre reinforced concretes (UHPFRC): an overview*, BEFIB'2000, Proceedings of the Fifth International RILEM Symposium on Fibre-Reinforced Concretes (FRC), Ed. by P. Rossi and G.Chanvillard, pp 87-100, Lyon, **2000**.
- [100] **Rossi P.**, *Connaissances de base sur les BFM*, Laboratoire central de Ponts et Chaussées, Paris, **2001**.
- [101] **Rossi P.**, *Development of new cement composite material for construction*, Innovations and Developments In Concrete Materials And Construction, Proceedings of the International Conference, University of Dundee, Ed. by R. K. Dhir, P. C.Hewlett, L. J. Csetenyi, pp 17-29, Dundee, Scotland, September, **2002**.
- [102] **Rossi P., Acker P., Malier Y.**, *Effect of steel fibres at two different stages: the material and the structure*, Materials and Structures, Vol. 20, pp 436-439, **1987**.
- [103] **Rüsch H.**, *Stahlbeton – Spannbeton, die Grundlagen des bewehrten Betons*, Band 1, Werner – Verlag, Düsseldorf, **1976**.

- [104] **Russell H.G.**, *Seventh International Symposium on the Utilization of High-Strength/ High-Performance Concrete*, American Concrete Institute, Michigan, **2005**.
- [105] **Schmidt M., Fehling E.**, *Ultra-Hochfester Beton - Planung und Bau der ersten Brücke mit UHPC in Europa*, Tagungsbeiträge zu den 3. Kassler Baustoff- und Massivbautagen, p. 118, Kassel, **2003**.
- [106] **Schmidt M., Fehling E.**, *Entwicklung, Dauerhaftigkeit und Berechnung - Ultrahochfester Beton (UHPC)*, Forschungsbericht DFG FE 497/1-1, Schriftreihe Baustoff- und Massivbau, Band 1, p. 132, Kassel, **2005**.
- [107] **Schmidt M., Fehling E., Geisenhanslüke C.**, *Ultra High Performance Concrete (UHPC)*, International Symposium on Ultra High Performance Concrete, Kassel, **2004**.
- [108] **Schneider U., Horvath J., König G., Dehn F.**, *Materialverhalten von ultrahochfesten Betonen (UHPC)*, Beton- und Stahlbetonbau, Vol. 96, No. 7, pp 468-477, Germany, July, **2001**.
- [109] **SETRA, AFGC**, *Béton fibrés à ultra - hautes performances*, recommandations provisoires, p. 152, Frankreich, **2002**.
- [110] **Shah S.P., Swartz S.E., Ouyang C.**, *Fracture Mechanics of Concrete*, John Wiley & Sons, **1995**.
- [111] **Sigrist V.**, *Zum Verformungsvermögen von Stahlbetonträgern*, Dissertation, Zürich, **1995**.
- [112] **Stirnemann D., Jungwirth J., Muttoni A.**, *Versuche an Stützen aus ultra hochfestem Beton*, IS-BETON Bericht 00.02.R5, p. 100, Lausanne, **2004**.
- [113] **SN EN 260: 2003**, *Grundlagen der Projektierung von Tragwerken*, Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, SIA 260, p. 44, Zürich, **2003**.
- [114] **SN EN 261: 2003**, *Einwirkungen auf Tragwerke*, Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, SIA 261, p.114, Zürich, **2003**.
- [115] **SN EN 262: 2003**, *Betonbauten*, Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, SIA 262, p. 90, Zürich, **2003**.
- [116] **SN EN 262/1: 2003**, *Betonbau - Ergänzende Festlegungen*, Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, SIA 261/1, Zürich, **2003**.
- [117] **SIA 162/6: 1999**, *Stahlfaserbeton*, Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, SIA 162/6, Zürich, **1999**.
- [118] **Tailhan J-L., Rossi P., Parant É., Clément J.-L., Arca A.**, *Comportement en traction uni-axial d'un composite cimentaire à écrouissage positif à partir d'une approche inverse, Caractérisation du comportement en traction uniaxiale*, Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées, LCPC, No. 248, pp 35-48, Paris, **2003**.
- [119] **Tanaka Y., Musya H., Shimoyama Y., Kobayashi T.**, *Application technology of UHSFRC for a 50m span 'Sakata Mirai Footbridge'*, in: 28th Conference on Our World in Concrete & Structures, Singapore, **2003**.
- [120] **Thibaux T., Tanner J.A.**, *Constructions des premières ponts français en béton fibré à ultra haute performance*, Proceedings of the 1st fib congress - Concrete Structures in the 21st Century, pp. 139 -144, Osaka, **2002**.
- [121] **Ulaga T.**, *Betonbauteile mit Stab- und Lamellenbewehrung: Verbund- und Zuggliedmodellierung*, Dissertation, Zürich, **2003**.

- [122] **Van Mier J.G.M.**, *Cementitious composites with high tensile strength and ductility through hybrid fibres*, 6th RILEM Symposium on fibre reinforced concrete (FRC), BEFIB 2004, Varena, **2004**.
- [123] **Voo J.Y.L., Foster S.J.**, *Variable engagement model for fiber reinforced concrete in tension*, Australia, **2003**.
- [124] **Weibull W.**, *A survey of statistical effects in the field of material failure*. Journal of applied mechanics, **1952**.

Anhänge

Anhang A:

Parameterstudie zur Klassifizierung und Abgrenzung der Regime bewehrter UHLFB-Zugelemente

Anhang B:

Tragverhalten typischer Zuggliedkonfigurationen

Anhang C:

Rechenmodell des Zugtragverhaltens von Bauteilen aus UHLFB – Dokumentation des Zugmodells

Anhang D:

Versuche zum Tragverhalten von ultra hochfestem Beton – Zusammenfassung

Anhang A

Parameterstudie zur Klassifizierung und Abgrenzung der Regime bewehrter UHLFB-Zuelemente

Dieser Anhang beinhaltet die Ergebnisse der Parameterstudie zur Klassifizierung und Abgrenzung der Regime bewehrten UHLFB-Zuelementen.

Für die Modellierung wurden folgende Eingangsparameter verwendet:

- Abmessungen des Zuelements: $l_{elmt} = 1000$ mm, $A_{elmt} = 160 \times 160$ mm²
- Stahlkennwerte: $E_s = 205$ GPa, $\varepsilon_t = 80$ ‰, $\varepsilon_h = 25$ ‰
- Kennwerte des UHLFB: $f_{ct,m} = 8.9$ MPa, $f_{ct} = 9.7$ MPa, $E_c = 60$ GPa, $\varepsilon_{ct} = 2.5$ ‰, $l_f = 20$ mm, hyperbolischer Entfestungsverlauf.

Die Stahlkonfiguration sind in Tabelle A 1 dargestellt. Die Modellierung wurde für Stähle mit und ohne Fließplateau wie auch für ein bi-lineares Stahlmodell durchgeführt. Hierbei ist anzumerken, dass die Kennwerte des Stahls teilweise nicht realistisch sind, da sie ausschliesslich in Hinblick auf eine klare Darstellung der verschiedenen Regime gewählt wurden:

Regim	Stahlkonfigurationen			
	n Stäbe	\varnothing Stäbe [mm]	f_y [MPa]	f_t [MPa]
1	6	16	650	750
2	4	16	650	750
3	2	16	650	750
4	6	16	400	610
5	4	16	400	610

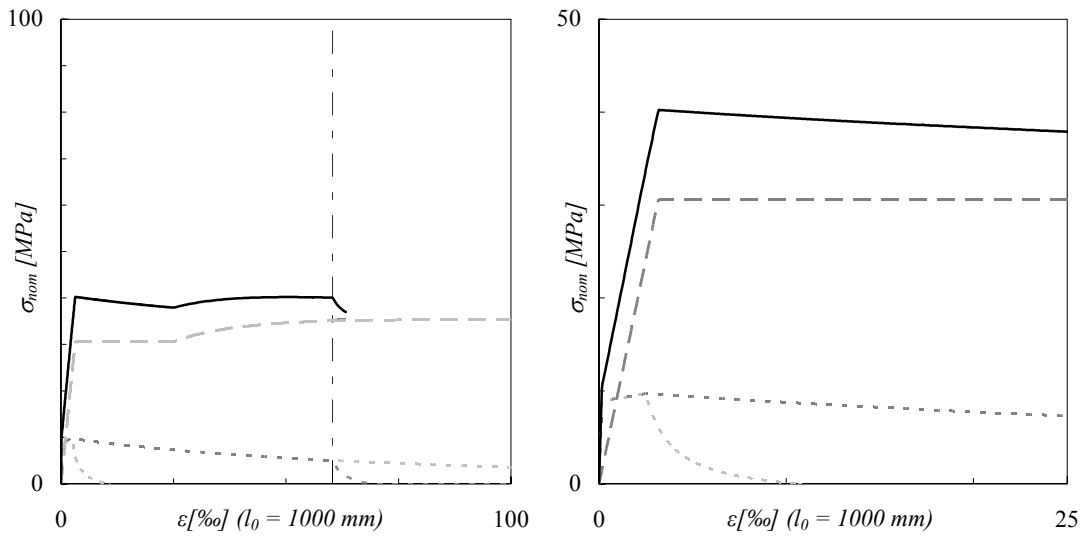
Tabelle A 1: Stahlkonfiguration für die verschiedenen Regime.

Zusammenfassend kann man feststellen, dass man für die zwei verschiedenen Stahltypen (mit und ohne Fließplateau) und das bi-lineare Stahlmodell zwischen je fünf verschiedenen Verlaufstypen des bewehrten UHLFB Zuelementes unterscheiden kann.

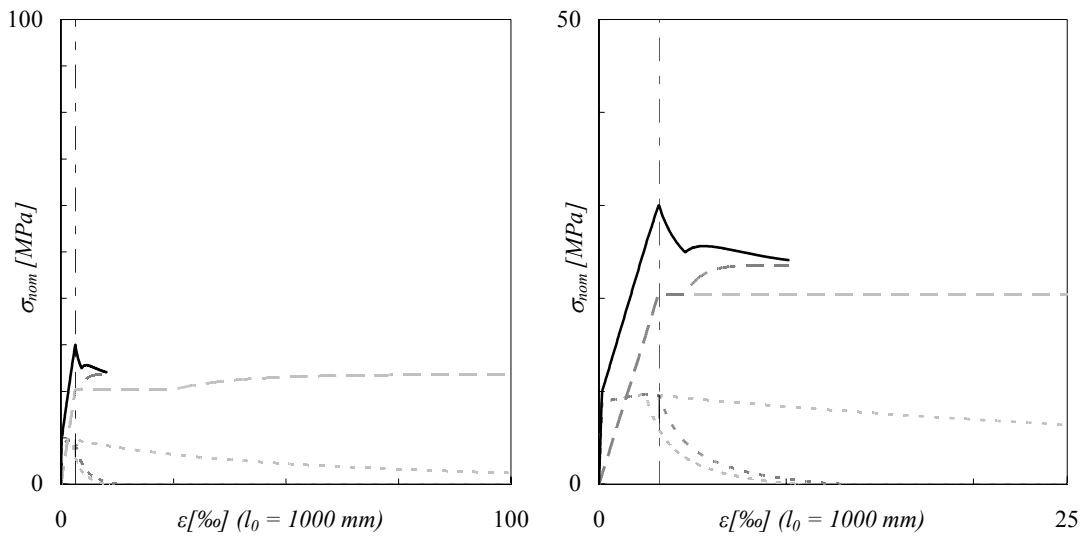
Regim	Charakteristiken		
	Zuerst ε_y oder ε_{ct}	schwach- bzw. unterbewehrt	Multi Makrorisse
1	ε_{ct}		ja
2	ε_{ct}	schwach bewehrt	ja
3	ε_{ct}	unterbewehrt	
4	ε_y		ja
5	ε_y	unterbewehrt	

Tabelle A 2: Charakteristiken der verschiedenen Regime.

Mit Fließplateau

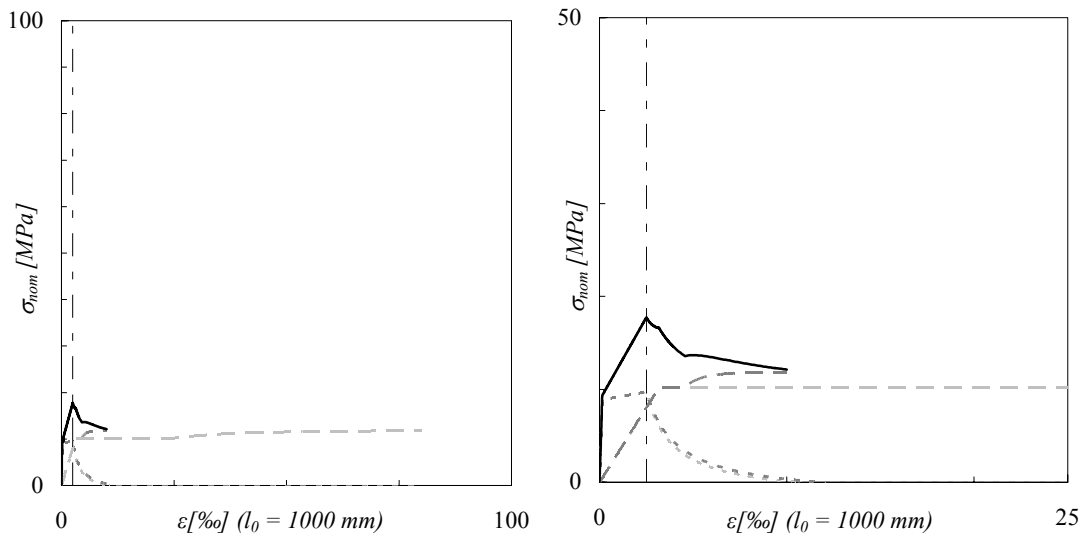


Regim 1: zunächst ε_{cb} , multi-Makrorissbildung, späte Lokalisierung

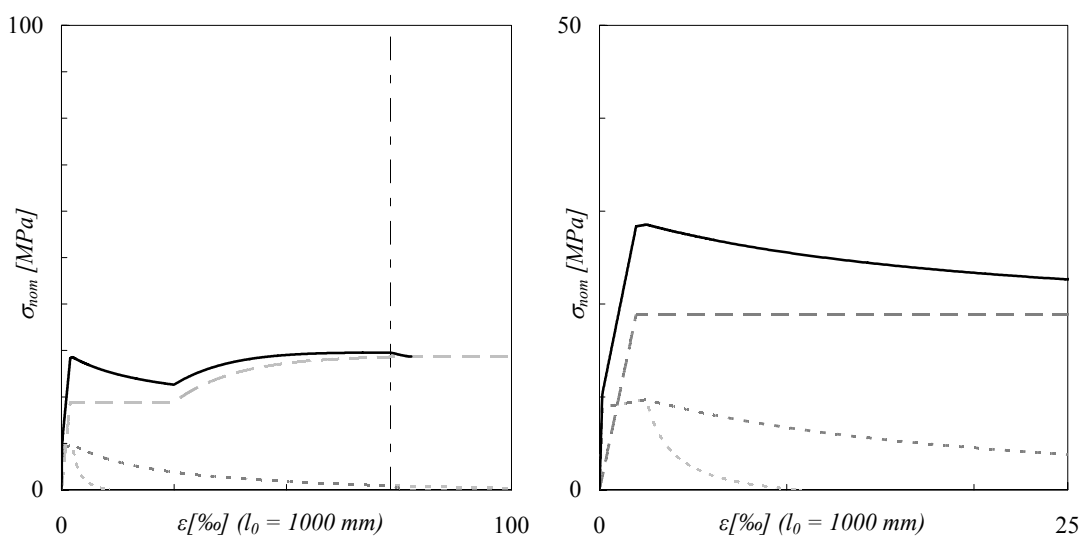


Regim 2: zunächst ε_{cb} , schwach bewehrt, multi-Makrorissbildung, mittelfrühe Lokalisierung

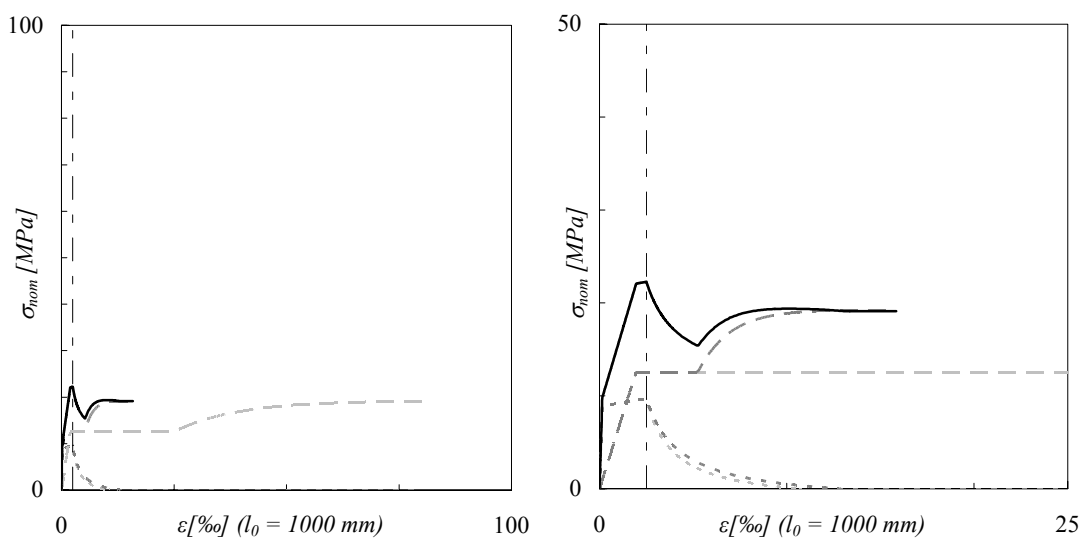
Parameterstudie zur Klassifizierung und Abgrenzung der Regime bewehrter UHLFB-Zuelemente



Regim 3: zunächst ε_{cb} , unterbewehrt, frühe Lokalisierung

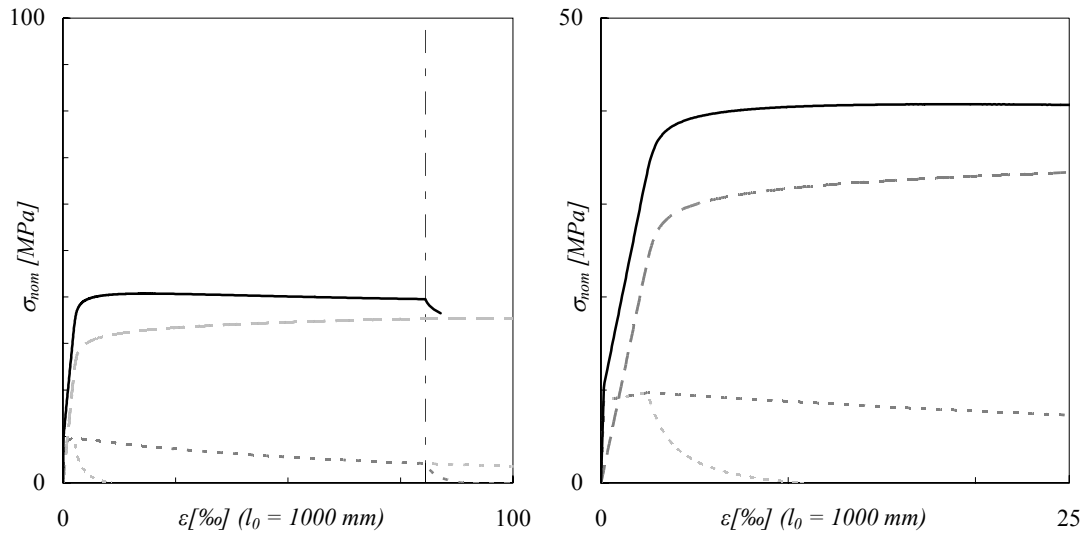


Regim 4: zunächst ε_y , multi-Makrorissbildung, späte Lokalisierung

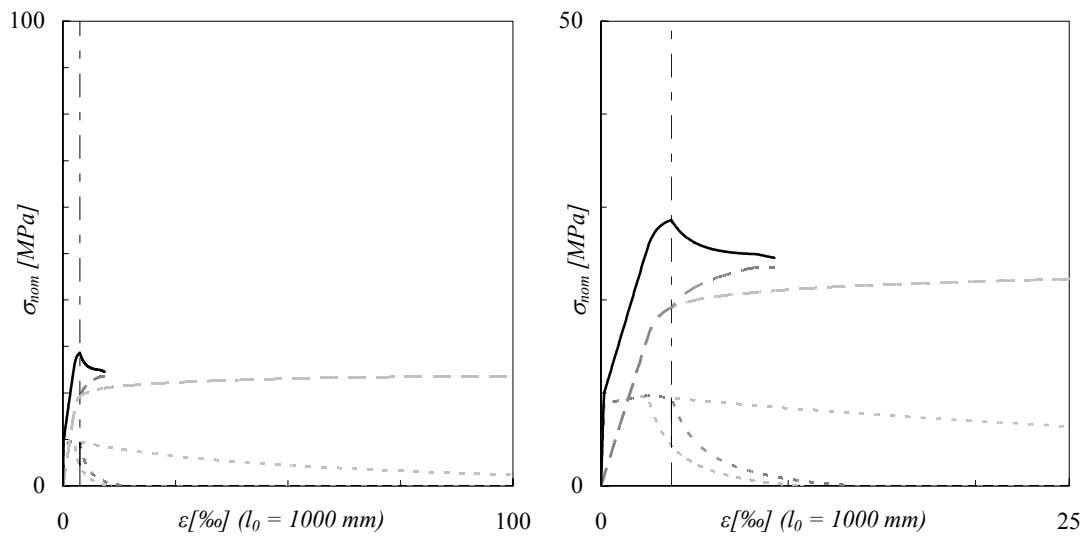


Regim 5: zunächst ε_y , unterbewehrt, frühe Lokalisierung

Ohne Fliesplateau

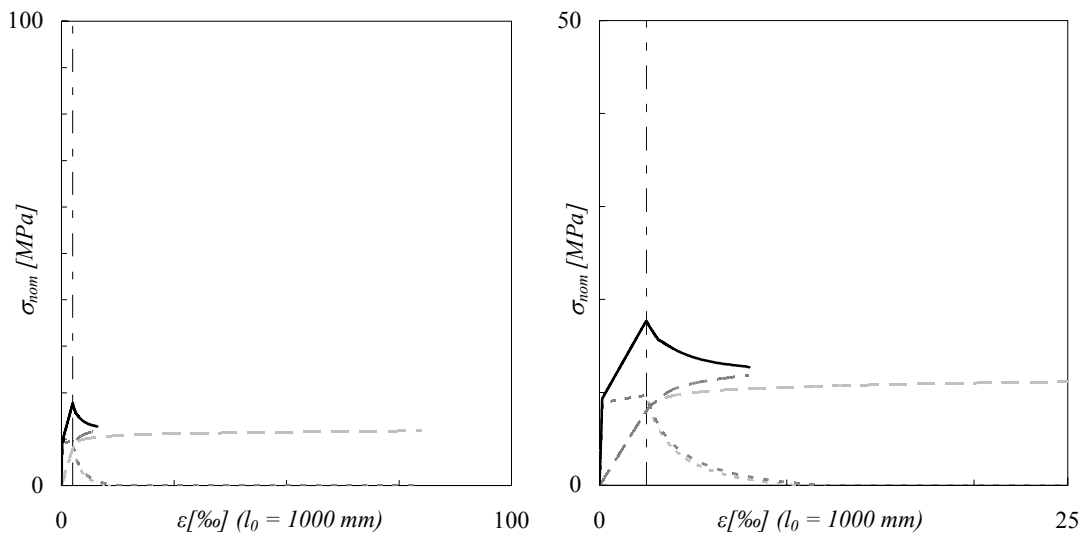


Regim 1: zunächst ϵ_{ct} , multi-Makrorissbildung, späte Lokalisierung

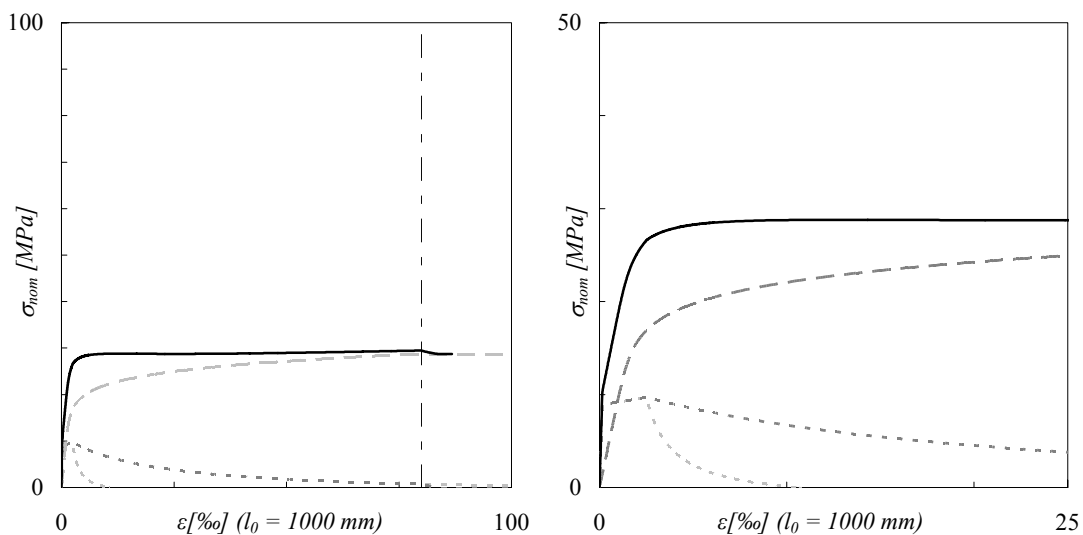


Regim 2: zunächst ϵ_{ct} , schwach bewehrt, multi-Makrorissbildung, mittelfrühe Lokalisierung

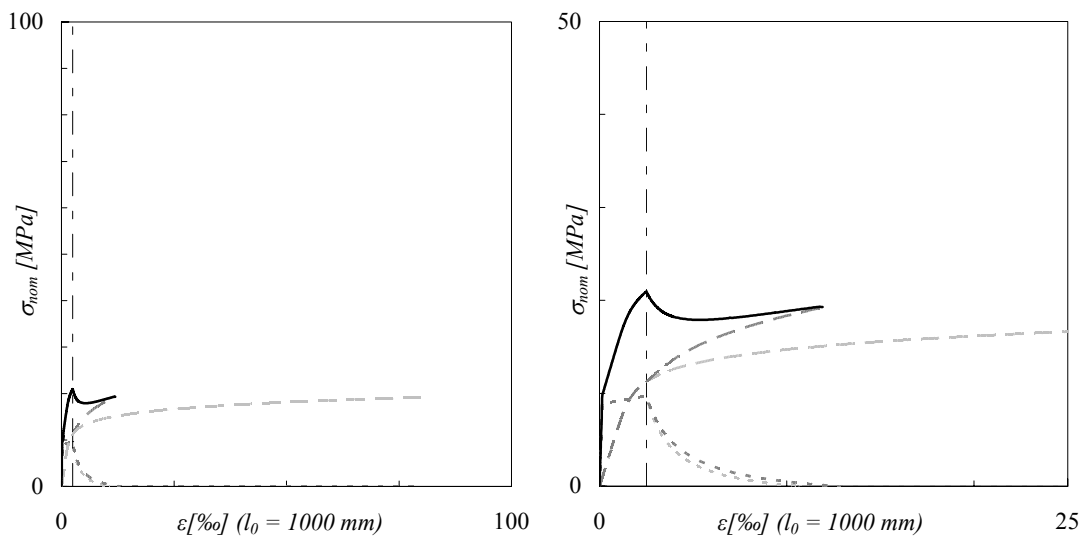
Parameterstudie zur Klassifizierung und Abgrenzung der Regime bewehrter UHLFB-Zuelemente



Regim 3: zunächst ε_{cb} , unterbewehrt, frühe Lokalisierung

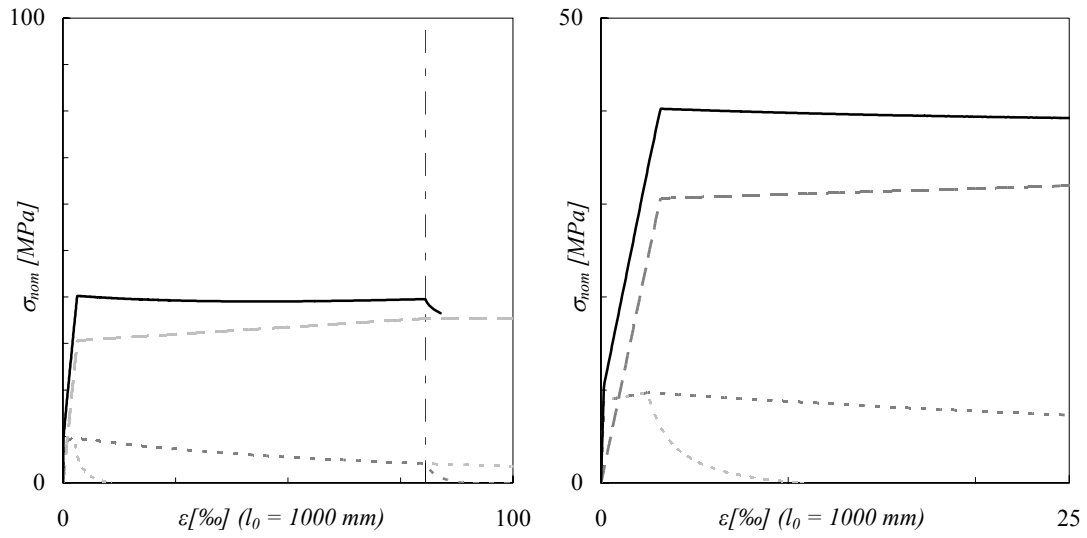


Regim 4: zunächst ε_y , multi-Makrorissbildung, späte Lokalisierung

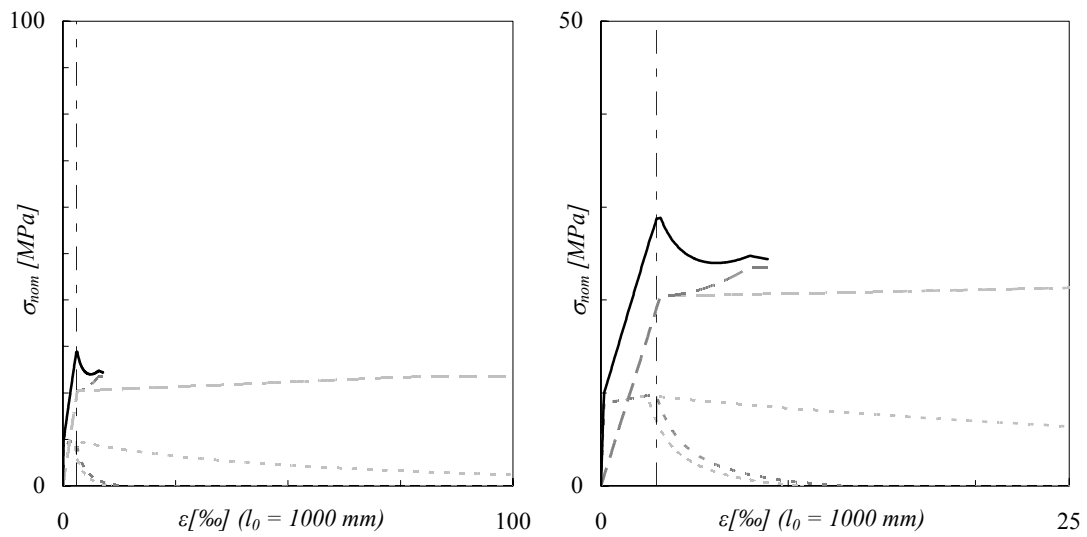


Regim 5: zunächst ε_y , unterbewehrt, frühe Lokalisierung

Bi-lineares Verhalten

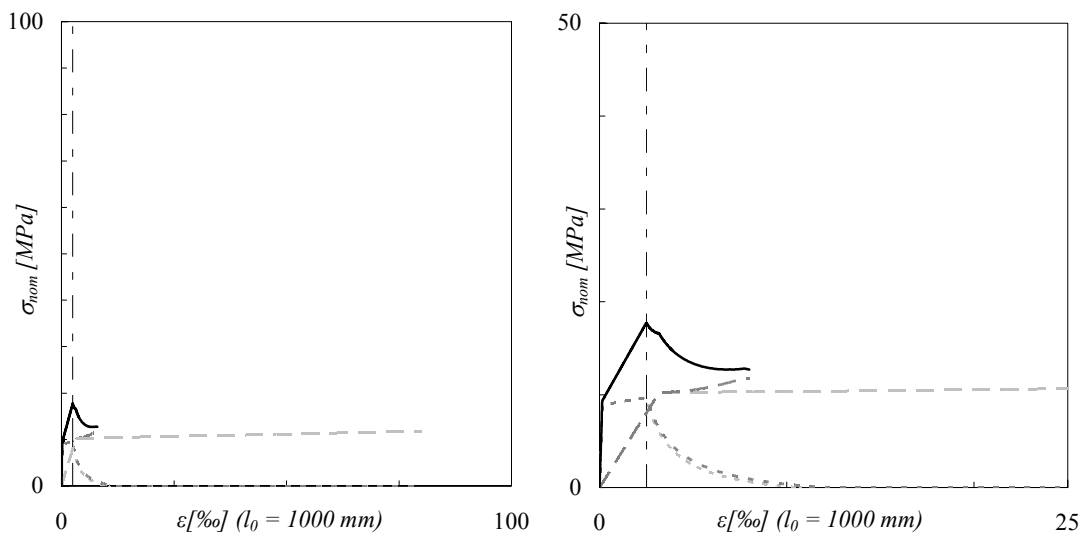


Regim 1: zunächst ϵ_{ct} , multi-Makrorissbildung, späte Lokalisierung

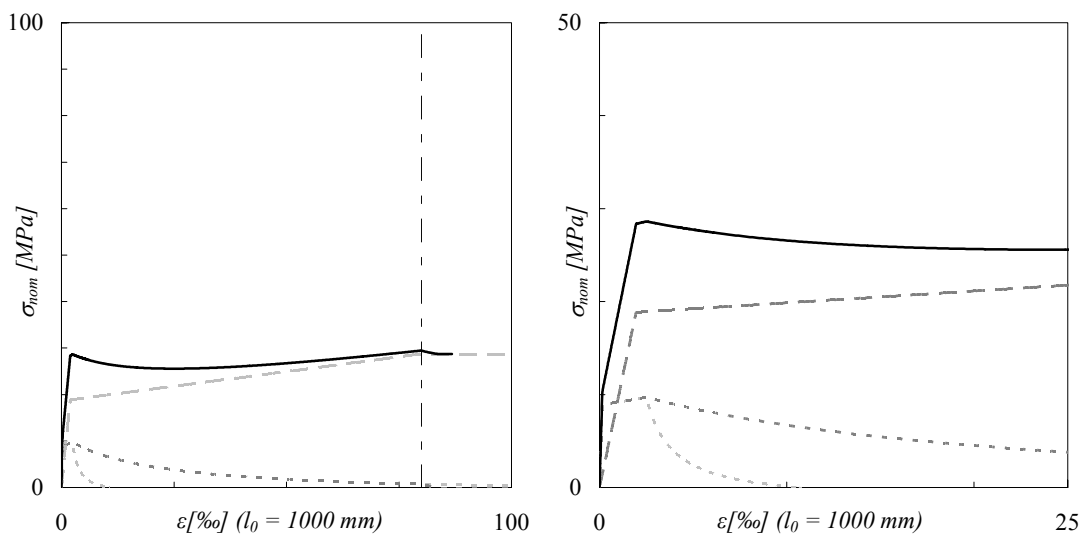


Regim 2: zunächst ϵ_{ct} , schwach bewehrt, multi-Makrorissbildung, mittelfrühe Lokalisierung

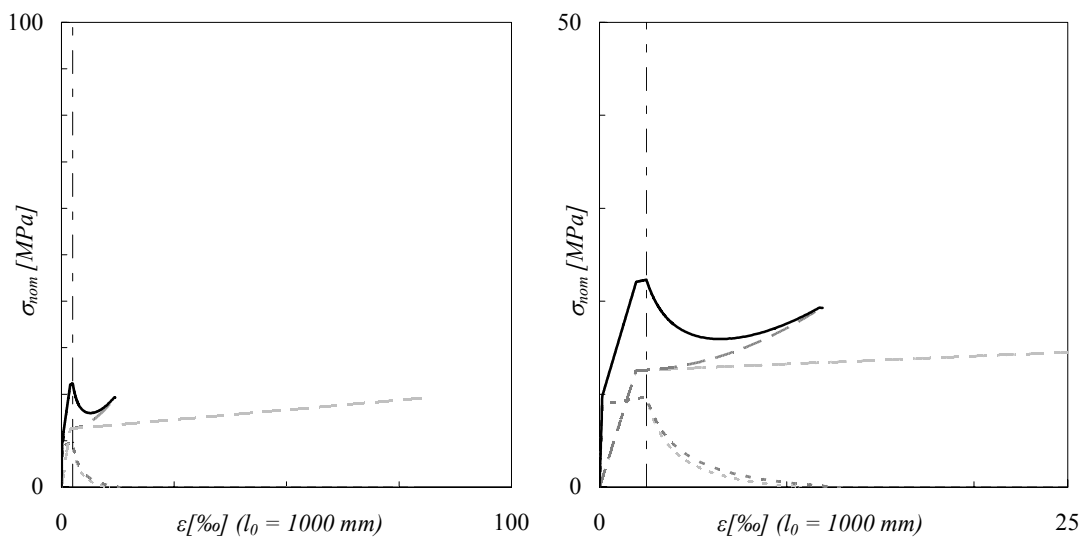
Parameterstudie zur Klassifizierung und Abgrenzung der Regime bewehrter UHLFB-Zuelemente



Regim 3: zunächst ε_{cb} , unterbewehrt, frühe Lokalisierung



Regim 4: zunächst ε_y , multi-Makrorissbildung, späte Lokalisierung



Regim 5: zunächst ε_y , unterbewehrt, frühe Lokalisierung

Anhang B

Tragverhalten typischer Zuggliedkonfigurationen

Um das typische Verhalten von konkreten Zugelementen zu untersuchen, werden einige Konfigurationen mit typischen heute auf dem Markt befindlichen Bewehrungs- und Spannstahltypen dargestellt. Hiermit wird die Eignung der marktüblichen Bewehrungselemente für den Einsatz mit UHLFB untersucht. Die Durchmesser und die Stabanzahl wurden gewählt um möglichst verschiedene der vorne beschriebenen Regime abzudecken. Diese Betrachtungen dienen unter anderem als Grundlage für eine weitere Versuchsserie mit bewehrten Zugelementen aus UHLFB.

Für die Modellierung wurden folgende Eingangsparameter verwendet:

- Abmessungen des Zugelements: $l_{elmt} = 1000$ mm, $A_{elmt} = 160 \times 160$ mm²
- Kennwerte des UHLFB: $f_{ct,m} = 8.9$ MPa, $f_{ct} = 9.7$ MPa, $E_c = 60$ GPa, $\varepsilon_{ct} = 2.5$ ‰, $l_f = 20$ mm, hyperbolischer Entfestigungsverlauf.

Die Angaben der Stahlkennwerte sind jeweils Mittelwerte welche in eigenen Versuchsreihen sowie in Versuchsreihen des Herstellers ermittelt wurden (Tabelle A 3).

Konfiguration	Konfiguration						
	Stahl	n Stäbe	\varnothing Stäbe [mm]	ρ [%]	$f_y; f_{0.2}$ [MPa]	f_t [MPa]	ε_h [‰]
1	TOPAR S	4	16	3.1	525	610	100
2	TOPAR S	4	20	4.9	525	610	100
3	TOPAR R	4	16	3.1	545	595	65
4	TOP 12	4	20	4.9	580	765	65
5	SAS 670	4	20	4.9	690	815	60
6	TOP700	4	20	4.9	725	820	70
7	Dywidag	4	20	4.9	1000	1200	60
8	Draht Köln	10	7	1.5	1635	1745	40
9	Draht Köln	20	7	3	1635	1745	40
10	T15	4	15.7	2.3	1725	1872	55

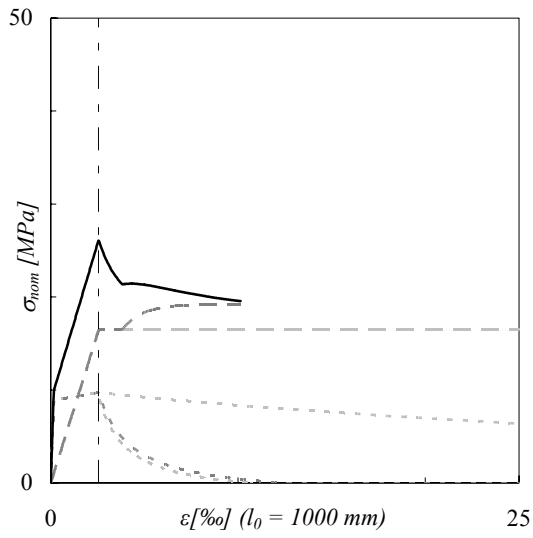
Tabelle A 3: Bewehrungskonfigurationen für die Parameterstudie konkreter Bewehrungssysteme.

Bei den verschiedenen Konfigurationen treten folgende Charakteristiken auf:

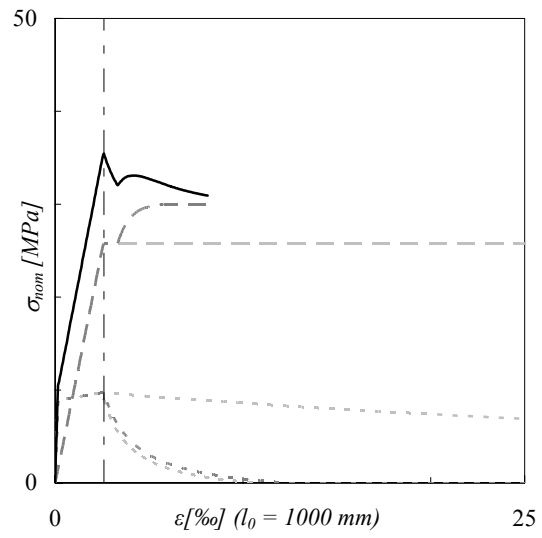
Konfiguration	Charakteristiken			
	Regim	Zuerst ε_y oder ε_{ct}	unterbewehrt	Multi Makrorisse
1	2	ε_{ct}	Ja	Ja
2	2	ε_{ct}	Ja	Ja
3	2	ε_{ct}	Ja	Ja
4	1	ε_{ct}		Ja
5	1	ε_{ct}		Ja
6	2	ε_{ct}	Ja	Ja
7	1	ε_{ct}		Ja
8	2	ε_{ct}	Ja	Ja
9	1	ε_{ct}		Ja
10	1	ε_{ct}		Ja

Tabelle A 4: Charakteristiken der verschiedenen Bewehrungskonfigurationen.

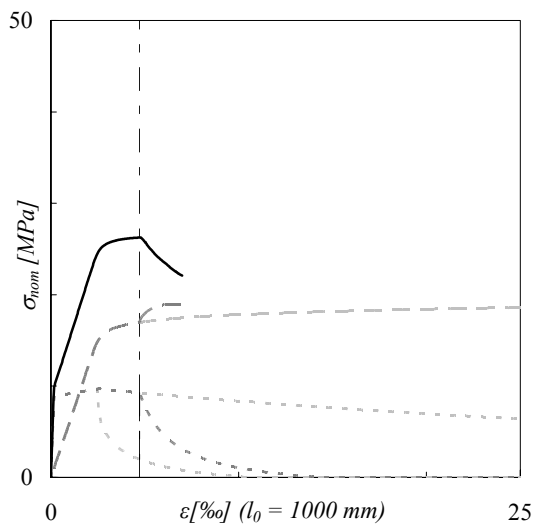
Baustahl



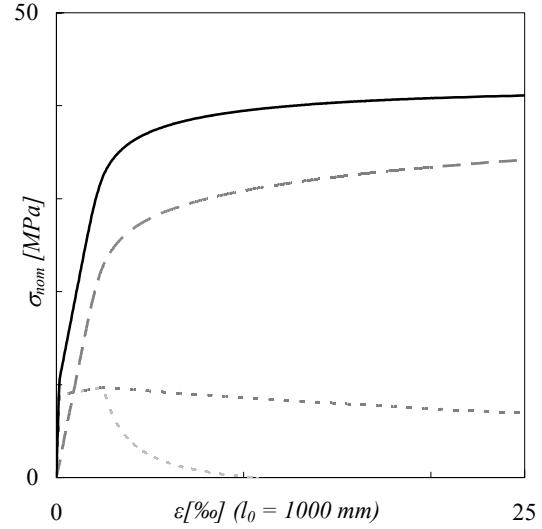
Konfiguration 1: Topar S 4Ø16, $\rho = 3.1\%$



Konfiguration 2: Topar S 4Ø20, $\rho = 4.9\%$

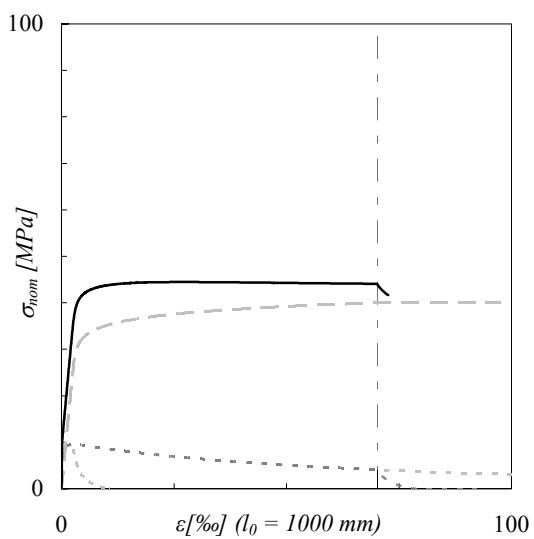


Konfiguration 3: Topar R 4Ø16, $\rho = 3.1\%$

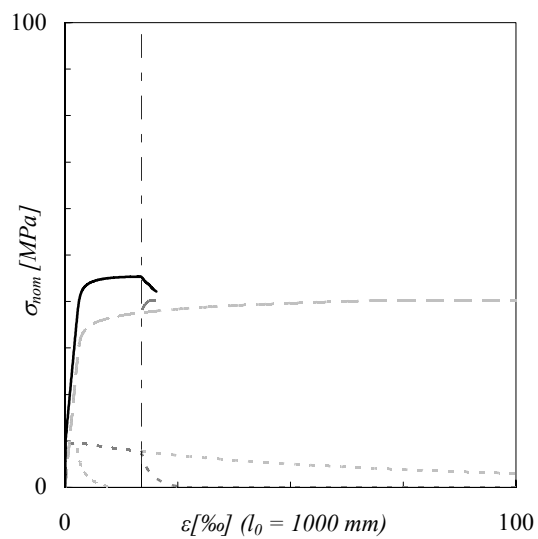


Konfiguration 4: Top 12 4Ø20; $\rho = 4.9\%$

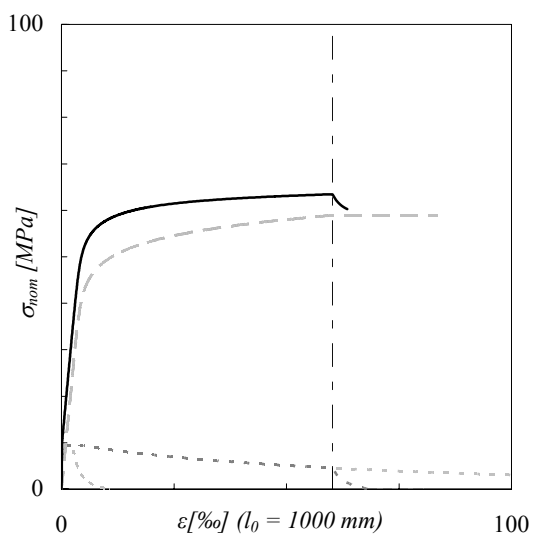
Hochfester-Stahl



Konfiguration 5: SAS 670 4Ø20; $\rho = 4.9\%$

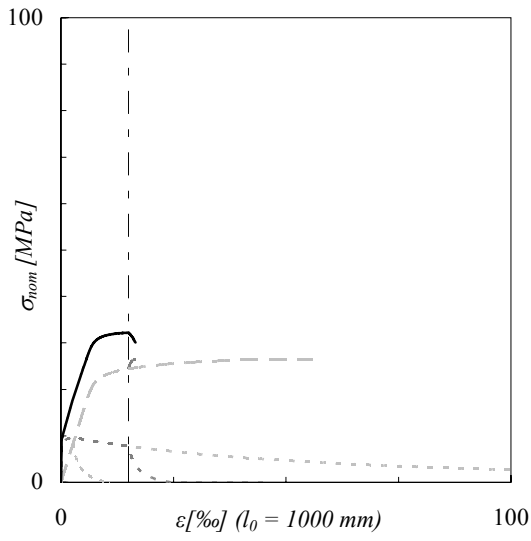


Konfiguration 6: TOP 700 4Ø20; $\rho = 4.9\%$

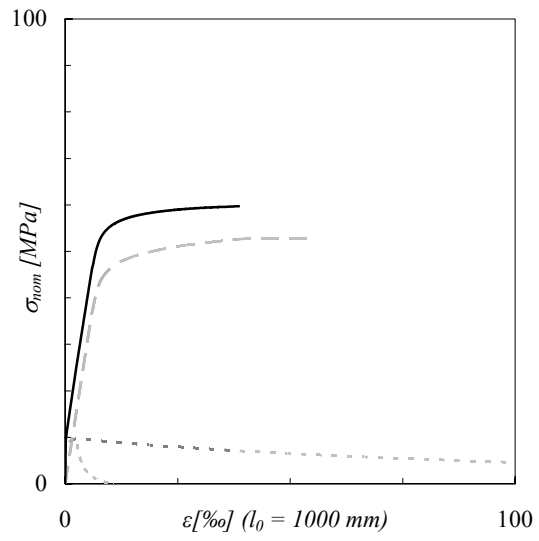


Konfiguration 7: Dywidag 4Ø20; $\rho = 4.9\%$

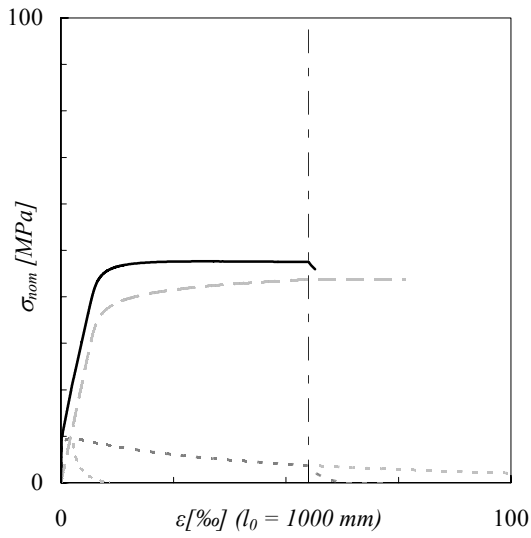
Spanndraht und -Litze



Konfiguration 8: Draht 10Ø7; $\rho = 1.5\%$



Konfiguration 9: Draht 20Ø7; $\rho = 3\%$



Konfiguration 10: Spannlitze T15 (0.6''); $\rho = 2.3\%$

Anhang C

Rechenmodell des Zugtragverhaltens von Bauteilen aus UHLFB – Dokumentation

Der Bericht zur Dokumentation des Zugmodells

Jungwirth J., Muttoni A., *Rechenmodell des Zugtragverhaltens von Bauteilen aus UHLFB - Dokumentation des Zugmodells*, IS-BETON Bericht 00.02.R7, p. 54, Lausanne, **2005**.

wird im folgenden Anhang verkürzt wiedergegeben.

Berechnungsschema

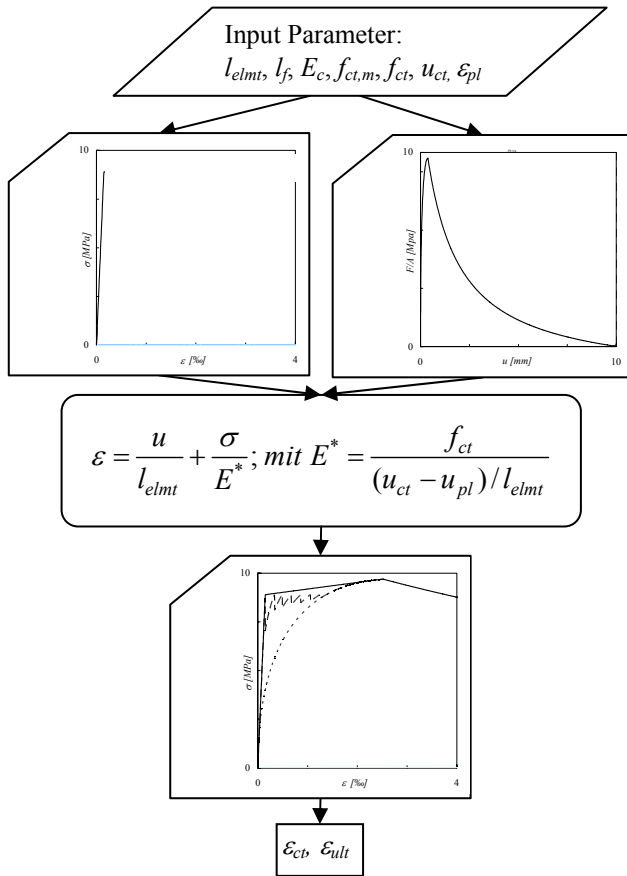
Dieser kurze Bericht dient als Dokumentation des in Tabellenkalkulationsprogramm Excel implementierten Modells zur Berechnung der Spannungs-Dehnungskurve eines bewehrten Zugelementes aus UHLFB. Die Berechnung findet in einzelnen Etappen statt, welche hier in verschiedenen Modulen wiedergegeben werden.

Modul: Zwang (nur in Version mit Prozessor ‚Zwang‘)

Mit diesem nachträglich eingefügten Modul können interne Zwängungen zwischen Bewehrungselement und UHLFB durch Vorspannung, Schwinden und Kriechen berücksichtigt werden. Hierfür wird nach Eingabe der Zwangsdehnung ($\Delta\varepsilon_{cs}$ Schwinden, $\Delta\varepsilon_p$ Vorspannung und $\Delta\varepsilon_{cc}$ Kriechen) auf im Modul Verknüpfung eine Vorverformung der Materialkurven erzeugt. Es werden die Verformungen $\Delta\varepsilon_p$, $\Delta\varepsilon_{cs}$, $\Delta\varepsilon_{cc}$ des Gesamtelements und die sich in den beiden Materialien ergebenden Dehnungsänderungen $\Delta\varepsilon_p$, $\Delta\varepsilon_s$ und Spannungen $\Delta\sigma_p$, $\Delta\sigma_s$ ermittelt.

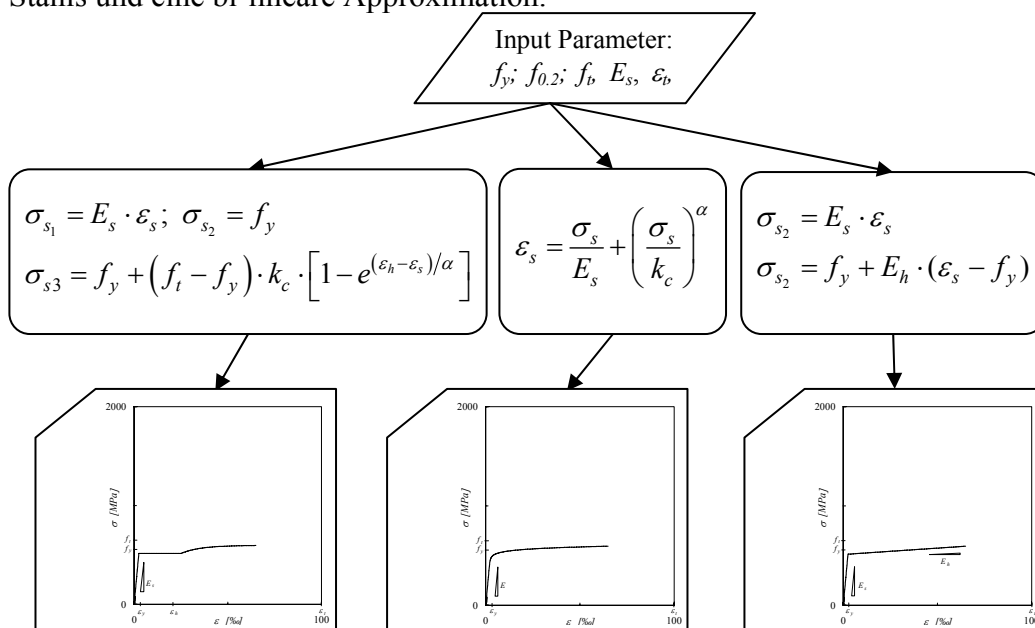
Achtung: Die Lokalisierung kann nur ohne Berücksichtigung von internen Zwängungen automatisch ermittelt werden. Bei Berücksichtigung von Zwängungen ist die Lokalisierung von Hand zu ermitteln und einzugeben.

Modul: Überlagerung von Einzelrisen unbewehrtes Element



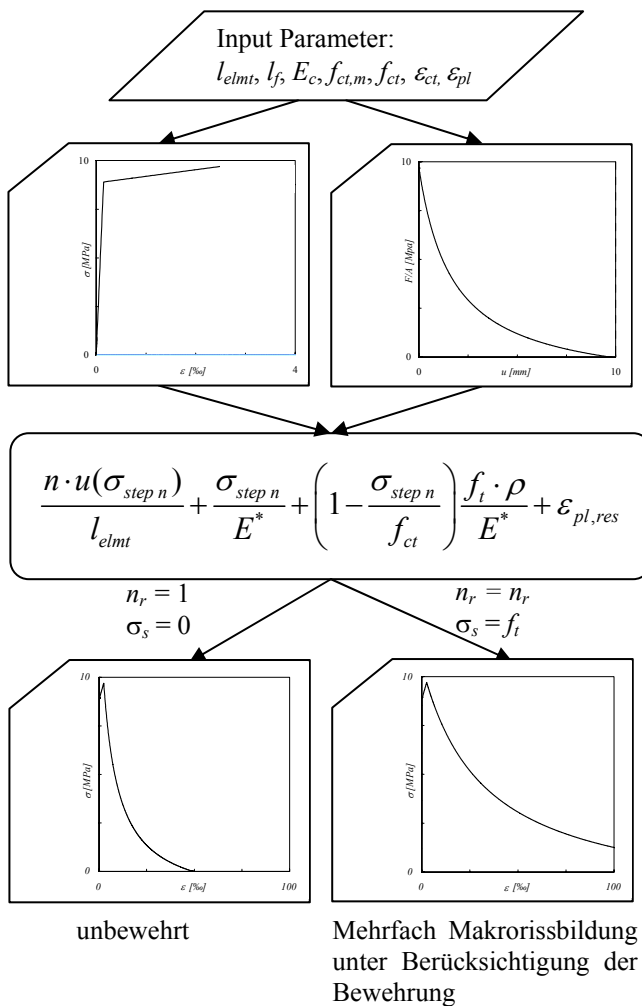
Modul: Stahl

Es wurden drei verschiedene Materialmodelle zur Modellierung des Stahlverhaltens implementiert. Ein Modell eines Stahls mit Fliesplateau, eins eines kaltverformten Stahls und eine bi-lineare Approximation.

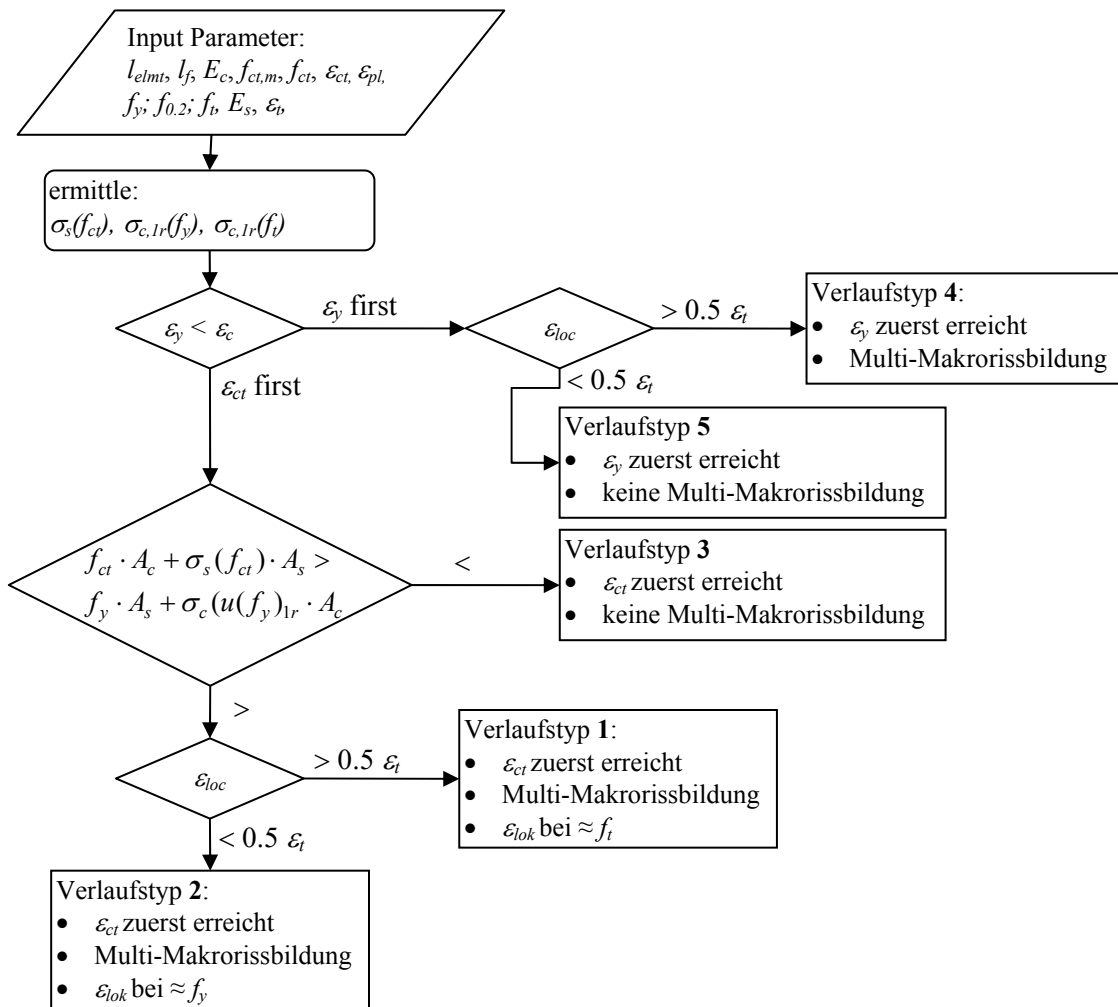


Modul: UHLFB inkl. snap-backs (unbewehrtes Element)

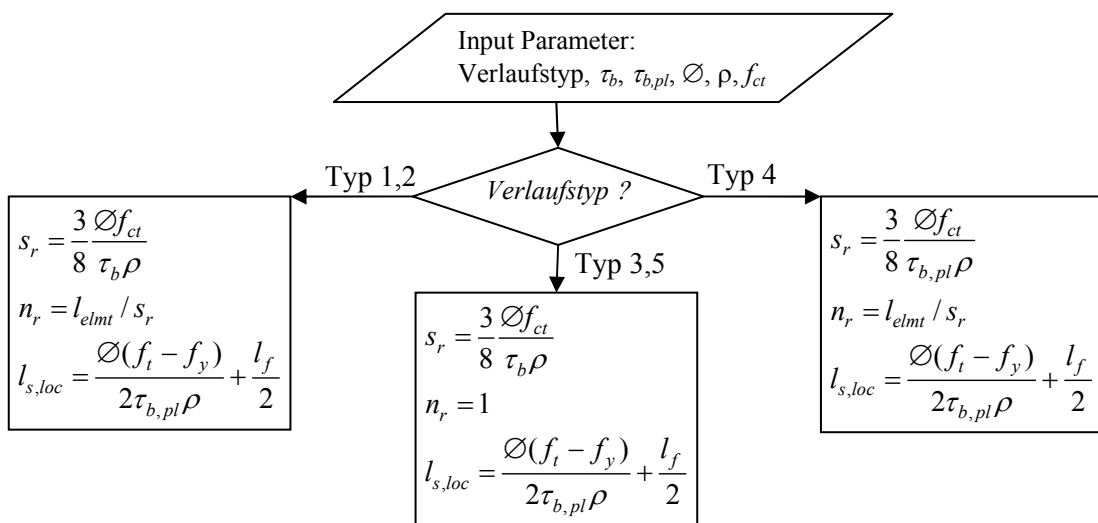
Wird die Faserwirkung der rissüberbrückenden Fasern überschritten, kommt es gewöhnlich zur Lokalisierung der Verformung auf einen Riss mit einer Entlastung des restlichen Elements (Kurve $n_r = 1$). Um den Effekt des Snap-back darstellen zu können, wird der Verlauf für den Bereich der Rissöffnung zunächst nach σ entwickelt und folgend nach ε umgewandelt. Durch den Bewehrungsstahl kann sich, bei entsprechenden Stahlfestigkeiten und Bewehrungsgrad, eine weitere Erhöhung der Belastung ergeben. Es erfolgt eine multiple Makrorissbildung ohne vollständige Entlastung des restlichen Zügelements (Kurve $n_r = n$). Kommt es zu keiner multiplen Makrorissbildung wird direkt die Kurve für einen Riss mit Berücksichtigung der Stahlspannung ermittelt.



Modul: Analyse Versagenskurve



Modul: Rissbildung und Verbund



Modul: Verknüpfung

Im Modul Verknüpfung werden die verschiedenen Materialkurven in kleinen Dehnungsinkrementen schrittweise zusammengeführt. Hierfür wird in einer ersten Schleife das Lokalisierungskriterium und in einer zweiten Schleife das Kurvenende ermittelt. Bis zur Lokalisierung ergibt sich der Verlauf aus der Summe der Spannungen der beiden Materialien, wobei eine multiple Makrorissbildung aufgrund des Stahls angenommen wird.

Zur Ermittlung der Lokalisierung wird schrittweise überprüft, ab wann von einem Rechenschritt zum nächsten die Spannung abnimmt. Hierbei wird jeweils aus den vorhergehenden Rechenschritt, entsprechend des gewählten Materialmodells, die Spannung für den lokalisierten Folgeschritt berechnet. Die Ermittlung der Spannungen bei lokalisierter Verformung wird weiter unten detailliert beschrieben. Kann hierbei die Spannung nicht erhöht werden und gibt es auch keinen späteren Rechenschritt, bei dem eine höhere Spannung erreicht wird, lokalisiert sich die Verformung.

Im lokalisierten Zustand erfolgt die Berechnung des Folgeschrittes mit Berücksichtigung der lokalisierten Verformung:

UHLFB: Aus der Materialkurve für n_r Risse wird durch Division durch die Rissanzahl n_r die Kurve für einen lokalisierten Riss ermittelt.

Stahl: Es ist zu unterscheiden zwischen dem Verhalten eines kaltverformten Stahls mit kontinuierlichem Spannungsanstieg und dem diskontinuierlichen Verhalten eines Stahls mit Fließplateau. Die reduzierte Verformungslänge des Stahl $l_{s,loc}$ ergibt sich bei Erreichen von f_t zu:

$$l_{s,loc} = \frac{\sigma(f_t - f_y)}{2\tau_{b,pl}\rho} + \frac{l_f}{2}$$

Bei kaltverformten Stählen sowie bei Verwendung eines bi-linearen Stahlmodells wird vereinfachend eine lineare Reduktion des verformten Bereiches von der gesamten Elementlänge bei ε_{lok} auf $l_{s,loc}$ bei Erreichen von ε_t angenommen.

Aufgrund der Diskontinuität von Stählen mit Fließplateau ergibt sich im Bereich des Plateaus eine sehr viel schnellere Lokalisierung der Verformung, weshalb hier direkt ab ε_y bzw. ε_{lok} eine Reduktion auf die Länge $l_{s,loc}$ angesetzt wird. => Erläuterung zum sukzessiven Fließen der einzelnen Schnitte im Bereich des Plateaus.

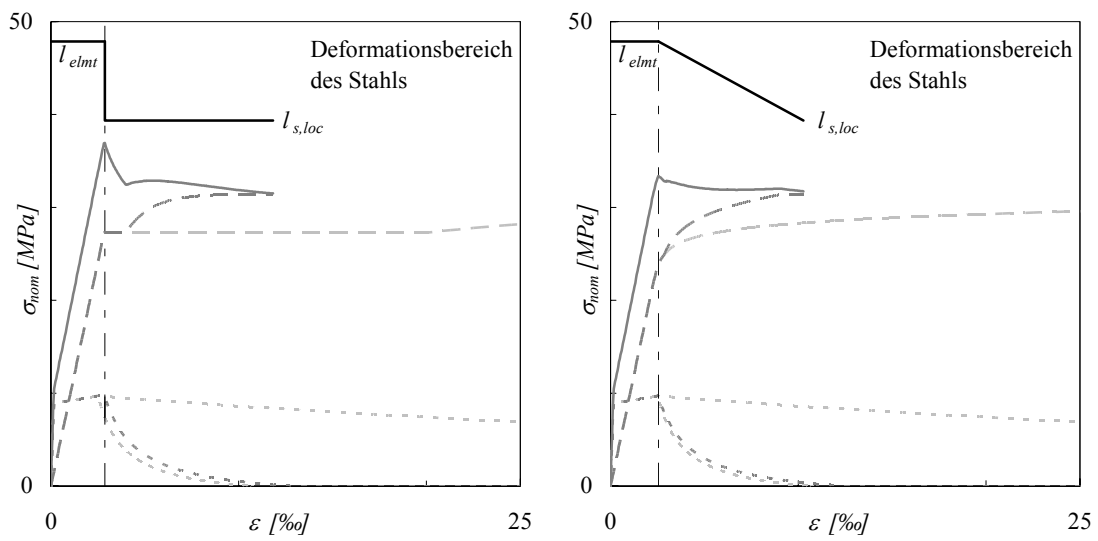
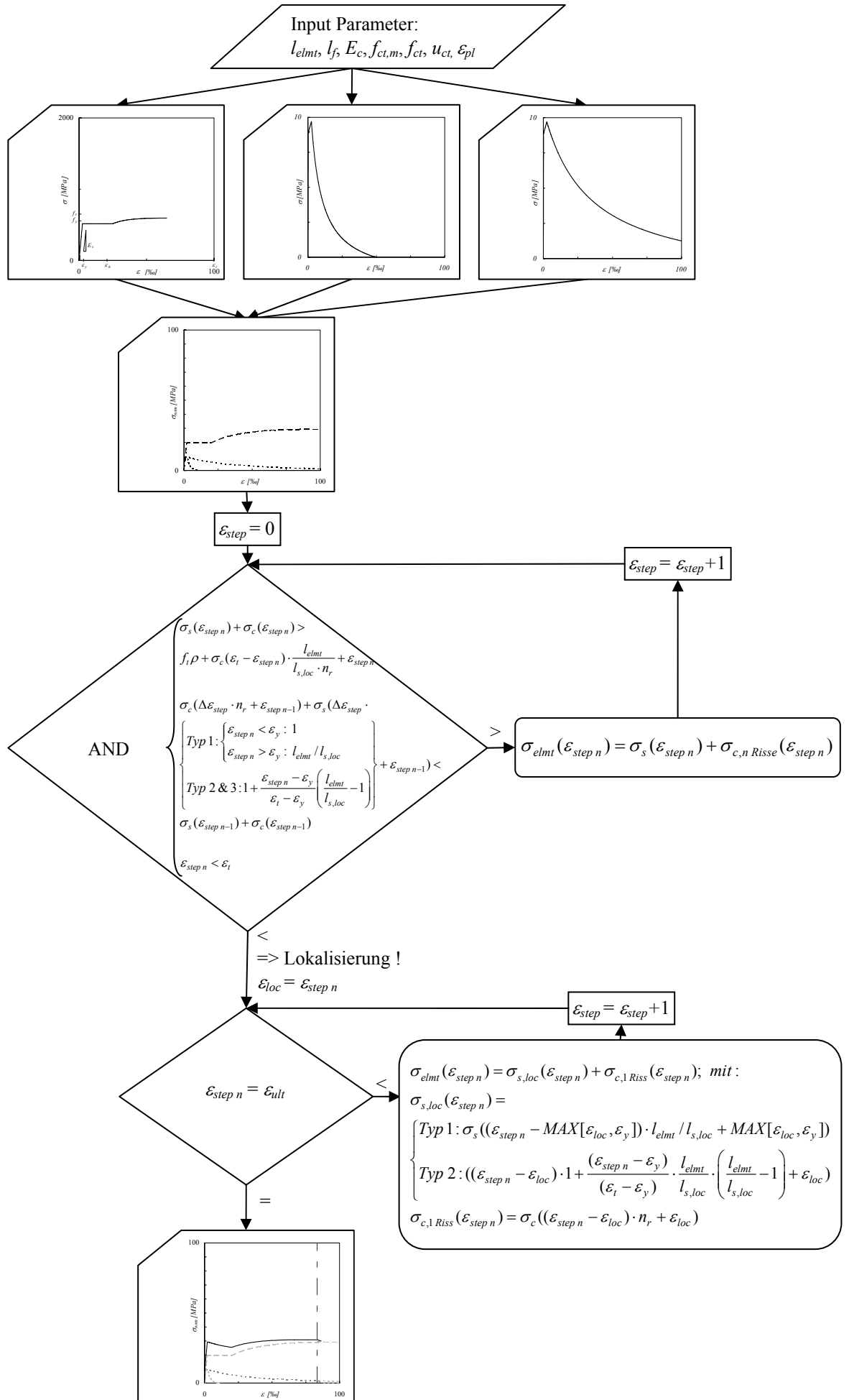


Bild 1: Unterschiedliche Ansätze der Stahllokalisierung aufgrund des diskontinuierlichen Verlaufs von Stählen mit Fliesplateau.



Anhang D

Versuche zum Tragverhalten von ultra hochfestem Beton – Zusammenfassung

Die Kurzfassung der beiden Versuchsberichte

[51] **Jungwirth J., Muttoni A.**, *Versuche zum Tragverhalten von ultra hochfestem Beton – Teil 1 Material*, EPFL, IS-BETON Bericht 00.02.R3, p. 104, Lausanne, 2004.

[53] **Jungwirth J., Muttoni A.**, *Versuche zum Tragverhalten von ultra hochfestem Beton – Teil 2 Bauteile*, EPFL, IS-BETON Bericht 00.02.R4, p. 123, Lausanne, 2005.

ist der Dissertation als vollständiger Bericht im folgenden Anhang beigelegt.

[55] **Jungwirth J., Muttoni A.**, *Versuche zum Tragverhalten von ultra hochfestem Beton – Zusammenfassung*, EPFL, IS-BETON Bericht 00.02.R8, p. 27, Lausanne, 2005.

Inhaltsverzeichnis Anhang D

1	Einleitung.....	25
1.1	Konzept der Versuchsserie.....	25
1.2	Übersicht der durchgeführten Versuche.....	26
2	Materialversuche.....	29
2.1	Werkstoff.....	29
2.2	Druckversuche.....	30
2.3	Zugversuch.....	31
2.4	Biegeversuche.....	35
2.5	Versuche mit Bewehrungselementen.....	37
2.6	Erkenntnisse.....	39
3	Bauteilversuche.....	41
3.1	Probekörper.....	41
3.2	Zugelemente.....	41
3.3	Druckelemente.....	45
3.4	Erkenntnisse.....	51
	Literaturverzeichnis Anhang D.....	53

1 Einleitung

Durch Optimierung der Betonrezeptur und Zugabe von Stahlfasern wurde von der Zementindustrie ein neuer, sehr leistungsfähiger zementöser Werkstoff, der UltraHochFeste FaserBeton, entwickelt. Die Werkstoffeigenschaften des UHFB und somit das Tragverhalten der aus ihm gefertigten Bauteile, weichen stark von denen des traditionellen Betons ab. Um Aussagen über geeignete Tragsysteme und Konzepte für den Entwurf von statisch effizienten Tragwerken aus UHFB machen zu können, sind zunächst grundlegende Studien seiner speziellen Materialeigenschaften nötig.

Mit den in diesem Bericht dargestellten Versuchen werden das mechanische Materialverhalten und das Tragverhalten vornehmlich axialer belasteter Bauteile aus ultrahochfestem Faserbeton analysiert. Basierend auf die hier gewonnen Erkenntnisse, wird im Rahmen der Forschungsarbeit „Tragwerke aus UHFB“ ein Modell zur Beschreibung des Tragverhaltens von Tragwerken aus UHFB entwickelt.

Bei dem vorliegenden Bericht handelt sich es um eine Kurzfassung der beiden Versuchsberichte ‚Versuche zum Tragverhalten von ultra hochfestem Beton – Material‘ [5] und ‚Versuche zum Tragverhalten von ultra hochfestem Beton – Bauteile‘ [6].

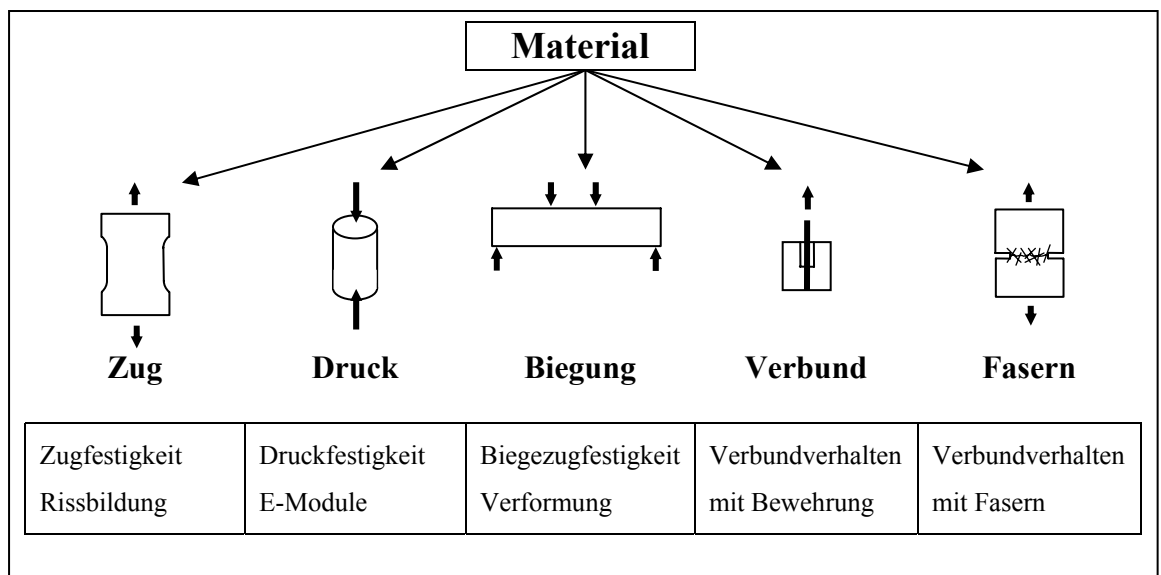
1.1 Konzept der Versuchsserie

Die Versuche sind in mehrere Versuchsblöcke zusammengefasst. In den einzelnen Versuchsblöcken werden folgende Gesichtspunkte behandelt:

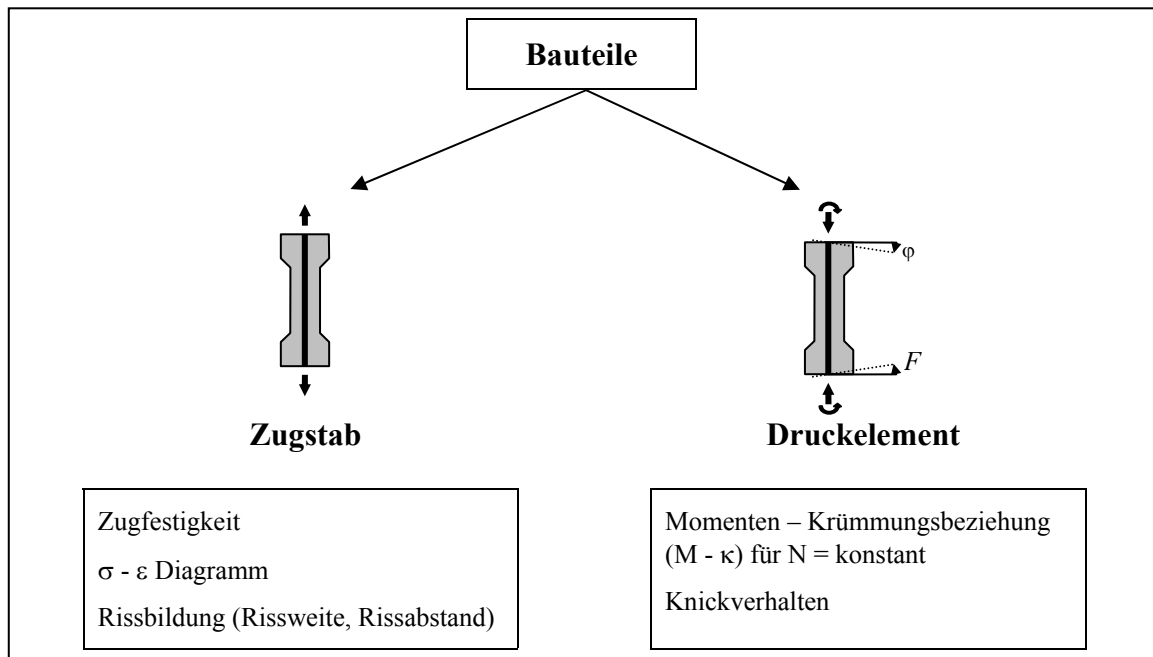
- In einem ersten Versuchsblock wird das Materialverhalten von UHFB untersucht und ergänzende Werkstoffversuche durchgeführt. Ziel ist es, das Materialverhalten zu verstehen, um es folgend modellieren zu können.
- Der zweite Versuchsblock beschäftigt sich mit Bauteilen aus UHFB. Hier werden Druck- und Zugelemente untersucht, welche unbewehrt, mit Stabstahl bewehrt oder vorgespannt ausgeführt sind.

Folgend sind die einzelnen Versuchsblöcke schematisch dargestellt:

Versuchsblock: Material => Versuchsbericht Teil 1



Versuchsblock: Bauteile => Versuchsbericht Teil 2



1.2 Übersicht der durchgeführten Versuche

Um eine geeignete Basis für die Modellierung des Tragverhaltens von Bauteilen aus UHFB zu etablieren, ist es zunächst nötig das ermittelte Materialverhalten mit einem vereinfachten Ingenieurmodell zu beschreiben. Dies sollte sich auf wenige, leicht zu ermittelnde Parameter stützen.

Zur Ermittlung dieser Parameter werden Zug-, Druck- und Biegeversuche durchgeführt. Ergänzt werden diese durch Ausziehversuche, Versuche zur Untersuchung des Verbundes zwischen UHFB und den eingelagerten Stahlfasern bzw. verschiedenen Bewehrungselementen (Bewehrungsstahl und Spannlitzen). Mit Versuche an Prismen $40 \times 40 \times 160$ mm, welche bei allen Mischchargen durchgeführt werden, wird die gleich bleibende Qualität des Betons überprüft.

In der folgenden Tabelle sind die einzelnen Versuche schematisch zusammengefasst.


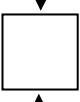
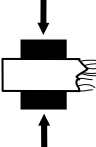
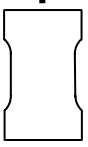
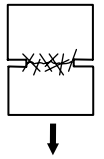
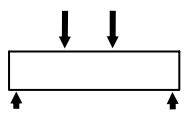
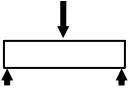
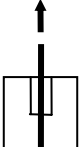
	Schema	Abmessungen	Anzahl	Parameter	Zielsetzung
Druck		Ø70 mm x 140 mm	2 x 4 Σ = 8	Faserbewehrt / Unbewehrt	Druckfestigkeit σ - ε Diagramm E-Modul Einfluss der Fasern
		100 mm Kantenlänge	18	24 h, 7 d, 28 d	Druckfestigkeit Zeitabhängige Festigkeitsentwicklung Vergleich mit Lieferant
		40 x 40 x ≈80 mm	je 3 Σ = 66	Bei allen Mischerchargen	Druckfestigkeit Überprüfung der einzelnen Mischerchargen
Zug		700 x 160 x 50 mm	4	Faserbewehrt / Unbewehrt	Zugfestigkeit σ - ε Diagramm Rissbildung Einfluss der Fasern
		500 x 200 x 50 mm	3	-	Rissöffnungsverhalten Faserausziehverhalten Verbundverhalten mit Fasern
Biegung		100 x 100 x 400 mm	3	-	Biegezugfestigkeit M-κ Diagramm Rissbildung Relation Zugversuch - Biegeversuch
		40 x 40 x 160 mm	je 3 Σ = 66	Bei allen Mischerchargen	Biegezugfestigkeit Überprüfung der einzelnen Mischerchargen
Verbund		160 mm Kantenlänge	3x3 Σ = 9	Bewehrung Ø12 mm, Ø20 mm Spannstahl Ø15.7 mm	Verbundverhalten mit Bewehrung Krafteinleitungslänge

Tabelle 1: Übersicht der Materialversuche

Basierend auf das ermittelte Materialverhalten wird im zweiten Teil das Tragverhalten von Bauteilen aus UHFB untersucht. Neben der grösseren Dimension der Prüfkörper und dem hieraus folgenden Einfluss auf das Tragverhalten, bedeutet dies auch die Berücksichtigung des Einsatzes von Bewehrungselementen.

Mit den Versuchen wird das Tragverhalten vornehmlich axialer belasteter Bauteile untersucht. Es werden zentrisch belastete Zuelemente getestet, wobei eine unbewehrte

Probe, drei Proben mit unterschiedlichen Bewehrungsgraden und eine vorgespannte Probe geprüft werden. Bei druckbelasteten Bauteilen spielt die Exzentrizität der Belastung eine wesentliche Rolle, weshalb Versuchskörper mit einer kombinierten Druck – Biegebelastung getestet werden. Die je drei Elemente einer Serie sind unbewehrt, bewehrt bzw. vorgespannt und werden jeweils auf drei verschiedene Lastniveaus vorbelastet.

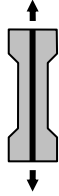
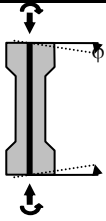
	Schema	Typ	Parameter	Anzahl	Zielsetzung
Zugversuche		bewehrte bzw. vorgespannte Zuelemente 160 x 160 x 1500mm knochenförmig	Bewehrung: 0 4Ø12 4Ø16 4Ø20 4Ø15.7	5	Zugfestigkeit $\sigma - \epsilon$ Diagram Rissbildung (Rissweite, Rissabstand)
Druckversuche		bewehrte bzw. vorgespannte Druckelemente 160 x 160 x 1500mm knochenförmig	Bewehrung: 0 4Ø20 4 Ø15.7 Last N: 0.3, 0.5 und 0.7 F_c	3 x 3 = 9	Momenten – Krümmungsbeziehung (M- κ) für N = konstant Knickverhalten

Tabelle 2: Übersicht der Bauteilversuche

2 Materialversuche

2.1 Werkstoff

Die Versuche werden mit dem ultrahochfesten Beton BSI®/CERACEM der Firmen SIKA und EIFFAGE durchgeführt, welcher als fertig konfektionierter Premix geliefert wird. Der ultrahochfeste Beton BSI®/CERACEM (Spezifizierung BFM – Millau) ist wie folgt zusammengesetzt (Tabelle 3):

Bestandteile	Einheit	Menge
Premix: Zement CEM 1, Mikrosilica, gebrochener Zuschlag aus gebranntem Bauxit 0 - 7 mm	kg/m ³	2355
Stahlfasern: $l_f = 20$ mm, $\varnothing = 0.3$ mm, $f_s > 1250$ MPa	kg/m ³	195
Fliessmittel: Polycarboxylat, Marke Sikacret	kg/m ³	44.6
Wasser	kg/m ³	195

Tabelle 3: Zusammensetzung des ultrahochfesten Beton BSI®/CERACEM

Bei den eingesetzten Stahlfasern handelt es sich um glatte, aus einem hochfesten Stahldraht geschnittene Fasern ohne Endhacken. Der gebrochene Zuschlag aus Bauxit besitzt eine hohe Festigkeit und ein grosses E – Modul. Das Fliessmittel ist ein eigens für den ultrahochfesten Beton optimiertes Produkt der Firma SIKA.

Mit seinen grossen Zuschlägen von bis zu 7 mm und den dicken Stahlfasern weist der CERACEM im Vergleich mit anderen UHFB eine sehr grosskörnige und grobe Struktur auf. Der Faseranteil beträgt 2.5 Volumenprozent. Der Wasser / Zementwert liegt bei 0.22 und der Wasser / Bindemittelwert bei 0.19.

UHFB ist sehr sensibel bezüglich der genauen Dosierung der Inhaltstoffe wie auch der akkurat einzuhaltenen Mischprozedur. Der Mischprozess erfolgt gemäss folgendem Schema in dem leistungsfähigen Gleichlauf - Zwangsmischer mit vertikaler Achse Typ Zyklus ZZ 75. Die Bestandteile werden in der dargestellten Reihenfolge hinzugefügt und jeweils mit der angegebenen Dauer gemischt.

Bestandteil	Mischdauer
Premix	1 min
Wasser	3 min
Fliessmittel	5 min
Stahlfasern	3 min

Tabelle 4: Mischprozess des Premixes

Der UHFB ist selbstverdichtend und wird entsprechend ohne Vibrieren oder anderweitiges Verdichten in die Schalung eingebracht. Zur Nachbehandlung werden die Probekörper direkt nach dem Betonieren mit einer Plastikfolie abgedeckt um das Austrocknen zu verhindern. Nach 3 Tagen werden sie ausgeschalt und anschliessend bis zur Versuchsdurchführung in einem Wasserbecken bei 20 °C gelagert. Die Versuche werden, wenn nicht anders erwähnt, nach 28 Tagen durchgeführt.

2.2 Druckversuche

Es werden Druckversuche an zylindrischen Probekörpern durchgeführt. Pro Serie (bewehrt, unbewehrt) werden jeweils 4 Proben getestet. Die Probekörper haben eine Höhe von 140 mm bei 70 mm Durchmesser (Bild 1 a). Die Stirnflächen der Proben werden plan geschliffen, wodurch sich die Höhe um 2 bis 4 mm verringert.

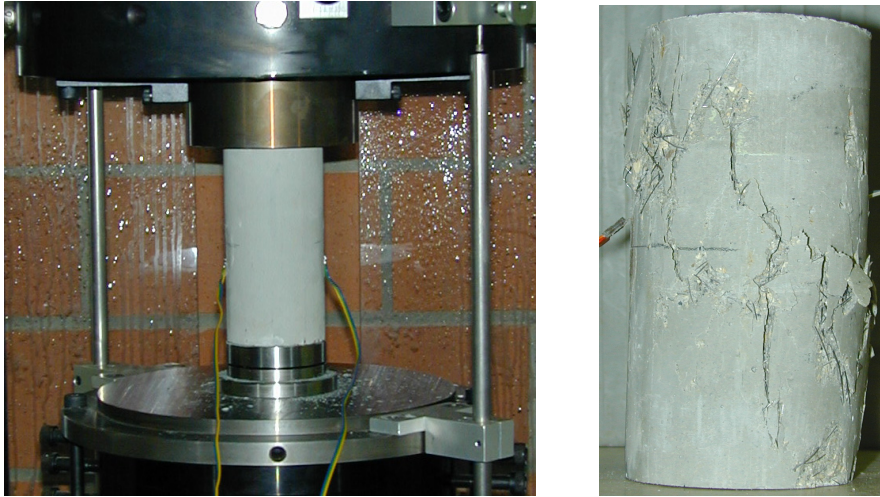


Bild 1 a,b: Versuchsaufbau und geprüfter Druckzylinder mit diagonaler Bruchfuge

Am Bruchbild der Zylinder zeigt sich der Bruchmechanismus von Druckelementen aus UHFB (siehe Bild 1 b). Deutlich sind Längsrisse im mittleren Bereich der Probe zu erkennen. Die Proben versagen ohne Vorankündigung durch Abscheren entlang einer diagonalen Gleitebene. Nach dem Bruch hält die Probe durch die beim Bruch weitgehend intakt bleibenden Fasern kompakt zusammen. Es bilden sich einzelnen Schollen aus, welche untereinander durch die Fasern verbunden sind. Von ihnen kann weiterhin eine gewisse Druckkraft aufgenommen werden.

Das Spannungs-Dehnungsdiagramm (Bild 2) zeigt im ungerissenen Zustand ein quasi lineares Verhalten mit einem E-Modul von 60 GPa. Kurz vor dem Bruch kommt es zu einer leichten Abnahme der Steifigkeit. Der Druckzylinder versagt bei einer Festigkeit von $f_c = 191$ MPa schlagartig, wobei es zu einem sprunghaften Festigkeitsverlust von rund 20 MPa (ca. 10%) kommt. Anschliessend zeigen die Proben eine grosse Restfestigkeit mit einer fortschreitenden Entfestigung. Bei einer Stauchung von rund 10% weisen die Proben noch eine Restfestigkeit von rund 100 MPa und somit rund 50% der Druckfestigkeit f_c auf.

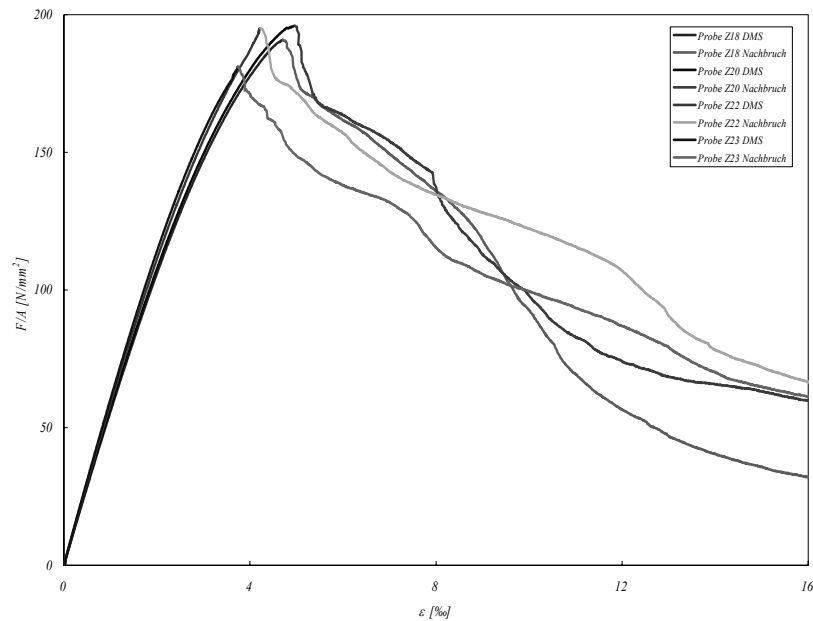


Bild 2: Spannungs – Dehnungsdiagramm der faserbewehrten Druckzylinder (28 Tage),
Messlänge 20 mm bis f_c und 140 mm in der Entfestigung.

Bei den Druckversuchen hat sich gezeigt, dass die Faserbewehrung bei Druckbelastung keinen weiteren Einfluss auf das E-Modul hat. Jedoch wird die Festigkeit durch die Fasern erhöht. Die Fasern haben eine umschnürende Wirkung (Mikrobewehrung) womit die Querdehnung behindert wird und sich ein 3-achsiger Spannungszustand ausbildet. Nach dem Bruch ergibt sich durch die Fasern eine hohe Resttragfähigkeit.

2.3 Zugversuch

Zugversuche mit konstantem Querschnitt

Es werden axiale Zugversuche mit beidseitig eingespannten Probekörpern mit konstantem Querschnitt in der Messzone durchgeführt [5]. Die Probekörper sind in der Mitte knochenförmig verjüngt. Sie haben eine Länge von 700 mm, eine Breite von 200 bzw. 160 mm und eine Dicke von 45 mm. Es ergibt sich eine Querschnittsfläche von 8000 mm^2 in der 200 mm langen Messzone (Bild 3). Die Verformungen im Bereich der Messzone werden mit 4 induktiven Wegaufnehmern (LVDTs) und 5 Dehnmessstreifen (DMS) aufgenommen.

Es werden Versuche an faserbewehrten Probekörper durchgeführt. Zusätzlich werden Vergleichsversuche mit nicht faserbewehrten Proben unternommen.

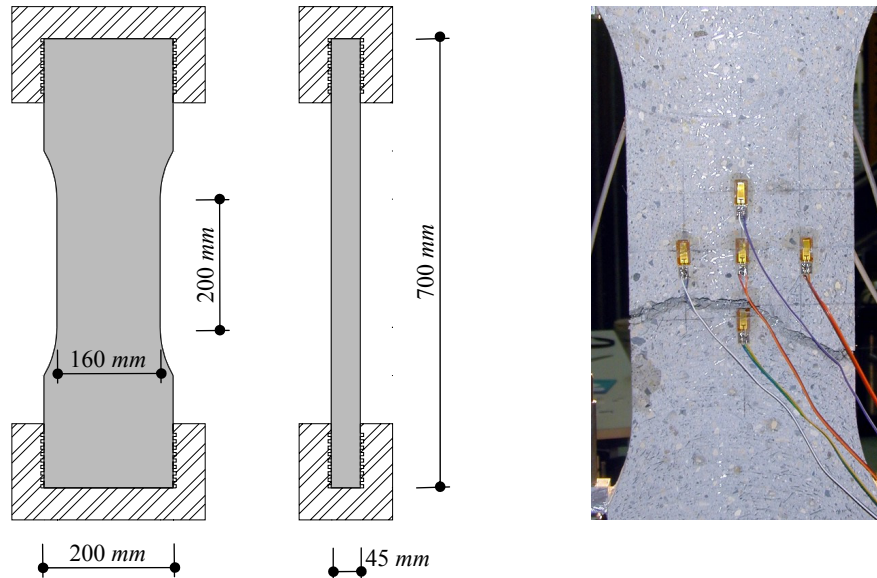


Bild 3 a,b: Zugversuche an verjüngten Proben mit einer konstanten Messzone von 200 mm Länge.

Das beobachtete Rissverhalten der faserbewehrten Probekörper beginnt zunächst mit der Ausbildung vieler sehr feiner Mesorisse mit einem Rissabstand von rund 15 mm. Diese Risse sind mit bloßem Auge teilweise nur sehr schwer zu erkennen. Bei weiterer Belastung schreitet diese multiple Rissbildung fort, bis sich an einer Stelle, meist in der Nähe des Randes beginnend, einer der Risse vergrößert. Sobald der Mesoriss den Querschnitt komplett durchquert, konzentriert sich die weitere Verformung auf diesen Riss und es bildet sich ein Makroriss aus. Der Riss bildet sich nicht perfekt geradlinig aus. Er scheint sich den Weg mit der geringsten Festigkeit zu suchen. Hierbei erfährt er aber keine Ablenkung durch die Zuschläge (vgl. Normalbeton), sondern vielmehr durch Schwachstellen die sich aufgrund der Faserorientierung ergeben.

Das Versagen der nicht faserbewehrten Probe ist hingegen schlagartig und spröde. Es kündigt sich nicht durch eine langsame Rissbildung an, sondern es bildet sich schlagartig ein querschnittsquerender Riss aus.

Der Spannungs-Dehnungsverlauf beider Probetypen zeigt zunächst ein linear elastisches Tragverhalten mit einem E-Modul (Sekantenmodul 0 to $1/3 f_{ct}$) von rund 60 GPa. Bild 4 zeigt den Spannungsverlauf der faserbewehrten Zugproben. Bei einer mittleren Spannung von rund 8.9 MPa tritt ein initialer Riss auf. Für die unbewehrte Probe führt dies direkt zu einem spröden Versagen. Bei den bewehrten Proben wird ein verfestigendes Verhalten mit einer leichten Spannungserhöhung bis zu einer Dehnung von rund 2.5 % beobachtet. Diese Phase ist gekennzeichnet durch einen sprunghaften Spannungsverlauf wobei Festigkeitswerte von bis zu 9.7 MPa erreicht werden.

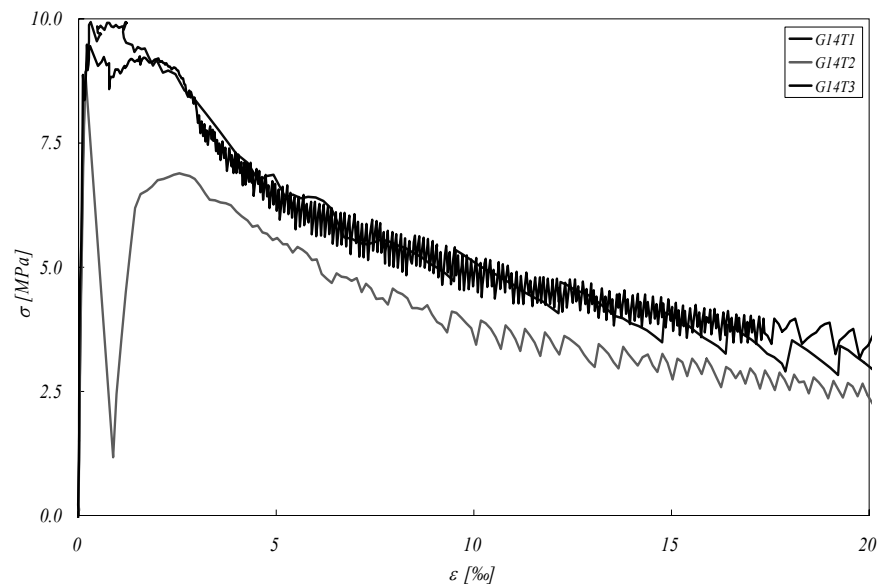


Bild 4: Spannung – Dehnungskurve der Zugversuche (Mittelwert der rissüberspannenden Wegaufnehmer), Messlänge = 100 mm

Bei einer Dehnung von 2.5 % beginnt sich die Verformung auf einen Riss zu lokalisieren und die Spannung fällt abrupt ab. Die Rissbildung lokalisiert sich auf einen Riss. Bis zu einer Dehnung von 100 % (Messlänge 100 mm) werden die Fasern progressiv ausgezogen. Die Spannung nimmt mit einem ‚hyperbolischen‘ Verlauf ab. Die Rissöffnung bei komplett ausgezogenen Fasern beträgt rund 10 mm.

Die Probe G14T2 weist als „Ausreisser“ einen grossen Spannungssprung direkt nach dem Riss auf. Dieser ergibt sich durch eine schlagartige weite Rissöffnung bei weggesteuerter Versuchsdurchführung. Diese Rissöffnung wird auf eine Materialienhomogenität zurückgeführt, durch die es zu einer asymmetrischen Verformung kommt, welche zu einem anderen Versagensmodus mit niedrigerer Festigkeit führt (grosser Biegespannungsanteil). Im restlichen Verlauf verhält sich die Probe wieder vergleichbar mit den anderen Proben.

Zugversuche mit gekerbter Probe

Um das Rissöffnungsverhalten und den Ausziehprozess der Fasern zu untersuchen, wurden Zugversuche an gekerbten Proben durchgeführt. Die Proben haben eine Länge von 500 mm, eine Breite von 200 mm und eine Dicke von 46 mm bis 48 mm. Sie sind in der Mitte seitlich um jeweils 20 mm mit einem Sägeschnitt eingekerbt (Bild 5 a). Die Versuchskörper sind in die Halterung eingeklebt um mögliche Exzentrizitäten und Rotationen zu vermeiden. Der Versuch wird als beidseitig eingespannter Zugversuch durchgeführt. Die Verformungen im Bereich der Messzone werden mit 4 induktiven Wegaufnehmern (LVDT) und 3 Dehnmessstreifen (DMS) aufgenommen.

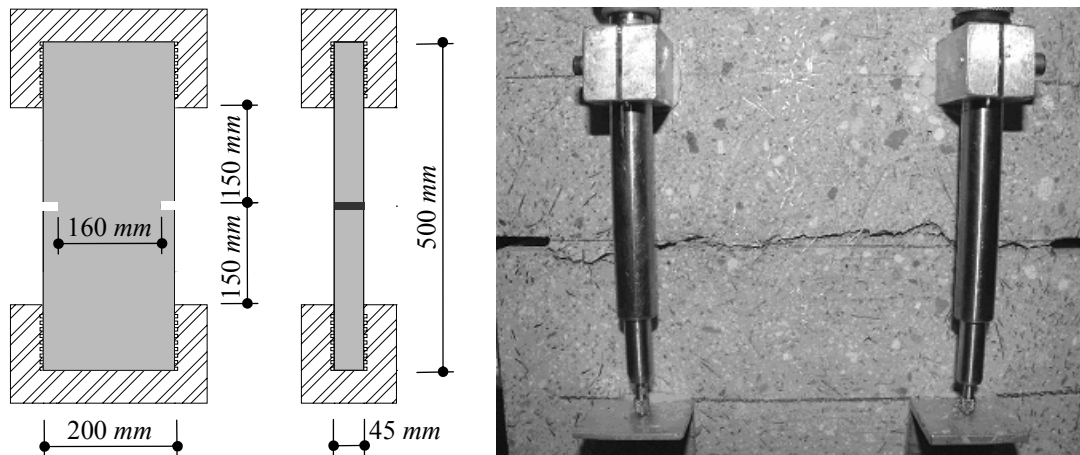


Bild 5 a,b: Probekörper der Faserausziehversuche (Masse in mm) (a) Abmessungen und (b) während des Versuchs.

Durch mehrfache Vorbelastung wird bei einer eingekerbten Zugprobe ein genau definierter Riss in der Matrix ausgebildet. Die Kraftübertragung zwischen den Rissufern erfolgt nun ausschliesslich durch die Fasern. Belastet man diese Probe nun weiter, kann man das Ausziehverhalten der Stahlfasern beobachten (Bild 5 b).

Bei den Belastungszyklen wurde in der Faseraktivierungsphase teilweise die Ausbildung von mehreren sehr feinen Mesorissen visuell beobachtet. Dies ergibt sich durch die Einschnürung der Spannungstrajektorien im Bereich der Einkerbung, wodurch sich eine Auffächerung der Rissbildung ergeben kann. In der relevanten Rissöffnungsphase wurde eindeutig ein einzelner Riss ausgebildet. Bei der Auswertung ist deshalb eventuell eine Multirissbildung in der Belastungsphase zu berücksichtigen.

Bild 6 zeigt die Spannungs–Rissöffnungsdiagramme. Um die genaue Rissöffnung zu ermitteln, wurde von der auf einer Länge von 100 mm gemessenen Verformung die elastische Verformung des ungerissenen Bereiches abgezogen. Bei $\sigma_{fb,u} = 10$ MPa (Mittelwert im Einschnitt) und einer Rissöffnung von $u_{fb,u} = 0.12$ mm wird die Verbundfestigkeit der rissüberbrückenden Fasern erreicht. Für die Rissöffnung zeigt sich ein „hyperbolisch“ entfestigendes Verhalten. Der Verlauf der Spannung weist bei der Rissöffnung markante Sprünge auf, welche auf den Übergang zwischen Aktivierung und Auszug einzelner Fasern zurückzuführen sind (nähere Untersuchung siehe [5]).

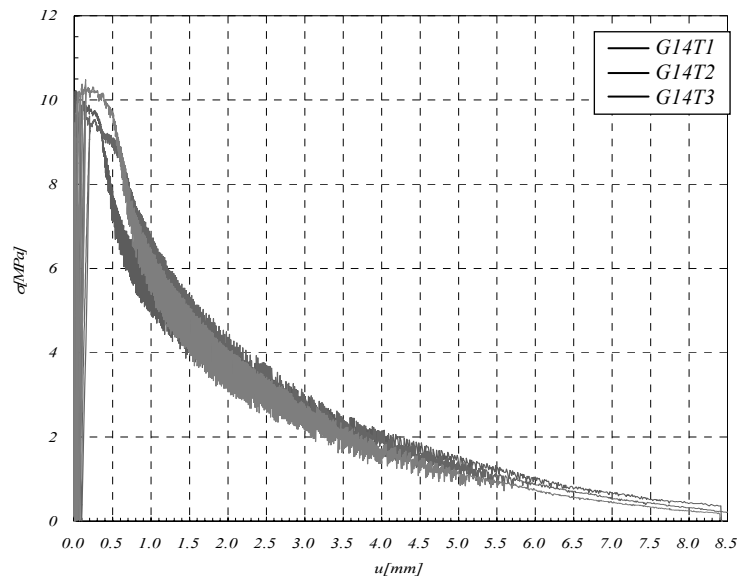


Bild 6: Spannungs Rissöffnungsdiagramm der Zugversuche (inkl. Vergrößerung des Bereiches bis $u = 1.5$ mm)

Beim untersuchten UHFB versagen die Fasern ausschliesslich durch Überschreiten der Verbundspannung zwischen Faser und Matrix. Auch nachdem eine Faser die Haftzugspannung überschritten hat, kann sie weiterhin durch Gleitverbund zur Rissüberbrückung beitragen. Durch ihre glatte Oberfläche können hierbei aber nur sehr geringe Verbundspannungen übertragen werden.

Aus den beobachteten Phänomenen wird gefolgert, dass bezüglich des Verbundverhaltens zwischen Faser und Matrix bei UHFB im Vergleich zu normalen Faserbetonen der Haftreibungsanteil gegenüber dem Gleitreibungsanteil überwiegt. Für die Modellierung ist diese hohe Haftverbundfestigkeit entsprechend zu berücksichtigen.

2.4 Biegeversuche

Der Biegezugversuch wird allgemein als Ersatz für den sehr viel schwieriger durchzuführenden axialen Zugversuch genutzt. Mit diesem können sehr einfach Vergleichswerte für verschiedene UHFBe ermittelt werden. Mit Hilfe von Umrechnungsfaktoren ist es möglich, aus der Biegezugfestigkeit auf eine axiale Zugfestigkeit zu schliessen.

Es werden 3 Probekörper mit den Dimensionen 100 x 100 x 400 mm belastet. Die Proben werden 90 Grad gekippt auf den seitlichen Flächen belastet, um den Einfluss der Inhomogenität, die sich durch den Betoniervorgang ergeben, zu verringern.

Die Versuche werden als 4 Punkt Biegeversuch durchgeführt, um das Versagen nicht an einer diskreten Stelle zu forcieren, sondern konstante Bedingungen über einen grösseren Bereich zu erhalten.

Die Auflager des Versuchsaufbaus haben einen Abstand von 300 mm und sind als verschiebbliche Lager ausgebildet. Die Krafteinleitung erfolgt über zwei in beide Richtungen gelenkig gelagerte Elemente mit einem Achsabstand von 100 mm. Diese Lasteinleitungselemente bilden das unverschiebbliche Auflager (Bild 7 a,b).

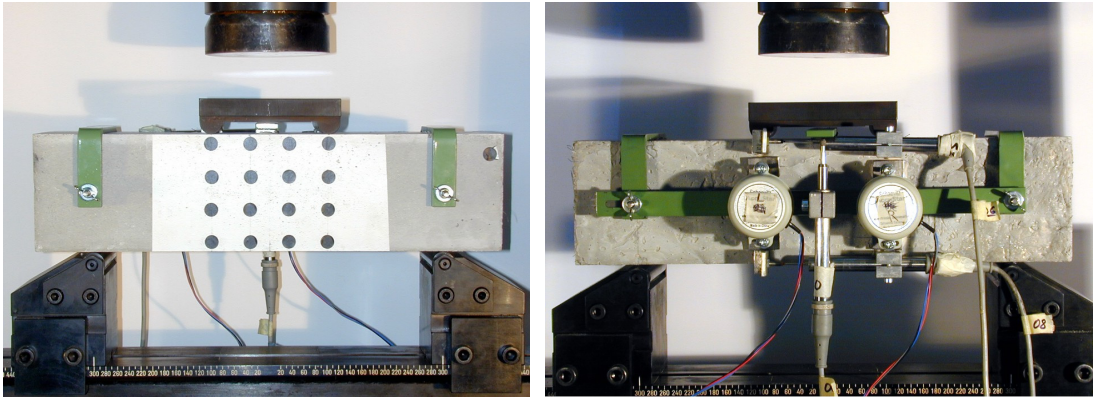


Bild 7 a,b: Foto des Versuchsaufbaus Vorder- und Rückseite

Zu Beginn ist im Bereich des konstanten Biegemomentes auf der Zugseite des Balkens, genauso wie beim zentrischen Zugversuch, eine Multirissbildung zu erkennen. Es folgt eine Lokalisierung der Rissbildung und der Makroriss wächst stark gewunden in Richtung der Druckzone des Balkens. Dies bedeutet, dass die Rissbildung entlang des Bereiches der geringsten Festigkeit (Schwachstellen im Querschnitt) stattfindet.

Bei weit vorgeschrittener Rissöffnung beträgt die Höhe der Druckzone nur mehr wenige Millimeter. Auf der Druckseite der Probe kommt es zu leichten Abplatzungen.

Bild 8 zeigt den Verlauf der Belastung, angegeben als nominelle Biegezugspannung

$\sigma_{ct,flex} = 6 \frac{M}{b \cdot h^2}$ aufgetragen über die Durchbiegung. In einer ersten linear elastischen

Phase ist der Beton ungerissen. Bei rund 85% der Festigkeit kommt es zur Rissbildung, welche sich im Diagramm durch Abflachen der Kurve widerspiegelt. Beim Erreichen der Biegezugfestigkeit von $f_{ct,flex} = 32$ MPa scheint es, dass sich genauso wie beim axialen Zugversagen ein gewisser Bereich mit annähernd gleich bleibender Spannung einstellt. Dies ist aber aufgrund grosser Sprünge in diesem Bereich, aus nur drei getesteten Proben nicht abschliessend zu beurteilen. Die Biegezugspannung fällt im Bereich der Rissöffnung „hyperbolisch“ ab. Auch hier kann eine Parallele zu dem bei den Zugversuchen beobachteten Verhalten erkannt werden.

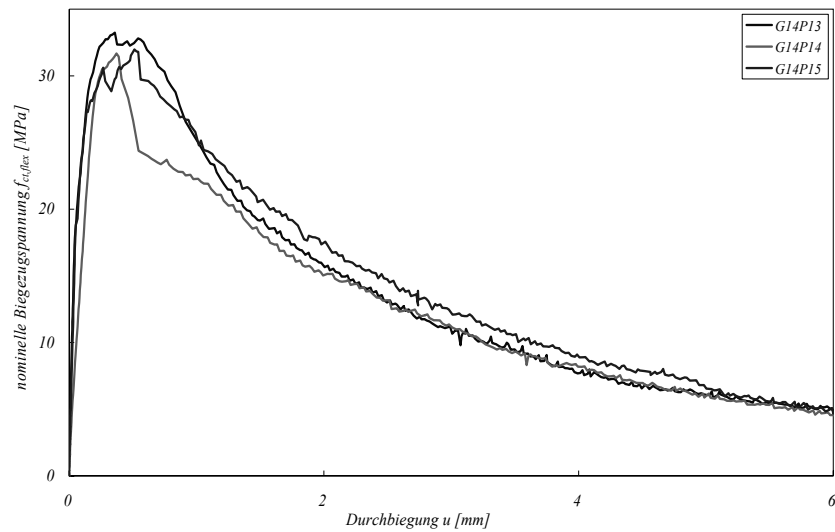


Bild 8: Biegezug – Durchbiegungsdiagramm der Proben G14P13-15

2.5 Versuche mit Bewehrungselementen

Mit Ausziehversuchen von Bewehrungsstäben und Spannlitzen wird das Verbundverhalten von UHFB untersucht.

Die Probekörper bestehen aus Würfeln mit 160 mm Kantenlänge, in die ein Bewehrungsstab bzw. eine Spannlitze zentrisch einbetoniert ist (Bild 9 a). Die Probe wird durch Zug an der Bewehrung bis zum Versagen der Verbundfuge belastet. Der Schlupf wird als Relativverschiebung zwischen Bewehrungsende und Betonoberfläche ermittelt.

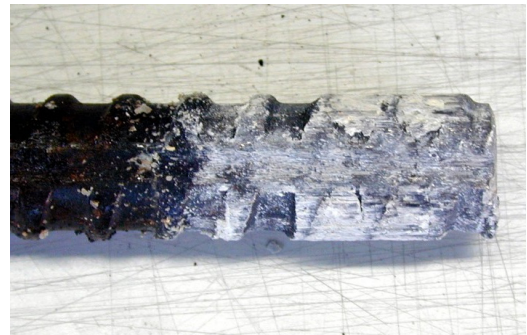
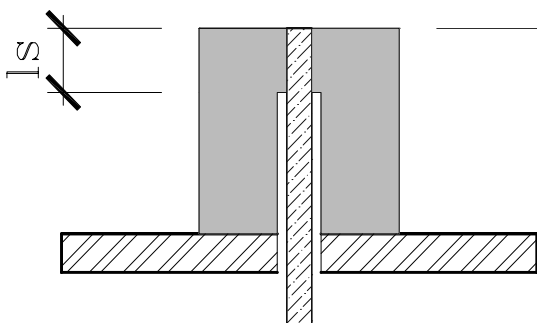


Bild 9 a,b: (a) Probekörper der Ausziehversuche; (b) ausgezogener Bewehrungsstab.

Betrachtet man die ausgezogenen Bewehrungsstäbe, sind zwischen den Rippen die abgescherten Betonstückchen zu erkennen (Bild 9 b).

Bild 10 zeigt die Belastung gegenüber dem Schlupf. Zusätzlich sind jeweils die Fließgrenze und die Zugfestigkeit der Bewehrungsstäbe angegeben.

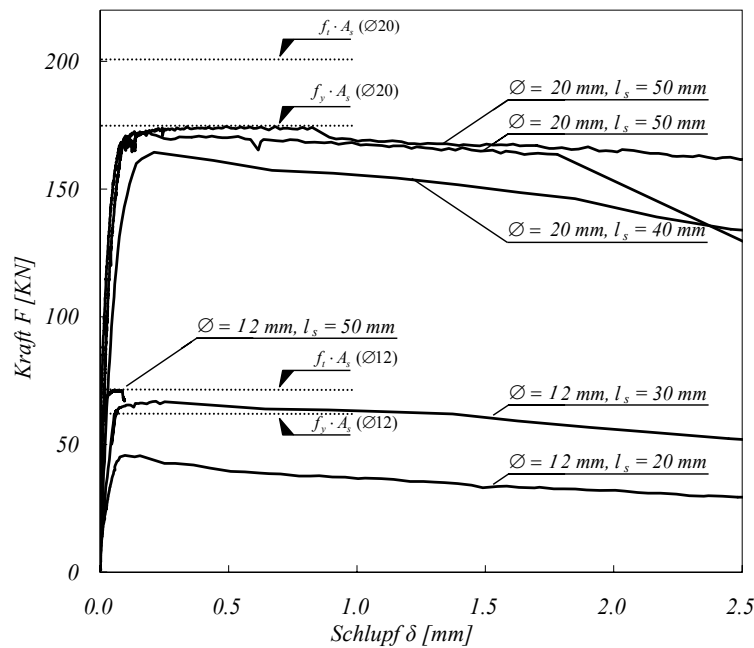


Bild 10: Ausziehversuch der GEWI-Bewehrung ($\varnothing 12\text{ mm}$, $\varnothing 20\text{ mm}$)

Unter der Annahme einer konstanten Verbundspannungsverteilung lässt sich die Verbundfestigkeit aus dem Quotienten von Auszugskraft und nomineller Verbundfläche ermitteln. Diese ergibt sich aus dem Produkt des nominellen Umfangs $U = \varnothing_{\text{nominell}} \cdot \pi$ und der Verbundlänge l_b . Betrachtet man die durch Verbundversagen ausgerissenen Proben, so ergibt sich eine mittlere Verbundfestigkeit von:

$$\tau_b = \frac{F_b}{\varnothing_{\text{nom}} \pi l_b} = 59\text{ MPa}$$

Im Vergleich mit einem Normalbeton liegt somit die Verbundfestigkeit bei UHFB sehr viel höher.

Aus der mittleren Verbundfestigkeit kann unter Annahme der konstanten Verbundspannungsverteilung die theoretische Verankerungslänge ermittelt werden. Sie gibt die Länge an die benötigt wird um die Kraft in einem Bewehrungsstab bei Erreichen seiner Fließgrenze im Beton zu verankern. Mit $f_s = 550\text{ MPa}$ ergibt sich:

$$l_b = \frac{f_s \varnothing_s}{4 \tau_b} = 2.4 \cdot \varnothing_s$$

Bei den Spannlitzen versagt der Haftverbund zwischen den glatten Drähten und der Betonmatrix sehr früh (13 MPa). Es folgt eine Phase mit einem relativ grossen Schlupf, in der in erster Linie Gleitreibung vorherrscht. Durch die helixförmige Struktur verdreht sich die Litze bei fortschreitendem Schlupf und verkeilt sich hierdurch.

Für die Rissverteilung, welche bereits durch die Fasern günstig beeinflusst wird, hat der gute Verbund einen positiven Einfluss (geringerer Rissabstand und dadurch kleiner Rissweiten). Für konstruktive Anwendungen bedeutet diese hohe Verbundfestigkeit, dass sehr viel kürzere Verankerungslängen zur Krafteinleitung von der Bewehrung in

den Beton notwendig sind. Betonieretappen, Verbindungen von Fertigteilen, Anschlussbewehrung etc. können sehr viel kürzer und einfacher (ohne Hacken) ausgeführt werden. Hierbei sind die grossen konzentrierten Querkraftkräfte aufgrund der kurzen Lasteinleitungslängen zu berücksichtigen.

2.6 Erkenntnisse

Aus den durchgeführten Versuchen haben sich für den verwendeten UHFB folgende Materialkennwerte ergeben (Tabelle 5):

	Einheit	\bar{x}	s	Datengrundlage
f_c	[MPa]	191	5.9	4 Zylinderdruckversuche
$f_{ct,Matrix}$	[MPa]	8.9	0.06	3 Zugversuche
f_{ct}	[MPa]	9.7	0.28	2 Zugversuche
ε_c	[‰]	4.4	0.7	4 Zylinderdruckversuche
$\varepsilon_{ct,Matrix}$	[‰]	0.15	0.03	3 Zugversuche
$\varepsilon_{ct,Lokalisierung}$	[‰]	2.5	-	2 Zugversuche
E	[GPa]	60	4.1	4 Druck + 3 Zugversuche

Tabelle 5: Materialkennwerte des UHFB.

Druckverhalten

Das Tragverhalten der betrachteten Zylinderdruckprobe aus UHFB kann wie folgt schematisiert werden (Bild 11):

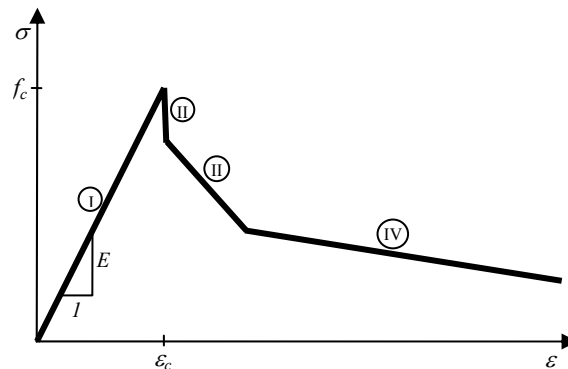


Bild 11: Schematisierte Spannungs – Dehnungskurve des Druckverhaltens der getesteten Druckzylinder aus UHFB

Phase I: Linear - elastische Verformung, Zementmatrix ungerissen

Phase II: Schlagartige Rissbildung, Ausbildung von einzelnen Betonschuppen die untereinander noch mit Fasern verbunden sind – Fasern fangen das Ineinanderschieben der Schollen ab

Phase III: Langsames Zerbrechen der Faserbrücken durch Abscheren, Ausreißen und Abplatzen der Zementmatrix an den Fasermündungen.

Phase IV: Zermalmung des restlichen Betons

Der Vergleich verschiedener Druckprobekörpergeometrien hat gezeigt, dass die Homogenität der Matrix und die beigemischten Fasern (umschnürende Wirkung) einen Einfluss auf den Formfaktor zur Umrechnung der Festigkeit verschiedener Probekörperformen haben. Aufgrund der Fasern bildet sich ein dreiaxialer Spannungszustand im gesamten Probekörper und nicht nur im Bereich über den Lasteinleitungsplatten aus. Der Einfluss der Querausdehnungsbehinderung im Lasteinleitungsbereich verliert in Relation zur Festigkeit der gesamten Probe an Gewicht. Folglich hat die Form (Schlankheit) im Vergleich zu Normalbeton einen geringeren Einfluss auf die Festigkeit der Probe.

Bezüglich des Massstabeffekts verschieden grossen Probekörpern kann Grundsätzlich festgestellt werden, dass durch die grössere Homogenität des UHFB trotz seines spröden Verhaltens ein geringerer Massstabeffekt resultiert.

Zugverhalten

Das Verhalten der in der Versuchsreihe getesteten Zugelemente aus UHFB lässt sich wie folgt schematisch darstellen (Bild 12):

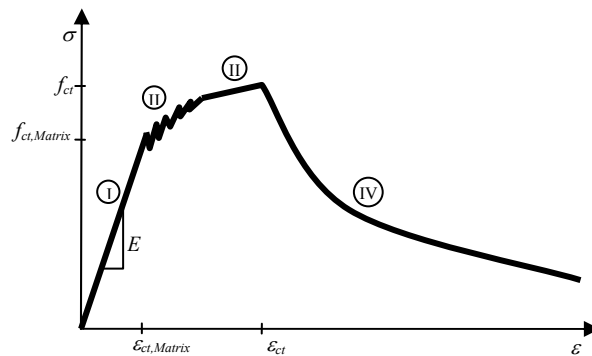


Bild 12: Schematisiertes Verhalten Zugverhalten der getesteten Proben aus UHFB

Phase I: Linear-elastische Verformung, Zementmatrix ungerissen

Phase II: Multirissbildung, verfestigendes Verhalten

Phase III: Öffnung zu Mesorissen, aktivieren der Fasern bis zum Ausriss der Fasern

Phase IV: Öffnen von einem oder mehreren Makrorissen, fortschreitender Ausriss der Fasern

Die Form der Kurve ist grundsätzlich für alle faserverstärkten ultrahochfesten Betone ähnlich. Die Ausbildung der einzelnen Phasen (Steigung, Länge) variiert in Abhängigkeit der Zusammensetzung des jeweiligen UHFB. Bei kleinen Fasergehalten sind Phasen II und III z.T. nicht vorhanden.

Bezüglich der konstruktiven Ausbildung von zugbelasteten Bauteilen aus UHFB lässt sich feststellen, dass es nicht effizient ist, die Fasern zur Aufnahme von Zugbeanspruchungen aus Last oder Eigengewicht einzusetzen. Ihre Aufgabe ist vielmehr eine gute Rissverteilung sicherzustellen und den Werkstoff im Bereich von Spannungskonzentrationen im Tragewerk duktiler zu machen. Dies bedeutet, dass Bauteile aus faserverstärktem ultrahochfesten Beton nur mehr eine statische Bewehrung zur Aufnahme der Zugbeanspruchungen benötigt. Die Funktion der Minimalbewehrung und evt. auch die der Schubbewehrung und der umschnürenden Bewehrung wird durch die Fasern übernommen.

3 Bauteilversuche

3.1 Probekörper

Für die Zug- und Druckversuche kommen Versuchskörper mit gleicher Geometrie zum Einsatz (Bild 13). Die Versuchskörper weisen im Messbereich einen konstanten Querschnitt auf und sind im Lasteinleitungsbereich erweitert, um eine gute Krafteinleitung an den beiden Enden sicherzustellen. Die Länge des Messbereichs beträgt 1000 mm, bei einer Gesamtlänge von 1500 mm. Der Querschnitt 160 x 160 mm, ist für den Einbau von bis zu 4 Bewehrungselementen mit einem Achsabstand von 80 mm ausgelegt.

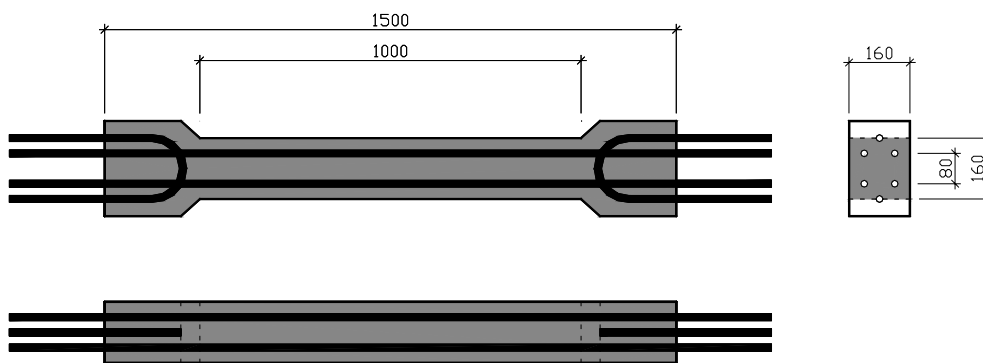


Bild 13: Probekörper für die Zug und Druckelemente

3.2 Zugelemente

Bei den Zugversuchen werden die Festigkeit, die Verformungseigenschaften und die Rissbildung untersucht.

Für die Versuche wird eine Probe nur mit Fasern bewehrt, bei drei Proben mit schlaffer Bewehrung wird als Parameter der Bewehrungsgrad variiert und eine fünfte Probe wird vorgespannt (hergestellt im Spannbett).

	Bewehrung	A_s	$\rho_s = \frac{A_s}{A_c + A_s}$	$F_s = A_s \cdot f_s$	$\frac{F_s}{F_{ct}}$
	[mm ²]	[mm ²]	[%]	[kN]	[kN]
G20	-	0	0	0	0
G19	4Ø12	452	1.77%	251	1.03
G17	4Ø16	804	3.14%	447	1.84
G18	4Ø20	1256	4.91%	698	2.87
G30	4Ø15.7	600	2.34%	957	3.94

Tabelle 6: Bewehrung für die Zugversuchskörper (F_s = Fließkraft der Bewehrung, $F_{ct} = A_c \cdot f_{ct}$ = Zugfestigkeit der Faserbewehrung)

Die Versuche werden als beidseitig eingespannte Zugversuche durchgeführt (Bild 14 a). Die Belastung erfolgt weggesteuert. Die mittlere Verformung der gesamten Messzonen wird mit zwei induktiven Wegaufnehmern gemessen (Bild 14 b). Dies erfolgt auf zwei gegenüberliegenden Seiten, um eventuelle Rotationen feststellen zu können. Eine fein aufgliederte Messung in Abschnitten von 100 mm erfolgt mit Hilfe von 10 Omega - Dehnungsmessern. Hiermit wird die Rissbildung untersucht und es lassen sich lokale Effekte beim Versagen der Probe beobachten.

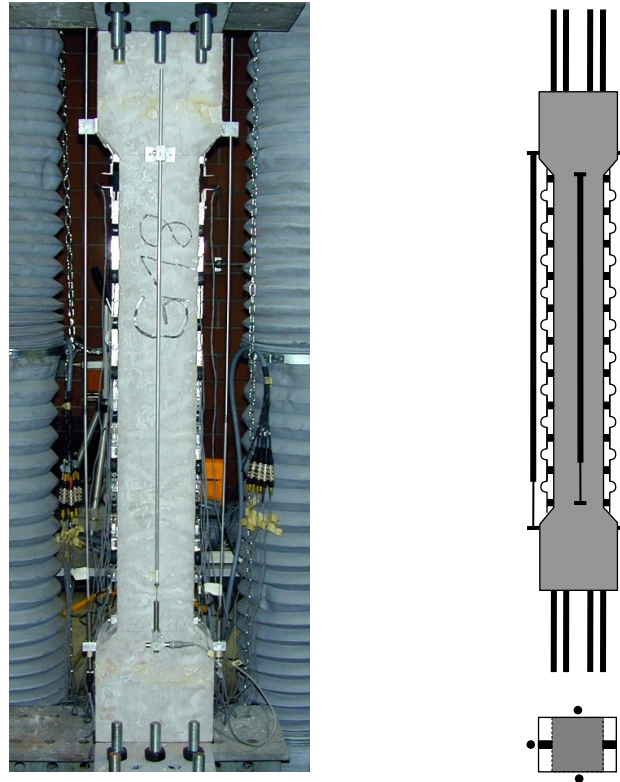


Bild 14 a-b: (a) Versuchsaufbau und (b) Messeinrichtung der Zugversuche an bewehrten Elementen aus UHLFB.

An den Probekörper zeigt sich eine Mehrfachrissbildung (Bild 15 b). Durch Anfeuchten der Proben kann deutlich zwischen einem Netz aus sehr schmalen, fein verteilten Rissen ($s_r = 10 - 15 \text{ mm}$) und einigen grösseren Rissen unterschieden werden (Bild 15 a,c).

In der Bruchfläche des Querschnittes sind die plastisch verformten und mit Einschnürung gerissenen Bewehrungsstäbe zu erkennen (Bild 15 d). Die Fasern wurden aus der Matrix herausgezogen und stehen hervor.

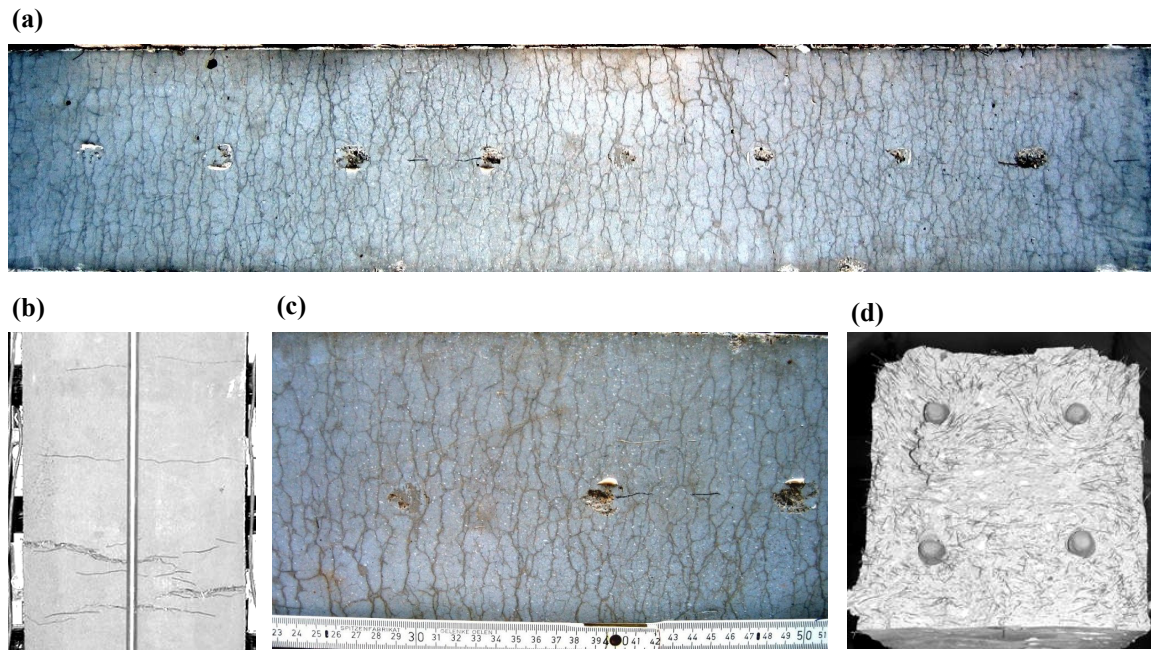


Bild 15 a-d: Rissbild des mit $4\varnothing 20$ bewehrten Zugelements; (a) befeuchtete Probe, (b) direkt sichtbare Risse, (c) Vergrösserung, (d) Querschnitt nach dem Zugversuch.

Bild 16 zeigt die Spannungs–Dehnungsdiagramme der Zugversuche an schlaff bewehrten Bauteilen. Der Verlauf der Kurven zeigt zunächst den ungerissenen linear – elastisch Bereich. Nach Erreichen der Zugfestigkeit der Matrix kommt es zur mehrfachen Mesorissbildung und in Folge zu einer Abnahme der Steifigkeit der Probe.

Nach Stabilisierung der Mesorissbildung verläuft die Kurve mit einem sehr grossen ‚tension-stiffening‘ - Effekt parallel zur Spannungs-Dehnungskurve des Stahls. Schliesslich wird die Zugfestigkeit des Elements erreicht, die sich als Summe der Stahlflussgrenze und der von der Rissöffnung abhängigen Betonzugspannung ergibt. Durch den direkten Vergleich des modellierten Stahlverlaufes mit den gemessenen Versuchskurven kann deutlich die hohe Beteiligung des UHLFB an der Lastabtragung beobachtet werden.

Das Tragverhalten eines bewehrten Zugelementes aus UHLFB und seine Festigkeiten ergeben sich somit aus der Überlagerung des Tragverhaltens des UHLFB mit dem Verhalten der Bewehrung (Bild 16). Bis zum Erreichen der Bauteilfestigkeit kann diese Überlagerung direkt erfolgen, da beide Materialien ein verfestigendes Verhalten aufweisen. In der entfestigenden Phase der Rissöffnung sind hingegen für die Superposition weitere, die differenzierte Rissbildung berücksichtigende, Betrachtungen anzustellen.

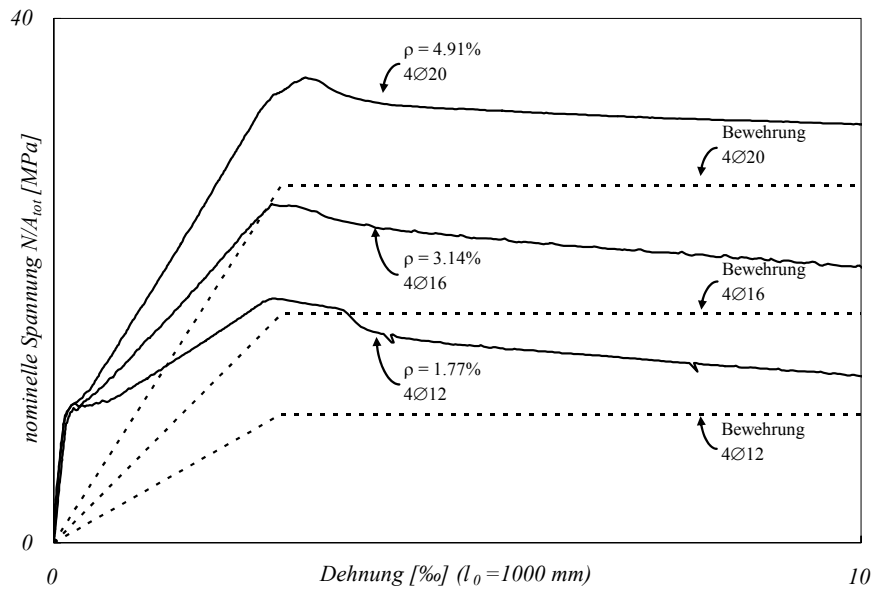


Bild 16: Spannungs – Dehnungskurve der Zugproben

In Tabelle 7 werden die Resultate zusammengefasst. Die Rissbildung tritt bei den bewehrten Proben zwischen 230 und 251 kN ein. Dies bedeutet, dass nach Abzug des durch den Stahl aufgenommenen Anteils, von der Matrix eine Zugspannung $f_{ct,Matrix}$ von 8.6 bis 9.3 MPa aufgenommen wird. Dies liegt im Bereich der bei den Materialversuchen festgestellten Festigkeit von 8.9 MPa. Die Zugfestigkeit der bewehrten Proben wird je nach eingelegter Bewehrung bei 477 bis 909 kN erreicht. Reduziert man diese Festigkeit um die vom Stahl aufgenommene Kraft F_s , so erhält man wiederum den Anteil der durch die Fasern aufgenommenen Spannung σ_t von 8.6 – 8.9 MPa. Dieser liegt etwas niedriger als der bei den Materialversuchen ermittelte Wert von 9.7 MPa. Dies ergibt sich, da bei Erreichen der Fließgrenze des Stahls bereits die Zugfestigkeit des UHFB überschritten worden ist und nur mehr die Festigkeit im Bereich des Nachbruchverhaltens mobilisiert werden kann.

		Rissbildung			Zugfestigkeit			
		F_s [kN]	F_I [kN]	f_I [MPa]	$f_{ct,Matrix}$ [MPa]	F_t [kN]	f_t [MPa]	σ_{ct} [MPa]
G19	4Ø12	252	230	9.0	8.6	477	18.6	8.9
G17	4Ø16	447	243	9.5	9.1	662	25.9	8.7
G18	4Ø20	699	251	9.8	9.3	909	35.5	8.6

Tabelle 7: Zusammenfassung der Zugversuche und Berechnung von Vergleichswerten

- Mit: F_s : Fließkraft der Bewehrung $F_s = f_s \cdot A_s$
 F_I : gemessene Risskraft
 f_I : $f_I = F_s / A_{tot}$
 $f_{ct,Matrix}$: aus F_I berechnete Matrixfestigkeit $f_{ct,Matrix} = (F_I - \epsilon_I E_s A_s) / A_{c,netto}$
 F_t : gemessene Festigkeit / Spannung des Versuchskörpers
 f_t : $f_t = F_t / A_{tot}$

σ_{ct} : aus F_t berechneter von dem Verbundwerkstoff (Fasern+Matrix) übernommener Festigkeitsanteil $\sigma_{ct} = (F_t - F_s) / A_{c,netto}$

3.3 Druckelemente

Um eine baupraktisch relevante Analyse des Druck-Tragverhaltens zu erhalten, werden die Versuchskörper mit einer kombinierten Druck–Biegebelastung belastet. Bei konstanter Normalkraft wird eine beidseitig symmetrische Rotation auf die Probe aufgebracht. Hiermit kann direkt die Momenten - Krümmungsbeziehungen für verschiedene konstante Normalkraftniveaus und verschiedene Bewehrungsgrade ermittelt werden. Des Weiteren werden die Verformungseigenschaften, die Festigkeit und die Versagensarten untersucht.

Um das Tragverhalten eines Druckelementes umfassend zu beschreiben, sind alle möglichen Kombinationen von Moment M , Normalkraft N und Krümmung κ des Querschnittes zu berücksichtigen. Die Interaktion zwischen den Größen kann im M - N - κ - Raum dargestellt werden. Es ergibt sich eine räumliche Fläche, welche jede mögliche M - N - κ Kombination für jeweils ein bestimmtes Druckglied darstellt (Bild 17). Aus dieser Fläche im M - N - κ - Raum lassen sich durch Projektion in jeweils eine Ebene das Momenten – Krümmungsdiagramm, das Momenten – Normalkraft– Interaktionsdiagramm und die Rotationskapazität der Stütze jeweils in Abhängigkeit des dritten Parameters ablesen.

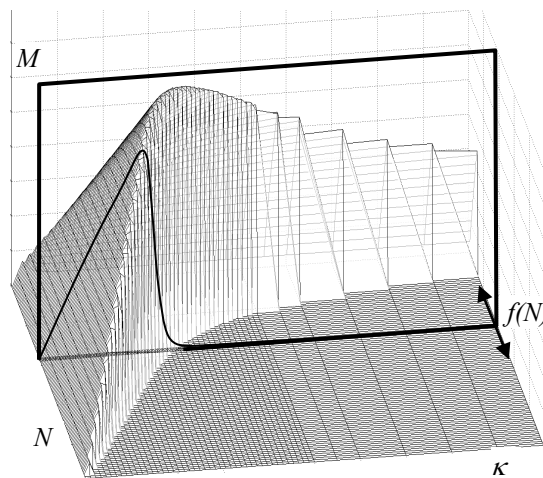


Bild 17a: Schematische Darstellung der Versuche M - N - κ – Raum mit Angabe der Variationsparameter

Die hier durchgeführten Versuche verlaufen aufgrund der konstante Normalkraft und aufgezwungene Randverdrehung in einer klar definierten Ebene im M - N - κ – Raum. Sie repräsentieren direkt das M - κ - Diagramm für eine bestimmte Normalkraft. Hierdurch kann sehr systematisch durch Variation von N der komplette Bereich untersucht werden.

Mit der hier vorgestellten Versuchsserie werden unbewehrte, bewehrte und vorgespannte Elemente untersucht.

Versuch	Bewehrung	$A_S; A_P$	$F_S; F_P$	P_P	$\rho = \frac{A_S}{A_c - A_S}$
		[mm ²]	[kN]	[kN]	[%]
Unbewehrt	-	-	-	-	-
Bewehrt	4Ø20	1256	628	-	4.9%
Vorgespannt	4Ø15.7	600	1062	743	-

Tabelle 8: Bewehrung der Probekörpertypen

Pro Typ werden je drei Versuchskörper getestet, welche jeweils auf drei verschiedene Normalkraftniveaus vorbelastet werden. Um ein möglichst gut Abdeckung des gesamten Tragbereiches des Druckelementes zu erreichen, werden die Versuche mit 30%, 50% und 70% der Druckfestigkeit durchgeführt. Die Druckfestigkeit der unbewehrten Probe unter Annahme eines perfekt zentrischen Drucks ergibt sich zu:

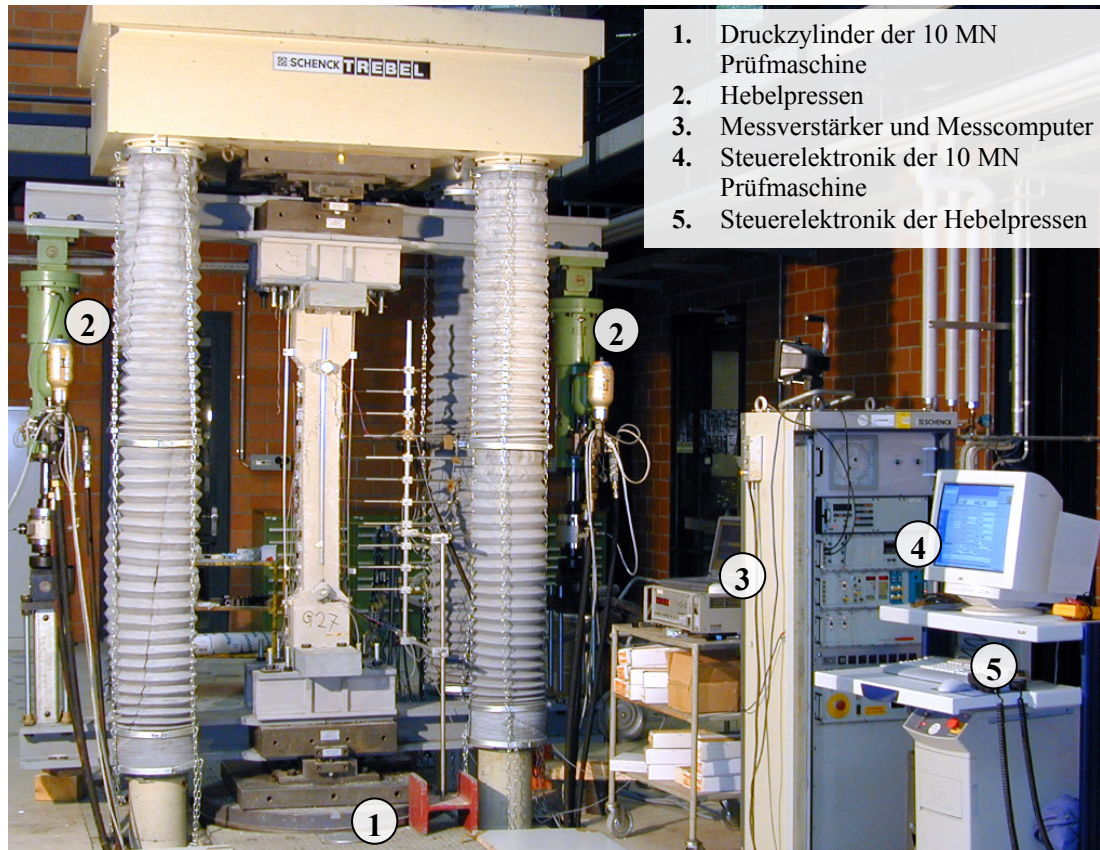
$$F_c = A_c \cdot f_c = 25600 \text{ mm}^2 \cdot 190 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} = 4864 \text{ kN}$$

Entsprechend werden die Proben wie folgt belastet:

Kriterien	F_c	$F_S; F_P$	F_{res}	$0.7 F_c$	$0.5 F_c$	$0.3 F_c$
	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]
Unbewehrt	4864	-	4864	3500	2500	1500
Bewehrt	4864	628	5492	3500	2500	1500
Vorgespannt	4864	670	4194	3500	2500	1500

Tabelle 9: Festigkeit und Lastniveaus der Probekörpertypen

Die Probekörper sind in einem System mit beidseitigen Hebelarmen welche mit zwei Hydraulikzylindern miteinander verbunden sind montiert (siehe Bild 18). Dieses System ist mittels zweier Kipplager in eine 10 MN Trebel Prüfmaschine der Firma Schenk montiert.



1. Druckzylinder der 10 MN Prüfmaschine
2. Hebelpressen
3. Messverstärker und Messcomputer
4. Steuerelektronik der 10 MN Prüfmaschine
5. Steuerelektronik der Hebelpressen

Bild 18: Versuchstand mit Mess- und Steuertechnik.

Bild 19 zeigt am statischen System die Wirkung der Pressenkräfte auf den Probekörper und die daraus resultierende Normalkraft und Momentenverläufe am reduzierten statischen System. Das Moment zweiter Ordnung setzt sich hierbei aus dem Moment, das sich aufgrund der Exzentrizität am Rand der Messstrecke ergibt und dem Moment aufgrund der Durchbiegung des Probekörpers zusammen.

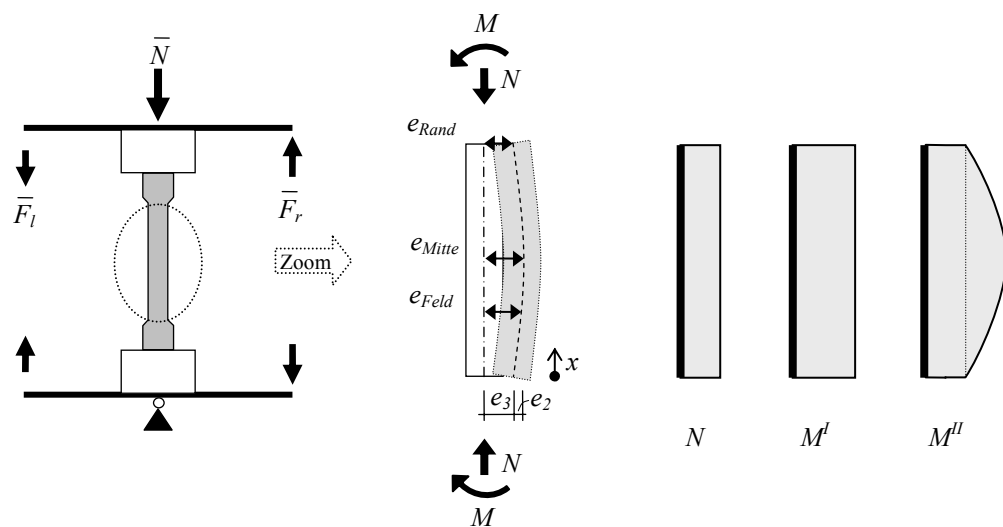


Bild 19: Statisches System bzw. reduziertes statisches System und Schnittkräfte des Versuchsaufbaus. (Momentenverlauf aufgrund Zwangsverdrehung M^I , Verformung des Prüfkörpers bzw. Veränderung der Geometrie des Versuchstandes M^{II})

Mit der gemessenen Normalkraft \bar{N} , den Pressenkräften \bar{F}_l und \bar{F}_r sowie den Exzentrizitäten lassen sich die auf die Probe wirkende Normalkraft N und die Momente wie folgt ermitteln:

$$N = \bar{N} + (F_l - F_r)$$

$$M^I = (F_l + F_r) \cdot a$$

$$M_{\max}^{II} = N \cdot e_{\text{Mitte}} = N \cdot (e_2 + e_3)$$

$$M^{II}(x) = N \cdot e_{\text{Feld}}(x) = N \cdot (e_2(x) + e_3)$$

$$M_{\text{Rand}}^{II} = N \cdot e_{\text{Rand}} = N \cdot e_3$$

Die Beziehungen von Verdrehungswinkel, der Dehnung der Randfaser und der Krümmung zeigt Bild 20. Hierbei muss beachtet werden, dass von den Omega – Dehnungsmessern ein $\Delta\varepsilon$ und nicht die absolute Dehnung inklusive der Normalkraftverformung gemessen wird, da sie nach Aufbringen der Axiallast auf Null gesetzt werden. Hierbei ist zwischen der mittleren Krümmung κ_{mean} und der lokalen Krümmung κ_{loc} zu unterscheiden ist.

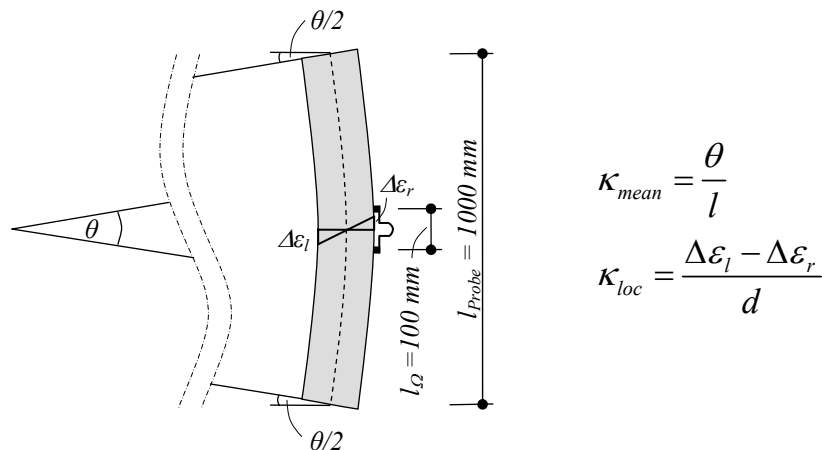


Bild 20: Zusammenhänge zwischen Verdrehungswinkel, Krümmung und Verformung der Randfasern

Die Versuche haben bezüglich des Bruchverhaltens gezeigt, dass es zunächst mit dem Aufbringen der Zwangsverdrehung bei allen Proben zu schichtweisen linsenförmigen Abplatzungen auf der Druckseite kommt. Beim Versagen der Druckelemente konnten zwei grundsätzlich unterschiedliche Bruchmechanismen beobachtet werden. Für Proben mit hoher axialen Belastung oder keiner zusätzlichen Bewehrung kommt es zu einem schlagartigen Druckversagen des verbleibenden Querschnittes mit Bildung eines diagonalen Schubrisses. Bei Proben mit niedriger axialen Belastung und Bewehrung bildet sich eine plastische Zone aus, wobei sich die weitere Verdrehung der Probe auf dieses plastische Gelenk lokalisiert (Bild 21).



Bild 21: Unterschiedliches Bruchverhalten aufgrund der axialen Vorbelastung und der Bewehrungsart; (a) kleine Axiallast, unbewehrt, (b) mittlere Axiallast, bewehrt, (c) grosse Axiallast, vorgespannt.

Je höher die axiale Last, desto spröder ist das Tragverhalten. Bei niedriger Normalkraft kommt es hingegen zu einem duktilen Versagen. Die Rissbildung entwickelt sich langsam vorschreitend mit der aufgezwungenen Verdrehung. Bei hoher Normalkraft kommt es zu einem schlagartigen bis explosionsartigen Versagen. Mit einer passiven Bewehrung ist das Verhalten auch bei höherer Last noch relativ duktil.

Dieses Verhalten spiegelt sich auch im Momenten – Krümmungsdiagramm wieder. In Bild 22 sind zur zusammenfassenden Darstellung jeweils nur das Moment in der Mitte der Probe gegenüber der mittleren Krümmung dargestellt.

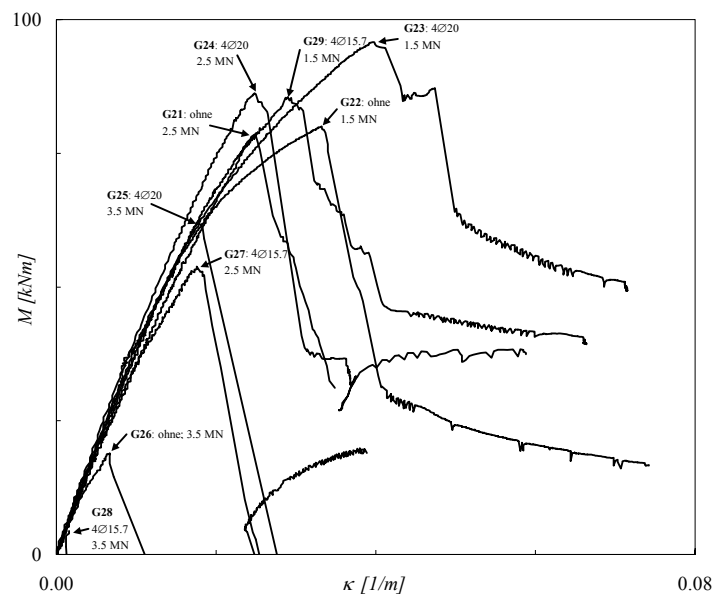


Bild 22: Momenten – Krümmungsverlauf aller Probekörper; dargestellt ist jeweils das Moment in der Mitte der Probe $M_{Mittle,tot}$ gegenüber der Krümmung κ ermittelt aus der Randverdrehung θ ($l_0 = 1000 \text{ mm}$).

Das schnelle Abfallen des Momentes ist charakteristisch für ein schlagartiges Versagen des Querschnittes. Ein langsames Abfallen mit einer Stabilisierung oder erneuten Verfestigung zeichnet ein relativ duktiler Verhalten aus. Ebenso weist ein abgerundeter Verlauf im Bereich des maximalen Momentes auf ein duktiler Verhalten hin. Hierbei kommt es bereits vor Erreichen der Biegefestigkeit durch Rissbildung zu einer erhöhten Krümmungszunahmen.

In Tabelle 10 sind die Hauptresultate zusammengefasst.

Bewehrung		N	M^I_{max}	$M_{Rand,tot}$	$M_{Mittle,tot}$	$\kappa (M^I_{max})$	$e_2 (M^I_{max})$	EI_{hom}
		[MN]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[1/m]	[mm]	[MNm ²]
G22	unbewehrt	1.5	55	74	81	0.032	4.96	3.28
G23	4 Ø20	1.5	66	88	98	0.039	6.27	3.68
G29	4 Ø15.7	1.5	62	78	85	0.029	4.56	3.47
G21	unbewehrt	2.5	45	69	78	0.023	3.74	3.28
G24	4 Ø20	2.5	53	78	87	0.025	3.91	3.68
G27	4 Ø15.7	2.5	34	48	55	0.018	2.59	3.47
G26	unbewehrt	3.5	8	16	20	0.007	1.21	3.28
G25	4 Ø20	3.5	31	56	65	0.019	2.83	3.68
G28	4 Ø15.7	3.5	-	-	-	-	-	3.47

Tabelle 10: Zusammenfassung der Versuchsergebnisse aller Probekörper G21 - G29

3.4 Erkenntnisse

Zugelemente

Bei den Versuchen kommt es zu einer komplexen **Multirissbildung**. Hierbei ist zwischen den visuell einfach zu erkennenden Hauptrissen und den sehr feinen Nebenrisen zu unterscheiden. Erstere entstehen durch die vom klassischen Stahlbeton bekannten Mechanismen der Rissbildung mit einem Rissabstand von 40 - 100 mm, der sich aus der Verbundlänge mit der jeweils eingesetzten Bewehrung ergibt. Die feineren Nebenrisse bilden sich aufgrund der rissverteilenden Wirkung der Fasern im Zwischenbereich mit einem Rissabstand von rund 10 - 15 mm aus.

Die teilweise **inhomogene Verteilung und Orientierung der Fasern** in der Probe hat einen gewissen Einfluss auf das Tragverhalten der Proben. Hierbei ist insbesondere eine asymmetrische Verteilung oder das Ausfallen des gesamten Querschnittes durch schichtweise Ablagerung beim Betonieren oder gar durch Betonierstöße problematisch. Kleinere lokale Inhomogenitäten können sich im Mittel über den gesamten Querschnitt wieder ausgleichen. Durch den Einsatz einer durchgehenden Bewehrung können sowohl asymmetrische Verteilungen wie auch komplett gestörte Querschnitte gut kompensiert werden.

Anhand einer Analyse der Spannungs-Dehnungsdiagramme der Versuche konnte gezeigt werden, dass sich das **Tragverhalten** eines bewehrten Zugelementes aus UHFB durch die Überlagerung des Verhaltens des Verbundwerkstoffes UHFB mit dem Verhalten der Stahlbewehrung ergibt. Entsprechend ergibt sich die **Zugfestigkeit** aus der Stahlfestigkeit zuzüglich eines Anteils des UHFB. Im Bereich vor Erreichen der Bauteilfestigkeit kann diese Überlagerung direkt erfolgen, im entfestigenden Bereich der Rissöffnung sind für die Superposition noch weitere, die differenzierte Rissbildung berücksichtigende, Betrachtungen anzustellen.

Die **Vorspannung** hat einen sehr positiven Einfluss auf Zugelemente aus UHFB. Durch das Überdrücken des Querschnittes kann sich der UHFB sehr effizient an der Abtragung der Belastung beteiligen. Die Steifigkeit im Bereich des Gebrauchszustandes wird erhöht und es ergibt sich eine grosse Verformungskapazität im Grenzzustand der Tragfähigkeit.

Druckelemente

Bei den Versuchen hat sich bezüglich des **Bruchverhaltens** gezeigt, dass es bei Aufbringen der Zwangsverdrehung bei allen Proben zunächst zu schichtweisen linsenförmigen Abplatzungen auf der Druckseite kommt. Das *Versagen* des Druckelements erfolgt letztendlich entweder als ein Druckversagen des verbleibenden Querschnittes mit Bildung eines diagonalen Schubrisses (Proben mit hoher Normalkraft oder keiner zusätzlichen Bewehrung) oder es bildet sich eine plastische Zone aus, wobei sich die weitere Verdrehung der Probe auf dieses plastische Gelenk lokalisiert (Proben mit niedriger Normalkraft und Bewehrung).

Bei Ausbildung eines *plastischen Gelenkes* sind innerhalb des Querschnittes drei deutlich voneinander zu unterscheidende Bereiche erkennbar: Der abgeplatzte Bereich in der Druckzone, eine plastisch verformte zentrale Zone und letztlich eine gerissene Zugzone.

Die Bewehrung führt teilweise zu einer Lokalisierung der *Längsrissbildung* auf der Ebene der Bewehrungselemente. Dieser Effekt ist bei Spannlitzen und bei hohen axial Lasten geringer, hat aber bei einigen Proben quasi zu einer Längsspaltung über die gesamte Probenlänge geführt.

Bezüglich des **Tragverhaltens** kann festgestellt werden, dass je höher die axiale Last desto *spröder* das Verhalten. Bei niedriger Normalkraft kommt es zu einem relativ *duktilen* Versagen. Die Rissbildung entwickelt sich langsam vorschreitend mit der aufgezwungenen Verdrehung. Bei hoher Normalkraft kommt es zu einem schlagartigen bis explosionsartigen Versagen. Mit einer passiven Bewehrung ist das Verhalten auch bei höherer Last noch relativ duktil. Dieses Verhalten spiegelt sich auch im **Momenten – Krümmungsdiagramm** wieder.

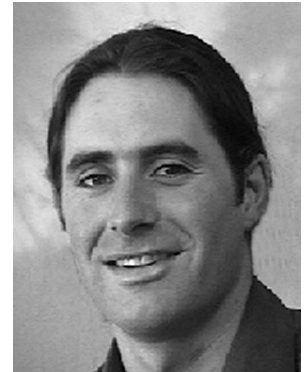
Literaturverzeichnis von Anhang D

- [1] **Behloul M.**, *Analyse et modélisation du comportement d'un matériau à matrice cimentaire fibrée à ultra hautes performances*, E.N.S. Cachan, PhD thesis, 182 p., Cachan, France, **1996**
- [2] **CEB**, *CEB-FIP Model Code 1990*, CEB (Comité euro-international du béton), Thomas Telford Publishing, **1993**.
- [3] **Dal Busco S.**, *Déformabilité et capacité portante des colonnes en béton armé*, Thèse de doctorat, p. 241, Lausanne, Suisse, **1988**.
- [4] **Habel K., Gysler R., Denarié E., Brühwiler E.**, *A uniaxial tensile test for Advanced Cementitious Materials*, interner Bericht, 8 p., **2002**.
- [5] **Jungwirth J., Muttoni A.**, *Versuche zum Tragverhalten von ultra hochfestem Beton – Teil 1 Material*, EPFL, IS-BETON Bericht 00.02.R3, p. 104, Lausanne, **2004**.
- [6] **Jungwirth J., Muttoni A.**, *Versuche zum Tragverhalten von ultra hochfestem Beton – Teil 2 Bauteile*, EPFL, IS-BETON Bericht 00.02.R4, p. 123, Lausanne, **2004**.
- [7] **Marti P., Alvarez M., Kaufmann W., Sigrist V.**, *Tragverhalten von Stahlbeton*, IBK Spezialpublikation, 008, pp.50-53, Zürich, Schweiz, **1999**.
- [8] **Muttoni A., Schwartz J., Thürlimann B.**, *Bemessung von Betontragwerken mit Spannungsfeldern*, Birkhäuser, Design of Concrete Structures with Stress Fields, 145 pp, Basel, Schweiz, **1997**.
- [9] **Pfyl Th.**, *Tragverhalten von Stahlfaserbeton*, IBK-Bericht, PhD thesis, Nr. 279, 140 p., Zürich, Schweiz, **2003**.
- [10] **Pfyl Th., Marti P.**, *Versuche an stahlfaserverstärkten Stahlbetonelementen*, IBK Bericht, 268, 137, Zürich, Schweiz, **2002**.
- [11] **Plumey S., Jungwirth J., Muttoni A.**, *Comportement des éléments en béton à ultra hautes performances*, EPFL-IS-BETON, Lausanne, **2002**
- [12] **SETRA, AFGC**, *Béton fibrés à ultra-hautes performances*, recommandations provisoires , 152, Frankreich, **2002**.
- [13] **SN EN 262/1: 2003**, *Betonbau - Ergänzende Festlegungen*, SIA 261/1, Zürich, Schweiz, **2003**.
- [14] **SN EN 262: 2003**, *Betonbauten*, SIA 262, 76 pp., Zürich, Schweiz, **2003**.
- [15] **SN EN 266: 2003**, *Mauerwerk*, SIA 266, Zürich, Schweiz, **2003**.
- [16] **Stirnemann D., Jungwirth J., Muttoni A.**, *Versuche an Stützen aus ultra hochfestem Beton*, Projekt 00.02, Bericht 00.02.R5, EPFL-IS-BETON, **2004**.
- [17] **Stirnemann D., Jungwirth J., Muttoni A.**, *Flambage de colonnes en béton fibré à ultra haute performance (BFUHP)*, Projekt 00.02, Bericht 00.02.R6, EPFL-IS-BETON, Lausanne, **2004**.

Lebenslauf

Jörg Jungwirth

3.1.72 Ch. de Montelly 31
Deutsche Staatsangehörigkeit 1007 Lausanne
ledig Tel.: 021/693 63 27
Jorg.Jungwirth@epfl.ch Mob.: 078/822 99 79
<http://beton.epfl.ch/Person/Jungwirth/>



Berufliche Tätigkeiten

- 8/00 – heute** Doktorand und Assistent am **Massivbaulehrstuhl (IS-BETON)**
- **Eidgenössische Technische Hochschule Lausanne (EPFL)**, Schweiz
 - **Doktorarbeit** zum Tragverhalten von Ultra-Hochfestem-Faserbeton
 - **Forschungsstipendium** des Verbandes der Zementindustrie **Cemuisse**
 - **Industriekontakte:** Holcim AG, Eiffage TP, SIKA SA Paris, Alphabeton
 - Lehre für **Bauingenieure** (8/00 – heute) und **Architekten** (4/02 – 6/03)
- 5/00 – 7/00** Anstellung bei **Greencity**, München
- **Event - Management** der ‚Bladenight München 2000‘
- 5/99 – 12/99** Anstellung am **Eidgenössischem Institut für Lawinenforschung (SLF)** Davos, Schweiz
- Analyse der Lawinenschäden während des Lawinenwinters 1999
- 8/96 - 10/96** Praktikum bei **Dywidag-Systems-International** Frankreich, Paris
- Technische Assistenz (Vorspann- und Geotechnik)
- 8/93 - 10/93** Praktikum bei Alois **Inhofer Zimmermann**, München

Ausbildung und Studium

- 2/06** **Dissertation** (Docteur ès sciences EPFL)
- 4/99** **Diplom** in Bauingenieurwesen (Dipl. – Ing. TUM)
- 10/98 - 3/99** Diplomarbeit an der **Eidgenössischen Institut für Schnee- und Lawinenforschung (SLF)** Davos, Schweiz
- Nachrechnung der durch Lawineneinwirkung zerstörten Brücke ‚Ri di Rialp‘
- 10/97 - 8/98** ERASMUS Studium an der **Eidgenössische Technische Hochschule Lausanne (EPFL)**, Schweiz
Vertiefung: konstruktiver Ingenieurbau
- 11/93 – 4/99** Studium des **Bauingenieurwesens, Technischen Universität München (TUM)**
Vertiefungsfächer: Tragwerkslehre und Baubetrieb

Publikationen und Konferenzen

- Doktorat** **Jungwirth J.**, *Zum Tragverhalten von zugbeanspruchten Bauteilen aus Ultra-Hochleistung-Faserbeton*, Doktorarbeit EPFL Nr. 3429, p. 158, Lausanne, **2005**.
- Artikel** **Jungwirth J., Muttoni A. et al.**, *Structural use of ultra - high performance fiber reinforced concrete*, conference FRC - from theory to practice, Bergamon, **2004**.
- Jungwirth J., Muttoni A.**, *Structural Behavior of Tension Members in Ultra High Performance Concrete*, International Symposium on UHPC, pp. 533-546, Kassel, **2004**.
- Jungwirth J.**, *Underspanned Bridge Structures in Reactive Powder Concrete*, 4th International PhD Symposium in Civil Engineering, pp. 305 – 310, München, **2002**.
- Konferenz-** **Jungwirth J.**, *Recent Research in Structural Behavior of UHPC with regard*
vorträge *to the Design of UHPC Structures*, Fibre Reinforced Concrete in Practice, Graz, **2005**.
- Jungwirth J.**, *Structural Behavior of Tension Members in Ultra High Performance Concrete*, International Symposium on UHPC, Kassel, **2004**.
- Jungwirth J.**, *Underspanned Bridge Structures in Reactive Powder Concrete*, 4th International PhD Symposium in Civil Engineering, München, **2002**.
- Berichte** **Jungwirth J., Muttoni A.**, *Versuche zum Tragverhalten von ultra*
und Bücher *hochfestem Beton – Teil 1 Material*, EPFL, IS-BETON Bericht 00.02.R3, p. 100, Lausanne, **2004**.
- Jungwirth J., Muttoni A.**, *Versuche zum Tragverhalten von ultra hochfestem Beton – Teil 2 Bauteile*, EPFL, IS-BETON Bericht 00.02. R4, p. 104, Lausanne, **2005**.
- Ammann W., Jungwirth J. et al.**, *Der Lawinenwinter 1999 - Ereignisanalyse*, Eidgenössischem Institut für Lawinenforschung, p. 588, Davos, **2000**.
- Diplom** **Jungwirth J.**, *Versagensmechanismen und Schadensempfindlichkeit von Bauten in Abhängigkeit von Lawinenwirkungen*, Fallstudie Brücke Ri di Rialp am Lukmanierpass, p. 93, Davos, **1999**.