



Gerhard Santner, Dipl.-Ing.

Fügetechnik im UHPC - Schalenbau

DISSERTATION

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der technischen Wissenschaften

eingereicht an der

Technischen Universität Graz

Betreuer

Dipl.-Ing. Dr.techn. Univ.-Doz. Bernhard Freytag

Labor für Konstruktiven Ingenieurbau

EIDESSTATTLICHE ERKLÄRUNG

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt, und die den benutzten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht habe. Das in TUGRAZonline hochgeladene Textdokument ist mit der vorliegenden Dissertation identisch.

Datum

Unterschrift

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand als Teil des von der Österreichischen Forschungsförderungsgesellschaft (FFG) geförderten Projekts „Schalentragerwerke aus UHPC – Dünnwandige gekrümmte Bauteile aus hochfesten Betonen für eine ressourcenschonende innovative Schalenbauweise“ (FFG Projekt B1 836524).

Mein besonderer Dank gilt meinem Betreuer Univ.-Doz. Bernhard Freytag, der mir die Durchführung dieser Arbeit im Rahmen meiner Tätigkeit am Labor für Konstruktiven Ingenieurbau der TU Graz ermöglicht hat, und mit stetiger Unterstützung, vielen Anregungen und fachlichen Hilfestellungen wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen hat. Ebenso danke ich meinen Kollegen DI Josef Linder, Reinhard Holzschuster, Uwe Fülöp und Hannes Koitz, welche mich bei vielen Arbeiten tatkräftig unterstützt haben.

Im Rahmen des Forschungsprojekts war auch eine intensive Zusammenarbeit mit den Projektpartnern notwendig. Für die gute Zusammenarbeit danke ich vom Institut für Tragwerksentwurf Prof. Stefan Peters, Assoc.Prof Andreas Trummer, DI Gernot Parmann, DI Felix Amtsberg und Robert Schrempf, vom Institut für Betonbau Prof. Nguyen Viet Tue, DI Philipp Hadl und Hoang Kim sowie vom Institut für Materialprüfung und Baustofftechnologie Dr. Joachim Juhart. Selbstverständlich gilt der Dank auch den Firmen, die das Projekt finanziell unterstützt haben: ABB AG, BASF Performance Products GmbH, Dyckerhoff AG, Max Bögl Bauservice GmbH & Co. KG, Nomotec Anlagenautomatontechnik GmbH und SGL Group.

Herrn Prof. Oliver Fischer möchte ich für die Übernahme der zweiten Begutachtung dieser Arbeit danken.

Der größte Dank gebührt aber meiner Familie und meiner Freundin Sarah für die mir entgegengebrachte Geduld und die Unterstützung.

Kurzfassung

Um Schalentragerwerke aus Fertigteilen aus ultrahochfestem Beton (UHPC) realisieren zu können, muss der Fügung der einzelnen Elemente besondere Beachtung geschenkt werden. Die Analyse bestehender und vor allem die Entwicklung neuer, den Ansprüchen einer modernen Bauweise genügender Verbindungstechniken für dünnwandige, doppelt gekrümmte UHPC-Fertigteile bilden den Inhalt dieser Arbeit.

Die Untersuchung bestehender Verbindungstechniken zeigt, dass viele bekannte Techniken aus dem Betonbau auch für die Fügung von dünnen UHPC-Fertigteilen adaptiert werden können. Allerdings bieten sich aufgrund der hervorragenden mechanischen Eigenschaften von UHPC auch bisher im Betonbau eher unübliche Fügetechniken wie Klebeverbindungen, trockene Stöße oder die Verwendung von speziellen Einbauteilen an. Das in dieser Arbeit bearbeitete Fügekonzept sieht Trockenfugen in Kombination mit vorgespannten Schraubenverbindungen vor.

In einem ersten Entwicklungsschritt werden die mechanischen Zusammenhänge zwischen Schraubenvorspannkraft und Reibung der Trockenfuge hergeleitet. Darüber hinaus wird das grundsätzliche Verhalten von einfach herzustellenden Schraubenverbindungen mittels numerischer Voruntersuchungen sowie ersten Tastversuchen analysiert. Aufbauend auf diesen Erkenntnissen werden zwei unterschiedliche Schraubenverbindungen und eine Klemmverbindung konzipiert. Anhand von Biege- und Zugversuchen sowie ergänzenden Finite Elemente Berechnungen wird das Tragfähigkeitspotential dieser Verbindungen aufgezeigt. In einem letzten Entwicklungsschritt wird das Verbindungskonzept weiterentwickelt, um die erkannten Schwachstellen der Schraubenverbindungen zu vermeiden. Verbundanker in Kombination mit einem Spannschloss ermöglichen Fugentragfähigkeiten in der Größenordnung des UHPC-Querschnitts ohne Fuge. Die Leistungsfähigkeit dieses Verbindungssystems wird in einer weiteren Versuchsserie bestätigt.

Aufbauend auf den Versuchsergebnissen wird ein analytisches Berechnungsmodell zur Ermittlung der Verbindungstragfähigkeit vorgestellt, aus welchem zum Abschluss der Arbeit ein Konzept zur Fugendimensionierung abgeleitet wird.

Abstract

The construction of prefabricated shell structures needs particular attention regarding the connection of the precast elements. In this work, existing joining techniques are analysed and primarily new connection methods for thin-walled, double curved prefabricated UHPC-elements are developed.

Many of the conventional joining techniques known from concrete constructions can be used for the connection of thin-walled UHPC-parts as well. But, due to the outstanding mechanical properties of UHPC, also some unusual methods are possible. For example adhesive connections, dry joints or the use of special mounting parts. The joining techniques introduced in this work are based on dry joints and high-strength friction grip bolts.

The first part deals with the mechanical relations between the bolt force, the friction and the shear resistance of a dry joint. In addition, mechanical experiments and numerical simulations of a very simple bolted connection are carried out. The main focus in the design of this first connection variant lies on a simple and fast production. Based on the findings of these first investigations, two other types of bolted connections and a clamped joint are designed. The load bearing potential of these connection types is shown by means of bending and tension tests as well as by finite element simulations. However, the tests show also some disadvantages of bolted connections, which limit their load carrying capacity. Thus, a further connection variant is developed, which is based on the principles of bolted connections but avoids their disadvantages. A turnbuckle combined with bond anchors allows a load carrying capacity of the joint in the same order as in cross-sections without joint. The capacity is shown in another test series.

Based on the experimental results of the final connection type, an analytical model for the calculation of the load carrying capacity of the joint is derived. In the last part of the work a design concept for the joint between precast UHPC-elements is presented.

Inhalt

Vorwort	V
Kurzfassung	VI
Abstract	VII
Inhalt	IX
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Forschungsprojekt „UHPC-Schalen“	1
1.3 Ziele und Abgrenzung der Arbeit	4
1.4 Aufbau der Arbeit	4
2 Stand der Fügetechnik	5
2.1 Fügen im Betonbau	5
2.1.1 Klassischer Fertigteilmontage	5
2.1.2 Verbindung von UHPC – Fertigteilen	8
2.1.3 Textilbeton	12
2.2 Fügetechniken abseits des Betonbaus	13
2.2.1 Stahl- und Holzbau	13
2.2.2 Glasbau	14
2.3 Fügekonzepte für Schalenträgerwerke und dünne Bauteile aus Beton	14
2.4 Zusammenfassung	22
3 Fügekonzepte für doppelt gekrümmte Freiformträgerwerke	23
3.1 Nicht anwendbare Verbindungstechniken	23
3.2 Mögliche Verbindungsvarianten	24
3.2.1 Verbindungen auf Basis konventioneller Nastschüsse	24
3.2.2 Klebeverbindungen	26
3.2.3 Schraubenverbindungen	27
3.2.4 Einbauteile	30
3.3 Eigenes Fügekonzept	32
4 Entwicklung und Untersuchung ausgewählter Verbindungstechniken	35
4.1 Entwicklungsstufe I - Grundlagen und Voruntersuchungen zu vorgespannten Schraubenverbindungen	35
4.1.1 Mechanische Beziehungen bei schräger Fuge	36
4.1.2 Voruntersuchungen mittels Finiter Elemente Methode	47
4.1.3 Tastversuche an Kleinproben - Verbindungstyp 0	53
4.2 Entwicklungsstufe II – Optimierung von vorgespannten Schraubenverbindungen hinsichtlich der Tragfähigkeit und Vergleich mit einer Klemmverbindung	63

4.2.1	Gestaltung der Verbindungen	63
4.2.2	FE Simulation der Versuche	66
4.2.3	Versuche an Kleinproben - Verbindungstypen 1, 2 und 3	69
4.2.4	Tragfähigkeit in Abhängigkeit der Schraubenanzahl	85
4.2.5	Beurteilung der Verbindungstypen und weiterführende Überlegungen	88
4.3	Entwicklungsstufe III - Verbundanker mit Spannschloss	91
4.3.1	Grundlagen des Verbindungstyps 4	91
4.3.2	Verbundeigenschaften	94
4.3.3	Mögliche Ausführungen von Spannschloss und Verbundanker	96
4.3.4	Dimensionierung des Prototyps	102
4.3.5	Versuche an Kleinproben - Verbindungstyp 4	105
4.3.6	Tastversuche zum Langzeitverhalten	122
5	Analytische Modellierung und Bemessungskonzept Verbindungstyp 4	127
5.1	Analytisches Modell des Tragverhaltens	127
5.1.1	Verhalten unter Zug	127
5.1.2	Ableitung eines Berechnungsmodells aus den Biegeversuchen	130
5.1.3	Vergleich des Berechnungsansatzes mit den Versuchsergebnissen	136
5.1.4	Überprüfung weiterer Ansätze für die Moment – Fugenöffnung – Beziehung	140
5.1.5	Einfluss der Verbindersteifigkeit	144
5.2	Bemessungskonzept	147
5.2.1	Vereinfachung der Moment–Fugenöffnung – Beziehung	147
5.2.2	Bruchkurve bei Moment – Normalkraft Interaktion	148
5.2.3	Weitere zu berücksichtigende Versagensmechanismen	152
5.2.4	Grenzzustand der Tragfähigkeit (ULS)	159
5.2.5	Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (SLS)	164
5.3	Bemessungsbeispiel	165
5.3.1	Vorgehensweise bei der Bemessung	165
5.3.2	Einwirkende Schnittgrößen am Beispiel des „Wellendachs“	166
5.3.3	Dimensionierung der Fuge	169
6	Zusammenfassung und Ausblick	177
6.1	Zusammenfassung und Ergebnisse	177
6.2	Ausblick und weiterer Forschungsbedarf	180
	Literaturverzeichnis	183
Anhang A	Weitere Messergebnisse der Versuchsserie 1	189
Anhang B	Weitere Messergebnisse der Versuchsserie 2	195
Anhang C	Ermittlung der charakteristischen Abklinglänge am FE-Modell	199
C.1	Überprüfung verschiedener Ansätze	199
C.2	Berechnungen bei verschiedenen Varianten von L_{ch}	202
Anhang D	Herleitungen der $M - \vartheta$ Beziehung bei verschiedenen Ansätzen	205
D.1	Arbeitslinie mit Sinus-Ansatz	205

D.2	Arbeitslinie mit abfallendem Ast	210
D.3	Nichtlineare Kraftzunahme	212
D.4	Änderung des E- Moduls	214
Anhang E	Überprüfung der M-N Bruchkurve mittels Finiten Elementen	215
Anhang F	Praktische Anwendung des Verbindungstyp 4 – Mock-up aus neun Fertigteilen	219
F.1	Montagekonzept der Anker und Aussparungskörper	219
F.2	Montage des Mock-ups	223

1 Einleitung

1.1 Motivation

Schalentragwerke bestechen nicht nur durch Ihre architektonische Eleganz sondern zeichnen sich, bedingt durch ihre statische Effizienz, auch durch einen geringen Materialverbrauch aus. War der Betonschalbau bis in die 1970er Jahre sehr populär und weit verbreitet, spielte er die nachfolgenden Jahre und bis in die Gegenwart eher eine untergeordnete Rolle. Ein wesentlicher Grund dafür war die meist aufwändige Herstellung der Schalung und Rüstung, welche bei hohen Personalkosten zu einer unwirtschaftlichen Bauweise führten ([Isler 1992]).

Der schonende Umgang mit den natürlichen Ressourcen ist jedoch in letzter Zeit wieder verstärkt in das Bewusstsein der Architekten und Ingenieure gerückt. Dadurch gewinnen materialsparende und effiziente Tragstrukturen wieder zunehmend an Bedeutung, und damit geht auch die Suche nach wirtschaftlichen Bauweisen für Schalentragwerke einher. Andererseits besteht auch nach wie vor der Anspruch nach architektonisch anspruchsvollen und hervorstechenden Bauwerken. Bedingt durch die nahezu grenzenlosen Möglichkeiten in der digitalen Planung, ist der Trend von frei geformten Tragwerken und Gebäudehüllen, so genannten „Non-standard structures“, nahezu ungebrochen.

Die Weiterentwicklungen in der Materialtechnologie bieten dabei beste Voraussetzungen individuelle, freie Formen mit einer materialgerechten, ressourcenschonenden Konstruktion zu vereinen. Ultrahochfester Beton (UHPC) erlaubt schon aufgrund seiner hohen Festigkeit eine Reduktion des Materialverbrauchs. Darüber hinaus können durch die im UHPC übliche Faserbewehrung oder durch textile Bewehrungsgelege aus Carbon- oder Glasfasern auch signifikante Biegebeanspruchungen und bei entsprechender Ausführung auch Zugbeanspruchungen aufgenommen werden. Dadurch besteht die Möglichkeit, dünnwandige, leichte Betonkonstruktionen auch abweichend von einer idealen, kraftflussoptimierte Geometrie wie bei den klassischen Schalen üblich, zu bauen.

Vor diesem Hintergrund wurde an der Technischen Universität Graz das interdisziplinäre Forschungsprojekt „Schalentragwerke aus UHPC – Dünnwandige gekrümmte Bauteile aus hochfesten Betonen für eine ressourcenschonende innovative Schalenbauweise“ (FFG Projekt B1 836524, im Weiteren kurz „UHPC-Schalen“ genannt) durchgeführt. Das Ziel war es, durch eine neuartige Fertigteilbauweise, die sowohl ansprechende Formen erlaubt als auch den Anforderungen der Nachhaltigkeit und Wirtschaftlichkeit genügt, die Schalenbauweise wieder zurück in den Fokus von Planern und ausführenden Firmen zu rücken [Trummer et al. 2012, Peters et al. 2016]. Durch die Fertigteilbauweise kann auf die teuren und aufwändigen Schalungskonstruktionen verzichtet werden. Fertigelemente können in hoher Qualität witterungsunabhängig hergestellt werden, und mit wesentlich geringeren Anforderungen an die Rüstung in kurzer Bauzeit zu fertigen Bauwerken zusammengesetzt werden.

Um Schalentragwerke aus Fertigteilen realisieren zu können, muss allerdings der Fügung der einzelnen Elemente besondere Beachtung geschenkt werden. Die Analyse bestehender und vor allem die Entwicklung neuer, den Ansprüchen einer modernen Bauweise genügender Verbindungstechniken für dünnwandige, doppelt gekrümmte UHPC-Fertigteile bilden den Inhalt dieser Arbeit. Die Arbeit ist damit Teil des Forschungsprojekts UHPC-Schalen.

1.2 Forschungsprojekt „UHPC-Schalen“

Das von der Österreichischen Forschungsförderungsgesellschaft (FFG) geförderte Projekt „UHPC-Schalen“ wurde von vier Instituten der TU Graz gemeinsam mit sechs Industriepartnern durchgeführt (Projektlaufzeit Sept. 2012 – Okt. 2015). Um die angestrebten Projektziele zu erreichen, wurden alle

Schritte, vom Entwurf und der digitalen Planung von Freiformschalen über die Produktion der Fertigteile bis hin zur Montage wissenschaftlich aufbereitet.

Die Arbeiten des Projekts umfassten dabei folgende Teile

- Konstruktion und digitale Prozesskette
- Formen (Schalungssysteme)
- Material und Bewehrung
- Einbringverfahren und Nachbehandlung
- Mechanische Nachbearbeitung
- Fügetechnik und Montage
- Mechanische Versuche

Auf die einzelnen Teile soll hier nicht im Detail eingegangen werden. Jedoch ergaben sich aus den anderen Arbeitspaketen auch viele Grundlagen und Randbedingungen, welche die eigene Forschungsarbeit zur Fügetechnik maßgeblich beeinflusst haben. Deshalb werden hier einige wesentliche Entwicklungen kurz zusammengefasst.

Ein wichtiger Aspekt des Projekts war, die in der Planung schon lange etablierten digitalen Werkzeuge in die Fertigungsprozesse miteinzubeziehen. Dieser Schritt erfolgt durch den Einsatz von Industrierobotern. Diese sollen sowohl in der Erstellung der Formen als auch für eine nachträgliche Bearbeitung der Fertigteile verwendet werden. An der TU Graz steht mit dem Roboter Design Labor, welches gemeinsam vom Institut für Tragwerksentwurf und dem Labor für Konstruktiven Ingenieurbau betrieben wird, auch die entsprechende Infrastruktur zur Verfügung. Das Labor ist mit einem Industrieroboter ABB – IRB6660-205/1,9PreMa auf einer sechs Meter langen Linearführung ausgestattet, der auch für eine Nassbearbeitung von Betonteilen geeignet ist.

Als gemeinsame Basis für die unterschiedlichen Arbeiten und Teilziele des Forschungsprojektes diente der exemplarische Entwurf eines Bauwerks (Abbildung 1.1). Der Entwurf unterscheidet sich sowohl optisch als auch vom Tragverhalten her grundlegend von klassischen Schalentragwerken. Er repräsentiert aber gerade deshalb alle im Projekt gestellten Anforderungen: Eine hohe Anzahl an geometrisch unterschiedlichen, doppelt gekrümmten Einzelteilen mit hohen Beanspruchungen die über reine Membrandruckkräfte hinausgehen. Der Entwurf wurde Projektintern als „Wellendach“ bezeichnet.

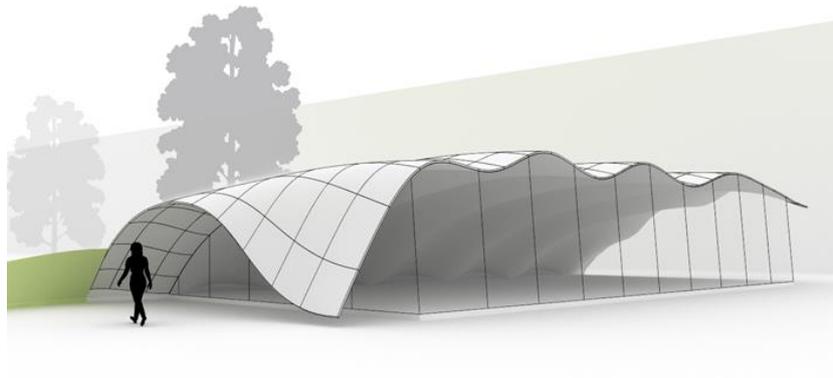


Abbildung 1.1 Beispielentwurf „Wellendach“ (G. Parmann / ITE TU Graz)

Im Entwurf kamen bereits parametrische Planungstools zum Einsatz, um z.B. die Wellenzahl und Wellenhöhe auf die Beanspruchung abzustimmen. Vor allem aber mussten die maximalen Krümmun-

gen auf das parallel entwickelte Schalungskonzept abgestimmt werden. Um sämtliche im Projekt untersuchten Techniken zu überprüfen und die durchgängige Prozesskette zu demonstrieren, wurde ein Ausschnitt dieses Tragwerks als Mock-up hergestellt. Das ca. 2,4 x 2,4 m große Bauteil entspricht planmäßig einem späteren Fertigelement. Für Demonstrationszwecke und um die Handhabung im Labor zu erleichtern, wurde der Ausschnitt weiter in neun kleinere Einzelsegmente unterteilt (Abbildung 1.2).

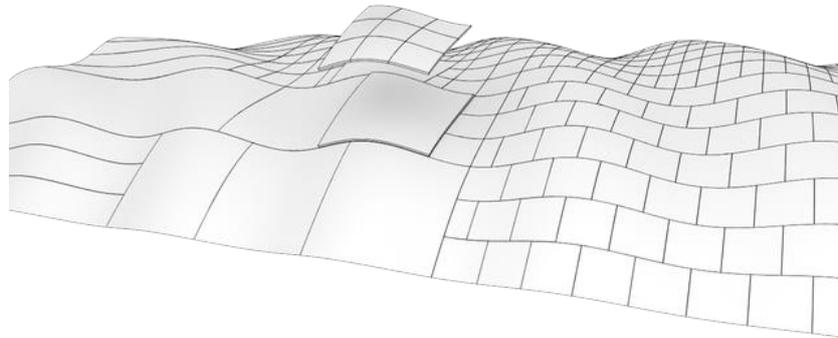


Abbildung 1.2 *Verschiedene Varianten der Segmentierung und ausgewählte Teile für ein im Projekt umgesetztes Mock-up*
(G. Parmann / ITE TU Graz)

Für die Herstellung der doppelt gekrümmten Elemente wurden zwei Varianten von wiederverwendbaren, verstellbaren Schalungssystemen untersucht, wobei eine Variante bis zum Prototyp entwickelt wurde. An diesem sogenannten Formtisch kann die Geometrie der Fertigteile aus den digitalen Entwurfsdaten automatisch vom Industrieroboter eingestellt werden. Einerseits um den feinmechanischen, sensiblen Formtisch vom „schmutzigen“ Betoniervorgang zu trennen und andererseits um diese teure Einrichtung nicht für die lange Zeit der Betonhärtung zu blockieren bzw. vorhalten zu müssen, wird ein Zwischenschritt im Herstellprozess der Fertigteile eingeführt: Vom variabel einstellbaren Formtisch wird die Geometrie auf die eigentliche Schalung übertragen. Diese besteht aus einem frei formbaren und schnell aushärtendem Material, welches aus wirtschaftlichen und ökologischen Gründen wiederverwendbar sein soll. Durch die schnelle Aushärtung können mit dem Formtisch in kurzer Zeit viele unterschiedliche Schalungen eingestellt und produziert werden. Im Rahmen des Projekts wurden verschiedene mögliche Materialien für die Zwischenformen untersucht, wobei für die Herstellung der Prototypen ein aus der Gießereitechnik bekannter gebundener Formsand (Quarz) eingesetzt wurde.

Der im Forschungsprojekt verwendete UHPC basiert auf dem Bindemittel-Premix Dyckerhoff NANODUR® Compound 5941. Die Rezeptur wurde vom Institut für Betonbau der TU Graz entwickelt und laufend dem Projektfortschritt angepasst. Dabei galt es vor allem eine sehr fließfähige Mischung zu entwickeln, welche für die Herstellung der dünnwandigen Elemente geeignet ist.

Das generelle Bewehrungskonzept sieht vor, für normal beanspruchte Bauteile ausschließlich Faserbewehrung zu verwenden, und bei hoch beanspruchten Teilen zusätzlich textile Bewehrungsgelege einzubauen. Auch hinsichtlich der Faserbewehrung wurden unterschiedliche Varianten untersucht. Neben den bewährten Stahlfasern wurde auch die Eignung von kurzen Karbonfaserbündeln überprüft. Diese unterschiedlichen Entwicklungen auf Seite des Materials spiegeln sich zum Teil in den Untersuchungen zur Füge-technik in dieser Arbeit wider, da versucht wurde, alle möglichen Entwicklungen mit abzudecken. Die jeweils verwendeten UHPC – Mischungen und die Bewehrungsart werden in den entsprechenden Abschnitten beschrieben. Zusätzlich sei angemerkt, dass in dieser Arbeit immer die Kurzform UHPC für ultrahochfesten Beton verwendet wird, auch wenn es sich dabei um faserbewehrten ultrahochfesten Beton handelt.

Generell ist aber festzuhalten, dass sowohl die Fügetechnik als auch alle weiteren Arbeiten im Projekt nicht nur auf die oben angeführten Randbedingungen bzw. den Beispielenwurf abgestimmt wurden, sondern grundsätzlich universell einsetzbar sind. Durch diese klaren Vorgaben konnten die Forschungsarbeiten jedoch effektiv auf die Umsetzung der gewünschten Projektziele fokussiert werden.

1.3 Ziele und Abgrenzung der Arbeit

Das primäre Ziel dieser Arbeit ist die Adaptierung von bestehenden bzw. die Entwicklung einer neuen, geeigneten Fügetechnik für doppelt gekrümmte UHPC Fertigteile. Die Verbindungstechnik soll dabei möglichst universell sein, um bei vielen unterschiedlichen Bauteilgeometrien gleichermaßen eingesetzt werden zu können. Die Verbindung soll weiters für Freiformschalen ohne kraftflussoptimierte Geometrie geeignet sein, das heißt neben Druckkräften müssen auch Biegemomente, Zug- und Schubkräfte über die Fugen übertragen werden können. Dabei wird den Biegebeanspruchungen besondere Beachtung geschenkt.

Neben der konstruktiven Ausbildung der Verbindung(en) soll auch das mechanische Tragverhalten ergründet und entsprechende Bemessungsregeln ausgearbeitet werden.

Da es für die gegebene Aufgabenstellung sicher viele unterschiedliche Lösungen gibt, ist ein weiteres, untergeordnetes Ziel, mit dieser Arbeit auch Grundlagen bzw. Ideen für weitere Entwicklungen zu dieser Thematik zu bieten. Auch wenn letztendlich nur ein bestimmter Verbindungstyp im Detail analysiert wird, so sollen dennoch die Vor- und Nachteile einiger verschiedener Fügetechniken gezeigt werden.

Für die Entwicklung einer Verbindung sind darüber hinaus sehr viele unterschiedliche Aspekte aus verschiedenen Fachbereichen zu berücksichtigen. Der Fokus dieser Arbeit liegt jedoch ausschließlich auf den konstruktiven und mechanischen Belangen der Verbindungen.

1.4 Aufbau der Arbeit

Um zu Beginn der Arbeit in die Thematik einzuleiten, wird in Kapitel 2 ein Überblick über den Stand der Fügetechnik gegeben. Neben Techniken des Betonbaus werden auch relevante Methoden aus anderen Fachbereichen kurz erörtert. Auf Verbindungstechniken von dünnwandigen Bauteilen aus Beton und UHPC bzw. Forschungsarbeiten zu dieser Thematik wird dabei näher eingegangen. Im Kapitel 3 werden aufbauend auf dem Stand der Technik und eigenen Überlegungen Verbindungskonzepte für doppelt gekrümmte UHPC Bauteile zusammengestellt und deren Vor- und Nachteile dargestellt. Den Abschluss des Kapitels bildet die Definition des eigenen Fügekonzepts, als Grundlage für die weitere Arbeit.

Das Kapitel 4 widmet sich den eigenen Entwicklungen und Untersuchungen verschiedener Verbindungstechniken. Entsprechend dem Entwicklungsfortschritt wird das Kapitel in drei Unterabschnitte unterteilt. Gilt es in der ersten Entwicklungsstufe vor allem die Grenzen und Möglichkeiten des gewählten Konzepts anhand von theoretischen Überlegungen und einfachen Experimenten auszuloten, so werden in der Entwicklungsstufe II systematisch einige Verbindungstypen untersucht. Dabei werden sowohl experimentelle Methoden als auch numerische Simulationen angewandt. Aufbauend auf diesen Erkenntnissen wird in der letzten Entwicklungsstufe das Verbindungssystem weiterentwickelt, so dass die in den vorangehenden Untersuchungen erkannten Schwachstellen gezielt vermieden werden können.

In Kapitel 5 wird ein analytisches Berechnungsmodell für die Verbindung vorgestellt, aus welchem zum Abschluss der Arbeit ein Bemessungskonzept abgeleitet wird.

2 Stand der Fügetechnik

Betrachtet man die Fügetechnik als Ganzes über die verschiedenen Branchen hinweg, gibt es eine Vielzahl von erprobten und unzähligen Malen angewandten Techniken zum Verbinden zweier oder mehrerer Teile. Dabei gibt es Methoden die nur bestimmten Branchen oder Materialien vorbehalten sind, denkt man beispielsweise an Schweißverbindungen die bis auf wenige Ausnahmen auf metallische Werkstoffe beschränkt sind. Andererseits gibt es Techniken wie die Schraubenverbindungen, die in den verschiedensten Variationen über die Fachbereiche und Werkstoffe hinweg eingesetzt werden. Auch im Betonbau bzw. Betonfertigteilbau haben sich im Laufe der Zeit spezielle Techniken entwickelt. Dennoch lohnt auch der Blick auf Fügemethoden aus anderen Fachgebieten, denn die Weiterentwicklung hin zum ultrahochfesten Beton erlaubt nicht nur, sondern erfordert oft auch andere als die bisher üblichen Verbindungstechniken.

Dementsprechend erfolgt auch die Einteilung der nachfolgenden Zusammenstellung der unterschiedlichen Fügekonzepte. Neben Fügetechniken im klassischen Betonfertigteilbau werden auch aktuelle Entwicklungen bei Fertigteilen aus UHPC oder Textilbeton dargestellt. Die Verbindungstechniken aus anderen Branchen werden lediglich ganz kurz, soweit für die eigene geplante Anwendung relevant, erläutert. Im Hinblick auf die eigene Aufgabenstellung werden zum Abschluss Ideen und Konzepte, welche sich mit der Fügung von Betonfertigteilelementen für Schalenträgerwerke bzw. dünnwandiger Bauteile im Allgemeinen beschäftigen, präsentiert.

2.1 Fügen im Betonbau

2.1.1 Klassischer Fertigteilbau

Im Betonfertigteilbau, insbesondere im Hochbau, wurden bereits zahlreiche Methoden zum Verbinden vorgefertigter Elemente entwickelt, überprüft und angewandt. Eine umfangreiche Wiedergabe all dieser Techniken ist sicher nicht das Ziel dieser Arbeit. Dennoch ist es sinnvoll einen Blick auf die unterschiedlichen Fügemethoden zu werfen. Viele der Grundprinzipien und Konzepte haben schließlich auch die eigenen Überlegungen und Ideen für die Fügemöglichkeiten von dünnen UHPC – Bauteilen beeinflusst. Dementsprechend ist der folgende Abschnitt auch nicht als vollständige Zusammenfassung der Fügetechnik im Betonfertigteilbau zu sehen. Die exemplarisch präsentierten Techniken sind zum größten Teil [Bachmann et al. 2009] und [Stupré 1978] entnommen. Erstere geben einen guten Überblick über das Bauen mit Betonfertigteilen im Gesamten, wobei auch die Verbindung von Fertigteilen im Detail erläutert wird. [Stupré 1978] beschäftigt sich speziell mit Verbindungen von Fertigteilen, wobei eine Vielzahl von Konstruktionsdetails, vor allem aus dem Skelettbau, gezeigt wird. Einige dieser Verbindungstechniken hat auch [Greiner 2006] in Hinblick auf das Fügen von dünnen UHPC Bauteilen zusammengefasst.

Viele der konventionellen Verbindungen im Fertigteilbau funktionieren nach folgendem Grundprinzip: Einbauteile aus Stahl und Verguss der Fugen mit Mörtel oder Beton. Die Stahlteile variieren von Ankerstäben oder -bolzen die mit den zu verbindenden Teilen verschraubt werden über an die Bewehrung angeschweißte Platten bis zu speziellen, aber technisch meist noch recht einfach gehaltenen, Einbauteilen.

Trotz der vielfach auftretenden kombinierten Beanspruchung an den Fugen, erfordern unterschiedliche Belastungen auch unterschiedliche konstruktive Lösungen. Dementsprechend gliedern [Bachmann et al. 2009] die unterschiedlichen Fügetechniken auch nach der Art der Beanspruchung. Vorwiegend auf Druck beanspruchte Verbindungen (Stützenstöße, Auflager von Balken) können grundsätzlich stumpf ausgeführt werden, jedoch werden Mörtelbette oder zumindest Lagerplatten empfohlen. Je nach Stei-

figkeit der Mörtelfuge bzw. der Größe der Lagerplatte (oder auch Elastomerstreifen bei Plattenauf-
lagerung auf Wänden) kommt es zu Querszugsbeanspruchungen in stumpfen Stößen (Abbildung 2.1).
Dementsprechend müssen die Stoßbereiche mit zusätzlicher Stirnflächenbewehrung oder an die
Längsbewehrung geschweißten, stirnseitigen Stahlplatten verstärkt werden.

Die Übertragung von Zugkräften über die Fuge kann durch Kupplung der Bewehrung erfolgen. Mög-
lichkeiten sind eine ausreichende Überlappung und entsprechender Fugenverguss, das verschweißen
der Bewehrung mittels Flankennähten oder über zusätzliche Stahl-Verbindungsstücke (Abbildung 2.2),
oder die Verbindung der Bewehrung mit Kupplungssystemen wie sie von vielen Herstellern vor allem
zur Verbindung der Bewehrung an Ortbetonfugen angeboten werden. Die direkte Verschweißung und
die Verwendung von Kupplungssystemen setzt jedoch eine äußerst genaue Lage der Bewehrung vo-
raus.

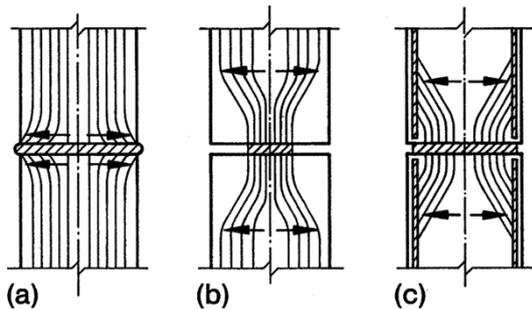


Abbildung 2.1 Querschnittsdiagramme (a), (b) und (c) zeigen die Bewehrung in Druckfugen bei unterschiedlichen Lagerungen von Druckfugen; [Bachmann et al. 2009]

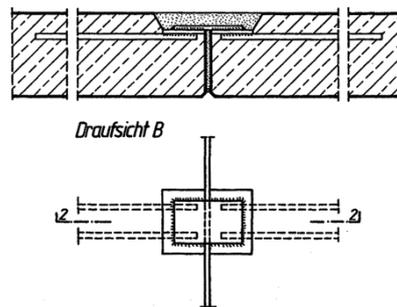


Abbildung 2.2 Draufsicht B zeigt die Verbindung der Bewehrung einer Deckscheibe mittels angeschweißter Stahlplatte; [Bachmann et al. 2009]

Die Übertragung von Querskräften in Plattenstößen erfolgt meist auch über Fugenverguss, wobei je
nach Anforderung unterschiedliche Ausbildungen und Bewehrungsgrade vorgeschlagen werden. Auch
geschweißte Verbindungen sind möglich (Abbildung 2.3). Um eine ausreichende Scheibentragwir-
kung entlang der Fuge zu gewährleisten, wird empfohlen die Fugen in Längsrichtung zu profilieren.
Insbesondere für die Verbindung von Fertigteilwandscheiben gibt es hierfür bereits viele Systemlö-
sungen, welche durch entsprechende Blecheinbauteile eine Profilierung erzeugen. In Kombination mit
Seilschlaufen können auch ausreichend Plattenquerskräfte übertragen werden (Abbildung 2.4).

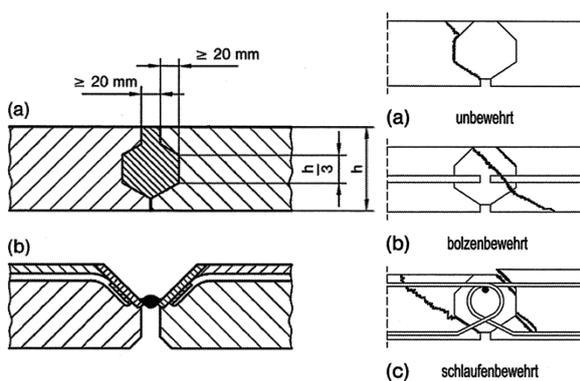


Abbildung 2.3 (a) zeigt die Ausbildung von Plattenstößen zur Querkraftübertragung mit einer Mindesttiefe von 20 mm. (b) zeigt die Ausbildung von Plattenstößen zur Querkraftübertragung mit einer Mindesttiefe von 20 mm. (c) zeigt die Ausbildung von Plattenstößen zur Querkraftübertragung mit einer Mindesttiefe von 20 mm. (a) unbewehrt, (b) bolzenbewehrt, (c) schlaufenbewehrt; [Bachmann et al. 2009]

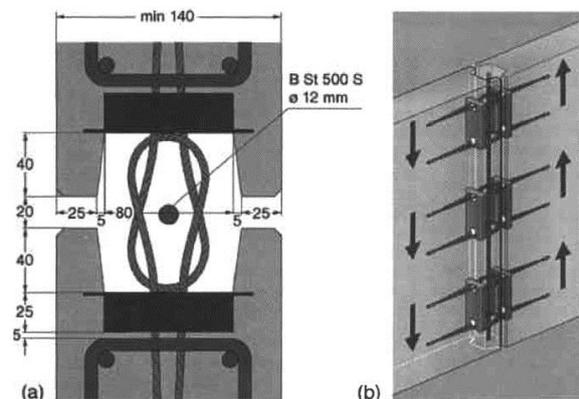


Abbildung 2.4 (a) zeigt die Schubelemente (System Pfeiffer) zur Übertragung von Scherkräften längs der Fuge. (b) zeigt die Übertragung von Scherkräften längs der Fuge; [Bachmann et al. 2009]

In [Stupré 1978] werden vor allem Lösungen für Anschlussdetails im Skelettbau präsentiert. Exempla-
risch sind wieder einige Verbindungen herausgegriffen. Die grundlegenden Konstruktionsprinzipien
können durchaus auch für lineare Verbindungen dünnwandiger Bauteile adaptiert werden. Ein mehr-

fach vorgeschlagenes Konzept ist die Verbindung mit Schrauben oder Gewindestangen. Die Verschraubung erfolgt entweder durch eingefädelte Verbindungsstangen oder an einbetonierten Ankerstangen. Die Bereiche für Schraubenkopf und Mutter bzw. die für das Einfädeln der Verbindungsstangen erforderlichen Bereiche sind ausgespart. Das Prinzip kann bei unterschiedlichen Bauteilen, wie Stützen oder Balken angewendet werden. Einige Hersteller bieten auf diesem Konzept basierende Systemlösungen an (Abbildung 2.5). Eine ähnliche Methode ist die Verschraubung von an die Bewehrung geschweißten Stirnplatten, wie Abbildung 2.6 für einen Stützenfuß zeigt. Bei entsprechender Aussteifung der Stahlplatte können über eine derartige Verbindung auch große Biegemomente übertragen werden. Eine weitere Möglichkeit ist die Verbindung mittels Laschenstoß, in Abbildung 2.7 exemplarisch für einen Anschluss Balken-Stütze dargestellt. Die Laschen werden mit Metallstiften verbunden und die Fuge anschließend ausbetoniert. Die Verbindung ist hauptsächlich für Längs- und Querkkräfte und nur geringe Biegemomente ausgelegt.

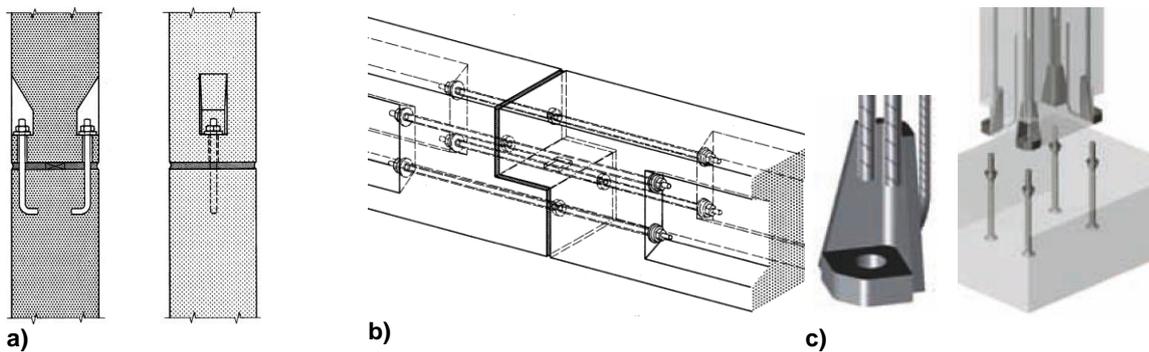


Abbildung 2.5 Verbindung von Fertigteilen durch Verschraubung; a) Verbindung von Stützen mit einbetonierten Ankerstangen, b) Balkenverbindung mit Gewindestangen (beide [Stupré 1978]), c) Vorgefertigtes Eibauteil für Stützenanschlüsse (Fa. Peikko –Stützenschuh)

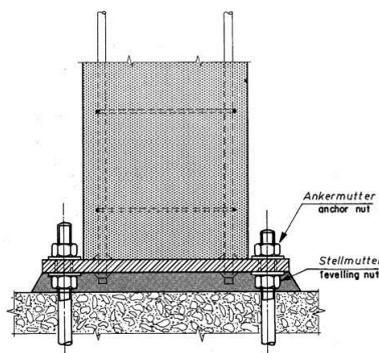


Abbildung 2.6 Anschluss einer Stütze mit Stahlfußplatte an ein Fundament [Stupré 1978]

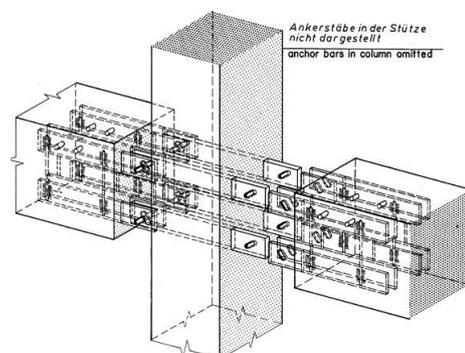


Abbildung 2.7 Anschluss Balken-Stütze mittels Laschenstoß [Stupré 1978]

Es werden auch Einbauteile angeboten, welche eine Steckverbindung zwischen zwei Fertigteilen ermöglichen. Als Beispiel sei eine verdeckte Konsole für den Anschluss Balken – Stütze genannt (Abbildung 2.8). Auch bei diesem System ist ein nachträglicher Fugenverguss vorgesehen. Es können je nach Ausführung Querkräfte, Normalkräfte und Torsionsmomente übertragen werden. Eine Steckverbindung für das Fügen von Wand- und auch Deckenscheiben ist das System Powercon® (Abbildung 2.9). Die Schnellverbinder werden in entsprechenden Aussparungen mittels Ankersystemen an den Fertigteilen montiert. Je nach erforderlichem Toleranzbereich können Verbundanker mit Gewindehülse oder Ankerschienen zur Befestigung vorgesehen werden. Die Tragfähigkeit hängt somit auch stark von der Ausführung der Verankerung ab.

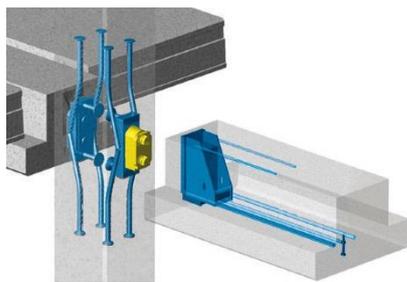


Abbildung 2.8 Anschluss Balken-Stütze, (PCS-Konsole Fa. Peikko)

UNICON® Typ Powercon

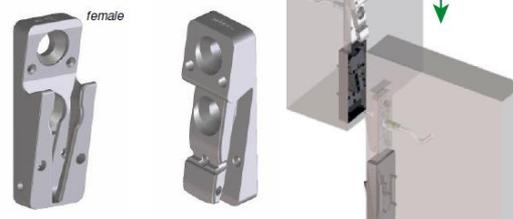


Abbildung 2.9 Schnellverbinder System Unicon® Typ Powercon®

Letzteres System kommt im Gegensatz zu den meisten anderen Konzept ohne nachträglichen Verguss aus. Dies hat nicht nur eine schnellere und einfachere Montage zum Vorteil, sondern ermöglicht auch eine spätere Demontage der Bauteile [Reinhardt 2014]. Neben ausreichend Platz bzw. Bewegungsfreiheit für den Steckvorgang, erfordern derartige Verbindungen allerdings auch eine exakt parallele Anordnung aller Schnellverbinder an einem Fertigteil. Eine Anwendung ist deshalb nur bei ebenen Bauteilen möglich.

Alle der bisher vorgestellten Verbindungssysteme entstammen dem Hochbau. Aber auch im Tiefbau werden vielfach Fertigteile eingesetzt, denkt man beispielsweise an den Tübbingausbau von Tunnelinnenschalen. Dabei werden die Tübbinge bis zur vollständigen Aushärtung der Ringspaltverfüllung miteinander verschraubt ([Brux 1998]). Die Schrauben werden mit Kunststoffdübeln in einem Fertigteil verankert, und in Aussparungen des anderen Fertigteils angezogen. Aufgrund der Abmessungen der Tübbinge (Dicken von ca. 25 – 70 cm) ist ausreichend Platz für diese Aussparungen und die Schrauben. Die Verbindung erfolgt dabei sowohl in Umfangsrichtung mit schräg angeordneten Schrauben als auch in Tunnel-Längsrichtung mit durch den Tübbing hindurchgehenden Schrauben (Abbildung 2.10). Durch die Verschraubung können zwar Querkräfte über Reibung übertragen werden, die Verbindung ist jedoch im Wesentlichen für den Bauzustand konzipiert. Es sollen einerseits Verformungen im Bauzustand vermieden werden, und andererseits in Kombination mit eingelegten Dichtbändern die Fugendichtheit gewährleistet werden. Im Endausbau, mit hinterfülltem Ringspalt, werden die Tübbinge und damit die Fugen im Wesentlichen auf Druck belastet und die Verschraubung spielt nur mehr eine untergeordnete Rolle. Dennoch zeigt dieses Beispiel die Anwendung von Schraubenverbindungen bei gekrümmten Betonfertigteilen.

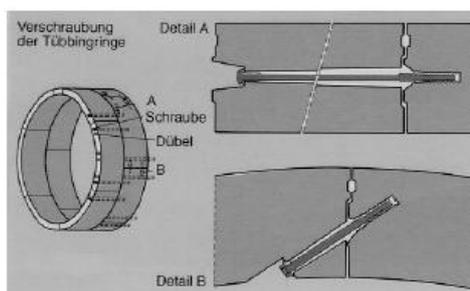


Abb. 8: Verdübeln und Verschrauben der Stahlbeton-Tunnelringe. Ring- (A) und Längsfugen (B) haben Nut und Feder sowie eine außenliegende Nut für das Fugenband

Abbildung 2.10 Verschrauben von Tübbing über Längs- und Ringfugen; [Brux 1998]

2.1.2 Verbindung von UHPC – Fertigteilen

Die in den unterschiedlichsten Forschungsvorhaben untersuchten sowie bereits angewendeten Techniken zum Fügen von UHPC – Bauteilen, reichen von Adaptionen der aus dem Fertigteilbau mit Nor-

malbeton bekannten Methoden bis hin zu neuen Techniken wie beispielsweise Verklebungen. Die Entwicklung von UHPC – Konstruktionen zielt in vielen Fällen auf die Verwendung von dünnwandigen, leichten Bauteilen ab, welchen am Ende dieses Kapitels noch ein eigener Abschnitt gewidmet wird. Deshalb werden an dieser Stelle nur davon abweichende Konstruktionen und grundlegende Untersuchungen präsentiert.

Die Übertragbarkeit von Konstruktionsregeln für normal- und hochfesten Beton auf UHPC wurde von Hegger und Tue überprüft. Die Untersuchungen sind unter anderem in [Hegger et al. 2014] und [Schoening et al. 2013] zusammengefasst. Neben Druck und Zug wurde auch die Übertragung von Querkraften an Knotenpunkten stabförmiger Elemente untersucht. Die Druckstöße wurden als stumpfe Stöße ausgeführt, wobei neben unterschiedlicher Querbewehrung auch die Ausführung der Stoßfläche (Mörtelfuge / Trockenfuge, geschliffen / schalglatt) variiert wurde. Die unterschiedlichen Ausführungen hatten nur geringe Auswirkungen auf die Traglasten, welche auch nur gering unter jenen von Referenzstützen ohne Stoß liegen. Erwähnt sei hier die geschliffene Trockenfuge, mit einer Traglast von 6,9 und 7,0 MN bei einem Querschnitt von 22 x 22 cm, und zum Vergleich die Referenzstützen mit Traglasten von 7,5 bzw. 8,1 MN. Die Zugversuche sind im Detail in [Schoening & Hegger 2012] erläutert. Es wurden zwei unterschiedliche Typen von Übergreifungsstößen untersucht, wobei wieder verschiedene Detailparameter variiert wurden. Bei Typ 1 überlappte sich die an den zu fügenden Enden herausstehende Bewehrung und wurde vergossen. Bei Typ 2 wurden die herausstehende Bewehrung des einen Teils in durch Stahlhüllrohre ausgesparte Hohlräume des zweiten Fügeteils eingeführt, welche nachträglich verpresst wurden. Dabei konnte auch bei einer Übergreifungslänge von nur 140 mm ausreichend Zugkraft übertragen werden, um die Längsbewehrung ins Fließen zu bringen (>700 kN bei $4\phi 20$ mm). Die am Labor für Konstruktiven Ingenieurbau der TU-Graz durchgeführten Druck-Schubversuche sind auch in [Tue et al. 2011] dokumentiert. In den Versuchen wurden drei kleinformatige UHPC-Platten zusammengedrückt, und die mittlere Platte hindurchgeschoben. So konnte der mittlere Reibungskoeffizient der zwei Kontaktflächen ermittelt werden. Es wurden sowohl Trockenfugen mit unterschiedlicher Oberflächenbearbeitung und -profilierung als auch Nassfugen getestet. Als besonders erwähnenswert scheint hier der Reibungskoeffizient der geschliffenen Trockenfuge, welcher zu minimal $\mu \sim 0,6$ ermittelt wurde (Abbildung 2.11).

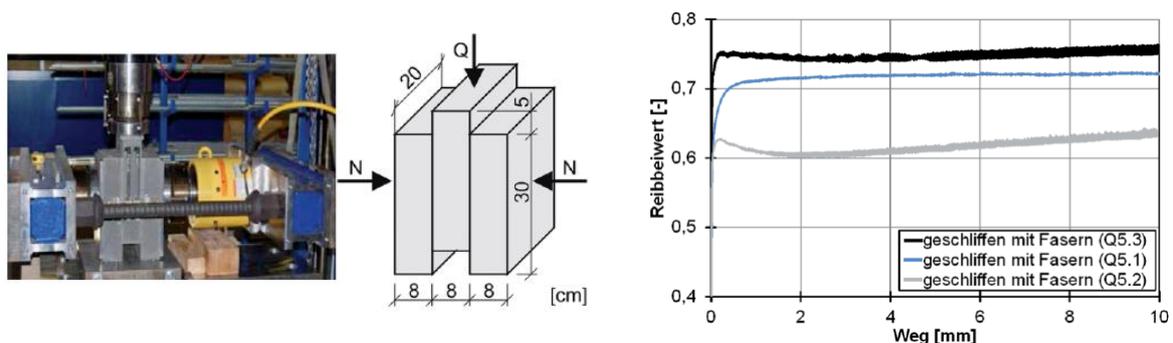


Abbildung 2.11 Versuchsaufbau der Druck-Schubversuche und Versuchsergebnisse bei geschliffener Trockenfuge und faserbewehrtem UHPC [Schoening et al. 2013]

In Analogie zu den Stößen von Fertigteildeckenplatten ist die Verbindung von vorgefertigten Brückenträgern durch UHPC Vergussfugen zu erwähnen [Graybeal & Swenty 2012, Perry & Seibert 2012]. Hierbei wird UHPC jedoch nur als Fügemaaterial verwendet. Zum Material der Fertigteilträger werden keine Angaben gemacht, es dürfte sich aber um normalfesten Beton handeln. Die Vorteile von UHPC als Vergussmaterial werden hierbei in der hohen Festigkeit, der möglichen einfachen Fugenausbildung und den geringen erforderlichen Dimensionen des zu vergießenden Bereichs gesehen. In Biegetests

von einfachen Platten mit Vergussfuge konnte dabei ein gleichwertiges Tragverhalten wie von monolithischen Platten ermittelt werden.

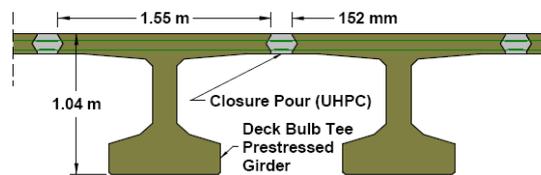


Abbildung 2.12 Fertigteil-Brückenträger mit überlappender Bewehrung und UHPC-Verguß [Graybeal & Swenty 2012]

Klebeverbindungen werden im Betonbau schon seit langem beim Aufkleben von Verstärkungen wie CFK-Lamellen oder Stahllaschen sowie beim Einkleben von Befestigungsmitteln verwendet. Mit der Weiterentwicklung hin zum UHPC mit größtenteils vorgefertigten Bauteilen, wurde auch die direkte Verklebung von UHPC zunehmend Gegenstand der Forschung. Eine frühe Anwendung der Klebertechnologie in Zusammenhang mit UHPC erfolgte bei der Errichtung der Gärtnerplatzbrücke bei Kassel. Fertigteil-Fahrbahnplatten wurden mit den Obergurten des Fachwerkträgers (beides aus UHPC) verklebt. Zur Anwendung kam dabei ein Epoxidharz-Mörtel wie er bei der Verklebung von CFK-Lamellen verwendet wird. Die umfangreichen Voruntersuchungen und die Anwendung am Bauwerk sind unter anderem in [Schmidt et al. 2007] und [Krelaus et al. 2008] dokumentiert.

Grundlegende und sehr umfangreiche Untersuchungen zum Fügen von UHPC – Bauteilen durch Verkleben wurden an der Technischen Universität München durchgeführt und sind in [Mühlbauer 2012] vollständig dokumentiert. Neben einem Epoxidharzklebstoff wurde auch ein eigens entwickelter, auf Feinkorn-UHPC basierender, mineralischer Klebstoff (als RPC-Klebstoff bezeichnet) verwendet. Erwähnenswert scheinen vor allem die Ergebnisse von einachsig belasteten Zug- und Druckversuchen mit unterschiedlich geneigten Fugen. Unter Zugbelastung weisen mit Epoxidharz verklebte Proben in etwa die gleiche Tragfähigkeit wie monolithische Probekörper auf. Das Versagen tritt dabei immer im UHPC auf. Bei den RPC - verklebten Proben ist die Tragfähigkeit etwas geringer, es kommt zum Adhäsionsbruch bzw. Kohäsionsbruch im Klebstoff. Dies ist durch die geringere Zugfestigkeit des RPC – Klebstoff selbst bedingt. Die Größenordnung der geprüften Festigkeiten reichen je nach UHPC-Mischung bei monolithischen Proben von 6,8 – 11,5 N/mm², bei Epoxidharz verklebten von 7,3 – 9,6 N/mm² und bei RPC verklebten von 6,1 – 8,5 N/mm². Auch bei stahlfaserbewehrtem UHPC ist mit sprödem Versagen der Fugen zu rechnen. Die Fasern können an der Fuge nicht aktiviert werden, da kein Verbund über die Klebefuge besteht. Es wird von keinem signifikanten Einfluss der Fugeneigung auf die Zugtragfähigkeit berichtet. Unter Druckbelastung reduziert sich die Tragfähigkeit der mit Epoxidharz verklebten Proben auf 82 – 87 % gegenüber den monolithischen Proben aufgrund von fugennahen Quersugspannungen im UHPC, bedingt durch unterschiedlichem Querdehnungsverhalten von Klebstoff und UHPC. Bei den RPC verklebten Proben wurde kaum eine Reduktion der Tragfähigkeit festgestellt. Die Tragfähigkeiten reichen, je nach UHPC-Mischung, von 94 bis 99 % bezogen auf die Referenzproben. Die angegebenen Werte gelten dabei für 0° geneigte Fugen (normal auf die Fuge belastet). Bei geneigten Fugen reduziert sich die Tragfähigkeit aufgrund der kombinierten Druck - Scherbelastung deutlich stärker. Bei den Druckversuchen wird auch von sprödem Versagen berichtet. [Mühlbauer 2012] listet auch einige Konstruktionsregeln für Klebefugen zwischen UHPC-Fügeteilen auf, wovon einige hier kurz erwähnt werden sollen:

- Eine Vorbehandlung der Klebeflächen durch Sandstrahlen wird empfohlen, wobei auf eine anschließende, sorgfältige Reinigung zu achten ist. Es wird auch zwischen Schal- und Befüllrändern unterschieden. An der Befüllseite können Fehlstellen wie Lufteinschlüsse festigkeitsreduzierend wirken.

- Die Klebeflächen sollten in jedem Fall staubfrei sein, wobei bei Epoxidharz trockene Oberflächen notwendig sind, bei RPC Verklebungen diese jedoch vorgemischt werden sollten.
- Beide Klebervarianten haben hohe Anforderungen an Klimabedingungen während des Aushärtens. Sollen RPC-Klebefugen jedoch bewusst feucht gehalten werden, kann bei Epoxidharz eine zu feuchte Umgebung die mechanischen Eigenschaften vermindern.
- Ein nachträgliches Verschieben oder Trennen bereits gestoßener Teile während des Klebprozesses soll möglichst vermieden werden, um Luftporenschlüsse und damit geringere Tragfähigkeiten der Klebung zu vermeiden.
- Epoxidharzklebstoffe verlieren bei zu hohen Temperaturen schnell an Festigkeit (beginnend beim sog. Glasübergangsbereich, siehe dazu auch [Habenicht 2002]). [Mühlbauer 2012] schlägt vor den Einsatzbereich auf Temperaturen unterhalb des Glasübergangsbereichs zu begrenzen. Für das von ihm verwendete Epoxidharz ist die vorgeschlagene Grenztemperatur 45°C.

Eine Weiterentwicklung und spezielle Anwendung der von [Mühlbauer 2012] entwickelten Klebmethoden wurde von [Wingefeld 2013] untersucht: RPC-Verklebungen mit Bewehrung kombiniert. Die Anwendung zielt vor allem auf Schubfugen wie zwischen Obergurt und Steg von Plattenbalken ab (Abbildung 2.13).

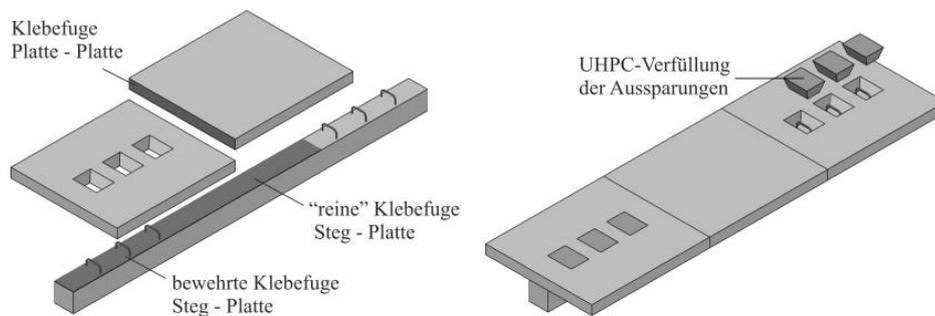


Abbildung 2.13 Klebefugen mit zusätzlicher Bewehrung nach [Wingefeld 2013]

Zur Fügung von UHPC-Fertigteilen wird auch in überdrückten Trockenfugen großes Potential gesehen, wobei es dafür unterschiedliche Ansätze, vor allem in der Ausbildung der Fügeflächen, gibt. Gegenstand der Forschung sind hochpräzises Schleifen der Fügeflächen, die Fügung geschalteter Flächen bei entsprechend hoher Genauigkeit der Schalungen oder die Anwendung des aus dem Segmentbrückenbau bekannten Match-Cast-Verfahrens. Unabhängig von der Herstellung der Fügeflächen erfordern Trockenfugen eine ausreichende Überdrückung, sei es durch Vorspannung oder durch äußere Kräfte.

Geschliffene Trockenfugen wurden bereits sehr erfolgreich bei der WILD-Brücke in einem UHPC-Brückentragwerk realisiert ([Reichel et al. 2011, Freytag et al. 2012b]). Die beiden Sprengwerkbögen des Tragwerks bestehen aus UHPC-Fertigteilsegmenten welche mit externen Spanngliedern zusammengespannt wurden. Die Fertigungstoleranz bzw. zulässige Unebenheit der Fugen wurde mit 0,1 mm festgelegt. Dieser Wert wurde durch vorweg durchgeführten FE – Simulationen zur Fugenebenheit ermittelt ([Freytag et al. 2012b]). Die Berechnungen zeigten dabei keine Abnahme der Tragfähigkeit. [Oettel & Empelmann 2013] führten Versuche an feinprofilierten Trockenfugen durch (Trapezförmige Profilierung mit 1 cm Profiltiefe). Die Probekörper wurden dabei mittels Match-Cast-Verfahren hergestellt. Es wurden Druck-Schub-Versuche mit unterschiedlich geneigten Fugen durchgeführt (Abbildung 2.14). Bei flach geneigten Fugen wurden Bruchlasten gleich denen von monolithischen Vergleichsproben erzielt. Erst bei steilen Fugen ($\geq 50^\circ$) sank die Bruchlast, bedingt durch ein Abscheren der Profilierung, ab.

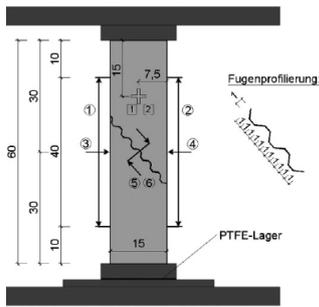


Abbildung 2.14 Untersuchungen von feinprofilierten, im Match-Cast-Verfahren hergestellten Trockenfugen; aus [Oettel & Empelmann 2013]

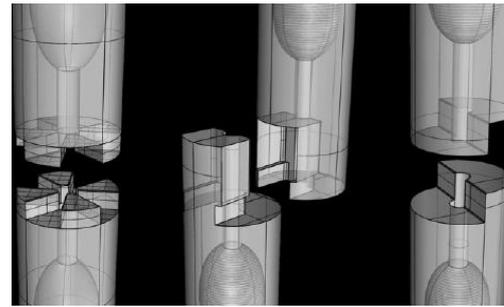


Abbildung 2.15 Unterschiedliche Stoßfugen für UHPC-Rohre; aus [Mainka et al. 2013]

[Mainka et al. 2013] verfolgen das Prinzip von hochpräzise gefertigten Schalungsflächen für die Verbindung von druckbeanspruchten, dünnwandigen UHPC-Rohren. Die Rohre werden an den Fügepunkten in Vollquerschnitte übergeführt, wobei die Stoßfugen in unterschiedlichen, an klassische Holzbauverbindungen angelehnte Geometrien ausgeführt werden (Abbildung 2.15). In ersten Versuchen konnten je nach Ausführung Druckkräfte von 75 – 85 % des Rohrquerschnitts über die Fugen übertragen werden.

Ebenfalls Untersuchungen zu Trockenfugen wurden von [Henze 2009] für die Knotenverbindungen eines modularen Fachwerks aus UHPC und im bereits erwähnten Projekt von Hegger und Tue getätigt. Die Versuche von [Henze 2009] zum Reibungsverhalten wurden an geschalteten und kugelgestrahlten Flächen durchgeführt. Die ermittelten Reibungsbeiwerte sind 0,7 – 0,8 bei geschalteten Flächen und 0,6 – 0,7 bei kugelgestrahlten Flächen.

2.1.3 Textilbeton

Bauteile aus Textilbeton sind einerseits meist sehr dünnwandig und werden außerdem meist aus Fertigteilen hergestellt. Es sind also durchaus Parallelen zum ultrahochfesten Beton zu sehen. Aus dem hohen Vorfertigungsgrad ergibt sich wieder die Notwendigkeit nach entsprechenden Fügetechniken für Fertigteilelemente. Einige untersuchte Fügeprinzipien werden hier kurz vorgestellt:

[Dilthey et al. 2008] führten sehr grundlegende Versuche zu unterschiedlichen Zugverbindungen durch. Die Vorschläge reichen von punktuellen Schraubenverbindungen, einfach überlappenden, geklebten Verbindungen, aufgeklebten Laschen aus Textilbeton und hybriden Verbindungen aus aufgeklebten Scheiben und Schrauben (Abbildung 2.16).

An der RWTH Aachen wurde ein aus vorgefertigten Rautensegmenten zusammengesetztes Fachwerkssystem entwickelt und der Prototyp einer Tonnenschale gebaut ([Hegger et al. 2004, Schneider et al. 2006, Voss 2008]). Die Verbindung der Fertigteile erfolgt mittels HV Schrauben in den abgeflachten und massiver ausgeführten Ecken der Rautensegmente.

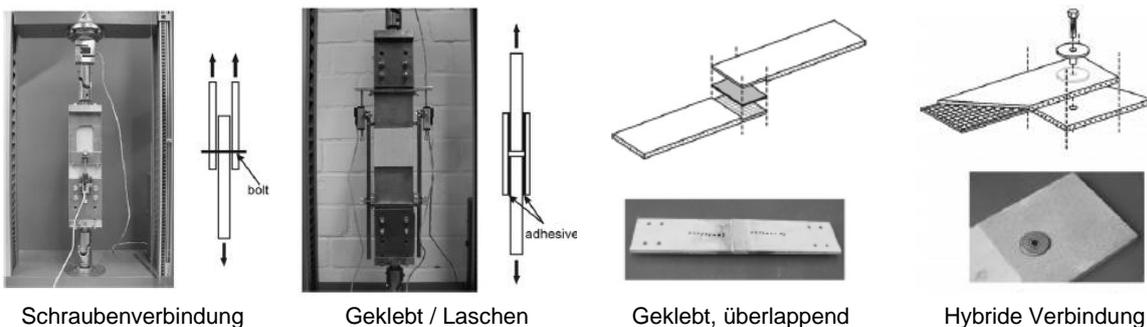


Abbildung 2.16 Verschiedene Zugverbindungen von Textilbetonelementen, [Dilthey et al. 2008]

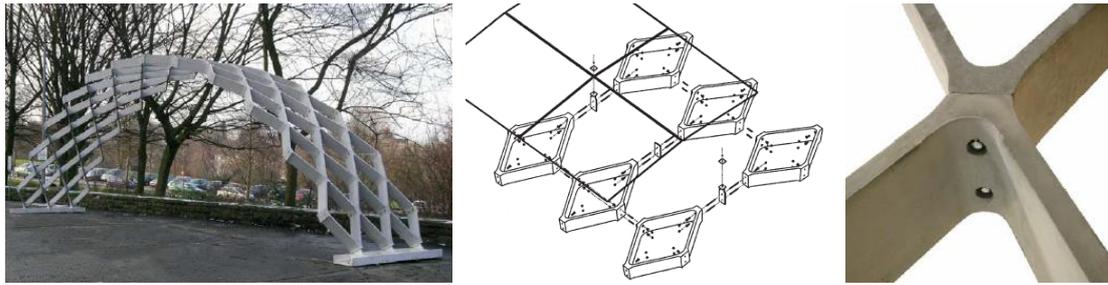


Abbildung 2.17 Rautenfachwerksystem aus Textilbetonelementen: prototypisches Bauwerk, Fügeprinzip und Knotendetail; aus [Schneider et al. 2006, Voss 2008]

Relativ bekannt sind auch die beiden Textilbetonbrücken der Landesgartenschau in Oschatz [Curbach et al. 2007] bzw. der Rottachsteg in Kempten [Michler 2013]. Die beiden ähnlich konzipierten Segmentbrücken bestehen aus vorgefertigten Textilbetonelementen mit Trogquerschnitt und äußerst dünnen Wandstärken. Die Verbindung der Segmente erfolgt durch in dickeren Querschnittsbereichen geführte, verbundlose Vorspannung, wobei die Fugen zusätzlich verklebt sind. Durch die Anordnung von Quersteifen genau an den Fugen wird die Fügefläche vergrößert, was sich auch vorteilhaft für die Verbindung der Segmente auswirkt. Die Brücken wurden im Werk zusammengebaut und als Ganzes eingehoben. Eine weitere Brücke aus Textilbeton wurde in Albstadt-Lautlingen errichtet [Hegger et al. 2011]. Bei dem Tragwerk handelt es sich um einen Plattenbalken, bestehend aus sechs Segmenten mit Längen bis zu 17,2 m. Die Kopplung der Segmente erfolgte über vorgespannte Gewindestäbe und zwischengelegte Elastomerlager. Es handelt sich dabei um eine gelenkige Verbindung.

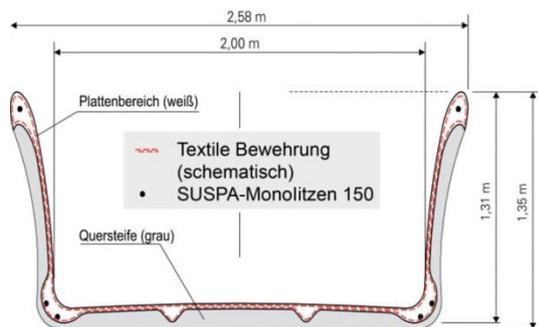


Abbildung 2.18 Querschnitt Rottachsteg ; [Michler 2013]

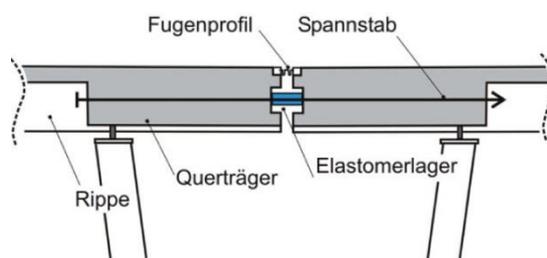


Abbildung 2.19 Längsschnitt durch einen Verbindungspunkt der Brücke in Albstadt-Lautlingen; [Hegger et al. 2011]

2.2 Fügetechniken abseits des Betonbaus

2.2.1 Stahl- und Holzbau

Auf die umfangreichen Möglichkeiten der Fügung im Stahl- und Holzbau soll hier nicht im Detail eingegangen werden, es sei auf die entsprechende Fachliteratur verwiesen, z.B. [Hirt & Bez 1998] bzw. [Schickhofer 2009]. Die typischen Stahlbau-Verbindungen, Schweiß- und Schraubverbindungen in all ihren Variationen, können bei Verwendung entsprechender Stahleinbauteile auch für den Betonbau bzw. UHPC-Schalenbau adaptiert werden. Die Herausforderung ist dann die kraftschlüssige Verankerung der Einbauteile im Betonbauteil. Viele der im Holzbau typischen Verbindungen, seien es klassische zimmermannsmäßige- oder aber auch ingenieurmäßige Verbindungen, profitieren von der hervorragenden nachträglichen Bearbeitbarkeit von Holzbauteilen, welche im Betonbau wesentlich aufwendiger ist. Denkt man an stiftförmige Verbindungsmittel wie Stabdübel und Passbolzen oder gar selbstbohrende Holzschrauben, so ist deren Adaptierung in den Betonbau nicht sinnvoll. Andererseits

ist die Klebtechnologie als Fügemethode im Holzbau weit fortgeschritten und auch weit verbreitet. Hier ist vor allem die Keilzinkenverbindung interessant, welche als Längsverbindung bzw. als Linienverbindung von flächenhaften Bauteilen Anwendung findet. Durch die im Vergleich zur Querschnittsfläche stark vergrößerte Klebfläche sind sehr hohe Wirkungsgrade möglich. Auch kommen im Holzbau Steckverbindungsbauteile ähnlich dem für Normalbeton vorgestellten System Powercon® zur Anwendung. Die Befestigung solcher Verbinder am Holzbauteil erfolgt wiederum durch verschrauben.

2.2.2 Glasbau

Auch im Glasbau gibt es viele Verbindungs- bzw. Befestigungstechniken, wobei vielfach nur die Lastabtragung auf eine Unterkonstruktion im Vordergrund steht, wie es beispielsweise bei Punkthalterssystemen der Fall ist. Das heißt die Verbindungen haben keine primäre statische Funktion. Vergleichbar mit dem eigenen Anwendungsfall sind Flächentragwerke, bei welchen das Glas neben der raumabschließenden auch die tragende Funktion übernimmt. Interessant scheinen daher auch Untersuchungen zu Schalen aus Glas, wo die Glaselemente an den Stirnflächen kraftschlüssig miteinander verbunden sind. Exemplarisch sind hier zwei Beispiele angeführt:

Die Verbindung der Glaselemente der in [Blandini 2008] vorgestellten sphärischen Kuppel (Abbildung 2.20) erfolgt ausschließlich durch Kleben. Die Fugen sind dabei mit einer Dicke von 1 cm ausgeführt. Auch [Bagger 2010], welche sich in ihrer Arbeit mit dem Entwurf von Kuppeln aus Glas beschäftigt, schlägt als eine Möglichkeit der Fügung die stumpfe Verklebung der Glaselemente vor. Weitere Vorschläge zur Verbindung sind eingeklebte Stahlteile, mit oder ohne Gelenk ausgeführt, sowie eine linienförmige Klemmverbindung (Abbildung 2.21).



Abbildung 2.20 Prototyp einer Glasschale mit geklebten Fugen an der Universität Stuttgart [Blandini 2008]

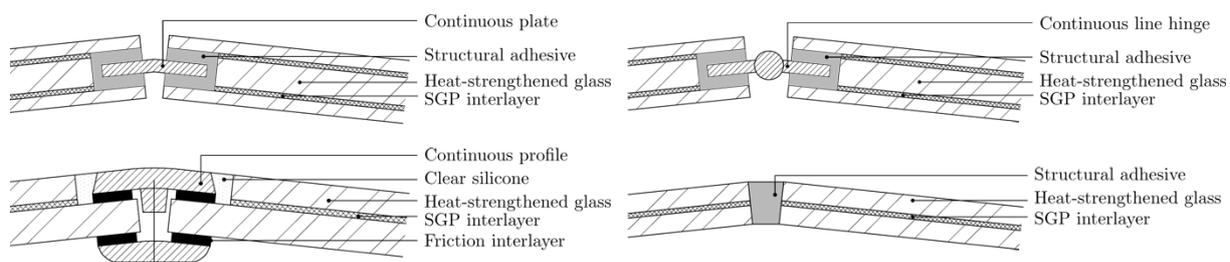


Abbildung 2.21 Verbindungsvorschläge für Elemente von Glas-Schalen, [Bagger 2010]

2.3 Fügekonzepte für Schalentragwerke und dünne Bauteile aus Beton

Bei einigen aus UHPC-Fertigteilen zusammengesetzten Tragwerken, welche in den letzten Jahren gebaut wurden, war bereits die Anforderung an entsprechende Fügetechniken gegeben. Wenn auch die Anforderungen an die Bauteilfügung nicht mit denen der eigenen Arbeit vergleichbar sind, werden einleitend einige Beispiele präsentiert:

Die Überdachung der LRT Station Shawnessy in Calgary, Kanada ([Vicenzino et al. 2005], Abbildung 2.22) ist aus 20 mm dünnen UHPC Schalen zusammengesetzt. Die einzelnen Schalen bestehen aus zwei Fertigteilen, welche über eine am First angeordnete Rippe (Abbildung 2.22, rechts) verschraubt wurden. Zusätzlich wurde ein Epoxidharz als Ausgleichsschicht angeordnet. Die Verbindung der Schalen untereinander erfolgte in analoger Weise.



Abbildung 2.22 LRT Station Shawnessy in Calgary: Übersicht der Überdachung und Fertigteil nach dem Ausschalen; [Vicenzino et al. 2005]

Ein ähnliches Prinzip wurde beim sogenannten Folly 'Zonnestraal' in Hilversum, Niederlande angewandt. Das als Rippenplatte ausgeführte Dach der Pilzkonstruktion (8 m Spannweite, Plattendicke ohne Rippen 25 mm) wurde aus vier UHPC-Fertigteilen zusammengesetzt ([Grünwald et al. 2009], Abbildung 2.24). Die Verbindung der Teile erfolgte über Schrauben durch die Rippen. Ein ebenfalls aus Pilzschalen bestehendes Tragwerk, allerdings aus Textilbeton und nicht aus UHPC, wurde an der RWTH Aachen errichtet ([Scholzen et al. 2012], Abbildung 2.23). Die Dächer der vier Pilze (7 m Seitenlänge je Pilz) wurden dabei jeweils als Ganzes gefertigt und untereinander mit Stahlscharnieren im Abstand von 1 m gelenkig gekoppelt. Die Scharnieren wurden an der Oberseite der Textilbetonelemente mittels Schrauben befestigt.

Ein weiteres Bauwerk, das durch seine gekrümmte Form auch an Schalen erinnert, ist das Dach der Mautstation des Millau – Viadukts in Frankreich (Abbildung 2.25). Die Konstruktion besteht aus UHPC-Segmenten, welche in der Länge der kürzeren Bauwerksabmessung gefertigt wurden. In die zweite Richtung wurden die einzelnen Fertigteile mittels eines konventionellen Vorspannsystems verspannt und zusätzlich mit Epoxidharz verklebt ([Peters et al. 2008]). Die ebenen Fugen und die Fügung in nur eine Achsrichtung erleichtern in diesem Fall die Konstruktionsweise erheblich.

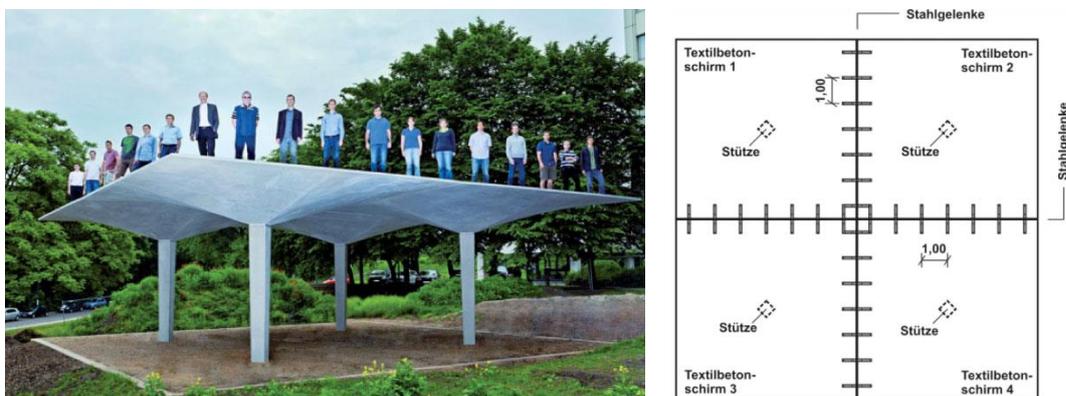


Abbildung 2.23 Textilbetonpavillon an der RWTH Aachen; [Scholzen et al. 2012]



Abbildung 2.24 Folly 'Zonnestraal' in Hilversum, Niederlande; [Grünewald et al. 2009]



Abbildung 2.25 Mautstation des Millau – Viadukts, Frankreich; [Peters et al. 2008]

Bei den gezeigten Beispielen handelt es sich um relativ einfache Fugen- und Bauteilgeometrien und die Anzahl der zu fügenden Teile war gering. Die Anordnung der Fugen in Bereichen von Auflagern oder Bereichen mit geringen statischen Anforderungen erleichtert die Fügung enorm. Die Verbindungen haben so eher einen rein konstruktiven Charakter. Auch die Millau – Mautstation, bei welcher die statischen Anforderungen an die Fugen sicherlich gegeben sind, ist durch die einachsiale Konstruktion nicht mit Fügungen eines räumlichen Systems zu vergleichen.

Grundlegende Fügekonzepte für klassische Schalentragwerke aus Betonfertigteilen wurden schon in verschiedenen Arbeiten beschrieben. Als Beispiele seien hier die Diplom- bzw. Masterarbeiten von [Pilch 2002], [Mühlbacher & Jergitsch 2010], [ter Maten 2011] und [Parmann 2012] genannt. [Pilch 2002] konzipierte eine Fertigteilkuppelschale aus Rautensegmenten. Zur Verbindung der Fertigteile sind eine Klebefuge und eine zusätzliche Verschraubung durch an den Elementrändern angeordnete Rippen vorgesehen (Abbildung 2.26). Ähnlich wie Pilch schlägt auch [ter Maten 2011] Fertigteile mit verdickten Rändern vor. Die als am geeignetsten angesehenen Verbindungsvarianten sind verbundlose Vorspannung oder Schraubenverbindungen bzw. eine Kombination von beidem (Abbildung 2.27).

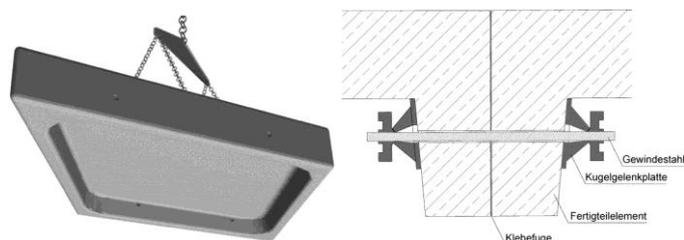


Abbildung 2.26 Fertigteile und Verbindungskonzept nach [Pilch 2002]

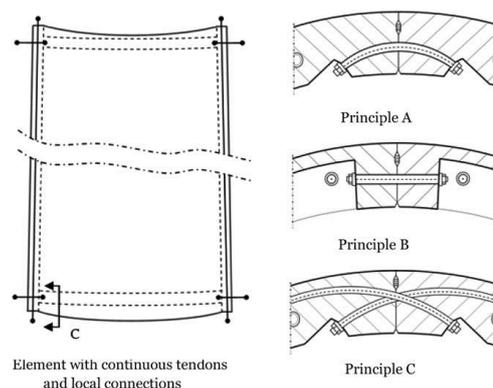


Abbildung 2.27 Verbindungskonzepte nach [ter Maten 2011]

[Parmann 2012] entwirft ein Planungs- und Konstruktionskonzept für Freiform – Gebäudehüllen, bestehend aus lauter gleichen, ebenen UHPC-Fertigteilen. Es werden auch unterschiedliche Fügemethoden vorgeschlagen, wie ein nachträglich verfüllter Übergreifungsstoß, Klebeverbindungen, Stahlimplantate, Verschraubungen oder eine nachträglich Vorspannung. Die Bewertung der Verbindungsvarianten und die Definition der Anforderungen führen zum Vorschlag von verschweißten Stahlimplantaten oder Schraubenverbindungen in unterschiedlichen Ausführungen (Abbildung 2.28). Eine vielver-

sprechende Variante ist dabei das innerhalb des Querschnitts liegende Spannschloss. Die Verbindung ist lösbar, optisch ansprechend und die zentrische Verbindung ist vorteilhaft für die Tragfähigkeit. Technisch ist dieser Verbindungstyp jedoch sicher am aufwändigsten, seien es die geometrisch komplizierten Aussparungen oder die Dimensionierung der teilbaren Spannschlossmuffe, welche noch nicht im Detail erfolgt ist. Auch ist dieser Verbindungstyp, aufgrund der Anordnung der Fügepunkte an den Fertigteilcken, nur für kleine Elementgrößen geeignet.

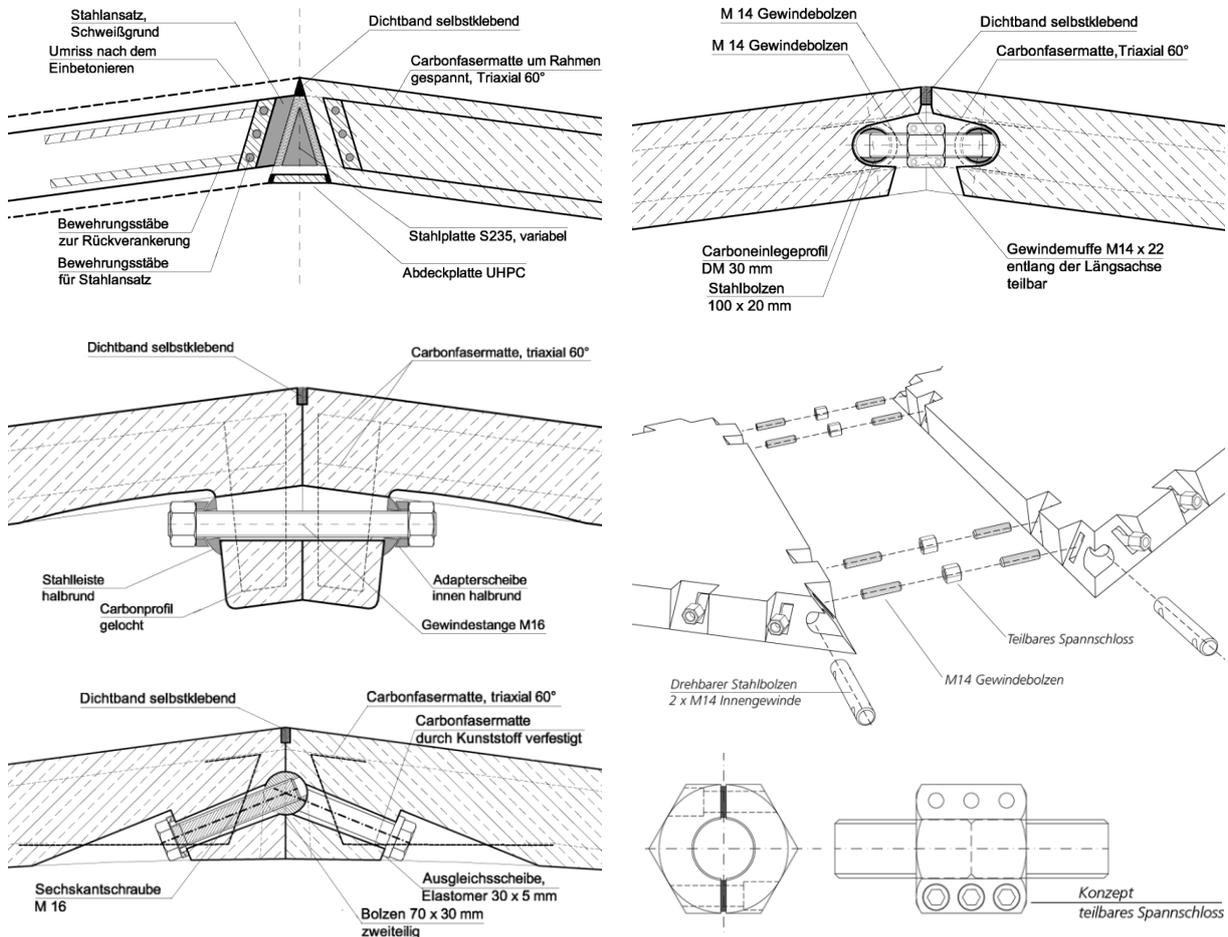


Abbildung 2.28 Von [Parmann 2012] vorgeschlagene Fügeverfahren; Links: Verschweißte Stahlimplantate, Verschraubung durch Rahmenecken, an eingelegtem Bolzen verankerte schräge Schrauben; Rechts: im Querschnitt integriertes und mittels Carbonprofilen verankertes Spannschloss – Schnitt, Fügevorgang und teilbare Spannschlossmuffe

[Mühlbacher & Jergitsch 2010] entwarfen eine doppelt gekrümmte Freiformstruktur aus UHPC-Fertigteilen. Für die Verbindung der Fertigteile werden verschiedene Konzepte vorgeschlagen (Abbildung 2.29). Die von ihnen gewählte Anforderung einer nicht sichtbaren, lösbaren Verbindung führte schließlich zu einer Neuentwicklung einer an Vorspannsysteme angelehnten Verbindung. Im ersten Fertigteile wird eine Verankerung vorgesehen, an welcher das Spannelement befestigt wird (z.B. ein Stahlseil mit aufgepresstem Gewinde). Das Spannelement wird innerhalb eines Hüllrohres durch das komplette zweite Fertigteile geführt und an dessen Stirnfläche verankert, an der Fuge des nächsten, dritten Fertigteiles sind entsprechende Aussparungen vorgesehen. Das Vorspannen erfolgt über Gewinde und Schraubenmutter. Für den Anschluss des nächsten Fertigteiles sind im Fertigteile 2 wiederum die entsprechenden Anker vorzusehen (Abbildung 2.30). Dieses Verbindungssystem ist jedoch nur zur Fügung in eine Achsrichtung konzipiert, da sich beim verspannen der Elemente in zwei Richtungen Probleme an den Kreuzungspunkten der Seile ergeben würden. Die Verbindung in die zweite Richtung

soll durch Kleben gelöst werden. Die vorgeschlagene Dimensionierung der Verbindungselemente ist für eine ausreichende Schnittkraftübertragung an der Fuge jedoch zu gering.

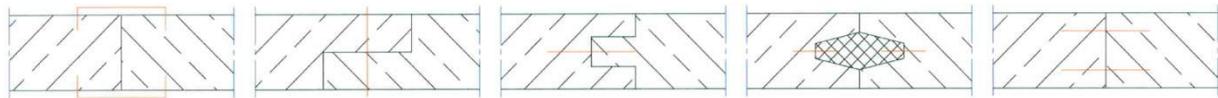


Abbildung 2.29 Verschiedene Verbindungsmöglichkeiten nach [Mühlbacher & Jergitsch 2010], v.l.n.r.: Verschraubung über außenliegende Stahlplatten, gestufte und verschraubte Fuge, Nut- und Feder mit zusätzlichem Klebeanker, mit Betonankern verklebtes Zugelement, direkte Verklebung mit zusätzlichen Betonankern

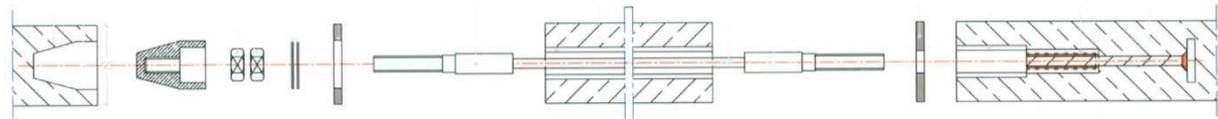


Abbildung 2.30 Explosionszeichnung des von [Mühlbacher & Jergitsch 2010] konzipierten Verbindungssystems

Alle diese Verbindungstechniken sind nur als Konzepte anzusehen, da detaillierte Untersuchungen und Überprüfungen der Eignung meist nicht erfolgten. Dennoch scheinen die verschiedenen Ideen grundsätzlich als Fügemethoden geeignet, wenn auch für Anwendungen sicherlich noch Weiterentwicklungen und Änderungen in Detailpunkten notwendig sind.

Tastversuche zu durch Vorspannung verbundene, glasfaserbewehrte Betonplatten wurden von [Burtscher et al. 2008] durchgeführt. Die Fugen wurden trocken ausgeführt und die Vorspannung erfolgte mittels Stahlseilen mit aufgespresstem Gewinde. Die nur 13 mm dünnen Glasfaserbetonplatten wurden im Bereich der erforderlichen Hüllrohre etwas dicker ausgeführt. Die Tragfähigkeit wurde schließlich an aus vier Einzelteilen und mit drei Spanngliedern verbundenen Proben auf Biegung getestet. Je nach Vorspannkraft steht ein maximales Biegemoment von 0,250 – 0,324 kNm/m bei den gefügten Proben einem maximalen Moment von 0,68 – 0,74 kNm/m bei Referenzproben ohne Fuge gegenüber. Als Versagensursache bei den gefügten Proben wird ein Ausreißen der Spannglieder durch die Umlenkkräfte angegeben. Neben den Biegeversuchen wurde auch ein aus 39 St. 20x10 cm großen Elementen bestehender Modellbogen mit 3,3 m Spannweite hergestellt, um die Herstellung einer gekrümmten Fläche zu demonstrieren. Die Untersuchungen zeigen die grundsätzliche Anwendbarkeit von verbundloser Vorspannung zur Fügung von dünnwandigen, flächenhaften Segmenten, es ist jedoch anzumerken das [Burtscher et al. 2008] mit äußerst geringen Vorspannkraften arbeiteten (1,4 -5,28 kN für alle drei Spannglieder).



Abbildung 2.31 Verbindung durch Vorspannung nach [Burtscher et al. 2008]; Spannglied und Probekörper für Biegeversuche, Modellbogen

[Lichtenfels 2004] schlägt einen Stoß aus sich überlappenden Makro-Stahlfasern zur Fügung von UHPC-Fertigteilen für Schalen vor. Er führte Faserauszugsversuche und Verbindungsversuche an

zylindrischen Kleinproben ($\phi 70$ mm) mit Stahlfasern mit $d_f=0,7$ mm, $l_f=60$ mm, $f_t=2400$ N/mm² und einer Verbundlänge von $l_b=28$ mm durch. Die Faserauszugsversuche ergaben eine mittlere Verbundspannung von ca. $\tau_b \sim 8$ N/mm². Es wird eine Übergreifungslänge in der Fuge von 30 mm und ein Fasergehalt von $\rho_F=0,87$ Vol.% (1 Faser je 0,44 cm² Fugenfläche) vorgeschlagen. Das entspricht einer Nachrisszugfestigkeit bzw. Fugenfestigkeit von 12 N/mm². [Greiner 2006] beschäftigt sich ebenfalls mit dem Tragverhalten dünner UHPC-Bauteile, wobei auch Fügeverfahren für Fertigteile behandelt werden. Neben Vorschlägen wie einbetonierten und verschweißten Stahlteilen, wird vor allem ein Nassstoß mit übergreifenden Stahlstäben behandelt. Die von [Lichtenfels 2004] vorgeschlagene Variante eines Faserstoßes wird zwar als Möglichkeit angesehen, Greiner konzipiert jedoch einen Stoß aus übergreifenden Bewehrungsstäben mit $d_s=4$ mm. In Zugversuchen mit unterschiedlichen Bewehrungsanordnungen und Fugendimensionen stellte sich die in Abbildung 2.32 dargestellte Variante als tragfähigste heraus ([Reineck & Greiner 2004]). Alle Proben dieser Konfiguration versagten außerhalb des Fugenbereichs, im Mittel ergab sich eine maximale Betonspannung von 8,24 N/mm². Die Proben wurden aus dem UHPC Ductal[®] hergestellt. Als Fugenverguss kam dasselbe Material, jedoch ohne Stahlfasern zum Einsatz. Eine der wichtigen Eigenschaften dieser Anordnung sind die unterschiedlichen Einbindelängen der Bewehrung in die Fügebauteile. Bei gleicher Einbindelänge führen die Spannungsspitzen bzw. die Querschnittsschwächung am Ende der Bewehrungsstäbe zu einem Versagen an dieser Stelle.

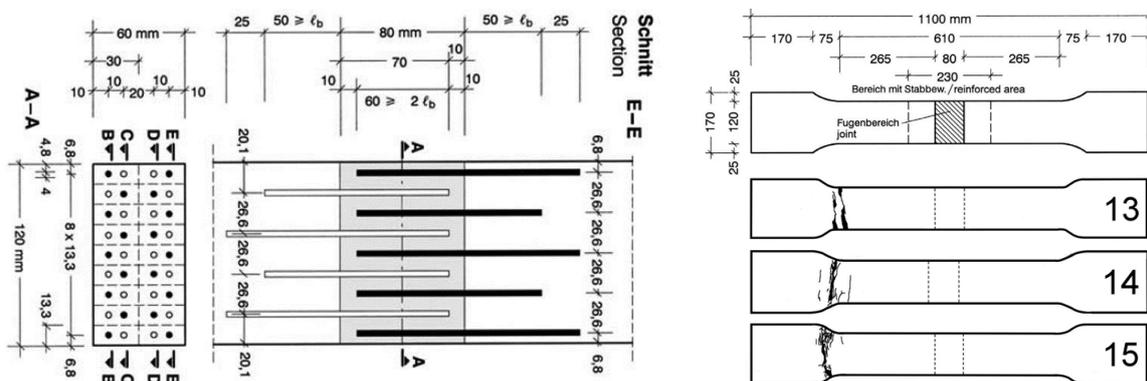


Abbildung 2.32 Übergreifungsstoß mit nachträglichem Fugenverguss nach [Reineck & Greiner 2004]; Bewehrungsanordnung (links) und Versagensbilder (rechts) der tragfähigsten Variante

Auch aktuelle Forschungsarbeiten widmen sich der Fügung von dünnwandigen Bauteilen aus hochfestem bzw. ultrahochfestem Beton. Die Ansätze reichen von Klebeverbindungen mit spezieller Fugen­geometrie ([Oster et al. 2012, Kohlmeier & Oster 2014]) über punktuelle Verbindungen mittels Einbauteilen ([Sobek et al. 2011, Kobler 2013, Sobek & Mittelstädt 2014]) bis zu hochpräzisen Trocken­stoßen ([Lehmberg et al. 2014]). Die von [Oster et al. 2012] untersuchten Klebeverbindungen für Platten- und Scheibenbauteile aus hochfestem Beton basieren auf einem RPC-Kleber in Anlehnung an [Mühlbauer 2012]. Um die Klebefläche zu erhöhen, werden in ersten Tastversuchen Fugenverzahnungen mit unterschiedlichen Geometrien untersucht, die mittels Hochdruckwasserstrahlschneiden erzeugt werden. Eine rechteckige Verzahnung, eine dreieckige Verzahnung und eine Schwalbenschwanzgeometrie. Die Ergebnisse aus Zugversuchen sind in Abbildung 2.33 dargestellt. Die Proben mit einem Querschnitt von 144 x 30 mm² waren aus einem hochfesten Beton ($f_{cm,cube}=140$ N/mm²) mit Stahl-Mikrobewehrung hergestellt. Das Versagen trat bei keiner der Proben in der Klebefläche, sondern in den Querschnittsebenen der Zahnenden auf. Die Zahn­geometrie und Mikrobewehrung kann in Kombination mit der Verklebung ähnlich einer Bewehrungsüberlappung gesehen werden. In den Stirnflächen der Zähne fehlt diese Bewehrungsüberlappung jedoch, die effektive Bewehrungsfläche reduziert sich also in diesen Querschnitten und die Tragfähigkeit verringert sich dementsprechend. Die größte Tragfähigkeit ergibt sich dadurch auch bei der dreiecksförmigen Verzahnung, da hier die Be-

wehrungsfläche am wenigsten reduziert wird. Eine maximale Zugkraft von im Mittel 23,5 kN bei der gefügten Probe steht einer Zugkraft von 44,6 kN am Referenzquerschnitt ohne Fuge gegenüber. Die Verbindung ähnelt so der im Holzbau typischen Keilzinkenverbindung.

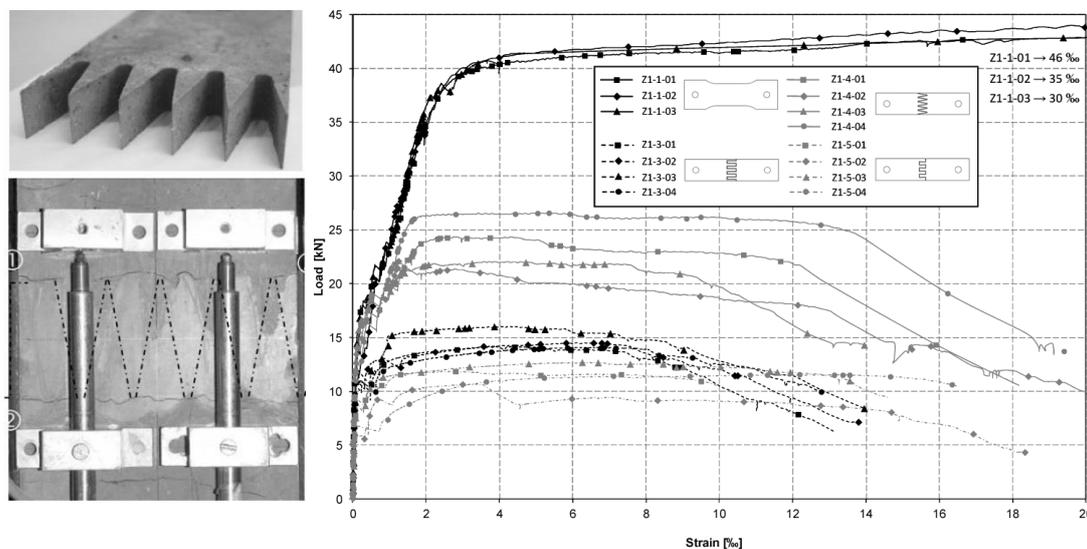


Abbildung 2.33 Fugengeometrie und Rissbild bei dreieckiger Verzahnung, Ergebnisse von Zugversuchen bei unterschiedlicher Fugenausbildung; [Oster et al. 2012]

Die weiteren Untersuchungen von [Kohlmeyer & Oster 2014] zielen neben der detaillierten Beschreibung des Bruchkriteriums der Klebefuge auf eine Verstärkung der Verbindung durch Bewehrung der Zähne ab. Dabei werden Bewehrungsstäbe in unterschiedlichen Ausführungen bis an die Zahnenden geführt. Durch die Übergreifung der Zähne und der Verklebung wirkt die Verbindung analog einem Bewehrungs-Überlappungsstoß, sofern es nicht zum Versagen des Klebers kommt. Als günstig haben sich dabei zu Schlaufen gebogene Bewehrungsstäbe erwiesen, mit welchen bei entsprechender Anordnung Tragfähigkeiten ähnlich derer von Bauteilen ohne Fuge erreicht wurden.

Ebenso auf profilierten Fugengeometrien basiert das Fügekonzept für Flächenbauteile von [Lehmberg et al. 2014], jedoch werden die Fugen trocken ausgeführt. Abgeleitet von den bereits vorgestellten Trockenstoßverbindungen für Stabbauteile ([Mainka et al. 2013]) und von klassischen Holzverbindungen wurden Schwalbenschwanzverbindungen untersucht. Wie bei den Stab-Stößen werden die Fugengeometrien durch hochpräzise gefertigte Schalungen hergestellt. Die beiden passgenauen Füge-teile werden anschließend normal zur Bauteilfläche zusammengefügt. Neben verschiedenen Variationen in der Zahngeometrie werden drei Entwicklungsstufen der Verbindung beschrieben. Serie 1 mit ebener Geometrie und direkter Verbindung der beiden Füge-teile, Serie 2 mit Querschnittsverdickung im Fugenbereich und Serie 3 mit Querschnittsverdickung und zusätzlich eingefügten Verbindungselementen anstelle einer direkten Verbindung (Abbildung 2.34 li.). Mechanische Versuche wurden an 15 mm dünnen Platten durchgeführt. Bei der Fugenausbildung der Serie 1 wurde eine Druckkraft von bis zu 81 % bezogen auf einen Referenzprobe ohne Fuge übertragen. Die Biegezugfestigkeiten der Serie 1 variierten je nach Ausführung von 25 – 37 % bezogen auf Referenzproben. Bei den weiterentwickelten Fugenausbildungen der Serie 2 und 3 konnte jedoch das volle Biegemoment der Platte über die Fuge übertragen werden. Die Proben versagten außerhalb des verdickten Bereichs im Regelquerschnitt (Abbildung 2.34 re.).

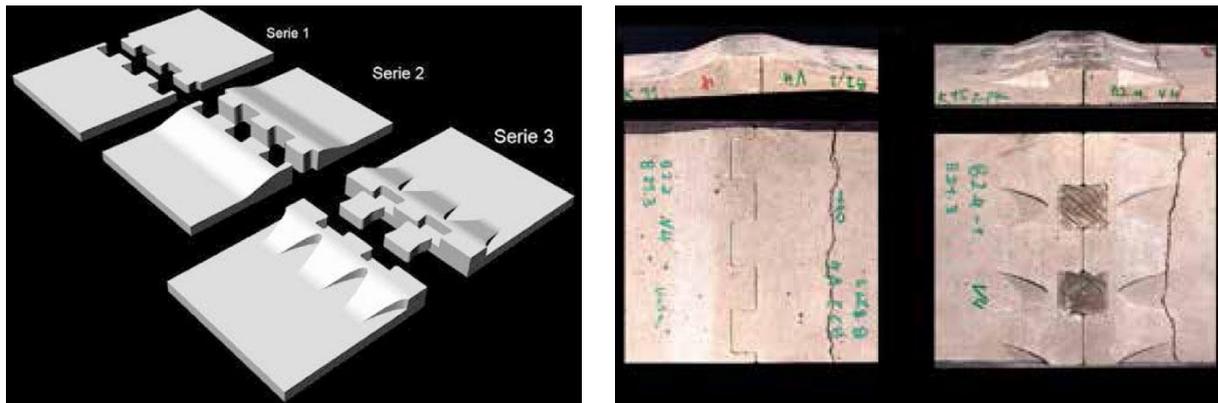


Abbildung 2.34 Schwalbenschwanzverbindungen zur trockenen Fügung von flächenhaften Bauteilen nach [Lehmberg et al. 2014]: verschiedene Entwicklungsstufen und Bruchbilder aus Biegeversuchen

In der von [Sobek et al. 2011] vorgeschlagenen Fügemethode werden die linearen Fugen der flächenhaften Bauteile auf einzelne Verbindungspunkte reduziert. Zur Einleitung der an den Fügepunkten auftretenden hohen Kräfte wurde ein spezielles Einbauteil entwickelt. Dieses sogenannte Implantat wurde auf Basis einer lokalen Druckkräfteinleitung entwickelt, und besteht aus einer „Zahnleiste“ und einem „Fächer“. Die Druckkräfte werden über die Zahnleiste in den Beton eingeleitet, der Fächer nimmt die entstehenden Querkzugspannungen auf. Dabei wurden sehr umfangreichen Untersuchungen zur Implantatgeometrie vorgenommen, die unterschiedlichen Entwicklungsstadien werden hier jedoch nicht näher erläutert. Verschiedene Varianten im letzten Entwicklungsstadium sind in [Sobek & Mittelstädt 2014] beschrieben, ausgewählte Typen und Versuche zur Druckkräfteinleitung werden auch in [Mittelstädt & Sobek 2012] behandelt (Abbildung 2.35).

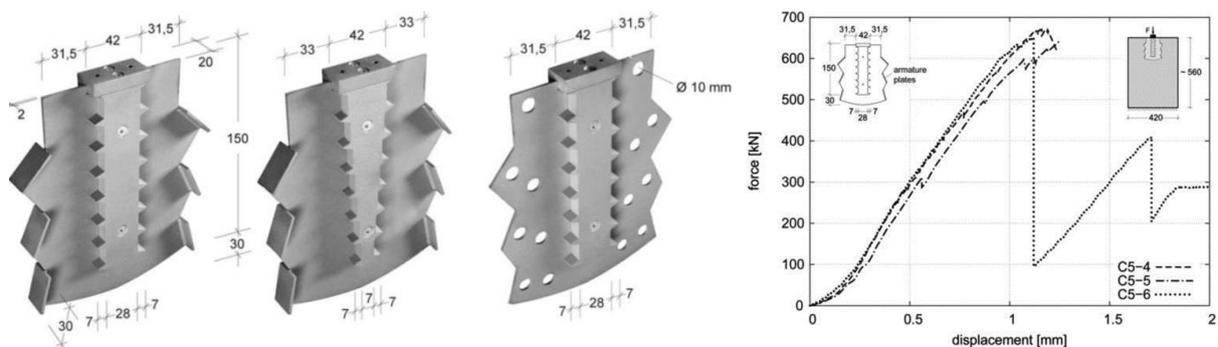


Abbildung 2.35 Ausgewählte Implantatgeometrien zur lokalen Lasteinleitung und Versuchsergebnisse (linke Implantatvariante) [Mittelstädt & Sobek 2012]

Die in [Sobek & Mittelstädt 2014] präsentierten Versuche wurden generell an 20 mm dünnen Bauteilen aus UHPC Ductal[®] FM mit Druckfestigkeiten $f_{c,cyl} > 200 \text{ N/mm}^2$ durchgeführt. Betragen die maximal eingeleiteten Druckkräfte ohne Implantat $\sim 200 \text{ kN}$, kann die Maximalkraft bei entsprechender Implantatausführung auf ca. 700 kN gesteigert werden. Die Zugtragfähigkeit wird mit $35 - 45 \text{ kN}$ und die Querkrafttragfähigkeit in Scheibenrichtung mit bis zu 160 kN je Implantat angegeben. Die präsentierten Untersuchungen und Ergebnisse zielen auf das Implantatdesign und die Einleitung unterschiedlicher Kräfte ab. Versuche an verbundenen UHPC Bauteile werden in den genannten Quellen jedoch nicht beschrieben, in [Sobek & Mittelstädt 2014] ist lediglich das Prinzip der Bauteilfügung schemenhaft dargestellt.

2.4 Zusammenfassung

Die vorgestellten Techniken geben einen Einblick in die Vielfaltigkeit der Bauteilfügung. Betrachtet man im Speziellen die Fügung von UHPC-Bauteilen, so zeigt sich, dass bekannte und erprobte Methoden meist ohne größere Schwierigkeiten adaptiert werden können. Der Baustoff UHPC bietet aber aufgrund seiner besonderen Eigenschaften, insbesondere der hohen Festigkeit auch an den Bauteilrändern, neue Möglichkeiten, die bei Normalbetonbauteilen nicht denkbar sind. Wie einige Ideen und Untersuchungen zeigen, können auch auf den ersten Blick unrealistische Konzepte durchaus Potential haben. Deshalb sollte auch keine Fügemethode von vornherein ausgeschlossen werden.

Die Fügetechnik profitiert auch von den Weiterentwicklungen der Bearbeitungsmethoden und den damit verbundenen Planungs- und Fertigungsprozessen. Als Beispiel können hier sowohl nachträgliche Bauteilbearbeitungen wie das Schleifen von Trockenfugen und das Hochdruckwasserstrahlen zur Erzeugung spezieller Fugengeometrien, als auch die Herstellung von hochpräzisen Schalungen mit komplexen Fugenausbildungen genannt werden.

Auf eine Bewertung und einen Vergleich der unterschiedlichen, vorgestellten Methoden wurde hier bewusst verzichtet. Einerseits befinden sich die Forschungsarbeiten zum Teil in unterschiedlichen Entwicklungsstadien, weshalb ein Vergleich nach bestimmten Kriterien wie beispielsweise dem Tragfähigkeitspotential nicht seriös ist. Andererseits hängt die Wahl einer geeigneten Fügetechnik von vielen unterschiedlicher Kriterien ab. So sind nicht alle der gezeigten Verbindungstypen in ihrer jetzigen Form für doppelt gekrümmte, hoch beanspruchte Tragwerke geeignet. Eine Beurteilung der verschiedenen Verbindungskonzepte erfolgt deshalb unter Berücksichtigung der eigenen Anforderungen und Randbedingungen im nächsten Kapitel.

3 Fügekonzepte für doppelt gekrümmte Freiformtragwerke

Die verschiedenen, im vorigen Kapitel vorgestellten Fügeverfahren, wurden für unterschiedliche Tragwerkstypen und Materialien entwickelt und optimiert. Ziel dieses Abschnitts ist nun, die umfangreiche Auswahl an Fügeverfahren auf den in dieser Arbeit behandelten Tragwerkstyp, die Freiformschale in Fertigteilbauweise aus UHPC, einzuschränken.

Zu Beginn werden deshalb Verbindungsmethoden, die für diesen speziellen Anwendungsfall von vornherein ausgeschlossen werden können, erläutert. Diese Verbindungstechniken werden anschließend auch nicht mehr weiter berücksichtigt. Den Hauptteil bildet eine Übersicht der prinzipiell als geeignet angesehenen Fügekonzepte. Zum Abschluss dieses Kapitels werden schließlich eigene Anforderungen und Randbedingungen definiert, welche zum eigenen, weiterverfolgten Fügekonzept führen.

3.1 Nicht anwendbare Verbindungstechniken

Einige der vorgestellten Verbindungstechniken, seien es bereits in der Praxis erprobte Systeme oder aktuelle Forschungsarbeiten, wurden für ebene Bauteile entwickelt und lassen sich nicht auf doppelt gekrümmte Fertigteile übertragen. Viele bereiten aufgrund der erforderlichen Bewegungsabläufe beim Fügevorgang Probleme. So sind Steckverbindungen nur möglich, wenn alle Verbinder beim Fügevorgang parallel zueinander liegen. Bei gekrümmten Bauteilen und einer Anordnung der Verbinder normal zur Bauteilebene, ist ein Verbinden nicht möglich (Abbildung 3.1, links). Das gleiche Problem tritt bei stiftförmigen Verbindungsmitteln in Bauteilebene, welche in entsprechenden Bohrungen des zweiten Fügeteils verankert werden sollen, auf. Bei im Grundriss gekrümmten Fugen oder bei Fügung in zwei Achsrichtungen ist ein Einfädeln der Verbinder nicht durchführbar (Abbildung 3.1, rechts). Aufgrund dieser Problematik sind auch die von [Oster et al. 2012] entwickelte, geklebte Keilzinnenverbindung und die von [Lehmberg et al. 2014] präsentierte Schwalbenschwanzverbindung nicht anwendbar.

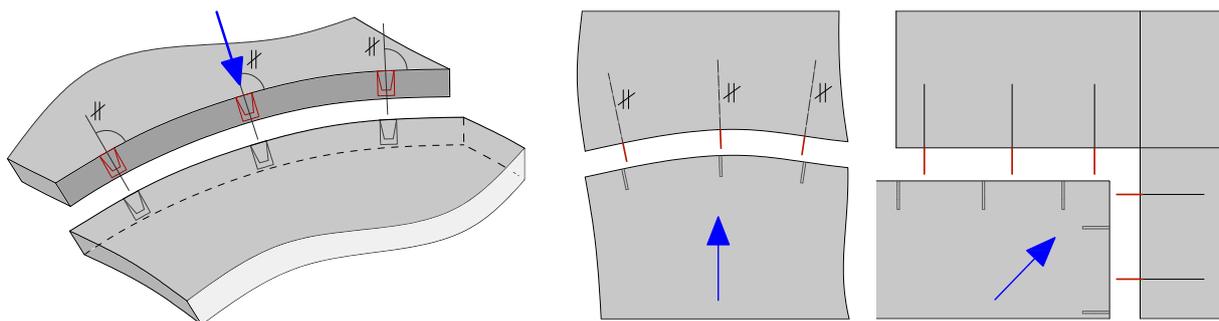


Abbildung 3.1 Aufgrund der Bewegungsabläufe nicht mögliche Verbindungen: Steckverbindung an gekrümmten Elementen; Verbindung mit stiftartigen Einbauteilen bei gekrümmten Fugen bzw. bei Fügung in zwei unterschiedliche Richtungen

Eine weitere, grundsätzlich sehr gut geeignete Fügemethode ist die nachträgliche, verbundlose Vorspannung. Um bei dünnen Bauteilen und hohen Vorspannkräften Probleme durch die Umlenkkräfte zu vermeiden, müssen jedoch gegebenenfalls die Krümmungen der Freiformelemente begrenzt werden. Eine weitere Schwierigkeit stellt der Einbau der erforderlichen Hüllrohre dar. Insbesondere die Kreuzungspunkte der in zwei Achsrichtungen erforderlichen Fügung sind problematisch. Aus denselben

Gründen werden auch durch die Fertigteile hindurchgeführte, vorgespannte Anker wie im System von [Mühlbacher & Jergitsch 2010] oder bei der Längverschraubung von Tübbingungen ausgeschlossen.

3.2 Mögliche Verbindungsvarianten

Trotz Ausschluss oben genannter Verbindungsvarianten, bieten sich zur Fügung von doppelt gekrümmten Bauteilen noch viele Möglichkeiten an. Basierend auf eigenen Überlegungen und den in Kapitel 2 vorgestellten Techniken, werden im Folgenden mögliche Verbindungskonzepte und die nach eigener Einschätzung für die Auswahl des Verbindungstyps wesentlichen Vor- und Nachteile aufgelistet.

Die Fügetechniken werden dabei nach ihrer grundsätzlichen Art gegliedert, wobei die angeführten Vor- und Nachteile einer Übergruppe auch für die anschließend aufgelisteten Untervarianten gelten. Die Skizzen der Verbindungen stellen üblicherweise einen Schnitt durch die Fuge dar, abweichende Darstellungen sind mit G (Grundrisse) oder A (Ansicht der Fuge) gekennzeichnet.

3.2.1 Verbindungen auf Basis konventioneller Nassstöße

Die erste Gruppe bilden Verbindungen, die an konventionelle Nassstöße des Fertigteilbaus angelehnt sind. Das Grundkonzept sind überlappende Bewehrungselemente der zu fügenden Fertigteile und breite Fugen, welche nachträglich mit UHPC oder hochfestem Mörtel verfüllt werden.

- Vorteile:**
- Konventioneller, bekannter und vielfach ausgeführter Verbindungstyp
 - Gute Tragfähigkeit bei entsprechender Ausführung
 - Dichtheit der Fuge
 - Gleicht Toleranzen sehr gut aus
 - Kaum Sonderbauteile oder -materialien nötig und dadurch geringe Materialkosten
- Nachteile:**
- Mitunter aufwendige Schalung der Fuge vor dem Verguss notwendig
 - Anspruchsvolle Rüstung zur Positionierung der Fertigteile notwendig
 - Aushärtezeit des Vergusses führt zu längerer Baudauer
 - Verguss und damit Qualität der Verbindung ist witterungsabhängig
 - Abschalung der Fertigteile bei Bewehrungsüberstand mitunter aufwendig
 - Optisches Erscheinungsbild der breiten Vergussfugen
 - Nicht lösbar

N.1 Konventioneller Übergreifungsstoß



Bewehrung der Fertigteile oder zusätzliche Bewehrungsstäbe greifen in der Fuge übereinander.
 Von [Greiner 2006] sehr erfolgreich für dünne UHPC-Bauteile adaptiert.

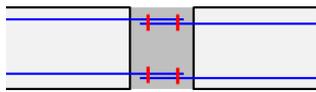
<p>V: Relativ einfach in der Herstellung Bekannte Ausführung Gute Tragfähigkeit</p>	<p>N: Breite Fuge notwendig (Übergreifungslänge) – daher aufwendige Schalung beim Verguss Große Anzahl an Stäben notwendig Randabschalung der Fertigteile dadurch aufwendig</p>
--	--

N.2 Konventioneller Übergreifungsstoß - Teilquerschnitt



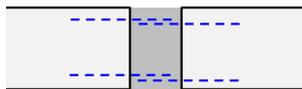
Analog dem konventionellen Übergreifungsstoß; Direkter Kontakt der Fertigteile am unteren Rand, damit nur Verguss eines Teilquerschnitts nötig.

<p>V: Keine Schalung sondern nur Abdichtung beim Fugenverguss notwendig</p>	<p>N: Aufwendigere Herstellung der Fertigteile (Randabschalung) Geringere Tragwirkung (Querschnittsschwächung) als bei vollständigem Verguss Geringerer Hebelsarm der Bewehrung</p>
--	--

N.3 Konventioneller Übergreifungsstoß – verbundene Bewehrung

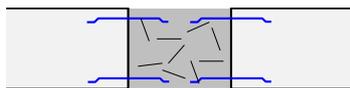
Konventionelle Fuge, übergreifende Bewehrungselemente mechanisch miteinander verbunden (Schweißen, Muffen, Klemmen, Kleben).

- | | |
|--|--|
| V: Gute Tragfähigkeit bei entsprechender Ausführung
Geringere Fugenbreite – weniger Schalungsaufwand | N: Reduzierter Schalungsaufwand gering gegenüber dem zusätzlichen Aufwand zur Verbindung der Bewehrung (insbes. bei hoher Stabanzahl) |
|--|--|

N.4 Übergreifungsstoß mit flächenhafter Bewehrung

Verwendung eines Blechs (z.B. Lochblech) oder flächenhaften Textils anstelle stabförmiger Bewehrungselemente; Nach Möglichkeit mechanische Verbindung der Bewehrung.

- | | |
|--|---|
| V: Guter Verbund der Bewehrung bei entsprechender Ausführung
Geringere Übergreifungslänge und damit geringere Fugenbreite notwendig
Einfachere Randabschalung | N: Schwieriger bei gekrümmten Fugen
Schlechte Zugänglichkeit beim Vergießen, Gefahr der Hohlraumbildung |
|--|---|

N.5 Breiter Faserstoß

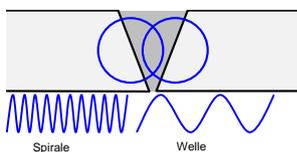
Anstelle der Bewehrung überstehende, hochfeste Makrofasern an der Fügefläche; Keine direkte Überlappung der Fasern, sondern mit faserbewehrtem UHPC verfüllte Fuge.

- | | |
|---|---|
| V: Gute Tragfähigkeit bei entsprechender Ausführung (ausreichende Faseranzahl)
Breite Fuge ermöglicht Faserbewehrung des Verfüllmaterials | N: Breite Fuge – höherer Schalungsaufwand
Sehr aufwändiges Herstellen der Randabschalung der Fertigteile (Fasern einlegen)
Gleiche Zugfestigkeit des Verfüllmaterials wie im Fertigteile schwer herzustellen |
|---|---|

N.6 Schmalen Faserstoß

Anstelle der Bewehrung überstehende, hochfeste Makrofasern an der Fügefläche; Direkte Überlappung der Fasern und möglichst dünne Fuge. *Prinzip von [Lichtenfels 2004] in Kleinversuchen überprüft.*

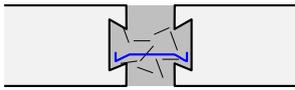
- | | |
|--|---|
| V: Gute Tragfähigkeit bei entsprechender Ausführung (ausreichende Faseranzahl)
Schmalere Fuge möglich, dadurch reduzierter Schalungsaufwand beim Verguss | N: Sehr aufwändiges Herstellen der Randabschalung der Fertigteile (Fasern einlegen)
Schlechte Zugänglichkeit beim Vergießen, Gefahr der Hohlraumbildung |
|--|---|

N.7 Übergreifender Endlosdraht

Anstelle einzelner Fasern werden hochfeste Drähte (oder CFK bzw. GFK - Rovings) in Spiralform gewickelt am Rand überstehend angeordnet; Die Verbindung erfolgt durch Überlappung der Drähte. Alternativ zur Spirale sind auch mehrlagig angeordnete, in Wellenform gebogene Drähte eine Möglichkeit.

- | | |
|--|--|
| V: Schmalere Fuge möglich, bei entsprechender Ausführung (siehe Skizze) ggf. ohne zusätzliche Schalung möglich.
Einfacherer Einbau als bei vielen einzelnen Fasern
Kurze Einbindelänge aufgrund guter Verankerung
Biegsam – beliebige Fugengeometrie möglich | N: Randabschalung (Schalung selbst) eventuell schwierig, insbesondere bei Spiralform
Schlechte Duktilität da kein Auszug wie bei Faserstoß möglich
Kleiner Hebelsarm für Moment bei Ausführung lt. Skizze |
|--|--|

N.8 Verguss einer profilierten Fuge



Profilierung der Fuge mit hinterschnittener Geometrie um eine Zugverankerung des Vergussmaterials zu erzielen. Einlegen eines Profils als zusätzliche Bewehrung.

<p>V: Wirksamkeit des Verguss-UHPC (Mörtels) auch auf Biegung u. Zug</p>	<p>N: Fugenprofilierung aufwendig herzustellen Ausreichende Zugfestigkeit Verguss-UHPC schwer herzustellen Geringer Hebelsarm bei Biegung Probleme beim Vergießen möglich (vollständige Verfüllung der Profilierung) Bei dünnen Bauteilen sehr filigran Spannungsspitzen / Kerbwirkung der Profilierung</p>
---	---

N.9 Punktueller Verguss / UHPC-Dübel



Überlappung der Fertigteile und punktuelle Aussparungen welche mit faserbewehrtem UHPC ausgefüllt (verdübelt) werden.

<p>V: Einfach zu vergießen und damit hohe Materialqualität und Tragfähigkeit der Dübel selbst</p>	<p>N: Schwächung des ursprünglichen Querschnitts Kein Druckkontaktstoß an den Stirnflächen Durch punktuelle Fügung geringere Tragfähigkeit bzw. keine vollständige Ausnutzung der Bauteile</p>
--	---

3.2.2 Klebeverbindungen

Die folgenden Klebeverbindungen unterscheiden sich von den konventionellen Nassstößen vor allem durch möglichst geringe Klebstoff- / Fugendicken (wenige mm) und der Verwendung von hochfesten Klebstoffen (vor allem auch auf Zug). Dabei kommen sowohl Epoxidharzkleber als auch hochfeste, mineralische Klebstoffe (z.B. auf UHPC – Basis nach [Mühlbauer 2012]) in Frage.

- Vorteile:**
- Dichtheit der Fuge
 - Meistens einfachere Herstellung der Fertigteile
 - Toleranzen in Fertigung möglich
 - Optimale Lastübertragung wenn ausreichende Festigkeit gegeben ist
- Nachteile:**
- Nicht Lösbar
 - Aushärtezeit verzögert Bauablauf
 - Anspruchsvolle Rüstung zur Positionierung der Fertigteile notwendig
 - Qualitätsüberprüfung schwierig / Qualität der Klebung stark witterungsabhängig
 - Nicht überprüfbare Fehleranfälligkeit beim Fügevorgang (z.B. Lufteinschlüsse durch mehrfaches trennen und neu positionieren bereits gestoßener Fügeile)
 - Haftfestigkeit wird stark durch falsche Klebeflächenvorbehandlung bzw. durch Fehlstellen beeinflusst
 - Temperaturempfindlichkeit bei der Verwendung von Epoxidharz
 - Sprödigkeit bei unbewehrten / unverstärkten Fugen

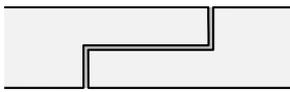
K.1 Stumpfer Stoß



Gerade Fuge, welche durch Sandstrahlen oder sonstige Nachbehandlung aufgeraut wird. Alternativ kann eine entsprechende Schalung zur Erzeugung einer rauen Klebefläche verwendet werden.

<p>V: Fuge ist auch mit entsprechender Aufräuhung relativ einfach herzustellen</p>	<p>N: Trotz größerem Toleranzbereich relativ genaue Herstellung der Fügeflächen notwendig</p>
---	--

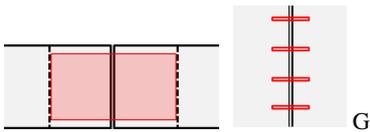
K.2 Verklebter Überlappungsstoß



Ausführung der Fugen mit einem sich überlappenden Profil und anschließende Verklebung.

V: Größere Fügefläche Höhere Festigkeit der Verbindung auf Zug, Biegung und Querkraft	N: Schwächung des ursprünglichen Querschnitts Herstellung komplizierter als stumpfer Stoß, insbesondere bei gekrümmten Fertigteilen
---	---

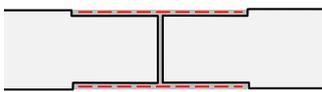
K.3 Eingeklebte Verstärkungen



Zusätzlich zum stumpfen Stoß Einkleben von Verstärkungsbauteilen wie Dübel oder Lamellen (z.B. aus Stahl). Erforderliche Schlitzte bzw. Bohrungen können nachträglich erstellt werden.

V: Bei entsprechender Ausführung zusätzliche Tragfähigkeit auf Zug, Biegung und Querkraft	N: Mehr Arbeitsschritte notwendig (Bohren, Fräsen) Optische Beeinträchtigung durch Verstärkungsbauteile
--	---

K.4 Aufgeklebte Verstärkungen



An der Ober- und Unterseite aufgeklebte Laschen aus Stahl oder CFK oder flächenhafte Verstärkung aus textiler Bewehrung. Durch entsprechende Querschnittsvertiefungen durchgehende Oberfläche möglich.

V: Zusätzliche Tragfähigkeit auf Zug und Biegung gegenüber stumpfem Stoß Relativ einfache Möglichkeit der Verstärkung	N: Keine Verbesserung der Schubtragfähigkeit gegenüber dem stumpfen Stoß Zusätzlicher Schalungsaufwand bei Vertiefungen Zusätzliche Arbeitsschritte beim Fügen Optische Beeinträchtigung
---	--

3.2.3 Schraubenverbindungen

Die Fertigteile werden mit hochfesten, vorgespannten Schrauben verbunden. Die Fuge selbst wird als Trockenfuge mit entsprechend hoher Genauigkeit ausgeführt. Je nach Anordnung der Schrauben, in der Schalenfläche oder normal dazu (parallel zur Fugenfläche), sind unterschiedliche Ausführungen mit unterschiedlichen Anforderungen möglich.

- Vorteile:**
- Schnellerer Bauablauf, da Verbindung sofort nach der Fügung tragfähig ist, dadurch Reduzierung des Baugerüsts möglich
 - Keine Schalung / Abdichtung wie bei Vergussfugen notwendig
 - Sehr einfach lösbare Verbindung
 - Bekannter und einfacher Verbindungstyp
 - Definierte Kräfteverhältnisse
 - Nachträglich kontrollierbar und dadurch gegebene Wartungsmöglichkeit
 - Bei entsprechender Ausführung Druckübertragung durch Kontaktstoß der Fugen möglich
- Nachteile:**
- Sehr hohe Präzision der Trockenfuge notwendig
 - Zusätzliche Abdichtung notwendig
 - Verankerung und Einpassung der Schrauben bei dünnen Bauteilen mitunter schwierig
 - Hohe lokale Beanspruchung an den Fügepunkten durch vorgespannte Schrauben
 - Viele Schrauben erfordern viele Arbeitsschritte beim Fügen
 - Eventuell auch erforderliche Wartung (Nachziehen / Kontrolle der Schrauben)

S.1 Verschraubung durch Rippe

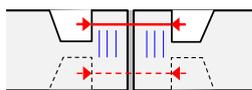


Fertigteilelemente werden mit allseitiger Rippe an den Fugen ausgeführt durch welche die Verschraubung erfolgt.
Ebenfalls Konzeptvorschlag von [ter Maten 2011], [Parmann 2012] und [Pilch 2002]

V: Sehr einfache Herstellung der Verbindung

N: Erhöhter Herstellungsaufwand der Fertigteile durch unterschiedliche Querschnittsdicken (im Hinblick auf flexible Schalungssysteme)
 Schraube nicht in Bauteilachse angeordnet; hohe Belastung der Rahmenecke macht evtl Verstärkung notwendig

S.2 Gerade Schrauben in Aussparungen

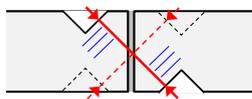


In der Schalenfläche liegende Schrauben werden in Aussparungen der Fertigteile angeordnet.
Ähnlich dem Beispiel einer Balkenverbindung, Abbildung 2.5 b.

V: Einfache Herstellung der Verbindung
 Bei Anordnung am Querschnittsrand auch ohne Vorspannung gute Wirkung bei Biegung und Zug

N: Aussparung für Schraube und Mutter bedeutet Mehraufwand beim Schalen
 Querschnittsschwächung durch Aussparungen
 Bei dünnen Querschnitten Platzprobleme
 Punktuelle Belastung macht ggf. eine Verstärkung notwendig
 Problem bei langen Schrauben und starken Krümmungen
 Anziehen der Schrauben bei kleinen Aussparungen nicht optimal

S.3 Schräge Schrauben in Aussparungen

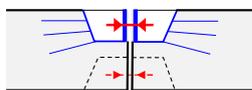


Schrauben werden wechselweise schräg angeordnet und in entsprechenden Aussparungen verankert.

V: Einfache Herstellung der Verbindung
 Kleinere Aussparung als bei geraden Schrauben und damit auch geringere Querschnittsschwächung
 Gute Zugänglichkeit beim Anziehen
 Zugänglichkeit / Verankerung bei gekrümmten Fertigteilen einfacher als bei S.2

N: Aussparung für Schraube und Mutter bedeutet Mehraufwand beim Schalen
 Punktuelle Belastung macht ggf. eine Verstärkung notwendig
 Wirkt auf Biegung nur bei ausreichender Vorspannung

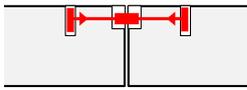
S.4 Gerade Schrauben, verankertes Aussparungselement



Ein entsprechend zugfestes Anker-Einbauteil dient gleichzeitig als Aussparungselement in welchem die Schrauben angeordnet und verankert werden. Dennoch direkter Druckkontakt der Fugen.
Ähnlich dem Beispiel des Stützenschuhs, Abbildung 2.5 c.

V: Einfache Herstellung der Verbindung
 Einfache Herstellung des Fertigteils (Ankerelement ist gleichzeitig die Aussparung)
 Gute Einleitung der Schraubenkraft in den UHPC möglich
 Toleranzen für Schraube möglich
 Bei Anordnung am Querschnittsrand auch ohne Vorspannung gute Wirkung bei Biegung und Zug
 Kurze Schraube vorteilhaft bei Krümmungen

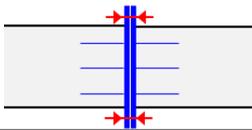
N: Ausreichend zugfeste Dimensionierung des Anker-/Aussparungskörpers führt ggf. zu einem sehr massiven Einbauteil
 Anziehen der Schrauben bei kleinen Aussparungen schwieriger
 Bei dünnen Querschnitten Platzprobleme des Ankerkörpers

S.5 Spanschloss in Aussparungen

In der Schalenfläche liegendes Spanschloss wird vom oberen bzw. unteren Rand in Aussparungen der Fertigteile eingeschoben und verankert.

V: Einfache Vorspannung möglich
Aussparung an den Ankerpunkten kleiner

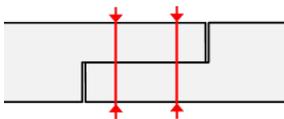
N: Mehraufwand beim Schalen durch Aussparungen (Aussparung für Ankerpunkte und Spannelement)
Bei dünnen Querschnitten Platzprobleme
Punktueller Belastung macht ggf. eine Verstärkung notwendig
Problem bei langen Schrauben und starken Krümmungen

S.6 Verschraubte Stahleinbauteile / Stirnplattenstoß

Fertigteile werden über eine im UHPC verankerte, beidseitig überstehende Stahlplatte verschraubt. Grundprinzip eines Stirnplattenstoßes.
Ein ähnliches Prinzip wird bei Stützenfüßen angewendet (Abbildung 2.6).

V: Einfache Verbindung
Gute Zugänglichkeit beim Fügen

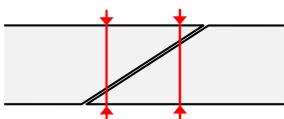
N: Korrosionsschutz der Stahlplatten aufwendiger
Für Verschraubung notwendiger, beidseitiger Überstand beeinträchtigt das optische Erscheinungsbild
Erforderliche Genauigkeit ohne Nachbearbeitung kaum zu erreichen; Ausgleich mit Futterblechen o.ä. sehr aufwendig

S.7 Verschraubte Überlappung

Ausführung der Fugen mit einem sich überlappenden Profil und anschließende Verschraubung im überlappenden Bereich.

V: Außer Schrauben keine zusätzlichen Bauteile notwendig
Sehr einfaches Fügen / Verschrauben

N: Starke Schwächung des ursprünglichen Querschnitts
Fugenprofil etwas komplizierter herzustellen als gerade Fuge
Ungünstig auf Druck („weicher“ Druckkontaktstoß wenn die Stirnflächen nicht vorgespannt sind)
Generell eher geringe Tragfähigkeit

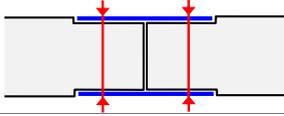
S.8 Verschraubte schräge Überlappung

Schräge Fugen welche in der Überlappung verschraubt werden.

V: Außer Schrauben keine zusätzlichen Bauteile notwendig
Sehr einfache Herstellung und Fügung
Geringere Querschnittsschwächung als bei gerader Überlappung
Direkter Druckkontakt der Fügeflächen

N: Kaum volle Ausnutzung des Querschnitts möglich
Ungünstig bei Druck- und Zugbeanspruchung (Abscheren möglich)

S.9 Außenliegende angeschraubte Laschen

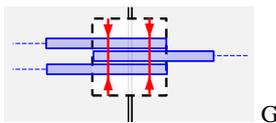


Die beiden Fügeiteile werden mit außenliegenden Laschen aus Stahl verschraubt. Zur Verbesserung der Optik werden diese in Querschnittsvertiefungen angebracht.

V: Einfach herzustellen
Gute Zug- und Biegetragfähigkeit

N: Passung der Stahllaschen bei Krümmung schwierig
Tragwirkung auf Querkraft eher gering
„Weicher“ Druckkontaktstoß wenn die Stirnflächen nicht vorgespannt sind
Optisches Erscheinungsbild

S.10 Im Querschnitt verankerte und verschraubte Laschen

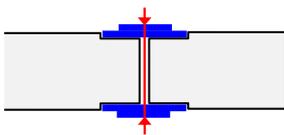


Hochkant angeordnete Laschen werden im UHPC verankert und parallel zur Fuge verschraubt. Für die Verschraubung sind entsprechende Aussparungen vorzusehen.
Ähnlich dem Beispiel der Balken – Stütze – Verbindung, Abbildung 2.7.

V: Bessere Querkraftübertragung als außenliegende Laschen

N: Ungünstig auf Druck, da kein direkter Kontaktstoß der Fugen
Verankerung der Laschen schwierig
Zugänglichkeit beim Fügen ungünstig
Sehr breite Aussparung für das Einfädeln der Schrauben notwendig

S.11 Klemmverbindung



Fertigteile werden mit punktuellen Klemmtellern oder Laschen mittels einer Schraube zusammengeklemt. Die Schraube dient hier nicht direkt als Kraftübertragendes Element, ist jedoch zur Erzeugung der Klemmkraft und damit der Wirkung der Verbindung essentiell.
Im Glasbau angewandte Fügechnik.

V: Einfach herzustellen

N: Durch punktuelle Fügung keine optimale Ausnutzung des Flächentragwerks
Die bei gekrümmten Elementen ungleichmäßige Kontaktpressung der Klemmteile ist ungünstig für die Reibverbindung
Optisches Erscheinungsbild bei massiven Klemmteilen beeinträchtigt

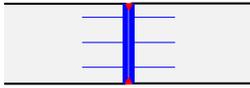
3.2.4 Einbauteile

Eine klare Abgrenzung zwischen Einbauteilen und Schraubenverbindungen ist nicht immer möglich. Auch bei den vorgeschlagenen Schraubenverbindungen sind oft zusätzliche, im Beton eingegossene bzw. verankerte Bauteile – also Einbauteile – notwendig. Die hier aufgelisteten Verbindungskonzepte sind daher solche, wo entweder ganz ohne Schrauben ausgekommen werden kann, oder wo die Einbauteile aufgrund ihrer komplexeren Ausführung das maßgebende Element der Verbindung sind.

- Vorteile:**
- Schnellerer Bauablauf, da Verbindung sofort nach der Fügung tragfähig ist, dadurch Reduzierung des Baugerüsts möglich
 - Keine Schalung / Abdichtung wie bei Vergussfugen notwendig
 - Können lösbar ausgeführt werden
 - Je nach Einbauteil einfache und schnelle Montage möglich
 - Klar definierte Kräfteverhältnisse durch Konzeption der Einbauteile

- Nachteile:**
- Aufwendig und teuer in Herstellung
 - Unter Umständen aufwendiger Einbau in Schalung
 - Sehr hohe Präzision notwendig
 - Bei punktueller Fügung unter Umständen aufwändige Verankerung der Einbauteile
 - Bei punktueller Fügung geringere Biegesteifigkeit als im vollen Fertigteilquerschnitt

E.1 Verschweißte Stahleinbauteile



Ausreichend verankerte Stahleinbauteile (Stirnplatten) werden miteinander verschweißt. Die Ausführung ist punktuell oder über die ganze Fuge denkbar.

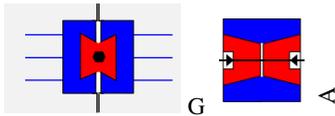
V: Stabile Verbindung

Dicht bei Ausführung über die ganze Fugenlänge

N: Schweißen sehr aufwendig

Qualitätskontrolle bei Schweißen auf der Baustelle notwendig
 Verankerung der Einbauteile aufwendig
 Sehr hohe Belastung der einzelnen Einbauteile bei punktueller Fügung
 Ausführung über die ganze Fugenlänge bei gekrümmten Fertigteilen sehr schwierig
 Nicht lösbar

E.2 Mehrteilige Steckverbindung



Einbauteile werden nach dem Prinzip von Steckverbindungen ausgeführt, jedoch werden nur Teile mit Nut in den Fertigteilen verankert. Die Fügung erfolgt durch zusätzlich eingesteckte Passstücke, welche z.B. mittels Schrauben fixiert werden.

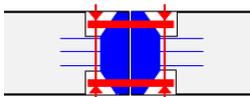
V: Einfache Fügung der Fertigteile (gute Zugänglichkeit der Schraube)

Durch entsprechende Ausführung direkter Druckkontaktstoß der Fügeteile mit leichter Vorspannung möglich

N: Bei dünnen Bauteilen unter Umständen sehr filigran

Sehr hohe Präzision notwendig
 Mögliche Vorspannkraft ist gering, Querkrafttragfähigkeit hängt daher nur vom Passstück und der Schraube ab

E.3 Einbauteile mit übergeschobenen Zugelementen



Anstelle eines eingesteckten Passstücks, wird ein Bauteil über entsprechend ausgeführte Einbauteile übergeschoben. Diese Teile übernehmen die Zugkräfte, während Druckkräfte über Kontakt an den Einbauteilen oder Fugen übertragen werden. Die oben und unten liegende Zugelemente können mittels Schrauben fixiert werden.

V: Einfache Montage

Im Vergleich zur Steckverbindung größere Toleranzen möglich
 Theoretisch geringe Vorspannung durch konisch ausgeführte Einbauteile möglich

N: Aufwendiger durch viele Komponenten (Verschraubung und Einbauteile mit Verankerung)

Querkrafttragfähigkeit eher gering

3.3 Eigenes Fügekonzept

Trotz der Einschränkung auf Freiformschalen, Fertigteile aus UHPC und den hohen Anforderungen an die Tragfähigkeit der Verbindung, ist die Auswahl an möglichen Fügetechniken nach wie vor groß. Daraus pauschal eine „am besten geeignete“ Fügemethode zu wählen, ist nicht möglich. Die Eignung einer Verbindung hängt von vielen individuellen Faktoren ab. Anforderungen wie beispielsweise das optische Erscheinungsbild – handelt es sich um Sichtbeton bzw. eine sichtbare Tragstruktur, oder wird die Konstruktion später ohnehin verkleidet – können die Wahl des Verbindungstyps maßgeblich beeinflussen. Nicht zuletzt kann auch das subjektive Empfinden des Bauherrn eine entscheidende Rolle bei der Auswahl der Verbindung spielen.

Nach eigener Ansicht hat die Trockenfuge am meisten Potential. Die entscheidenden Vorteile werden insbesondere im schnelleren und einfacheren Bauablauf gesehen. Gegenüber einer nassen Fügung, sei es ein konventioneller Nassstoß oder eine Klebefuge, fallen die teilweise sehr langen Aushärtezeiten weg. Die Verbindung ist sofort nach der Fügung vollständig tragfähig. Auch in den erforderlichen Baugerüsten wird ein hohes Einsparungspotential gesehen. Müssen bei Nassfugen alle Elemente bis zur Aushärtung des Fugenmaterials auf einem Gerüst exakt positioniert werden, ist es bei einer trockenen Fügung ausreichend die Fertigteile zum Verbinden mit einem Kran oder anderen Hebezeug zu positionieren. Bis zur Baufertigstellung kann dann mit punktuellen Abstützungen das Auslangen gefunden werden. Je komplizierter die Tragwerksgeometrie, was bei den Freiformstrukturen durchaus der Fall sein wird, desto entscheidender ist dieser Vorteil.

Auch wegen der Verwendung eines High-Tech Materials, wie es UHPC ist, ist die Trockenfuge die logischere Wahl. Die hervorragenden mechanischen Eigenschaften, welche bei Vorfertigung im Werk erzielt werden können, sind bei der Verwendung von Ortbeton, wie er für Vergussfugen notwendig ist, nur schwer zu erreichen. Die Qualität von Nassfugen ist zudem stark witterungsabhängig, was der Trockenfuge wieder einen Vorteil beim bereits erwähnten Bauablauf verschafft.

Aber auch weitere, für die Entscheidung nicht primäre Eigenschaften von Trockenfugen sind von Vorteil:

- Die Verbindung kann lösbar ausgeführt werden, das heißt die Fertigteile können demontiert und gegebenenfalls sogar wiederverwendet werden. Abgesehen von den Vorteilen beim Rückbau von Bauwerken ist damit auch eine Anwendung der Bauweise für temporäre Tragstrukturen möglich.
- Das architektonische Erscheinungsbild bei Sichtbetonflächen wird durch Nassfugen (insbesondere breiten Vergussfugen) eher beeinträchtigt als durch klare, scharf abgegrenzte Trockenfugen und dezente, mechanische Verbindungsmittel.

Vergleicht man nun die Fügekonzepte mit Trockenfugen untereinander, so wird der Vorzug den Schraubenverbindungen gegenüber der Verwendung von Einbauteilen gegeben. Wie bereits erwähnt kann hier zwar nicht immer klar unterschieden werden, doch sind Einbauteile meist komplexere Bauteile. Dies ist einerseits teuer und andererseits werden die Anforderungen an die Genauigkeit der Fertigteile und der Fugen, vor allem bei der Positionierung der Einbauteile, noch zusätzlich erhöht. Auch werden in der punktuellen Fügung eher Nachteile durch die hohe lokale Beanspruchung und nur bedingte Ausnutzung des Querschnitts gesehen. Zwar bestehen auch Schraubenverbindungen aus einzelnen punktuellen Verbindungsmitteln, jedoch kann bei entsprechender Anordnung und Vorspannung der Schrauben die Fuge überdrückt werden. Damit kann man unter Druck, und bis zu einem bestimmten Lastniveau auch auf Zug und Biegung, den vollen Querschnitt ausnutzen. Die positiven Effekte sind mit denen des Spannbetonbaus zu vergleichen.

Ein direkter Kontaktstoß der Fertigteile erfordert aber auch eine äußerst hohe Genauigkeit der Fugen. Für die angestrebte Fugengenauigkeit von 0,1 mm ist eine nachträgliche Bearbeitung unumgänglich.

Wie bereits in der Einleitung erwähnt, ist die digitale Planung und automatisierte Fertigung Gegenstand des übergeordneten Forschungsprojektes. Auch die Nachbearbeitung und die erforderlichen Prozessschritte zur Erzielung der Genauigkeit sind Teile der Forschung, werden aber in dieser Arbeit nicht näher behandelt. Eine geeignete Möglichkeit der Nachbearbeitung ist vor allem das Hochdruckwasserstrahlschneiden zur „groben“ Vorbearbeitung von Fugen (Formatierung der Fertigteile) aber auch zum Herstellen von Schraubenlöchern. Mittels Schleifen lässt sich schließlich die erforderliche Fugengenauigkeit erreichen.

Dennoch kann davon ausgegangen werden, dass sich auch geringen Fugungenauigkeiten in einem Bauwerk irgendwann aufsummieren, so dass an wenigen, ausgewählten Fugen ein Toleranzausgleich vorgesehen werden sollte. Dafür eignen sich Nassstöße wie beispielsweise ein Übergreifungsstoß nach [Greiner 2006] oder der Faserstoß nach [Lichtenfels 2004] sehr gut. Aber auch viele der Schraubenverbindungen können zu einer „Hybridverbindung“ adaptiert werden, indem man zusätzlich zur Verschraubung eine Ausgleichschicht aus hochfestem Klebstoff, idealerweise mineralisch auf UHPC-Basis, vorsieht.

Die Arbeiten von [Greiner 2006] bzw. [Reineck & Greiner 2004] erlauben eine Anwendung des Übergreifungsstoßes nahezu ohne zusätzliche Untersuchungen, und auch in der Adaptierung von „trockenen“ Schraubenverbindungen zu Schraubenverbindungen mit nasser Ausgleichsschicht wird keine große Schwierigkeit gesehen. Außerdem ist es immer anzustreben, mit möglichst wenig nassen Fugen in einem Tragwerk auszukommen. Die weitere Arbeit konzentriert sich daher auf die Entwicklung und Untersuchung von Schraubenverbindungen mit trockenen Fugen.

Neben den bereits vorgestellten Grundprinzipien der Schraubenverbindungen, werden noch folgende Ziele bei der Entwicklung verfolgt:

- Die Schraubenverbindungen sollen möglichst ohne Einbauteile auskommen. Falls diese doch erforderlich sind sollten sie möglichst einfach gestaltet werden
- Die Verbindungsmittel sollten soweit wie möglich innerhalb des Querschnitts liegen bzw. nur gering über die Bauteiloberfläche ragen
- Druckkräfte sollen durch direkten Kontakt der Fugen übertragen werden
- Die Übertragung von Querkräften erfolgt über Reibung
- Zugkräfte und Biegung sollen primär durch die Vorspannung aufgenommen werden und nur sekundär durch die „schlaffe“ Wirkung der Verbindungsmittel

4 Entwicklung und Untersuchung ausgewählter Verbindungstechniken

Im folgenden Kapitel wird die Entwicklung von geeigneten Schraubenverbindungen beschrieben. Der Aufbau entspricht dabei auch im Wesentlichen der zeitlichen Reihenfolge der durchgeführten Untersuchungen. Die Entwicklung wird in drei Stufen gegliedert, deren Abschluss jeweils eine Versuchsreihe an Kleinproben bildet.

In Entwicklungsstufe I werden grundlegende Überlegungen zu einigen der in Kapitel 3 vorgestellten Konzepte angestellt. Neben theoretischen Analysen zur Schraubenanordnung wird mittels numerischer Voruntersuchungen sowie ersten Tastversuchen das grundsätzliche Verhalten von einfach herzustellenden Schraubenverbindungen analysiert. Die Gestaltung der experimentell untersuchten Verbindung zielt dabei noch auf eine möglichst einfache Herstellbarkeit ab.

Die in Entwicklungsstufe II untersuchten Verbindungsvarianten bauen auf den in Entwicklungsstufe I gewonnenen Erkenntnissen auf. Die Anordnung der Schrauben erfolgt unter der Anforderung einer möglichst hohen Tragfähigkeit, wobei die Dimensionen der Verbindung noch im Wesentlichen aufgrund von äußeren Randbedingungen gewählt wird: Für die definierte Bauteildicke wird eine praktikable Schraubengröße gewählt, aus welcher sich wiederum die durch die Schraubengüte definierte maximale Vorspannkraft ergibt.

In Entwicklungsstufe III werden die erkannten Schwachstellen im Tragverhalten der untersuchten Verbindungstypen gezielt beseitigt und eine hochtragfähige Verbindung gestaltet. Die Verbindungsmittel werden entsprechend der gewünschten Tragfähigkeit dimensioniert. Durch diese Vorgehensweise wird jedoch nicht mehr mit Standardschrauben das Auslangen gefunden, sondern es sind Sonderbauteile erforderlich.

4.1 Entwicklungsstufe I - Grundlagen und Voruntersuchungen zu vorgespannten Schraubenverbindungen

Den Beginn der Untersuchungen bilden Schraubenverbindungen mit marktüblichen Schrauben ohne zusätzliche Einbauteile. Als mögliche Verbindungsvarianten bieten sich daher die Konzepte S2 (Schraube in der Schalenfläche liegend), S3 (Schräge Schrauben) oder S8 (Schräge Fuge mit Schraube normal zur Schalenfläche) an. Da eine ebene Untersicht erstrebenswert ist, wird das an sich recht einfache Konzept S1 nicht weiter verfolgt.

Herstellungstechnisch ist die Schraube normal zur Schalenfläche (S8) sicher die einfachste Variante. Einerseits sind nur Schraubenlöcher und keine Aussparungen für Schraubenkopf und Mutter notwendig, und außerdem ist die Zugänglichkeit der Schrauben für die Montage optimal. Die schräge Fuge stellt bei automatisierter Nachbearbeitung nur einen vernachlässigbaren Mehraufwand gegenüber einer normalen Fuge dar, bietet aber zusätzlich noch den Vorteil, dass geringe Längentoleranzen durch lokale Querbiegung der Fertigteile in Verbindung mit einem „Dickenversatz“ ausgeglichen werden können. Allerdings hat die flach geneigte Fuge den Nachteil, dass der Widerstand gegen Druck- und Zugkräfte bedingt durch ein gegenseitiges Abgleiten der Fügeflächen gering ist.

Ordnet man die Schrauben schräg an, bleibt der Vorteil der guten Zugänglichkeit bei der Montage erhalten und die erforderlichen Aussparungen bleiben dennoch klein. Führt man zusätzlich auch noch die Fuge geneigt aus, kann auch mit nur einer schrägen Schraube (im Gegensatz zu den kreuzweise angeordneten Schrauben im Konzept S3) das Auslangen gefunden werden. Ist die Fuge steil geneigt, verbessert sich auch der Widerstand gegen Abgleiten unter Druckbeanspruchung.

Führt man das Neigen von Schrauben und Fuge weiter, kommt man schließlich zum Grenzfall der Schraube in Schalenfläche und einer Fuge normal darauf (Konzept S2). Nachteile dieser Variante sind jedoch die erforderlichen großen Aussparungen und die schlechtere Zugänglichkeit der Schrauben bei der Montage (Platzbedarf für Drehmomentschlüssel und das Drehen desselben).

Die Arbeiten der Entwicklungsstufe I zielen nun darauf ab, die Eignung unterschiedlich geneigter Fugen und Schrauben zu untersuchen bzw. zu vergleichen. Dabei wurden drei verschiedene Untersuchungen vorgenommen:

- Zusammenstellung der mechanischen Beziehungen bei schräger Fuge: Analytische Berechnung des Widerstandes gegen Abgleiten der Fügeteile zueinander in Abhängigkeit von der Fugenneigung und der Schraubenneigung.
- Nichtlineare Strukturanalyse mittels Finiten Elemente Methode hinsichtlich lokaler Spannungen und Rissbildung sowie der Tragfähigkeit. Analyse verschiedener Einflüsse wie Schrauben- und Fugenwinkel, Größe der Aussparungen und Schraubenlänge.
- Tastversuche des einfachsten Verbindungstyps (Schraube normal zur Schalenfläche) zur Analyse des grundsätzlichen Verhaltens der Schraubenverbindungen.

4.1.1 Mechanische Beziehungen bei schräger Fuge

Für die in Abbildung 4.1 dargestellte Situation besteht die Gefahr, dass sich die beiden Fügeteile bei einer zu großen Einwirkung zueinander verschieben, also entlang der Fuge abgleiten. Die Grenzkraft zum Versagen durch Abgleiten wird durch den Reibungswiderstand definiert.

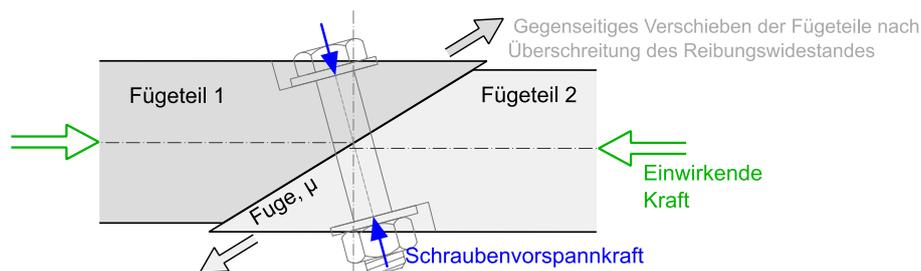


Abbildung 4.1 Problem des Abgleitens entlang der Fuge bei schräger Fuge

Der Reibungswiderstand ergibt sich aus dem Reibungsbeiwert und den Kraftanteilen normal zur Fuge von Schraubenvorspannkraft und einwirkender Kraft. Damit hängt der Widerstand gegen Abgleiten einer glatten, verschraubten Trockenfuge im Wesentlichen von vier Punkten ab:

- Reibungsbeiwert zwischen den Fügeteilen
- Winkel zwischen einwirkender Kraft und Fuge
- Winkel zwischen Schraubenvorspannkraft und Fuge
- Größe der Schraubenvorspannkraft

Die Neigungen der Schrauben und der Fuge können nahezu beliebig ausgeführt werden, und können so auf die zu übertragenden Schnittkraftkombinationen abgestimmt werden. Geometrische Einschränkungen können sich nur bei sehr flachen Winkeln ergeben. Der Reibungsbeiwert wird jedoch durch das Material und die Oberflächenbearbeitung bestimmt, und kann somit nur in sehr begrenztem Umfang variiert bzw. gesteuert werden. Die folgenden Herleitungen gelten im Prinzip für beliebige Reibungsbeiwerte. Als Richtwert für die Voruntersuchungen wird jedoch ein Reibungswinkel von 30° (Reibungsbeiwert $\mu \sim 0,58$) angenommen. Dies entspricht in etwa dem kleinsten von [Tue et al. 2011] ermittelten Reibungsbeiwert bei geschliffenen UHPC-Flächen (vergl. Kapitel 2.1.2.).

In der gegenständlichen Untersuchung wird das Tragfähigkeitspotential der Reibungsverbindung bei schräger Fuge betrachtet. Ein Versagen besteht somit immer aus einem Abgleiten entlang der Fugenebene. Versagenszustände durch Überschreitungen von Festigkeiten (UHPC, Schraube) werden hier vorerst außer Acht gelassen. Ebenso wird die Tragwirkung über Lochleibung nicht berücksichtigt. Für das Abgleiten sind vor allem die Normalkräfte (Zug und Druck) aber auch Querkkräfte relevant. Biegemomente spielen aufgrund des inneren Kräftegleichgewichts theoretisch keine Rolle und werden daher hier nicht betrachtet. Die Analysen gelten jedoch für beliebige Fugen- und Schraubenwinkel.

Die Kapazität der Fuge wird durch das Verhältnis der übertragbaren Kraft F_E zur aufgebrachtten Schraubenvorspannkraft dargestellt. Dem entsprechend wird ein Faktor f_E definiert, welcher das Verhältnis der beiden Kräfte angibt:

$$f_E = \frac{F_E}{F_S} \quad (4.1)$$

f_E	Faktor der übertragbaren Kraft bezogen auf die Schraubenvorspannkraft
F_E	Übertragbare Kraft
F_S	Vorspannkraft der Schraube

4.1.1.1 Gleichgewichtsbetrachtung im lokalen Koordinatensystem bezogen auf die Fugenebene

Die Herleitung der Gleichgewichtsbedingungen zwischen Schraubenkraft, einwirkender Kraft und Reibungskräften wird an einem lokalen Koordinatensystem bezogen auf die Fugenebene durchgeführt. Die Winkel werden dabei von der Fugenebene aus gegen den Uhrzeigersinn als positiv definiert (Abbildung 4.2).

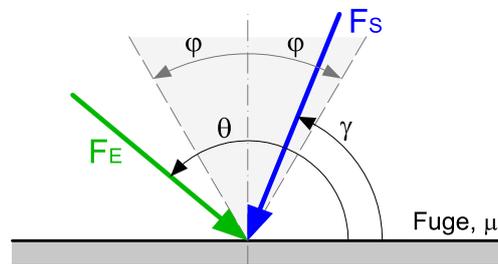


Abbildung 4.2 Lokales, auf die Fugenebene bezogenes Koordinatensystem; Allgemeiner Fall

Dabei sind:

γ	Winkel zwischen Schraubenkraft und Fuge	$0^\circ \leq \gamma \leq 180^\circ$
θ	Winkel zwischen einwirkender Kraft und Fuge	$0^\circ \leq \theta \leq 360^\circ$
μ	Reibungsbeiwert der Fuge	
φ	Reibungswinkel der Fuge, $\varphi = \arctan(\mu)$	

Beim Aufstellen der Gleichgewichtsgleichungen für das System ist zu beachten, dass die Reibungskraft immer entgegen der resultierenden Kraftkomponente parallel zur Fuge wirkt. Das Reibungsverhalten kann jedoch sehr einfach über einen Reibungskegel, in der 2D - Betrachtung ein gleichschenkeliges Dreieck mit Öffnungswinkel 2φ , veranschaulicht werden. Liegt die resultierende Kraft innerhalb dieses Dreiecks, ist das System stabil. Andernfalls tritt Gleiten entlang der Fuge auf.

Grundvoraussetzung ist, dass die Schraubenkraft immer innerhalb des Reibungskegels liegt. Ansonsten ist ein Verbinden der Fügeteile nicht möglich. Erst nach stabiler Fügung kann eine äußere Kraft aufgebracht werden. Das heißt die Bedingung

$$(90^\circ - \varphi) \leq \gamma \leq (90^\circ + \varphi) \quad (4.2)$$

muss immer erfüllt sein.

Spannt man nun über einer gegebenen Schraubenvorspannkraft F_S ein durch den doppelten Reibungswinkel definiertes Dreieck auf, kann die maximal zulässige einwirkende Kraft F_E für beliebige Winkel θ ermittelt werden. Die Grenzkraft zum Abgleiten ist immer dann erreicht, wenn die resultierende Kraft $\vec{F}_R = \vec{F}_S + \vec{F}_E$ auf einer der Dreieckskanten liegt (Abbildung 4.3).

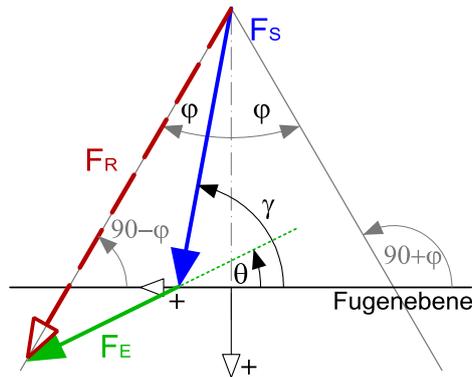


Abbildung 4.3 Gleichgewichtsbetrachtung im lokalen, auf die Fugenebene bezogenen Koordinatensystem

Definiert man die resultierende Grenzkraft über die Komponenten, ergibt sich

$$\frac{F_R \cdot \cos(90^\circ - \varphi)}{F_R \cdot \sin(90^\circ - \varphi)} = \cot(90^\circ - \varphi) = \tan \varphi = \mu \quad (4.3)$$

für die linke Seite des aufgespannten Dreiecks bzw.

$$\frac{F_R \cdot \cos(90^\circ + \varphi)}{F_R \cdot \sin(90^\circ + \varphi)} = \cot(90^\circ + \varphi) = -\tan \varphi = -\mu \quad (4.4)$$

für die rechte Seite des aufgespannten Dreiecks. In Abbildung 4.3 und Abbildung 4.4 sind die Grundfälle für die Lage der Resultierenden dargestellt. Die einwirkende Kraft kann grundsätzlich Winkel von $0^\circ \leq \theta \leq 360^\circ$ annehmen, wobei Kräfte im Bereich von $0^\circ \leq \theta \leq 180^\circ$ Druckkräfte sind, und im Bereich von $180^\circ \leq \theta \leq 360^\circ$ Zugkräfte.

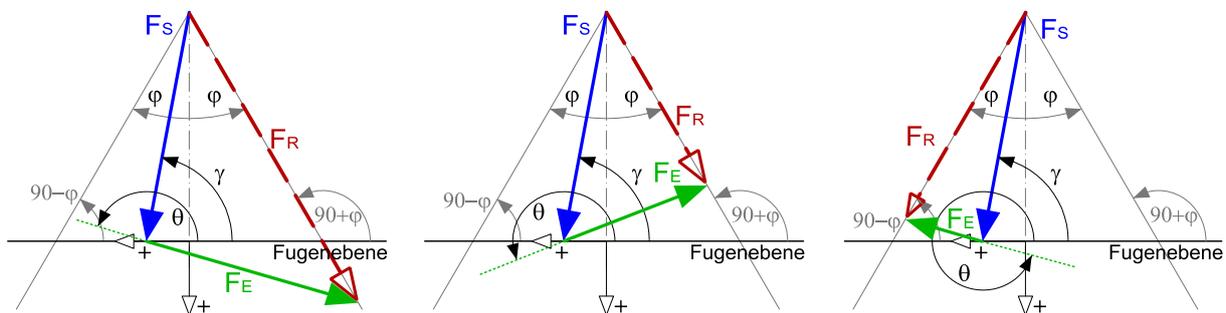


Abbildung 4.4 Grundfälle der Lage der resultierenden Kraft am Reibungskegel

Für die Berechnung des Faktors f_E werden anstelle der resultierenden Kraft in Gleichung (4.3) die Komponenten der Schraubenkraft und der einwirkenden Kraft eingesetzt. Zusätzlich wird ein Vorzeichenbeiwert a_E eingeführt, welcher die Lage der Resultierenden an der linken oder der rechten Dreieckseite beschreibt. Damit können die Glg. (4.3) und (4.4) zu einer Formel zusammengefasst werden.

$$\frac{F_S \cdot \cos \gamma + F_E \cdot \cos \theta}{F_S \cdot \sin \gamma + F_E \cdot \sin \theta} = a_E \cdot \mu \quad (4.5)$$

mit

$$a_E = 1 \quad \text{für } 0^\circ \leq \theta \leq \gamma \quad \text{und} \quad \gamma + 180^\circ \leq \theta \leq 360^\circ$$

$$a_E = -1 \quad \text{für } \gamma < \theta < \gamma + 180^\circ$$

Durch Umformen der Gleichung (4.5) lässt sich schließlich der Faktor f_E berechnen:

$$\begin{aligned} F_S \cdot \cos \gamma + F_E \cdot \cos \theta &= a_E \cdot \mu \cdot F_S \cdot \sin \gamma + a_E \cdot \mu \cdot F_E \cdot \sin \theta \\ F_E \cdot (\cos \theta - a_E \cdot \mu \cdot \sin \theta) &= F_S \cdot (-\cos \gamma + a_E \cdot \mu \cdot \sin \gamma) \\ f_E = \frac{F_E}{F_S} &= \frac{(-\cos \gamma + a_E \cdot \mu \cdot \sin \gamma)}{(\cos \theta - a_E \cdot \mu \cdot \sin \theta)} \quad \text{für } \theta < (90^\circ - \varphi) \text{ oder } \theta > (90^\circ + \varphi) \end{aligned} \quad (4.6)$$

Für den Sonderfall $(90^\circ - \varphi) \leq \theta \leq (90^\circ + \varphi)$ ist die Gl. (4.6) nicht gültig. Die einwirkende Druckkraft liegt dabei innerhalb des Reibungskegels, was bedeutet, dass die Verbindung theoretisch auch ohne Schraubenkraft stabil wäre. Für diesen Fall ist $f_E \rightarrow \infty$.

4.1.1.2 Übertragung auf globale Koordinaten bezogen auf die Schalenachse

Zur anschaulichen Beurteilung von verschiedenen Ausführungen der Verbindung werden die hergeleiteten Beziehungen auf ein globales Koordinatensystem bezogen auf die Schalenachse übertragen. Dabei werden folgende Definitionen eingeführt:

α	Winkel zwischen Schalenachse und Fuge	$0^\circ \leq \alpha \leq 180^\circ$
β	Winkel zwischen Schalenachse und Schraube	$0^\circ \leq \beta \leq 180^\circ$
ζ	Winkel zwischen Schalenachse und einwirkender Kraft	$0^\circ \leq \zeta \leq 360^\circ$

Die Winkel werden von der Schalenachse aus gegen den Uhrzeigersinn gemessen, wobei immer das linke Fügeteil betrachtet wird (Abbildung 4.5).

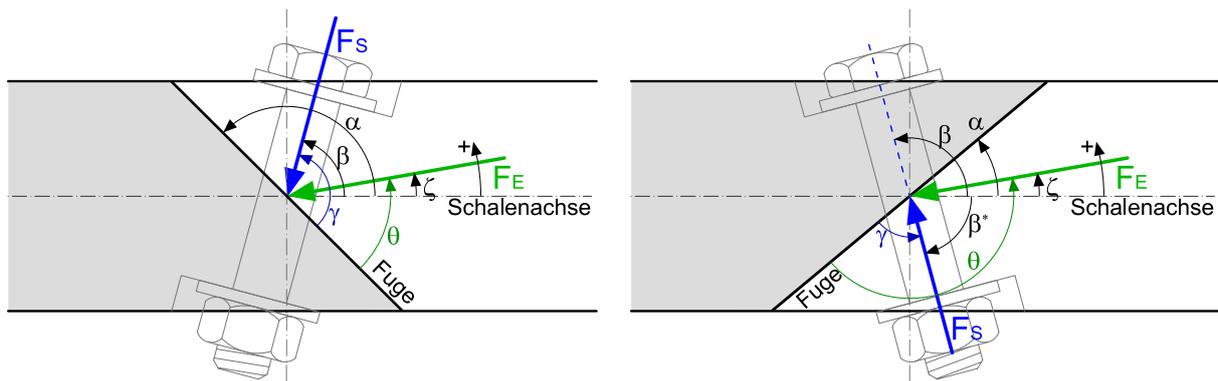


Abbildung 4.5 Winkeldefinition im globalen Koordinatensystem bezogen auf die Schalenachse; Links für $\beta < \alpha$, rechts für $\beta \geq \alpha$

Die Winkel im lokalen Koordinatensystem ergeben sich dann wie folgt:

$$\theta = 180^\circ - \alpha + \zeta \quad (4.7)$$

$$\gamma = 180^\circ - \alpha + \beta^* \quad (4.8)$$

mit

$$\beta^* = \beta \quad \text{für } \beta < \alpha$$

$$\beta^* = \beta - 180^\circ \quad \text{für } \beta \geq \alpha$$

Die Fallunterscheidung für β ist zu treffen, da die Schraubenkraft immer als Druckkraft auf die Fuge wirkt. Bei der Berechnung von γ ist auch zu beachten, dass die Bedingung (4.2) eingehalten ist. Andere Kombinationen aus Fugenwinkel α und Schraubenwinkel β würden bereits zu einem Abgleiten beim Anspannen der Schraube führen.

Für die Berechnung der einwirkenden Kraft F_E und des Kraftwinkels ζ aus den Schnittkräften (Normalkraft N und Querkraft V) gelten folgende Zusammenhänge:

$$F_E = \sqrt{N^2 + V^2} \quad (4.9)$$

$$\zeta = \arccos\left(\frac{-N}{F_E}\right) \quad \text{für positive Querkräfte } V \geq 0 \quad (4.10)$$

$$\zeta = 360^\circ - \arccos\left(\frac{-N}{F_E}\right) \quad \text{für negative Querkräfte } V < 0 \quad (4.11)$$

wobei die üblichen Vorzeichendefinitionen am linken Schnittufer gelten (Abbildung 4.6).

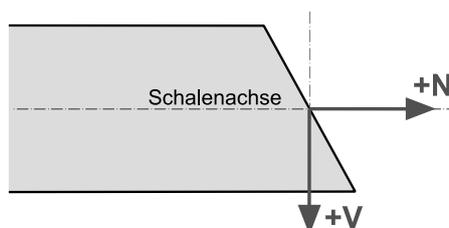


Abbildung 4.6 Vorzeichendefinition für die Schnittkräfte

Zur Veranschaulichung der Einflüsse von Fugenwinkel und Schraubenwinkel ist der Faktor f_E nach Gl. (4.6) für reine Normalkräfte in Abbildung 4.7 dargestellt. Das Diagramm zeigt f_E für verschiedene Schraubenwinkel β in Abhängigkeit des Fugenwinkels α .

Betrachtet man den Zug- und den Druckbereich des Diagramms separat, so sticht bei Druckbeanspruchung die günstige Wirkung von steil geneigten Fugen ($\alpha > 45^\circ$) auf die übertragbare Kraft hervor. Der Einfluss des Fugenwinkels auf den Faktor f_E überwiegt hier deutlich über dem Einfluss des Schraubenwinkels. Unter Zugbeanspruchung kann hingegen bei allen Fugenwinkeln durch entsprechende Wahl des Schraubenwinkels eine annähernd gleich hoher Faktor f_E erreicht werden. Betrachtet man den Zug- und Druckbereich allerdings gemeinsam, so stellt man fest, dass Winkelkombinationen mit hohem Widerstand auf der Druckseite (nahe dem Grenzwinkel) immer einen geringen Widerstand auf der Zugseite bedeuten und umgekehrt. Dies liegt daran, dass die Abtriebskomponente der Schraubenkraft (parallel zur Fuge) je nach Beanspruchungsrichtung entgegen oder mit der Abtriebskomponente der einwirkenden Kraft wirkt. Muss eine Verbindung für Zug- und Druckbeanspruchung gleichermaßen geeignet sein, bieten sich daher entweder sehr steile Fugenwinkel an, oder Winkelkombinationen aus den mittleren Bereichen der einzelnen Kurven. Liegt allerdings eine klar definierte Beanspruchungsrichtung vor, kann der Widerstand durch die entsprechende Winkelkombination optimiert werden.

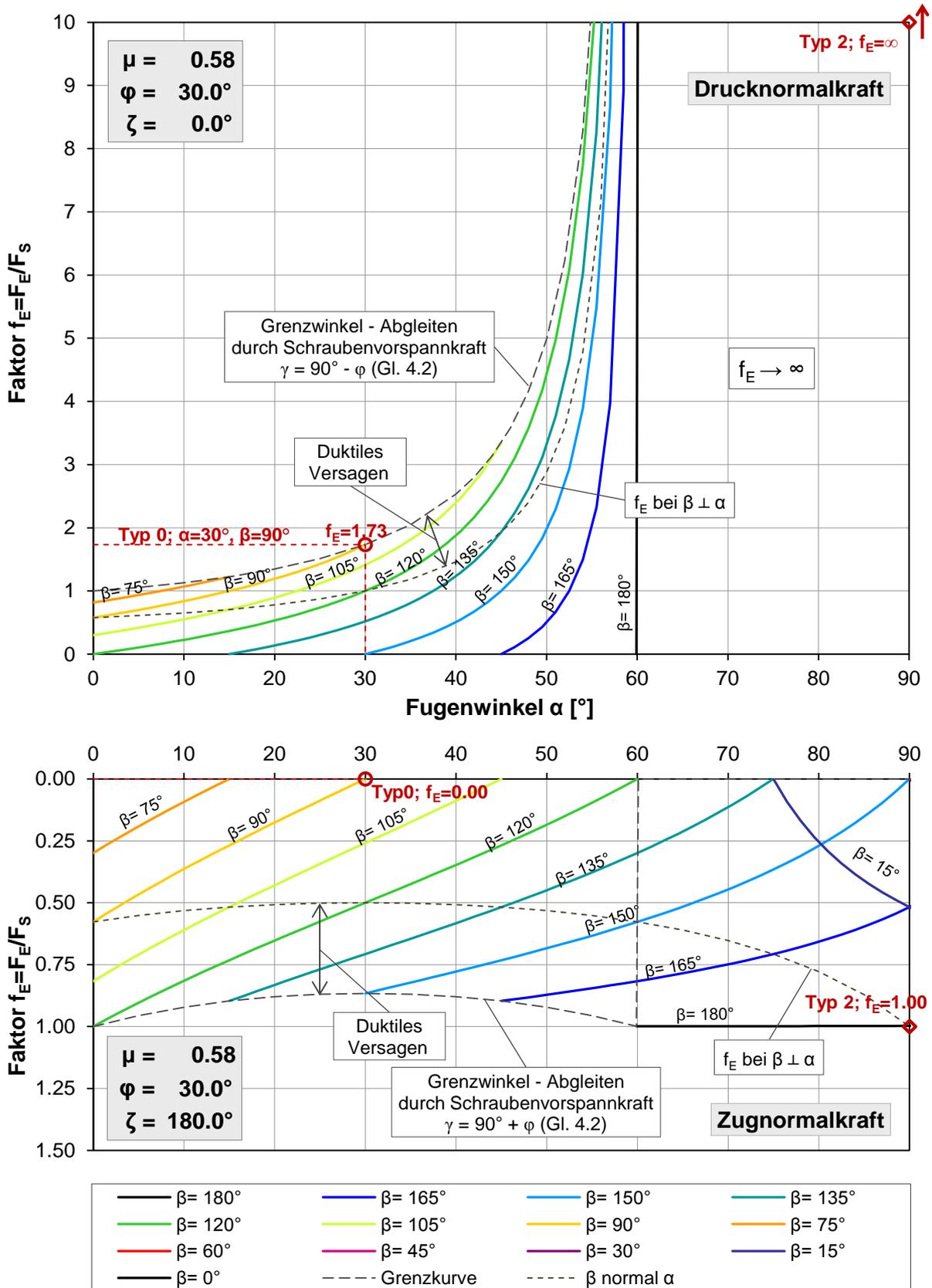


Abbildung 4.7 Nach Gl. (4.6) berechneter Faktor f_E für eine reine Drucknormalkraft ($\zeta=0^\circ$) und eine reine Zugnormalkraft ($\zeta=180^\circ$) bei einem Reibungsbeiwert von $\mu=0,58$ für unterschiedliche Schraubenwinkel β in Abhängigkeit des Fugenwinkels α . Die Darstellung erfolgt nur für $\alpha=0^\circ - 90^\circ$ da das Diagramm für reine Normalkräfte symmetrisch um $\alpha=90^\circ$ ist.

Als Beispiel ist im Diagramm der später untersuchte Verbindungstyp 0 (Kap. 4.1.3) mit vertikaler Schraube ($\beta = 90^\circ$) eingezeichnet. Für diesen Verbindungstyp wurde der Schraubenwinkel mit 90° als Randbedingung gewählt. Betrachtet man nun die Kurve für $\beta = 90^\circ$ bei einer Drucknormalkraft, so ergibt sich der größtmögliche Abgleitwiderstand bei einem Fugenwinkel von $\alpha = 30^\circ$ ($f_{E,Druck} = 1,73$). $\alpha = 30^\circ$ ist aber auch bereits der Grenzwinkel, bei dem gerade noch kein Abgleiten zufolge der Schraubenvorspannung auftritt (bei gegebenem Reibungsbeiwert von $\mu = 0,58$). Dies bedeutet auch, dass bei dieser Winkelkombination keine Zugkraft übertragen werden kann ($f_{E,Zug} = 0$).

In analoger Weise können die übertragbaren Normalkräfte für beliebige Winkelkombinationen abgelesen werden. Je nach Anforderungen hinsichtlich Druck- und Zugbeanspruchung und Vorgaben eines Fugen- oder Schraubenwinkels, kann sehr einfach ein sinnvoller, zugehöriger zweiter Winkel (Schraube oder Fuge) gewählt werden. Für kombinierte Normalkraft und Querkraft können die Diagramme entsprechend deren Verhältnis ($\zeta \neq 0^\circ$) angepasst werden.

Abbildung 4.7 veranschaulicht aber auch, dass wenn eine Beurteilung ausschließlich hinsichtlich der Tragfähigkeit erfolgt, Winkelkombinationen mit steilen Fugen zu bevorzugen sind. Als weiteres Beispiel ist der Grenzfall mit vertikaler Fuge und liegender Schraube eingezeichnet (später als Typ 2 bezeichnet, Kap. 4.2). Eignet sich aus Gründen der Herstellung aber eine schräge Fuge besser, können aus derartigen Diagrammen sehr einfach sinnvolle, für die entsprechende Belastungssituation optimale Kombinationen aus Schrauben- und Fugenwinkel abgelesen werden.

4.1.1.3 Überlegungen zur Duktilität

Zwar kann davon ausgegangen werden, dass bei einem räumlichen Flächentragwerk ausreichend Lastumlagerungsmöglichkeiten bei Ausfall eines Verbindungsmittels gegeben sind, dennoch werden auch Überlegungen zum Verhalten eines einzelnen Fügepunktes im Versagensfall angestellt.

Grundsätzlich haben Reibungsverbindungen ein sehr duktilen Verhalten, da der Reibungsbeiwert bei Verschiebung nahezu konstant bleibt (vgl. Abbildung 2.11). Bei den Schraubenverbindungen kann sich jedoch das Problem ergeben, dass die einen Teil des Reibungswiderstandes erzeugende Schraubenkraft sich bei einsetzender Verschiebung verändert. Verkürzt sich die Schraube durch das Abgleiten entlang der Fuge, nimmt auch die Schraubenkraft sehr schnell ab und der Verbindungspunkt versagt spröde. Verlängert sich im Gegensatz dazu die Schraube, so nimmt auch die Schraubenkraft zu und die Verbindung verhält sich duktil (Abbildung 4.8).

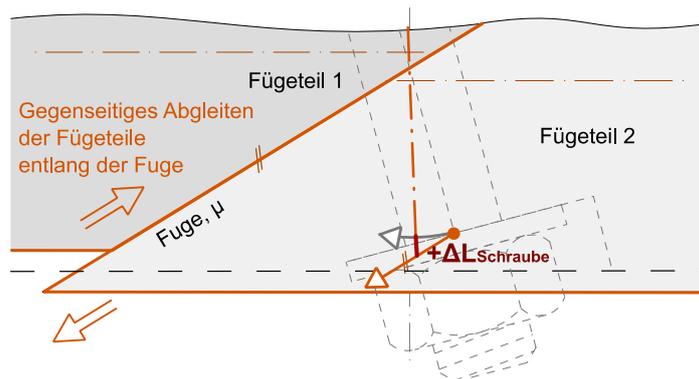


Abbildung 4.8 Schraubenverlängerung im Versagensfall Abgleiten bei $\gamma \neq 90^\circ$; Ein Abgleiten in die entgegengesetzte Richtung bei gleichem Fugen- und Schraubenwinkel würde eine Schraubenverkürzung bedeuten

Ob es im Fall des Abgleitens der Fügeile zu einer Verkürzung oder Verlängerung der Schraube kommt, hängt vom Winkel zwischen Schraube und Fuge und von der Richtung des Abgleitens ab. Betrachtet man wieder das Kräftegleichgewicht im Reibungskegel (Abbildung 4.3 und Abbildung 4.4), dann entspricht die Lage der Resultierenden an den unterschiedlichen Seiten des Reibungskegels

auch einer entgegengesetzten Abgleitrichtung. Dementsprechend kann das Duktilitätsverhalten auch durch die gleichen Winkelbereiche wie der Vorzeichenbeiwert a_E definiert werden:

$\gamma < 90^\circ$, $0^\circ \leq \theta \leq \gamma$ und $\gamma + 180^\circ \leq \theta \leq 360^\circ$	Schraubenverkürzung, sprödes Versagen
$\gamma < 90^\circ$, $\gamma < \theta < \gamma + 180^\circ$	Schraubenverlängerung, duktiles Versagen
$\gamma = 90^\circ$	Schraubenverlängerung, duktiles Versagen
$\gamma > 90^\circ$, $0^\circ \leq \theta \leq \gamma$ und $\gamma + 180^\circ \leq \theta \leq 360^\circ$	Schraubenverlängerung, duktiles Versagen
$\gamma > 90^\circ$, $\gamma < \theta < \gamma + 180^\circ$	Schraubenverkürzung, sprödes Versagen

Eine Ausnahme bildet die Schraube normal zur Fuge, dabei kommt es im Fall des Abgleitens immer zu einer Schraubenverlängerung. Die spröden bzw. duktilen Winkelbereiche sind in Abbildung 4.9 veranschaulicht.

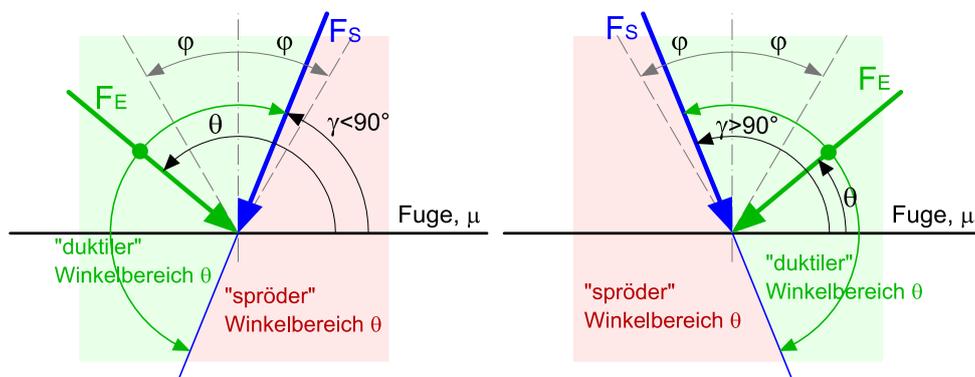


Abbildung 4.9 Veranschaulichung der Winkelbereiche mit sprödem und duktilem Versagensverhalten für $\gamma < 90^\circ$ (links) und $\gamma > 90^\circ$ (rechts)

Für die Belastungsfälle der reinen Normalkraft ist in Abbildung 4.7 auch der Faktor f_E für die Winkelkombinationen mit Schrauben normal zur Fuge dargestellt. Das qualitative Verhalten im Versagensfall entspricht dann Abbildung 4.10 a). Bei Winkelkombinationen bei denen die Faktoren f_E größer sind als jener bei $\gamma = 90^\circ$, verhält sich der Fügepunkt im Versagensfall duktil. Bei gleichbleibender Belastungsrichtung ist dieses Verhalten durchaus günstig, da durch entsprechende Wahl der Winkelkombination ein möglichst hoher Widerstand erreicht werden kann. Ist $\gamma \neq 90^\circ$, bedeutet ein hoher Widerstandsfaktor und duktiles Verhalten bei Druckbeanspruchung bei gleichem α und β jedoch automatisch ein sprödes Versagen bei Zugbeanspruchung bzw. umgekehrt (Abbildung 4.10 b) und c)). Ist also mit unterschiedlicher Beanspruchung im Bauwerk bei gleicher Fugegeometrie bzw. mit wechselnden Lasten am Verbindungspunkt zu rechnen, empfiehlt sich die Anordnung der Schrauben normal zur Fuge, um bei beiden möglichen Abgleitfällen ein möglichst duktiles Verhalten zu haben.

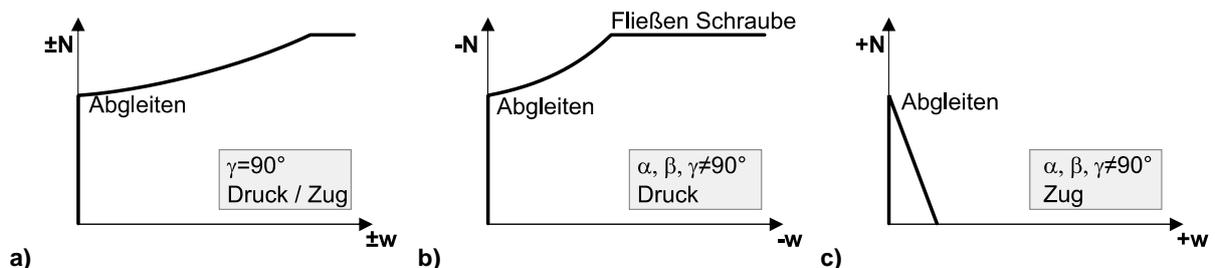


Abbildung 4.10 Qualitative Last-Verschiebungsverläufe bei unterschiedlichen Belastungsrichtungen und Winkelkombinationen

Eine alternative Möglichkeit zur Erhöhung der Duktilität eines einzelnen Verbindungspunktes, ist die Anordnung von Schrauben in unterschiedlichen Winkeln. Sind die Schrauben in gegensätzlichen Richtungen bezogen auf die Fugennormale angeordnet (z.B. $\gamma_A < 90^\circ$, $\gamma_B > 90^\circ$), so wird das Abgleiten in beide Richtungen durch die notwendige Verlängerung einer der Schrauben behindert. Die Vorspannkraft der weiteren Schraube ist dann bei Berechnung des Widerstandsfaktors f_E entsprechend zu berücksichtigen.

4.1.1.4 Erweiterung für zwei Schrauben mit unterschiedlichen Winkeln

Die Vorgehensweise zur Bestimmung des Gleichgewichtes bzw. der zulässigen einwirkenden Kraft ist bei zwei Schrauben analog zu der bei einer Schraube. Anstelle von zwei Kräften sind jedoch drei Kräfte zu berücksichtigen. Abbildung 4.11 zeigt das Prinzip von zwei kreuzweise angeordneten Schrauben und die Definitionen der Winkel.

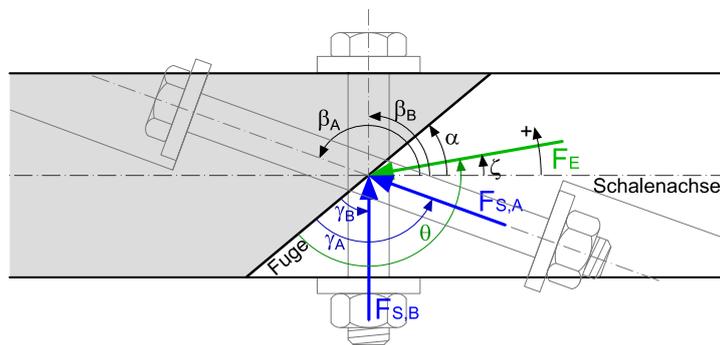


Abbildung 4.11 Winkeldefinitionen im globalen Koordinatensystem bei zwei kreuzweise angeordneten Schrauben

Zumindest für eine Schraube, im Montagevorgang die erste der beiden Schrauben (Schraube A), gilt analog der Bedingung (4.2):

$$(90^\circ - \varphi) \leq \gamma_A \leq (90^\circ + \varphi) \quad (4.12)$$

Für die zweite Schraube (Schraube B) können theoretisch beliebige Winkel gewählt werden. Die maximale Vorspannkraft der Schraube B ist jedoch in Abhängigkeit der Vorspannkraft der Schraube A zu begrenzen. Die Berechnung der Grenzkraft erfolgt analog der Gleichung (4.6), wobei anstelle der Einwirkung die Vorspannkraft der Schraube B $F_{S,B}$ steht:

$$f_{S,B,max} = \frac{F_{S,B}}{F_{S,A}} = \frac{(-\cos \gamma_A + a_S \cdot \mu \cdot \sin \gamma_A)}{(\cos \gamma_B - a_S \cdot \mu \cdot \sin \gamma_B)} \quad \text{für } (90^\circ + \varphi) < \gamma_B < (90^\circ - \varphi) \quad (4.13)$$

mit

$$a_S = 1 \quad \text{für } 0^\circ \leq \gamma_B \leq \gamma_A$$

$$a_S = -1 \quad \text{für } \gamma_A < \gamma_B \leq 180^\circ$$

Es gilt wie bei einer Schraube:

$$0^\circ \leq \gamma_i \leq 180^\circ \quad (4.14)$$

$$\gamma_i = 180^\circ - \alpha + \beta_i^* \quad (4.15)$$

$$\beta_i^* = \beta \quad \text{für } \beta_i < \alpha$$

$$\beta_i^* = \beta - 180^\circ \quad \text{für } \beta_i \geq \alpha$$

mit $i = A, B$

Bei der Berechnung der zulässigen Einwirkung wird nun die Vorspannkraft der Schraube B in der Gleichung (4.6) berücksichtigt. Der Widerstandsfaktor $f_{E,2}$ wird nur auf die Vorspannkraft der Schraube A bezogen:

$$f_{E,2} = \frac{F_E}{F_{S,A}} = \frac{\left(-(\cos \gamma_A + f_{S,B} \cdot \cos \gamma_B) + a_E \cdot \mu \cdot (\sin \gamma_A + f_{S,B} \cdot \sin \gamma_B)\right)}{(\cos \theta - a_E \cdot \mu \cdot \sin \theta)} \quad (4.16)$$

für $\theta < (90^\circ - \varphi)$ oder $\theta > (90^\circ + \varphi)$

mit:

$$f_{S,B} = \frac{F_{S,B}}{F_{S,A}} \quad \text{wobei } f_{S,B} \leq f_{S,B,max} \quad (4.17)$$

$$a_E = 1 \quad \text{für } 0^\circ \leq \theta \leq \gamma_{res} \quad \text{und} \quad \gamma_{res} + 180^\circ \leq \theta \leq 360^\circ$$

$$a_E = -1 \quad \text{für } \gamma_{res} < \theta < \gamma_{res} + 180^\circ$$

$$\gamma_{Res} = 90 - \arctan \frac{\cos \gamma_A + f_S \cdot \cos \gamma_B}{\sin \gamma_A + f_S \cdot \sin \gamma_B} = \operatorname{arccot} \frac{\cos \gamma_A + f_S \cdot \cos \gamma_B}{\sin \gamma_A + f_S \cdot \sin \gamma_B} \quad (4.18)$$

Der Faktor $f_{E,2}$ hängt nun von α , β_A , β_B und $f_{S,B}$ ab. Die grafische Darstellung ist somit nur für einzelne Kombinationen von β_A und β_B anschaulich möglich. Abbildung 4.12 zeigt den Faktor $f_{E,2}$ für reine Normkräfte bei einer gewählten Kombination von $\beta_A = 160^\circ$ und $\beta_B = 90^\circ$ und unterschiedlichen Schraubenvorspannkraften (Variation $f_{S,B}$) in Abhängigkeit von α . Wie auch bei einer Schraube wird der Widerstandsfaktor f_E bei Fugen-Kraftwinkel $(90^\circ - \varphi) \leq \theta \leq (90^\circ + \varphi)$ bei alleiniger Beachtung der Schraube A grundsätzlich unendlich. Die möglichen Winkelkombinationen sind dennoch eingeschränkt, da der maximale Vorspannfaktor der zweiten Schraube $f_{S,B,max}$ nicht überschritten werden darf. Da im Diagramm fixe Vorspannfaktoren $f_{S,B}$ bei variablen Fugenwinkeln α dargestellt sind, ist dies durch einen Abfall der Kurven von sehr hohen (unendlichen) Widerstandsfaktoren auf null ersichtlich.

Das Diagramm lässt sich ähnlich wie jenes in Abbildung 4.7 anwenden. Als Beispiel ist bei der gewählte Schraubenkombination der Abgleitwiderstand für einen Fugenwinkel von $\alpha = 45^\circ$ und einem Vorspannwert der Schraube B von $f_{S,B}=0,75$ eingetragen (Entspricht späterem Verbindungstyp 1, Kap. 4.2). Damit ergibt sich sowohl auf der Druck- als auch auf der Zugseite ein ausreichender Widerstand gegen Abgleiten und bei beiden Lastfällen auch ein duktileres Versagensverhalten. Darüber hinaus kann die Fuge relativ flach geneigt ausgeführt werden, um einen Längenausgleich zu ermöglichen.

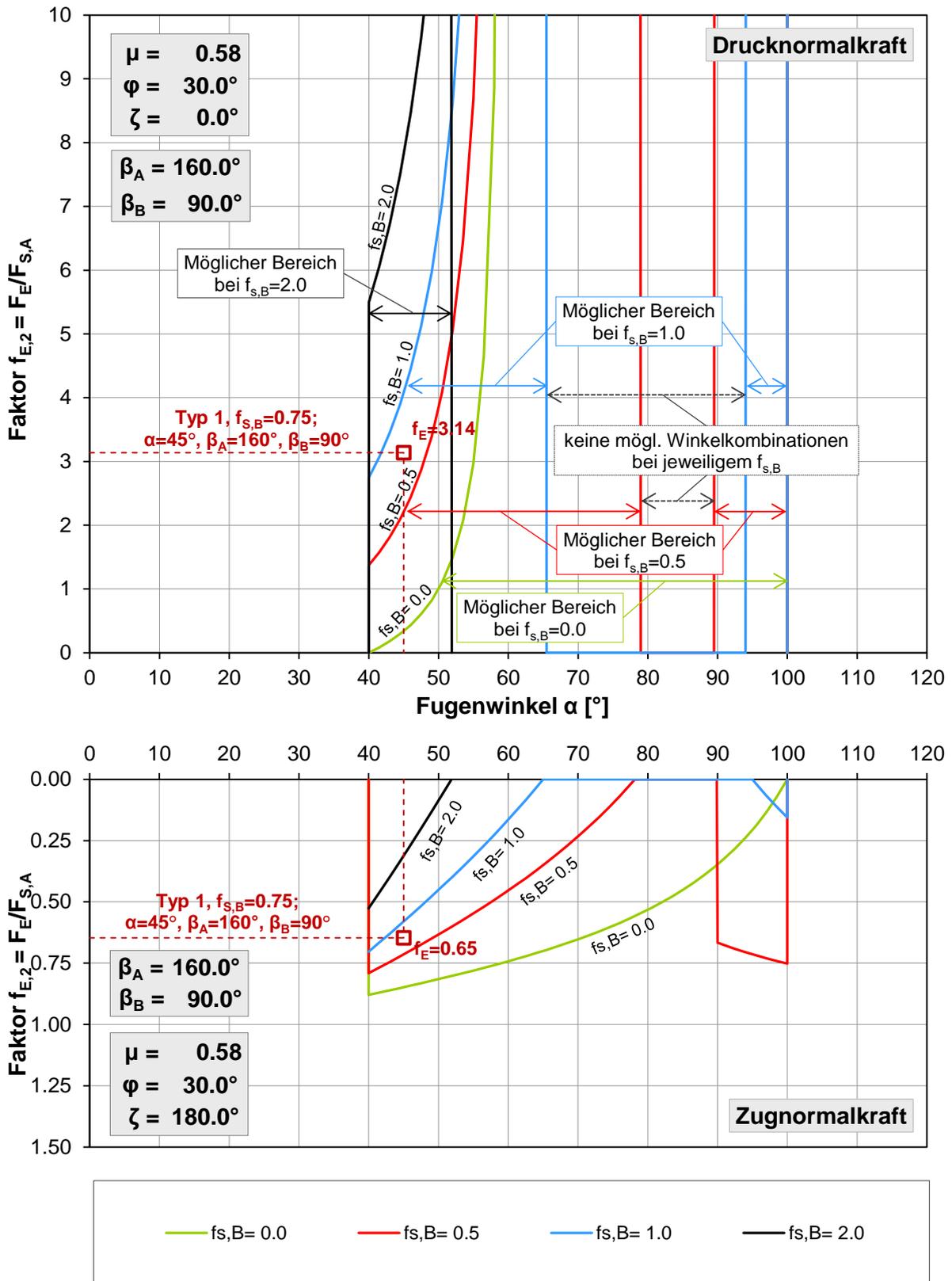


Abbildung 4.12 Nach Gl. (4.16) berechneter Faktor $f_{E,2}$ für eine reine Drucknormalkraft ($\zeta=0^\circ$) und eine reine Zugnormalkraft ($\zeta=180^\circ$) bei einer vorgegebenen Kombination von β_A und β_B in Abhängigkeit des Fugenwinkels α . Der Vorspannfaktor der Schraube B wurde variiert.

4.1.2 Voruntersuchungen mittels Finiter Elemente Methode

Einerseits um erste Erkenntnisse zum Biegetragverhalten zu erlangen, und andererseits um Einflüsse wie die erforderlichen Aussparungen und die punktuelle Krafteinleitung der Schraube auf das Tragverhalten zu untersuchen, wurden FE-Simulationen mit dem Programm Abaqus durchgeführt. Aufgrund der Erkenntnisse aus Kapitel 4.1.1 wurden Varianten mit Schrauben normal auf die Fuge ausgewählt, und die Fugenwinkel 40° , 50° , 60° und 90° untereinander verglichen.

4.1.2.1 Modellierung

Um das Verhalten möglichst genau abbilden zu können, wurden die Untersuchungen an materiell nichtlinearen 3D-Modellen durchgeführt. Im Modell wurden eine Schraube (ein Verbindungspunkt) und ebene UHPC – Elemente mit einer Breite entsprechend dem gewählten Schraubenabstand abgebildet. Damit kann auch die Wirkung der punktuellen Fügung entlang der Fugen (über die Modellbreite) identifiziert werden. In Hinblick auf geplante mechanische Versuche erfolgte die Modellierung entsprechend einem 4-Punkt Biegeversuch mit Lasteinleitung in den Drittpunkten. Die Belastung erfolgte verformungsgesteuert über einen vereinfacht modellierten Lastverteilbalken und Lasteinleitungen. Das Modell ist in Abbildung 4.13 dargestellt. Die UHPC – Dicke beträgt $t = 50$ mm, der Auflagerabstand $L = 600$ mm und die Modellbreite $b = 200$ mm. Es wurden Symmetriebedingungen an den beiden Längsrändern definiert, sodass sich das Modell wie eine unendlich breite Probe bzw. ein Bauteil mit unendlich langer Fuge mit Schraubenabstand = Modellbreite b verhält.

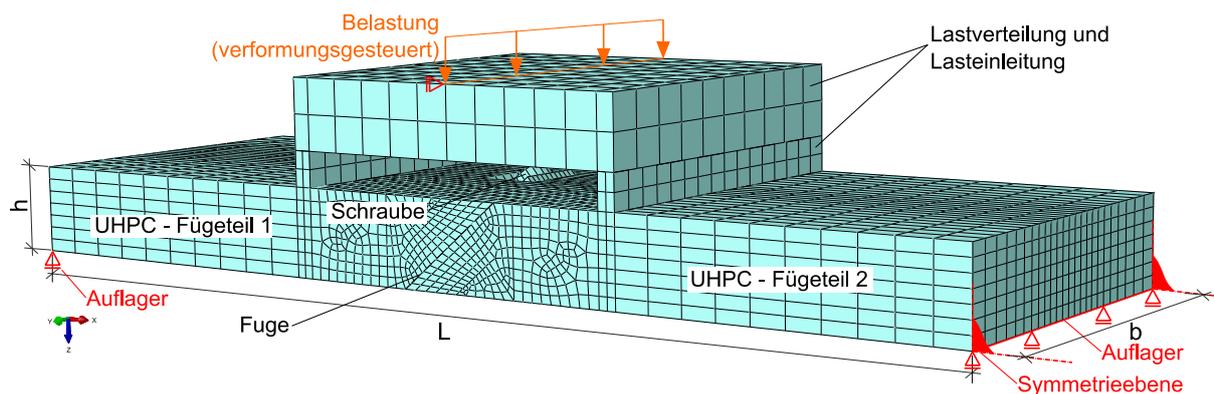


Abbildung 4.13 FE-Modell; Variante mit $\alpha = 40^\circ$ und $\beta = 130^\circ$

Die Schrauben und Beilagen wurden ebenfalls vollständig als Volumenkörper modelliert. Für die Schrauben wurde ein Durchmesser $d_s = 12$ mm gewählt. Die rechteckigen Beilagscheiben haben Abmessungen von $40 \times 22 \times 5$ mm. Ebenso wurden die erforderlichen Aussparungen zur Schraubenverankerung im Modell berücksichtigt. Die Abmessungen der Aussparungen sowie die Länge der Schrauben sind für die vier untersuchten Varianten in Abbildung 4.14 dargestellt. Bei der Variante mit 90° Fugenwinkel wurde die Aussparung derart modelliert, dass der Verbinder von der Bauteilunterseite aus eingelegt werden kann. Anstelle von normalen Schrauben kann auch ein Spannschloss für die Verbindung verwendet werden, weshalb die Aussparung im unmittelbaren Fugenbereich vergrößert wurde.

Die Schraubenvorspannkraft wurde mit der Option Bolt load im ersten Lastschritt modelliert. Durch die Unteroption „Fix at current length“ für weitere Lastschritte wird die durch Längenänderung bedingte Änderung der Schraubenkraft berücksichtigt.

Für alle Teile des Modells wurden lineare Volumenelemente verwendet (8 Knoten, Bezeichnung C3D8). Die beiden Fügeteile wurden an der Fuge mit der in Abaqus implementierten Kontaktfunktion (Interactions, Surface-to-Surface Contact) verbunden. Die gleiche Funktion wurde auch für den Kontakt zwischen Schrauben und Beilagen bzw. Beilagen und UHPC sowie Lasteinleitung und

UHPC verwendet. Zwischen Schraubenschaft und Bohrloch wurde kein Kontakt modelliert. Der Effekt der Lochleibung bei großen Verformungen wird somit nicht berücksichtigt.

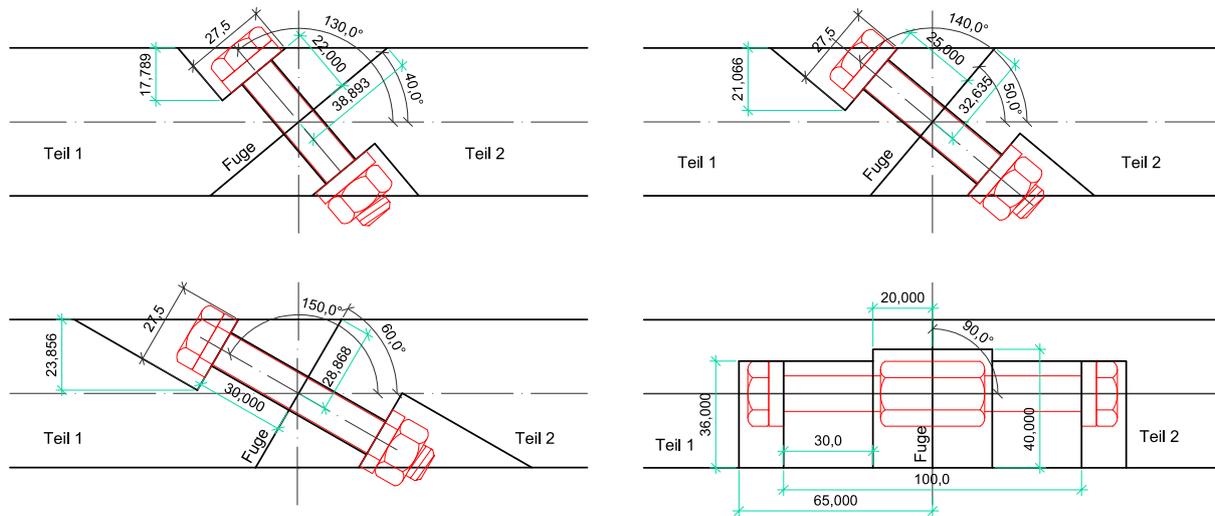


Abbildung 4.14 Geometrie der Verbindungspunkte und Aussparungen der untersuchten Varianten

4.1.2.2 Verwendete Materialmodelle / Materialparameter

UHPC

Zur Modellierung des UHPC wurde das in Abaqus implementierte Materialmodell „Concrete Damage Plasticity“ verwendet. Das Modell basiert auf der Kopplung von Plastizitäts- und Schädigungstheorie. Für eine detaillierte Beschreibung sei auf die Abaqus Programmdokumentation verwiesen [Simulia 2008], insbesondere „Abaqus Analysis User Manual“ und „Abaqus Theory Manual“. Für eine kompakte Einführung in die konstitutive Modellierung von Beton und die Grundlagen von Plastizitäts- und Schädigungstheorie kann [Hofstetter 2006] empfohlen werden. Einige Möglichkeiten zur Bestimmung der erforderlichen Eingabeparameter sind auch in [Kueres et al. 2015] beschrieben.

Neben den elastischen Parametern (E-Modul und Querdehnzahl) können die wesentlichen Eigenschaften im Druck- wie im Zugbereich durch die Eingabe von einachsialen Arbeitslinien definiert werden. Im Druckbereich sind die Spannung und die inelastische Dehnung $\epsilon_c^{in} = \epsilon - \sigma_c/E$ anzugeben. Im Zugbereich kann das Nachrissverhalten entweder über die Dehnung oder über die Bruchenergie definiert werden. Die Eingabe über die Bruchenergie ist gegenüber einer Spannungs-Dehnungsbeziehung weniger empfindlich auf die Elementgröße des FE- Netzes. Dabei kann die Bruchenergie direkt angegeben werden, wobei dann ein linear abfallender Ast berücksichtigt wird, oder indirekt durch die Angabe einer Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung (als „Type Displacement“ bezeichnet). Damit kann der abfallende Ast wesentlich genauer definiert werden.

Sowohl im Druck- als auch im Zugbereich können zusätzlich noch Schädigungsparameter definiert werden, welche vor allem für wiederholte Belastungen relevant sind.

Weitere zu definierende Parameter sind:

- K ... die Völligkeit der Fließkurve in der deviatorischen Ebene. Der Parameter kann zwischen 0,5 und 1 liegen, wobei 0,5 einer dreieckigen und 1 einer kreisförmigen Fließkurve entspricht (Abbildung 4.15 links).
- f_{b0}/f_{c0} ... das Verhältnis von zweiachsialer zu einachsialer Druckfestigkeit
- Dilation angle ψ und Eccentricity ϵ sind Steuerparameter für die zugrunde gelegte nicht assoziierte plastische Fließregel (Abbildung 4.15 rechts).

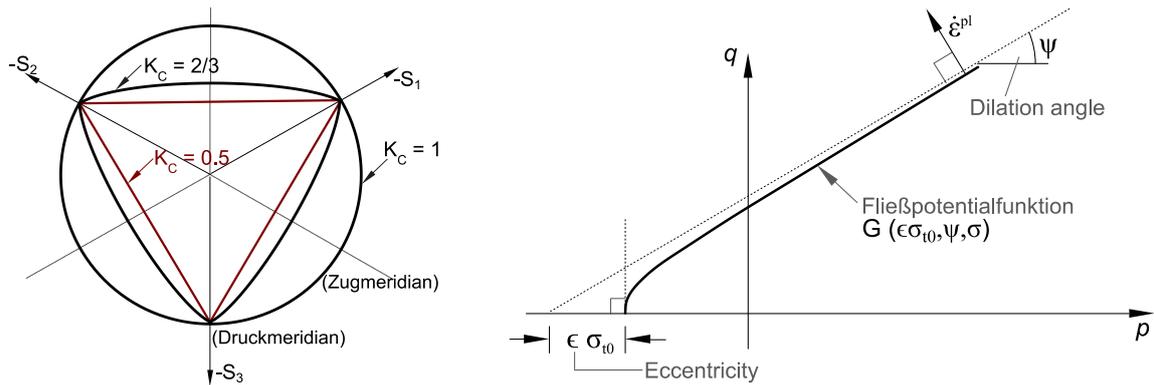
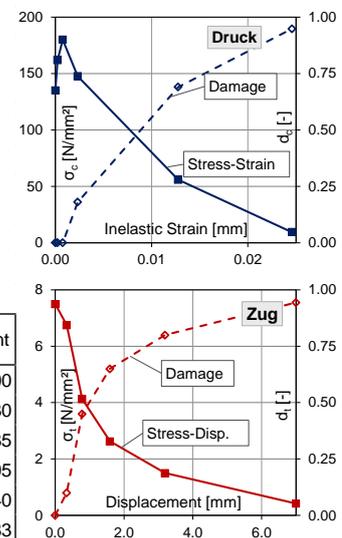


Abbildung 4.15 Parameter des „Concrete Damage Plasticity“ Materialmodells: Fließfläche in der deviatorischen Ebene bei unterschiedlichen Parametern K (links); Hyperbolische Fließpotentialfunktion in der p - q Ebene mit Parameter ϵ und ψ (rechts); nach [Simulia 2008]

Die für die Voruntersuchungen verwendeten Materialparameter sind in Tabelle 4.1 dargestellt, wobei die angeführten Bezeichnungen in der Tabelle jenen im Programm entsprechen. Die eingegebenen Größen basieren auf Erfahrung von vorhergehenden Untersuchungen an UHPC – Bauteilen und einzelnen Parameterstudien in welcher der Einfluss der Eingabeparameter untersucht wurde. Für die Definition des Zugbereichs wurde der Typ „Displacement“ gewählt. Um einen etwaigen verbleibenden Einfluss der Elementgröße zu minimieren wurde im Bereich der Fügpunkte eine einheitliche Elementgröße von 5 mm gewählt, bzw. darauf geachtet dass die Abweichungen davon nur gering sind. Für die Schädigungsparameter eignen sich als einfacher Ansatz die gespiegelten, normierten Arbeitslinien (vergleiche auch [Kueres et al. 2015]). Die Schädigungsparameter haben bei den durchgeführten Berechnungen allerdings kaum einen Einfluss auf die Ergebnisse.

Tabelle 4.1 Verwendete Materialparameter in den FE - Voruntersuchungen

*Elastic			
Young's Modulus	Poisson's Ratio		
50000	0.19		
*Concrete Damaged Plasticity			
Plasticity			
Dilation Angle	Eccentricity	f_b0/f_c0	K
40	0.1	1.1	0.530
Compressive Behavior		Tensile Behavior	
Compression Hardening		Compression Damage	
Yield stress σ_c	Inelastic strain	Damage d_c	Inelastic strain
135.0	0.00000	0.00	0.00000
162.0	0.00022	0.00	0.00022
180.0	0.00076	0.00	0.00076
147.6	0.00232	0.18	0.00232
55.8	0.01275	0.69	0.01275
9.4	0.02458	0.95	0.02458
Tension Stiffening		Tension Damage	
Yield stress σ_t	Displacement	Damage d_t	Displacement
7.50	0.0000	0.00	0.0000
6.75	0.3330	0.10	0.3330
4.13	0.7835	0.45	0.7835
2.63	1.5895	0.65	1.5895
1.50	3.1940	0.80	3.1940
0.42	6.9983	0.94	6.9983



Schrauben und Beilagen

Die Schrauben und die Beilagscheiben wurden mit einem elastisch – plastischen Materialgesetz modelliert. Das in Abaqus vorhandene Materialmodell (Classical metal plasticity) basiert auf einer von Mises Fließfläche. Zusätzlich wird isotrope Verfestigung verwendet. Abbildung 4.16 zeigt die Arbeitslinie für die verwendete Schraubengüte 10.9.

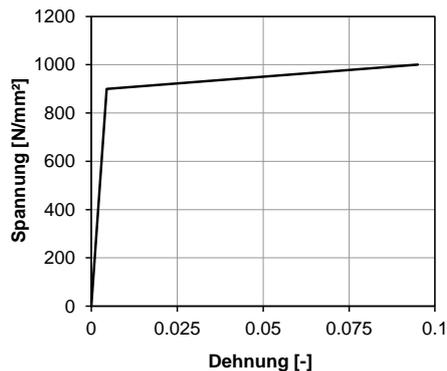


Abbildung 4.16 Arbeitslinie für Schrauben und Beilagen

Kontaktflächen

Die Eigenschaften der Kontaktfuge werden im Wesentlichen über einen Reibungsbeiwert definiert. Zwischen den UHPC-Fügteilen wurde dieser mit 0,58 gewählt, zwischen Schrauben und Beilagen zugunsten einer stabileren Rechnung etwas höher ($\mu = 0,9$). Zusätzlich wird noch ein starrer Druckkontakt normal zur Kontaktfläche („Hard Contact“) bzw. die Möglichkeit der Fugenöffnung definiert.

Lasteinleitung

Die Lasteinleitung wurde mit einem linear – elastischen Materialgesetz modelliert, wobei zur Erhöhung der Steifigkeit ein fiktiver E-Modul von 400000 N/mm² eingegeben wurde.

4.1.2.3 Berechnungsergebnisse

Neben den in Abbildung 4.14 gezeigten Varianten wurde noch eine Variante mit $\alpha = 90^\circ$ und Spannschloss am Zugrand sowie ein Referenzmodell ohne Fuge untersucht. Grundsätzlich wurden die Schrauben mit einer Kraft $F_S = 50$ kN vorgespannt, bei der Variante $\alpha = 60^\circ$ wurden jedoch noch zusätzlich Vorspannkraften von $F_S = 35$ kN und $F_S = 25$ kN untersucht.

In Abbildung 4.17 sind die Last – Durchbiegungskurven der Berechnungen dargestellt. Die Durchbiegung wurde dabei nicht in Probenmitte gemessen sondern unter der Lasteinleitung. Damit ist ein objektiverer Vergleich der Berechnungen möglich, da am Fügepunkt in der Probenmitte unterschiedlich stark ausgeprägte lokale Verformungen auftreten. Das Biegemoment wurde auf eine Fugenlänge von 1 m bezogen.

Die größte Tragfähigkeit wird mit den beiden Varianten mit eingelegtem Spannschloss ($\alpha = 90^\circ$) erreicht, wobei mit dem Spannschloss am Zugrand eine etwas höhere Steifigkeit erzielt wird. Die erreichten Traglasten der untersuchten Varianten mit schräger Fuge / schräger Schraube liegen alle in einem ähnlichen Größenbereich, jedoch deutlich unter den Varianten mit Spannschloss. Die erzielten Traglasten werden geringfügig besser, je steiler die Fuge ist. Bei der Variante mit 40° Fuge ist das maximale Moment am niedrigsten und auch der qualitative Kurvenverlauf unterscheidet sich von den anderen Varianten. Die Variation der Vorspannkraft bei $\alpha = 60^\circ$ hat lediglich auf die Steifigkeit der Verbindung einen Einfluss, das maximale Moment bleibt in etwa gleich.

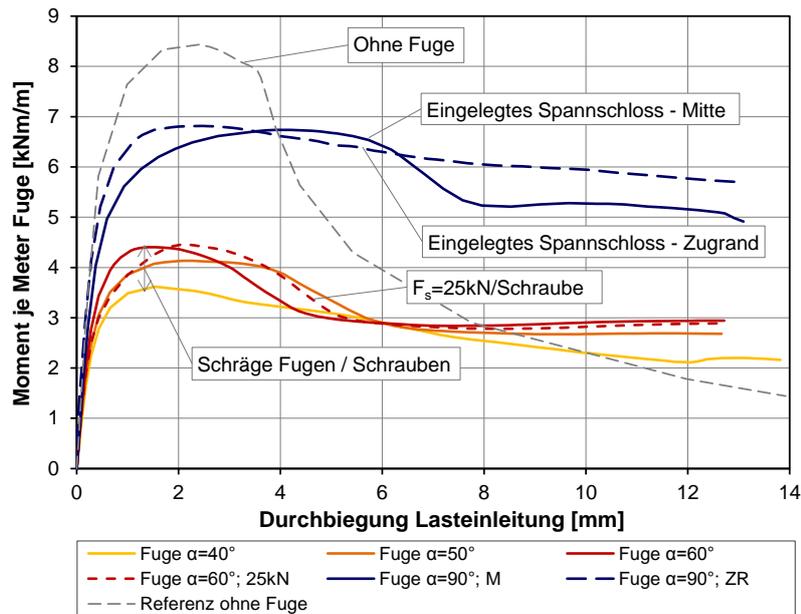


Abbildung 4.17 Last – Verformungskurven der FE-Simulationen

Das Versagen der Verbindungen ist in Abbildung 4.18 dargestellt. Die überproportional großen Hauptzugdehnungen (hellgraue Bereiche) können dabei als Haupttrisse interpretiert werden.

Der Vergleich der unterschiedlichen Varianten lässt zwei unterschiedliche Versagensmechanismen erkennen:

- (1) Ein kegelförmiges Ausbrechen der Schraube bei Varianten mit flachem Schraubenwinkel und steilem Fugewinkel ($\alpha = 50^\circ - 90^\circ$), wobei die Rissbildung bei der Variante $\alpha = 90^\circ$ am geringsten ist.
- (2) Ein Biegebruch im Bereich der schrägen Fuge bei der Variante $\alpha = 40^\circ$, bedingt durch eine frühe Fugenöffnung auch im unmittelbaren Nahbereich der Schraube. Betrachtet man den Grundriss (Abbildung 4.18, oben, rechtes Bild), erkennt man, dass sich der Biegeriss über die ganze Modelltiefe erstreckt. An den Modellrändern tritt der Riss in etwa im oberen Drittel der Fuge auf, im stärker überdrückten Nahbereich der Schraube entsteht er jedoch unterhalb der Schraube, nahe dem Biegezugrand.

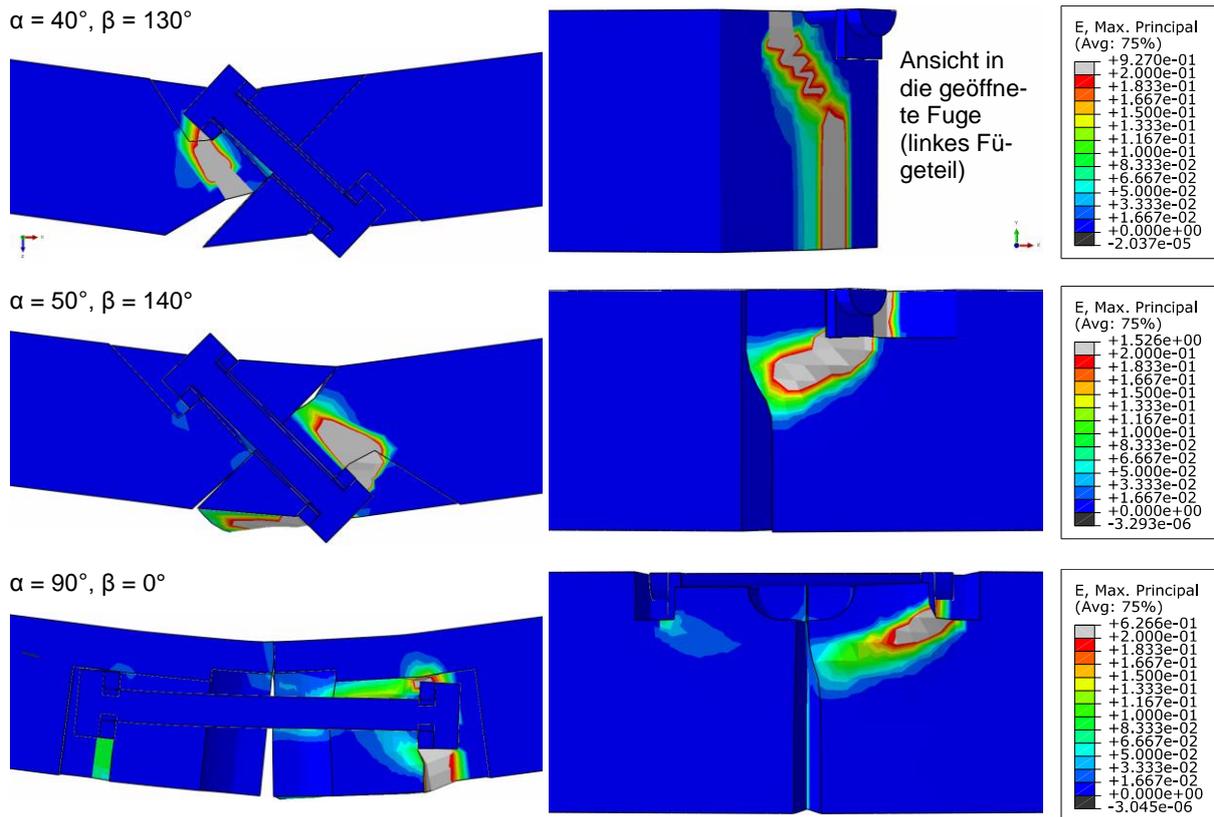


Abbildung 4.18 Hauptzugdehnungen bei maximaler Durchbiegung; Längsschnitt durch den Verbindungspunkt und Ansicht der Biegezugseite (Modellunterseite)

Die Ergebnisse lassen den Schluss zu, dass die Schraubenlänge, bzw. der Abstand zwischen Schraubenkopf und Fuge, welcher in Anlehnung an den Stahlbau als Klemmlänge l_{kp} bezeichnet wird, das wesentliche Kriterium für das Tragverhalten der Schraubenverbindungen ist (siehe auch Abbildung 4.14). Größere Klemmlängen führen zu einer gleichmäßigeren Ausbreitung der Vorspannkraft und damit zu einem steiferen Verhalten und einer späteren Fugenöffnung. Durch die Vermeidung der frühen Fugenöffnung, kann auch der Versagensmechanismus (2) vermieden werden. Im Versagensfall (1) erhöht ein größeres l_{kp} den Widerstand gegen das Ausbrechen der Schraube und damit die Tragfähigkeit der Verbindung. Besonders deutlich zeigt sich dies in der wesentlich höheren Traglast der Variante mit $\alpha = 90^\circ$ ($l_{kp} = 50$ mm) gegenüber den Varianten mit schräger Fuge $\alpha = 50^\circ/60^\circ$ ($l_{kp} = 25$ mm / 30 mm) (Abbildung 4.17).

Ein weiterer Effekt der beobachtet wurde, ist die Abnahme der Schraubenkraft bei zunehmender Verformung bei hoch vorgespannten Schrauben. In Abbildung 4.19 ist der Verlauf der Schraubenkraft und des Moments über die Durchbiegung für drei unterschiedliche Vorspannkraften dargestellt (1 m Fugenlänge). Bei einer geringen Vorspannkraft von $F_s = 25$ kN nimmt die Schraubenkraft erwartungsgemäß durch die Verlängerung bei sich öffnender Fuge zu. Bei der Variante mit hoch vorgespannter Schraube ($F_s = 50$ kN) nimmt die Schraubenkraft jedoch nahezu von Beginn an ab. Durch die hohen lokalen Spannungen infolge des Vorspannens der Schraube kann durch den UHPC keine zusätzliche Kraft mehr im unmittelbaren Schraubenbereich aufgenommen werden. Vielmehr dürfte die Zugfestigkeit schon in großen Bereichen überschritten sein, weshalb mit beginnender Fugenöffnung auch unmittelbar der Ausbruch der Schraube einsetzt. Abbildung 4.20 zeigt die unterschiedlich starke Schädigung der Varianten $F_s = 25$ kN / 50 kN bei einer noch sehr geringen Biegung.

Die Abnahme der Schraubenkraft hat keinen Einfluss auf die Biegetragfähigkeit und den Versagensmechanismus. Bei allen unterschiedlichen Vorspannkraften tritt der bereits beschriebene Schrauben-

ausbruch auf. Allerdings ist die Abnahme der Vorspannkraft bei kombinierter Beanspruchung zu berücksichtigen. Treten am Fügepunkt auch noch Normal- und Querkräfte auf, kann die Abnahme der Vorspannkraft und damit der reibungswirksamen Kraft ein Versagen der Verbindung zur Folge haben. Abgesehen von der Tragfähigkeit sollte auch aus Gründen der Dauerhaftigkeit eine Vorschädigung vermieden werden.

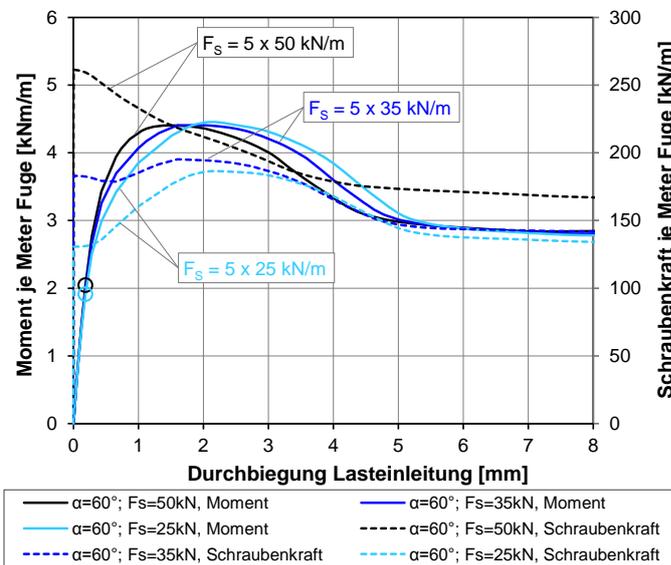


Abbildung 4.19 Verlauf von Schraubkraft und Moment bei zunehmender Durchbiegung / Fugenöffnung. Fugenwinkel $\alpha = 60^\circ$

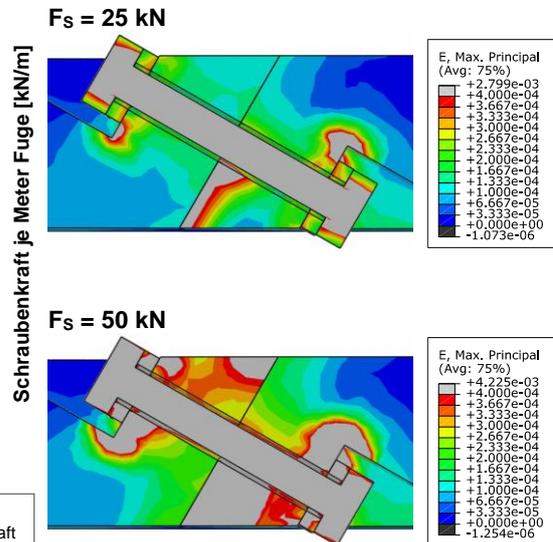


Abbildung 4.20 Schädigung des UHPC durch die Schraubenvorspannung - Hauptzugdehnungen bei ca. 0.18 mm Durchbiegung

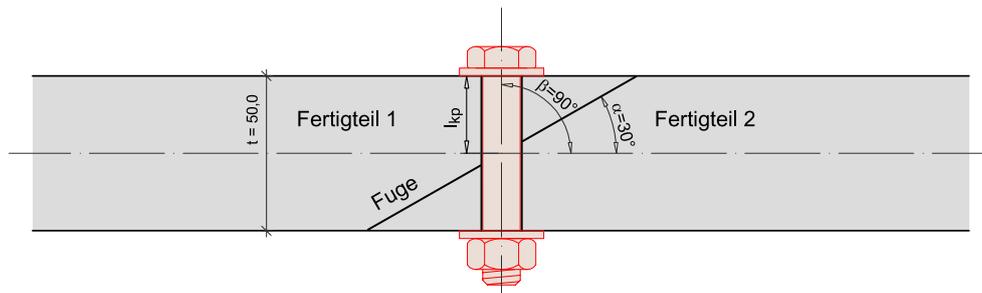
Als wesentliche Erkenntnisse der FE-Voruntersuchungen können zusammenfassend der große Einfluss der Klemmlänge l_{kp} und die für die Biegetragfähigkeit eher untergeordnete Größe der Vorspannkraft festgehalten werden.

Um eine hohe Biegetragfähigkeit zu erreichen, ist die Klemmlänge somit möglichst groß auszulegen. Ohne die Bauteildicke im Fugenbereich zu erhöhen, erfordern größere Klemmlängen zwangsläufig flachere Schraubenwinkel. Größere Klemmlängen haben außerdem den Vorteil der besseren Kraftausbreitung was zu einer gleichmäßigeren Spannungsverteilung in der Fuge führt. Dies reduziert die Gefahr der frühen Schädigung und ermöglicht die für einen guten Reibungswiderstand notwendigen, höheren Vorspannkraft.

4.1.3 Tastversuche an Kleinproben - Verbindungstyp 0

Die ersten mechanischen Tastversuche dienten grundsätzlich der Überprüfung der Anwendbarkeit von vorgespannten Schrauben als Verbindungsmittel. Dabei sollte auch Erfahrung in der praktischen Handhabung gesammelt und etwaige unerwartete Schwierigkeiten erkannt werden. Wie bei den FE – Voruntersuchungen wurden auch hier Biegeversuche durchgeführt.

Für die ersten Tests wurde die am einfachsten herzustellende Schrauben–Fugenkonfiguration gewählt: Die Schraube normal auf die Schalenfläche (Konzept S8). Dadurch sind keine Aussparungen für Schraubenkopf und Mutter notwendig, und die erforderlichen Schraubenlöcher können relativ einfach durch nachträgliches Bohren hergestellt werden. Bei gewähltem Schraubenwinkel $\beta = 90^\circ$ und einem Reibungswinkel $\varphi = 30^\circ$ (vgl. 4.1.1), ergibt sich ein Fugenwinkel von $\alpha \leq 30^\circ$ bzw. $\alpha \geq 150^\circ$ (Gl. (4.2)). Diese Variante ($\alpha = 30^\circ$) wird im Folgenden als Verbindungstyp 0 bezeichnet (Abbildung 4.21).

Abbildung 4.21 Verbindungstyp 0; $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 90^\circ$

Ein zusätzlicher Untersuchungsgegenstand ist der Einfluss des Schraubenabstandes bzw. die Anzahl der Schrauben entlang der Fuge. Tabelle 4.2 zeigt das Versuchsprogramm. Die Wahl des Schraubendurchmessers (M10 bzw. M12) erfolgte aufgrund der geometrischen Randbedingungen. Die erforderlichen Bohrungen bei zu großen Schraubendurchmessern würden den Querschnitt augenscheinlich zu stark schwächen. Auch im Hinblick auf Varianten mit schräger Schraube, wo Aussparungen für Schraubenkopf und Mutter notwendig sind, sind größere Durchmesser bei Bauteildicken im Bereich von 50 mm nicht sinnvoll.

Tabelle 4.2 Versuchsprogramm der Tastversuche (Versuchsserie 0)

Probenbezeichnung	Probengeometrie		Anzahl Schrauben je Probe	Vorspannung		Schrauben		Anzahl Proben
	b [mm]	t [mm]		je Schraube [kN]	je Probe [kN]	ϕ	Güte	
TV_REF	250	50	<i>Referenzproben ohne Fuge</i>					2
TV_F30_2S60			2	60	120	M12	10.9	2
TV_F30_3S40			3	40	120	M10	10.9	2
TV_F30_4S30			4	30	120	M10	10.9	2
TV_F30_4S50			4	50	200	M10	12.9	2

Als Grundvariante wurden 3 Schrauben je Probe mit der Vorspannkraft von 40 kN / Schraube gewählt. Die Vorspannkraft ergibt sich aus dem Schraubendurchmesser M10 und der gewählten Güte 10.9. Zur Vergleichbarkeit wurde die Gesamtvorspannkraft je Probe (120 kN) bei unterschiedlicher Schraubenzahl bis auf eine Ausnahme gleich gewählt.

4.1.3.1 Probenherstellung und Versuchsaufbau

Die Versuchskörper wurden aus einer bereits früher hergestellten UHPC-Platte herausgeschnitten (UHPC Ductal® mit 2,0 % Stahlfasergehalt, hergestellt am 16.10.2006, Projekt UHPC-Panels, FWF Nr. L280-N07). Die Proben wurden durch einen schrägen Trennschnitt in die jeweiligen Füge-teile geteilt (Abbildung 4.22). Bei den Tastversuchen erfolgte keine weitere Nachbearbeitung der Fuge. Die Schraubenlöcher wurden mit einer Hohlbohrkrone $\phi 12$ mm gebohrt. Dabei kam es zwar zu leichten Abplatzungen an der Bohrlochunterseite, diese hatten jedoch keinen Einfluss auf die weitere Vorgehensweise.



Abbildung 4.22 Schräger Trennschnitt zur Herstellung der beiden Fügeiteile

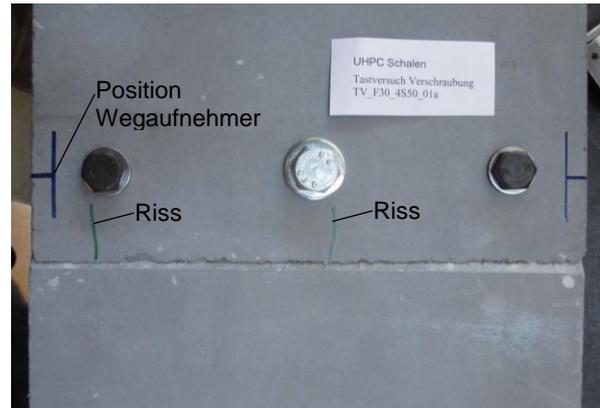


Abbildung 4.23 Verschraubte Probe TV_F30_3S40; Mittige Schraube M12; Mikrorisse sind grün gekennzeichnet

Die Proben wurden mittels Drehmomentschlüssel stufenweise auf die gewünschte Vorspannkraft angezogen. Bei einigen der Proben kam es beim Anziehen der Schrauben zum gegenseitigen Abgleiten der Fügeiteile. Als Ursache werden die großen Toleranzen der geschnittenen Fuge und die fehlende Nachbearbeitung, vor allem hinsichtlich der Winkelgenauigkeit und Ebenheit gesehen. Dem Problem wurde durch die Verwendung von einzelnen Schrauben M12 entgegengewirkt, da durch die Lochleibung ein Widerstand gegen das Abgleiten entsteht. Durch die Schraubenvorspannung und die entstehenden Spaltzugkräfte entstanden an einigen Verbindungspunkten Mikrorisse zum Fugenrand hin (Abbildung 4.23, Tabelle 4.3).

Tabelle 4.3 Ausführung der Schraubenverbindung Typ 0 im Detail

Probe	Schraubenabstände [mm]	Verwendete Schrauben	Vorschädigung (Rissbildung)
TV_F30_2S60_01	50 – 150 – 50	2 M12 10.9	Unterseite 1 Riss / Schraube
TV_F30_2S60_02		2 M12 10.9	1 Riss / Schraube, Ober- und Unterseite
TV_F30_3S40_01	35 – 90 – 90 – 35	2 M10 10.9 + 1 M12 8.8	2 Risse Oberseite, 1 Riss Unterseite
TV_F30_3S40_02		2 M10 10.9 + 1 M12 8.8	1 Riss Oberseite, 2 Risse Unterseite
TV_F30_4S30_01	29 – 64 – 64 – 64 – 29	2 M10 10.9 + 2 M12 8.8	keine
TV_F30_4S30_02		2 M10 10.9 + 2 M12 8.8	keine
TV_F30_4S50_01		4 M10 12.9	1 Riss Oberseite, 2 Risse am Rand unten
TV_F30_4S50_02		2 M10 12.9 + 2 M12 10.9	2 Risse Oberseite, 3 Risse Unterseite

Der Versuchsaufbau wurde an Standard-Biegeversuche für Stahlfaserbeton angelehnt: 4-Punkt Biegeversuche mit Auflagerabstand $L = 600$ mm und Lasteinleitung in den Drittelpunkten, $a = 200$ mm (Abbildung 4.25). Im Bereich der Fuge liegt damit ein konstantes Moment vor. Die Durchbiegung wurde mittels zwei induktiver Wegaufnehmer in Probenmitte, jeweils 1 cm vom Längsrand entfernt, gemessen. Zusätzlich wurde die Fugenöffnung an den zwei Seitenflächen mit Setzdehnmessern (Typ HBM DD1) gemessen (Messbasis 25mm). Die Anordnung erfolgt in einem Abstand von 1 cm von der Unterseite gemessen (Abbildung 4.24).

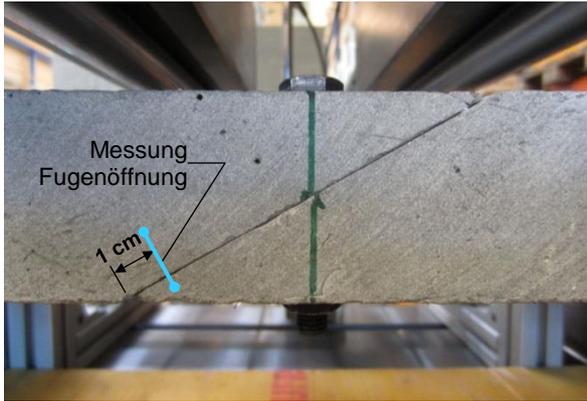


Abbildung 4.24 Detailansicht der Fuge Typ 0;
Probe TV_F30_4S30_1



Abbildung 4.25 Versuchsaufbau der Tastversuche;
Probe TV_F30_3S40_2

4.1.3.2 Versuchsergebnisse

Die Mittelwerte der Traglasten der jeweiligen Probengruppe sind in Tabelle 4.4 zusammengefasst. In Abbildung 4.26 und Abbildung 4.27 sind die Last - Verformungskurven der Referenzproben bzw. der Verbindungsproben dargestellt. Die linke Vertikalachse zeigt jeweils das Moment je Probe, während auf der rechten Vertikalachse das Moment je Meter Fuge dargestellt wird. Die dargestellte Durchbiegung ist der Mittelwert der zwei Wegaufnehmer.

Tabelle 4.4 Zusammenfassung der Traglasten der Tastversuche (Mittelwerte der einzelnen Probengruppen)

Probe / Typ		REF	2S60	3S40	4S30	4S50
max. Moment im Versuch	M_{\max} [kNm/(b)]	1.53	0.44	0.38	0.33	0.37
max. Moment je Meter Fuge	M_{\max} [kNm/m]	6.11	1.76	1.54	1.34	1.48
Tragfähigkeit bezogen auf Referenzproben [-]		1.00	0.29	0.25	0.22	0.24

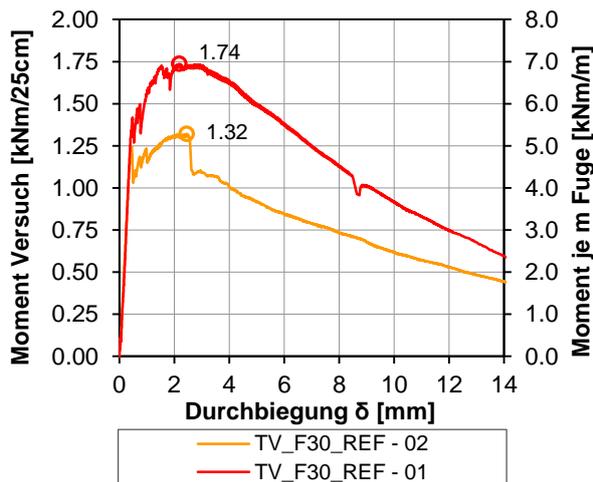


Abbildung 4.26 Ergebnisse der Referenzproben

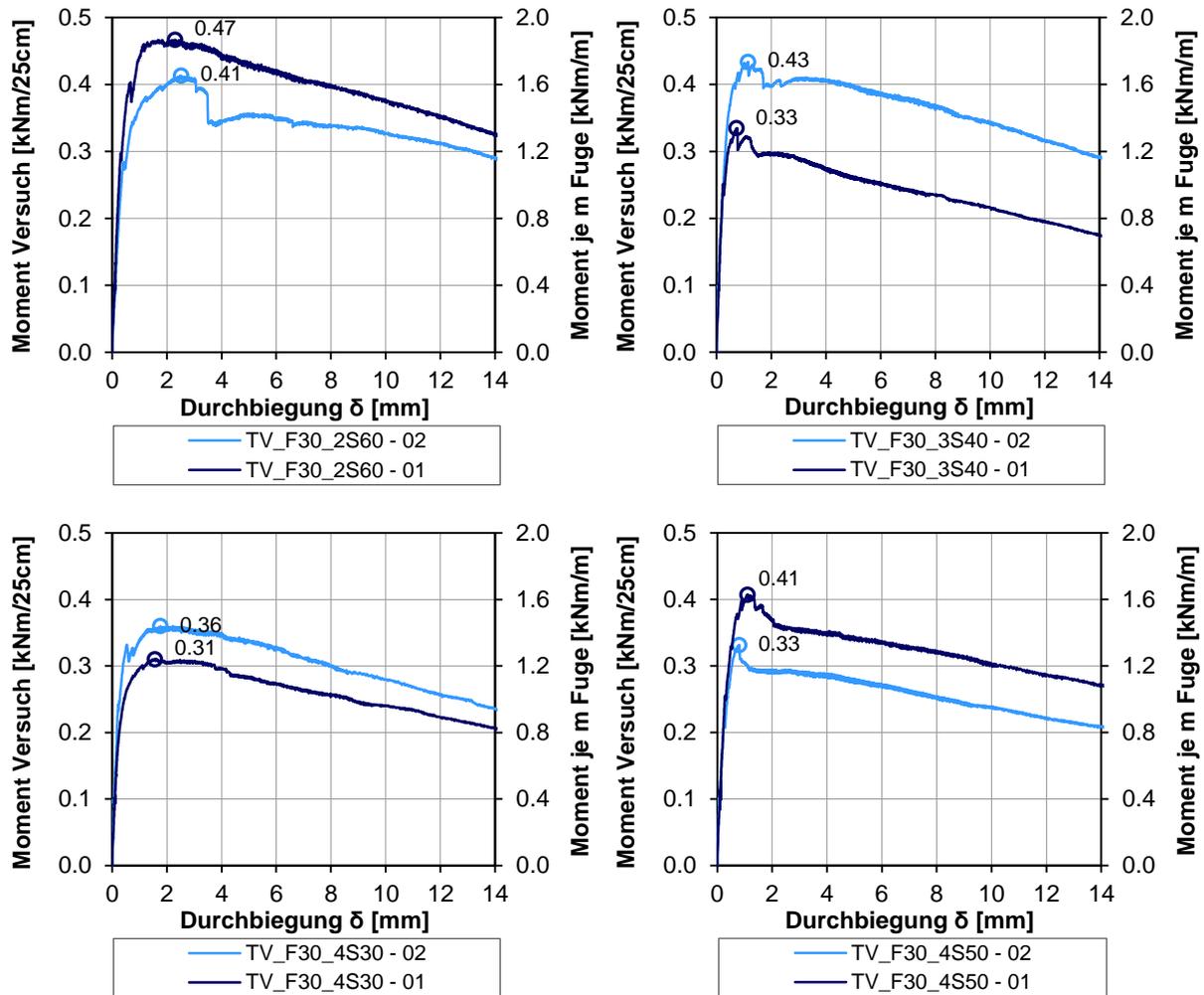


Abbildung 4.27 Ergebnisse der Verbindungsversuche Typ 0

Die Verbindungsversuche weisen qualitativ ein ähnliches Last – Verformungsverhalten wie die Referenzproben ohne Fuge auf, jedoch beträgt die Tragfähigkeit nur ca. ein Viertel.

Bei sämtlichen Verbindungsproben konnte das bereits in den FE – Voruntersuchungen bei flachen Fugenwinkeln identifizierte, typische Versagensverhalten beobachtet werden: Eine frühzeitige Fugenöffnung und ein Biegeversagen im Bereich der schrägen Fuge (Abbildung 4.28). Die frühe Fugenöffnung ist eine Ursache des geringen Abstands zwischen Schraubenkopf und Fuge (Klemmlänge $l_{kp}=25$ mm, Abbildung 4.21), sowie der dadurch bedingten geringen Lastausbreitung der Schraubkraft und der damit sehr lokalen Fugenpressung. Bei geöffneter Fuge wirkt schließlich nur mehr ein Teil des Querschnittes zur Lastübertragung. Der typische Biegeriss entsteht im Übergangsbereich zwischen offener und überdrückter Fuge, bei den untersuchten Proben in etwa in halber Probenhöhe.

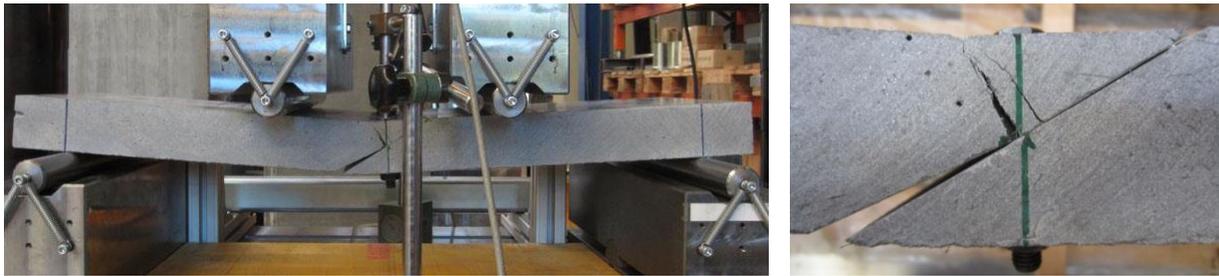


Abbildung 4.28 Typisches Versagen der Verbindung Typ 0: Gesamte Probe und Ausschnitt Fugenbereich

Vergleicht man die Probengruppen untereinander, kann man feststellen, dass die Tragfähigkeit mit zunehmender Schraubenzahl und gleicher Gesamtvorspannkraft geringfügig abnimmt. Dies wird durch die geringere Nettoquerschnittsfläche, bedingt durch die Schraubenlöcher, begründet. Ein Vorteil durch eine gleichmäßigere Spannungsverteilung an der Fuge ist somit nicht gegeben. Durch die höheren Vorspannkraften (Proben 4S50 und 2S60) verstärkt sich jedoch die Vorschädigung (Rissbildung) beim Anspannen der Schrauben. Ein dadurch bedingter Einfluss auf die Versuchsergebnisse wurde aber nicht festgestellt. Bei gleicher Schraubenzahl wirkt sich eine in Summe höhere Vorspannkraft leicht positiv aus (Vergleiche 4S30 und 4S50).

Die Tragfähigkeit der einzelnen Proben korreliert sehr gut mit dem Widerstandsmoment des effektiven Querschnitts (Gleichung (4.19), Abbildung 4.29). Schätzt man die wirksame Höhe h_{Rest} nach Fugenöffnung mit der halben Bauteilhöhe ab, stimmen die berechneten Momente sehr gut mit den Versuchsergebnissen überein (Abbildung 4.30).

$$\frac{M_{max}}{M_{max,REF}} = \frac{W_{netto}}{W} = \frac{b_{netto} \cdot h_{Rest}^2}{b \cdot h^2} \quad (4.19)$$

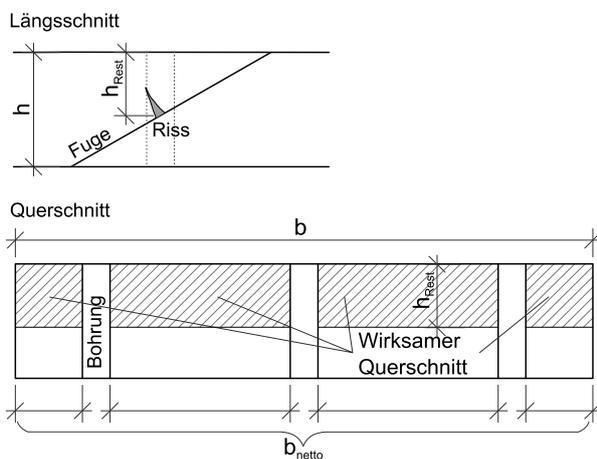


Abbildung 4.29 Definition des wirksamen Querschnitts bei geöffneter Fuge

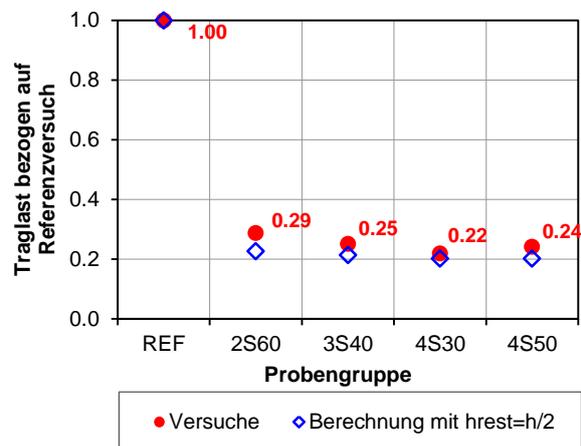


Abbildung 4.30 Tragfähigkeit bezogen auf die Referenzproben; Vergleich der Versuchsergebnisse mit Berechnung

Zusammenfassend können aus der Tastversuchsserie folgende Erkenntnisse gewonnen werden:

- Die beiden Fügeteile lassen sich bei gegebener Schraubenanordnung ($\beta=90^\circ$) sehr einfach verbinden. Es müssen jedoch Vorkehrungen zur exakten Positionierung der beiden Fügeteile getroffen werden.
- Der Reibungswiderstand war in der untersuchten Konfiguration gerade nicht ausreichend ($\alpha=30^\circ$, $\varphi \leq 30^\circ$). Die Ursache wird in der fehlenden Nachbearbeitung und den Ungenauigkeiten an der Fu-

ge vermutet. Es kann daraus geschlossen werden, dass ausreichend Sicherheit bei der Wahl der Schrauben- und Fugenwinkel einzuplanen ist.

- Die Spaltzugkräfte durch die Schraubenvorspannkraft können zur Vorschädigung der Fügeteile führen. Auch wenn dadurch kein Einfluss auf das Tragverhalten zu beobachten war, wird bei der Weiterentwicklung versucht, Vorschädigung zu vermeiden. Als Möglichkeiten dazu werden geringere Schraubenvorspannkraft, größere Beilagen oder größere Randabstände vorgeschlagen.
- Die vergleichsweise geringe Biegetragfähigkeit ist eine Ursache der frühzeitigen Fugenöffnung. Diese resultiert aus der lediglich lokalen Überdrückung der Fuge durch die punktuelle Krafteinleitung der Schraube. Die Traglast wird durch den bei offener Fuge verbleibenden wirksamen Querschnitt bestimmt.

4.1.3.3 Ergänzende Überlegungen zu Verbindungstyp 0

Um das Tragverhalten der Verbindung Typ 0 zu verbessern, ist eine gleichmäßigere Überdrückung der Fuge notwendig. Zwei Möglichkeiten wurden diesbezüglich mittels FE – Analyse untersucht:

- (1) Die Anordnung von Schraubenpaaren
- (2) Lastverteilende Beilagscheiben

Das FE – Modell entspricht dabei im wesentlichen jenem der FE – Voruntersuchungen (Kap. 4.1.2.1), die Modellbreite wurde jedoch auf $b = 62,5$ mm reduziert. Die Berechnungen sind somit mit den Versuchen 4S30 vergleichbar. Die Referenzproben ohne Fuge wurden mit $b = 50$ mm modelliert.

Um mit den Versuchsergebnissen vergleichbare Berechnungsergebnisse zu erhalten, wurden in einem ersten Schritt die Materialparameter des FE – Modells an die Versuche angepasst. Die Anpassungen wurden nur in den für das Biegetragverhalten besonders relevanten Zugeigenschaften durchgeführt. Als erstes erfolgte eine Kalibrierung auf die Ergebnisse der Referenzproben ohne Fuge. Dafür wurde aus der geprüften Biegezugfestigkeit die zentrische Nachrisszugfestigkeit nach einer Methode von Heinzle zu $f_{ct,0} \sim 5,8$ N/m² ermittelt. Die Methode basiert auf der Annahme gleicher Trägerkrümmung der Probe und eines ideal elastischen Probekörpers [Heinzle 2012]. Durch die zusätzliche Anpassung des abfallenden Astes der Zugarbeitslinie konnte so eine gute Übereinstimmung der Berechnung mit dem Referenzversuch erreicht werden (Abbildung 4.31). Um wie in den Versuchen beobachtet einen einzelnen Riss zu erzwingen, wurde im Modell nur ein 1 Element breiter Streifen in Probenmitte mit dem definierten Material modelliert. In den restlichen Bereichen wurde die Zugfestigkeit etwas erhöht. Trotz guter Übereinstimmung mit dem Referenzversuch, ergibt die Berechnung der Verbindung mit den gleichen Materialkennwerten (Materialvariante TV_6) eine deutlich höhere Tragfähigkeit als der entsprechende Versuch 4S30. Auch bei weiterer Materialmodifikation konnte keine Übereinstimmung bei beiden Versuchstypen (Referenz- und Verbindungsversuch) erreicht werden. Dies lässt den Schluss zu, dass im Bereich der geschnittenen Fuge andere Materialeigenschaften vorliegen als im ungestörten Querschnitt der Referenzproben. Begründet wird dies durch den Einfluss von zwei bekannten Effekten:

- Der Ausrichtung der Fasern entlang geschalter Ränder, was im Randbereich von Bauteilen einen höheren Faserorientierungsbeiwert als im Bauteilinneren bewirkt. Im theoretischen Idealfall eine 2D – Orientierung ($\eta_{2D} = 0,64$) am Bauteilrand und eine 3D - Orientierung ($\eta_{3D} = 0,5$) im Inneren. Da der Biegeriss der Verbindungsversuche seinen Ursprung in der Mitte der Probe hat (auf die Dicke bezogen) und im rechten Winkel zur Fuge und nicht zum Bauteilrand entsteht, ist ein ungünstigerer Wert als bei den Referenzproben wahrscheinlich.
- Eine durch das Schneiden bedingte, im Mittel kürzere Einbindelänge der Fasern und damit einem geringeren Faserauszugwiderstand unmittelbar an der Fuge.

Um diesen beiden Effekten Rechnung zu tragen, wurden die Zugeigenschaften abgemindert (Materialvariante TV_6a). Die Bereiche unmittelbar an der Fuge bzw. am Verbindungspunkt, wurden nun mit den abgeminderten Materialkennwerten modelliert. Mit einem derart modifizierten Modell ergibt sich

eine bessere Übereinstimmung zwischen Berechnung und Versuch (Abbildung 4.31). Bis 2 mm Durchbiegung unterscheidet sich die Rechnung zwar mit den Versuchen 4S30, stimmt qualitativ jedoch gut mit den Versuchen 3S40 und 4S50 überein (vgl. Abbildung 4.27), weshalb auf eine weitere Optimierung verzichtet wurde. Die Diskrepanz kann durchaus auch durch Streuungen in den Materialeigenschaften bedingt sein. Die gegenüber den Voruntersuchungen geänderten Materialkennwerte sind in Tabelle 4.5 dargestellt.

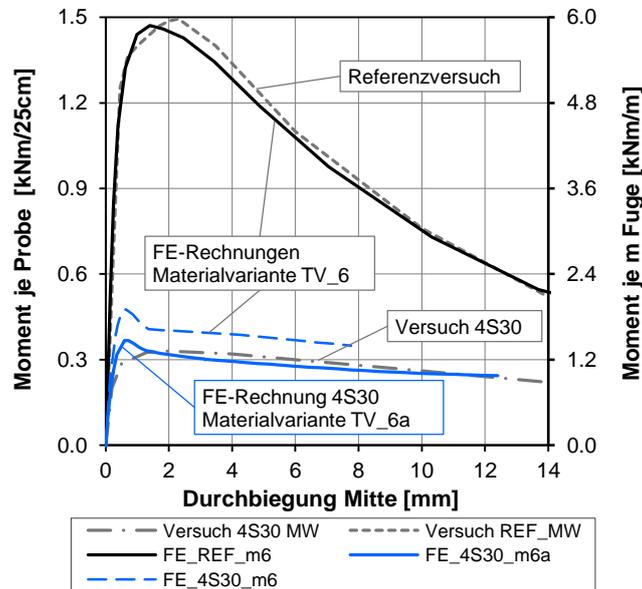
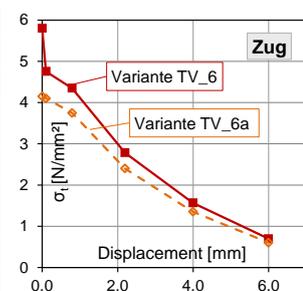


Abbildung 4.31 Vergleich FE-Rechnung – Versuch mit angepassten Materialkennwerten im Zugbereich

Tabelle 4.5 An die Tastversuche angepasste Zugeigenschaften im FE - Modell

Materialvariante TV_6				Materialvariante TV_6a			
Tensile Behavior				Tensile Behavior			
Tension Stiffening		Tension Damage		Tension Stiffening		Tension Damage	
Yield stress σ_t	Displacement	Damage d_t	Displacement	Yield stress σ_t	Displacement	Damage d_t	Displacement
5.80	0.0000	0.00	0.0000	4.15	0.0000	0.00	0.0000
4.76	0.1005	0.18	0.1006	4.10	0.1018	0.01	0.1018
4.35	0.7913	0.25	0.7914	3.75	0.7925	0.10	0.7925
2.78	2.1944	0.52	2.1945	2.40	2.1952	0.42	2.1952
1.57	3.9969	0.73	3.9969	1.35	3.9973	0.67	3.9973
0.70	5.9986	0.88	5.9986	0.60	5.9988	0.86	5.9988



Mit dem angepassten Material TV_6a wurden nun die zwei Untervarianten des Verbindungstyps 0 untersucht. Die erste Variante sieht anstelle einer Schraube ein Schraubenpaar (je Verschraubungspunkt entlang der Fuge) vor. Der Schraubenabstand untereinander beträgt im Modell 40mm, d.h. jeweils 20mm von Fugenmitte. In Summe ergibt sich bei dieser Variante die doppelte Vorspannkraft, da beide Schrauben mit je 30kN vorgespannt sind. Abgesehen vom Biegetragverhalten wirkt sich dies günstig auf den Tragwiderstand bei Druckbeanspruchung aus. Bei der zweiten Variante wurde eine lastverteilende Beilage zwischengelegt (80 x 30 x 8 mm). Diese liegt nur an den Rändern in Längsrichtung auf (je 15mm), wodurch die Übertragung der Schraubenkraft und damit die Fugenpressung auf den oberen und unteren Randbereich der Fuge verlagert wird.

Bei beiden Varianten ist eine deutliche Steigerung der Tragfähigkeit gegenüber der Verbindung mit nur einer Schraube möglich, wobei die Verwendung der Beilage effektiver ist (Abbildung 4.32). Den-

noch ist die Tragfähigkeit noch deutlich geringer als die des Referenzversuchs. Das maximale Biegemoment beträgt bei der Variante mit Beilage ca. 53 % des Maximalwertes des Referenzversuchs.

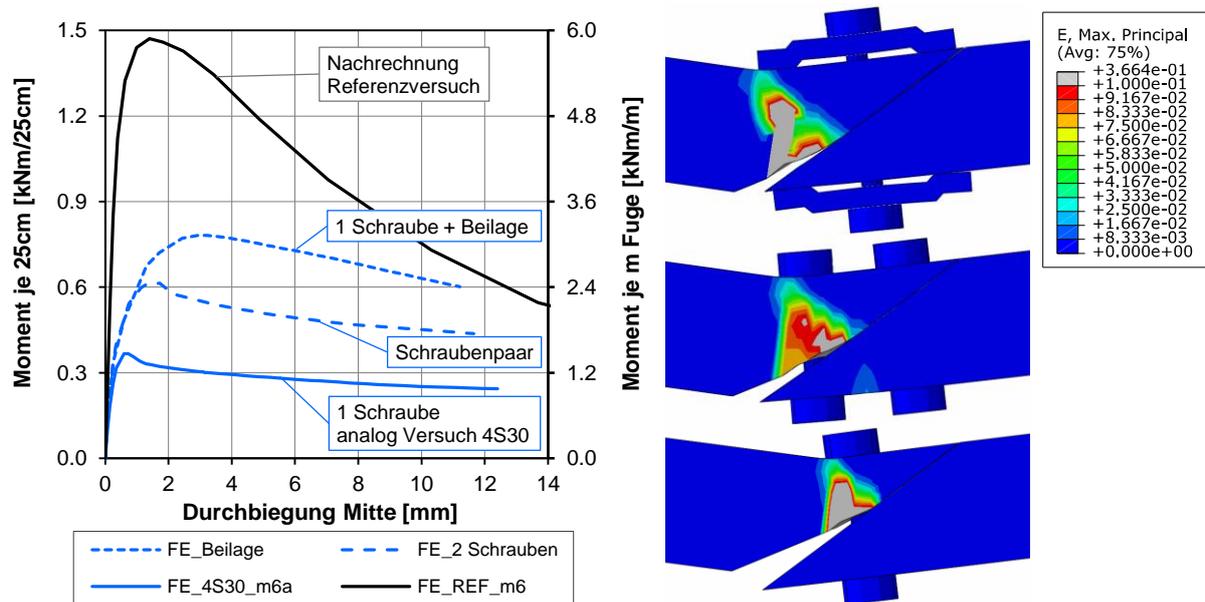


Abbildung 4.32 Varianten zur Tragfähigkeitssteigerung von Verbindungstyp 0: Last-Verformungskurven und Versagensform (Hauptzugdehnungen bei maximaler Verformung)

Die dargestellten Hauptzugdehnungen zeigen wieder die Rissbildung und die Versagensform. Diese stimmt mit den Versuchen überein und entspricht den Erkenntnissen der FE-Voruntersuchungen bei der flachen Fuge: Eine frühe Fugenöffnung und die Bildung eines Biegerisses im Bereich der schrägen Fuge. Durch die gleichmäßigere Verteilung der Schraubenvorspannkraft auf die Fugenfläche bei den beiden modifizierten Verbindungen, bildet sich der Biegeriss näher am Biegezugrand. Daraus resultiert ein höherer wirksamer Querschnitt bei geöffneter Fuge, welcher die höhere Tragfähigkeit bewirkt (vgl. Gl. (4.19) und Abbildung 4.29).

Die beiden Untervarianten zeigen prinzipielle Möglichkeiten auf wie der einfache Verbindungstyp 0 verbessert werden könnte. Bei einer praktischen Anwendung sind dennoch einige Schwierigkeiten zu bedenken. Die Verwendung von Schraubenpaaren am Verbindungspunkt erfordert beispielsweise sehr viele Schrauben. Auch schwächen die beiden Bohrungen den Querschnitt sehr stark, was sich aufgrund lokaler Materialanisotropie in der Realität stärker auswirken kann als in der Simulation. Durch den geringen Abstand der Schrauben zum äußeren Fugenrand ist außerdem eine starke Vorschädigung durch die Vorspannkraft zu erwarten. Die Ausführung einer lastverteilenden Beilage führt hingegen vor allem bei doppelt gekrümmten Schalen – Fertigteilen zu Schwierigkeiten. Bedingt durch die Krümmung der Fertigteile liegt die Beilage unter Umständen nur punktuell auf wodurch Spannungsspitzen und eine ungleichmäßige Fugenpressung zu erwarten sind.

Über den Verbindungstyp 0 können abschließend folgende Ergebnisse festgehalten werden:

- Verbindungstyp 0 ist die am einfachsten herzustellende Schraubenverbindung: Es sind keine Einlegeteile und keine Aussparungen notwendig. Die Fugegeometrie kann sehr einfach durch Wasserstrahlschneiden und schleifen der 3D – Flächen hergestellt werden. Auch die Schraubenlöcher lassen sich nachträglich durch Bohren mit Hochdruckwasserstrahl herstellen.
- Die Biegetragfähigkeit beträgt je nach Ausführung zwischen ca. 25 und 50 % des Referenz-Schalenquerschnitts.

- Die Drucktragfähigkeit ist relativ gering. Nach Kap. 4.1.1 beträgt der Widerstand gegen Abgleiten ($f_{E,Druck}$) das 1,73 – fache der Schraubenkraft. Bei einer Vorspannkraft von 120 kN je 25 cm entspricht dies 208 kN. Demgegenüber steht eine Brutto-Querschnittsfestigkeit von ca. $50 \text{ mm} \times 250 \text{ mm} \times 180 \text{ N/mm}^2 = 2250 \text{ kN}$.
- Für Zugnormalkräfte ist der Verbindungstyp 0 nicht geeignet ($f_{E,Zug} = 0$).
- Der Reibungswiderstand bei reiner Querkraft beträgt $f_E = 0,27$ bei positiver Querkraft bzw. ist unendlich bei negativer Querkraft (Betrachtung am linken Schnittufer). Bei Kombination von Druck und Querkraft liegen die Werte je nach Winkel der resultierenden Kraft dazwischen. Eine Zug – Querkraftkombination ist wie bei reinem Zug nicht möglich.
- Aufgrund der beschränkten Leistungsfähigkeit dieses Verbindungstyps wurde eine weitere, detailliertere Untersuchung von kombinierten Beanspruchungen nicht durchgeführt.

4.2 Entwicklungsstufe II – Optimierung von vorgespannten Schraubenverbindungen hinsichtlich der Tragfähigkeit und Vergleich mit einer Klemmverbindung

Die Entwicklungsstufe II schließt unmittelbar an die Ergebnisse der Stufe I an. Es wurden zwei, entsprechend den gewonnenen Erkenntnissen möglichst tragfähige Schraubenverbindungen ausgewählt, an die gegebenen geometrischen Randbedingungen angepasst und in mechanischen Kleinversuchen überprüft. Die beiden Verbindungsvarianten werden im Folgenden als Typ 1 und Typ 2 bezeichnet. Im Rahmen dieser Kleinversuchsserie wurde auch ein alternatives Verbindungskonzept, unabhängig von den bisherigen Überlegungen mituntersucht: Eine Klemmverbindung mittels Stahlsteller in Anlehnung an den Glasbau (Fügekonzept S11 nach Kap. 3.2), im Weiteren als Typ 3 bezeichnet.

4.2.1 Gestaltung der Verbindungen

Für die grundsätzliche Gestaltung von weiterentwickelten Schraubenverbindungen waren einige wesentliche Erkenntnisse der Entwicklungsstufe I maßgebend:

- Der für das Trag- und Versagensverhalten wesentliche Einfluss der Klemmlänge l_{kp} . Größere Klemmlängen begünstigen das Tragverhalten, führen aber notwendigerweise zu flachen Schraubenwinkeln.
- Flache Fugenwinkel eignen sich auch für steile Schrauben, wodurch die Verbindung aufgrund besserer Zugänglichkeit der Schrauben und kleineren Aussparungen einfacher herzustellen ist. Das daraus resultierende kleine l_{kp} ist jedoch ungünstig für das Tragverhalten bei Biegebeanspruchung. Auch ist der Widerstand gegen Abgleiten unter Druck gering. Bei schrägen Fugen, insbesondere bei flachen Fugenwinkeln, ist jedoch ein Ausgleich von geringen Längentoleranzen der Fertigteile durch Querbiegung an der Fuge möglich.
- Eine ausreichende Duktilität im Versagensfall Abgleiten, sowohl unter Druck- als auch unter Zugbeanspruchung, ist nur bei Schraubenwinkel – Fugenwinkel – Kombinationen mit Schraube normal zur Fuge oder bei Verbindungen mit Schrauben in unterschiedlichen Winkeln gegeben.

Die auf diesem Kenntnisstand aufbauenden Überlegungen führten zu zwei unterschiedlichen, vorteilhaft erscheinenden Schraubenanordnungen, welche im Folgenden als Verbindungstyp 1 und 2 beschrieben werden.

4.2.1.1 Verbindungstypen 1 und 2

Verbindungstyp 1:

Typ 1 ist eine Verbindung mit 2 Schrauben je Verbindungspunkt in unterschiedlichen Winkeln und schräger Fuge (Abbildung 4.33). Die flach geneigte Schraube mit großer Klemmlänge bewirkt eine gute Tragfähigkeit bei Zug- und Biegebeanspruchung. Durch eine zweite, vertikal auf die Bauteilfläche angeordnete, Schraube kann auch bei schräger Fuge der Tragwiderstand gegen Druckbeanspruchung gesteigert werden, und ausreichend Duktilität im Versagensfall Abgleiten unter Druck sichergestellt werden. Die schräge Fuge wird aus der Überlegung des Toleranzausgleiches heraus gewählt. Durch die gewählte Anordnung der Schrauben sind diese auch leicht von außen zugänglich und können einfach montiert werden.

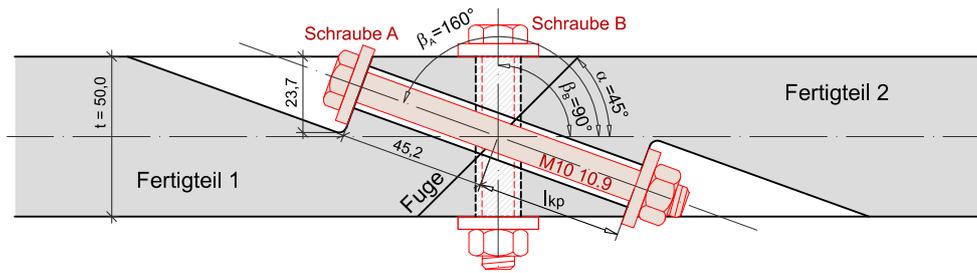


Abbildung 4.33 Verbindungstyp 1; $\alpha = 45^\circ$, $\beta_A = 160^\circ$, $\beta_B = 90^\circ$

Verbindungstyp 2:

Typ 2 ist eine Verbindung mit einer Schraube in Schalenachse ($\beta = 0^\circ$) und einer Fuge normal zur Bauteilfläche ($\alpha = 90^\circ$) (Abbildung 4.34). Die Schraube in Schalenachse erlaubt eine größtmögliche Klemmlänge, welche bei einachsialer Betrachtung nur durch die Bauteilkrümmung begrenzt wird. Der aus der Reibungsbeziehung bei $\beta = 0^\circ$ erforderliche Mindestfugenwinkel ($\alpha_{\min} = 60^\circ$) hat nur mehr geringes Potential für einen Längenausgleich, weshalb in den Versuchen auf eine schräge Ausführung der Fuge verzichtet wurde. Durch die große Klemmlänge wird wieder die Zug- und Biegetragfähigkeit begünstigt, ein Abgleiten unter Druck wird durch die steile Fuge vermieden.

Da die Schraube komplett im Querschnitt zu liegen kommt, sind auf einer Bauteilseite entsprechende Aussparungen vorzusehen, die ein Einlegen der Schraube von außen ermöglichen, wie dies bereits für das Konzept S5 bzw. in den FE-Voruntersuchungen (Kap. 4.1.2) für ein Spannschloss vorgesehen wurde. Anstelle einer großen Aussparung unmittelbar an der Fuge, werden jedoch die Aussparungen für Schraubenkopf und Mutter größer ausgeführt, um ein Festziehen der Schraube zu ermöglichen. Dieses System ermöglicht auch, dass eine der beiden Schalenoberflächen geschlossen und ungestört bleiben kann.

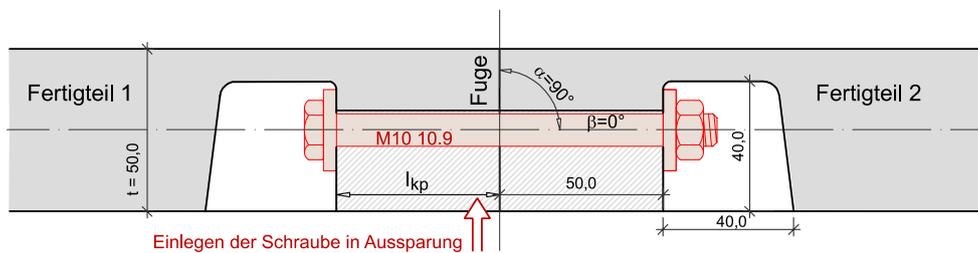


Abbildung 4.34 Verbindungstyp 2; $\alpha = 90^\circ$, $\beta = 0^\circ$

Die Dimensionen der Schrauben und Aussparungen wurden an die den Untersuchungen zugrunde gelegte Schalendicke $t = 50$ mm angepasst. Verwendet man marktübliche Werkzeuge zum Anspannen der Schrauben, sind verhältnismäßig große Aussparungen bei Schraubenkopf und Mutter notwendig, welche mit zunehmendem Schraubendurchmesser auch dementsprechend größer werden müssten. Für die untersuchte Bauteildicke von 50 mm erscheint daher ein maximaler Schraubendurchmesser von 12 mm sinnvoll. Da die erforderlichen Aussparungen möglichst klein gehalten werden sollen, wurden für die weiteren Untersuchungen Schrauben M10 gewählt. Bei Schraubengüte 10.9 ist die maximale Vorspannkraft ~ 42 kN. Dies ist in Anbetracht der in den Tastversuchen und den FE-Voruntersuchungen beobachteten Vorschädigung bei zu hohen Vorspannkraften eine angemessene Größe. Somit ist auch unter diesem Gesichtspunkt ein Durchmesser von 10 mm ausreichend.

Die Winkel bei Verbindungstyp 1 wurden aufgrund der geometrischen Randbedingungen gewählt. Die selbst gestellten Anforderungen an die flach geneigte Schraube A waren neben einer großen Klemmlänge auch, dass die Schraube selbst nur wenig über den Querschnitt herausragt. Dennoch sollte die

Aussparung nicht zu tief sein, um den Querschnitt nicht zu stark zu schwächen. Als maximale Tiefe wurde die halbe Querschnittshöhe festgelegt. Diese Anforderungen werden durch den Schraubenwinkel $\beta_A = 160^\circ$ (oder $\beta_A = 20^\circ$) erfüllt. Bei noch flacheren Schrauben würde zwar die Klemmlänge größer, jedoch wären auch tiefere Aussparungen notwendig. Das Konzept sieht vor, dass zuerst Schraube A angespannt wird, und daher ein Abgleiten durch die Vorspannkraft $F_{S,A}$ zu vermeiden ist. Gemäß Gl. (4.12) sind bei einem Reibungswinkel $\varphi = 30^\circ$ Fugenwinkel zwischen 40° und 70° möglich. Es wurde der flachste Winkel, mit 5° Sicherheit gegen Abgleiten, daher $\alpha = 45^\circ$ gewählt. Der Schraubenwinkel $\beta_B = 90^\circ$ wurde aus praktikablen Gründen gewählt, da keine Aussparungen erforderlich sind, und das Kriterium der entgegengesetzten Richtung bezogen auf die Fugennormale (vgl. Kap. 4.1.1.4) erfüllt ist. In der gewählten Anordnung ist $l_{kp} = 45,2$ mm.

Bei Verbindungstyp 2 sollte die Klemmlänge zumindest größer als bei Verbindungstyp 1 sein, und wurde deshalb mit $l_{kp} = 50$ mm gewählt. Damit ist auch bei starken Krümmungen der Bauteile noch ausreichend Betonüberdeckung bei den Aussparungen vorhanden. Zusätzlich ist zu bedenken, dass der Querschnittswiderstand der Schale in Querrichtung durch die Länge der Aussparung (die Gesamtlänge bei der gewählten Ausführung beträgt 180 mm) nicht zu stark beeinträchtigt werden soll.

4.2.1.2 Verbindungstyp 3

Als Alternative zu den Schraubenverbindungen, bei denen durch die Verschraubung ein direkter Kontakt der beiden Fügeteile hergestellt wird, wurde auch eine Klemmverbindung mituntersucht. Dabei werden die beiden Fügeteile über Stahllaschen oder –teller miteinander verbunden, wobei die Kraftübertragung zwischen Stahlteilen und UHPC nur über Reibung erfolgt. Die Klemmkraft zur Reibungsaktivierung wird durch vorgespannte Schrauben erzeugt. Abbildung 4.35 zeigt das Prinzip der Kraftübertragung. Die offene Fuge zwischen den UHPC-Bauteilen kann nachträglich mit einer Dichtmasse verschlossen werden.

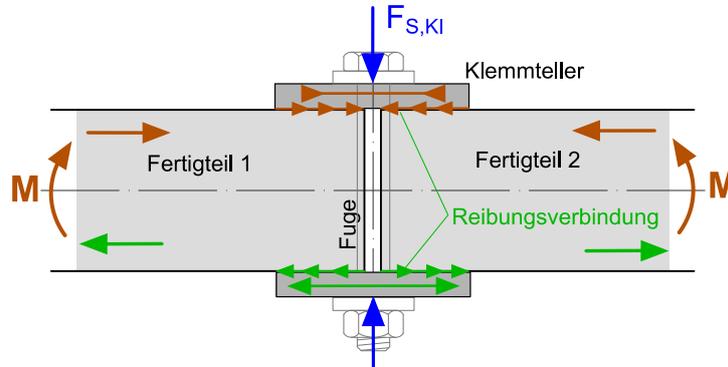


Abbildung 4.35 Prinzip der Kraftübertragung einer Klemmverbindung bei Biegebeanspruchung

Für die Auslegung der Verbindung wurde eine Biegebeanspruchung von $M = 6,0$ kNm/m herangezogen. Dies entspricht den Ergebnissen der Referenzproben der Tastversuche. Bei einer Querschnittshöhe von $h = 50$ mm beträgt die zu übertragende Kraft in der Reibungsverbindung zwischen UHPC-Fertigteil und Klemmplatte $F_{R,erf} = 120$ kN/m (Gl. (4.20)).

$$F_{R,erf} = \frac{M}{h} \quad (4.20)$$

Die Klemmkraft teilt sich auf die beiden Fügeteile auf, somit ist die Reibungskraft

$$F_R = \frac{F_{S,Kl}}{2} \cdot \mu_{Stahl-UHPC} \cdot n \quad (4.21)$$

mit

n Anzahl der Fügepunkte je Meter Fugenlänge
 $\mu_{\text{Stahl-UHPC}}$ Reibungsbeiwert zwischen Klemmteller und UHPC-Fertigteil

Die erforderliche Klemmkraft kann dann nach Gl. (4.22) berechnet werden.

$$F_{S,Kl,erf} = \frac{2 \cdot F_{R,erf}}{n \cdot \mu_{\text{Stahl-UHPC}}} \quad (4.22)$$

An der TU Graz wurden bereits früher Reibungsversuche zwischen Stahl und UHPC durchgeführt [Linder 2006]. Dabei wurden unterschiedliche Zwischenlagen zur Erhöhung der Reibung getestet, z.B.: Schleifpapier mit unterschiedlichen Körnungen. Die Bandbreite der erzielten Haftreibungsbeiwerte mit Zwischenlage reichte von $\mu = 0,30 - 0,48$. Im Vergleich dazu, wurde bei direktem Kontakt zwischen Stahl und UHPC $\mu = 0,36$ gemessen. Sehr gute Werte wurden mit Schleifpapier der Körnungen K80, K120 und K220 erreicht, sofern die besandete Seite in Kontakt zum Stahl war ($\mu = 0,45 - 0,48$).

Auf Basis dieser Ergebnisse wurde für die Dimensionierung ein Reibungsbeiwert von $\mu_{\text{Stahl-UHPC}} = 0,45$ berücksichtigt. Je nach Anzahl der Verbindungspunkte kann damit die erforderliche Klemmkraft berechnet werden:

$$\begin{aligned} n = 5 & \quad F_{S,Kl,erf} = 107 \text{ kN} \\ n = 6 & \quad F_{S,Kl,erf} = 89 \text{ kN} \\ n = 8 & \quad F_{S,Kl,erf} = 67 \text{ kN} \end{aligned}$$

Aufgrund der hohen erforderlichen Klemmkräfte bei $n \leq 6$ wurden Schrauben M16 10.9, mit einer zulässigen Vorspannkraft von ca. 115 kN gewählt. Für die Klemmteller wurde die Form eines Kegelstumpfes mit einem Durchmesser von 75 mm gewählt, wobei einfache Herstellbarkeit im Vordergrund stand und ästhetische Ansprüche an die Verbindung außer Acht gelassen wurden. Der kreisförmige Grundriss der Teller bietet Vorteil bei doppelt gekrümmten Bauteilen, die verhältnismäßig große Dicke der Teile soll eine möglichst gleichmäßige Pressung in der Reibungsfuge garantieren. Die Ausführung ist in Abbildung 4.36 dargestellt.

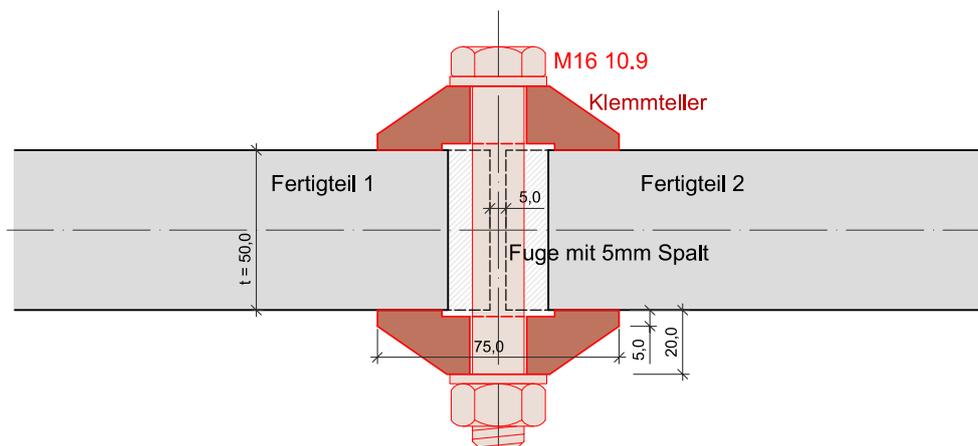


Abbildung 4.36 Verbindungstyp 3 – Klemmverbindung mit Stahlsteller $\phi 75\text{mm}$

4.2.2 FE Simulation der Versuche

Um die Traglast und das Bruchverhalten der Verbindungen unter Biegebeanspruchung abzuschätzen, wurden die geplanten Versuche (Typ 1 und Typ 2) vorab mittels Finiten Elementen simuliert. Das

FE - Modell basiert dabei auf dem Modell der Voruntersuchungen (Kap. 4.1.2). Die Materialkennwerte wurden entsprechend der Nachrechnung der Tastversuche gewählt (Material TV_6 und TV_6a), wobei im unmittelbaren Fugenbereich wieder das Material mit geringeren Zugtrageigenschaften verwendet wurde (vgl. Kap. 4.1.3.3). Der Verbindungstyp 2 wurde im Gegensatz zu dem in Abbildung 4.34 gezeigten und in den Versuchen ausgeführtem Fugenwinkel von $\alpha = 90^\circ$, mit $\alpha = 65^\circ$ simuliert, da zum Zeitpunkt der Berechnungen der Entwurfsprozess noch nicht abgeschlossen war. Eine spätere, stichprobenartige Vergleichsrechnung zeigte aber, dass sich die Ergebnisse dadurch kaum verändern.

Als sinnvoller Minimalabstand der Schrauben entlang der Fuge wurde ein Abstand in der Größenordnung von 15 cm erachtet. Zu viele Schrauben würden einen zu großen Aufwand beim Fügen der Fertigteile bedeuten. In den FE Berechnungen wurden vorerst 5 Schrauben je Meter Fugenlänge (Schraubenabstand $s = 20$ cm) und 6 Schrauben / m ($s \sim 17$ cm) verglichen. Dem Abstand entsprechend wurde auch die Modellbreite gewählt, wobei an den beiden Längsseiten wieder Symmetrie berücksichtigt wurde. Die Schraubenvorspannkraft bei Verbindungstyp 2 und der Schraube A ($\beta_A = 160^\circ$) bei Typ 1 wurde mit $F_S = 40$ kN gewählt. Schraube B ($\beta_B = 90^\circ$) wurde mit $F_{S,B} = 30$ kN Vorspannung modelliert. Der Faktor zwischen den beiden Vorspannkraften, $f_{s,B} = 0,75$, erscheint gemäß den Berechnungen in Kap. 4.1.1.4 geeignet, um ausreichend Widerstand gegen Abgleiten sowohl bei Druck- als auch Zugbeanspruchung zu erreichen (vgl. Abbildung 4.12). Einzelne Berechnungen zeigten, dass die Größe von $F_{S,B}$ kaum Auswirkungen auf das Biegetragverhalten hat, was sich auch mit den Erkenntnissen von Verbindungstyp 0 deckt.

Die für die weiteren Untersuchungen besonders relevanten Resultate werden im Folgenden dargestellt: Abbildung 4.37 zeigt die Last-Verformungskurven der beiden Verbindungstypen mit jeweils 5 und 6 Verbindungspunkten je Meter Fugenlänge. Zum Vergleich ist auch die Tragfähigkeit ohne Fuge analog Kap. 4.1.3.3 dargestellt. Abbildung 4.38 und Abbildung 4.39 zeigen das Versagensverhalten in analoger Darstellung zu Kap. 4.1.2. Die Unstetigkeiten in den Konturverläufen sind durch die unterschiedlichen Materialgesetze zwischen Fugenbereich und äußerem Bereich bedingt.

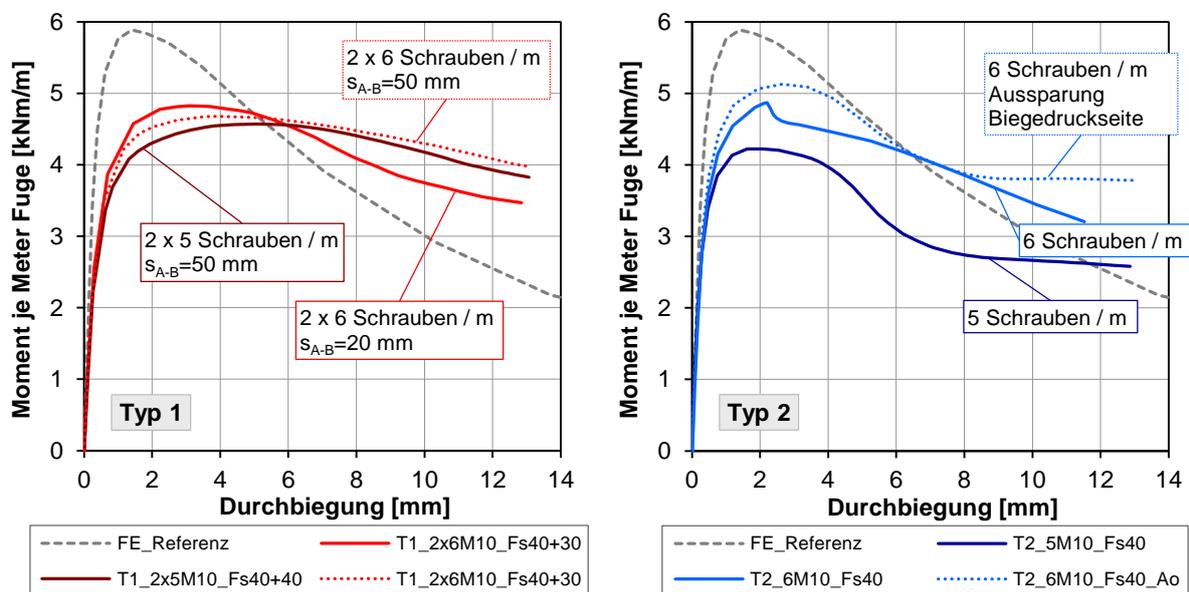


Abbildung 4.37 Last – Verformungsverhalten der FE Berechnungen von Typ 1 und Typ 2:

Bei Verbindungstyp 1 wurde neben der Schraubenanzahl auch der Abstand zwischen den Schrauben A und B (s_{A-B}) geändert. Wie in Abbildung 4.38 ersichtlich, bildet sich der Hauptriss bei $s_{A-B} = 50$ mm genau in Richtung des Schraubenlochs B aus. Bei 6 Verbindungspunkten bildet sich der Riss durch den geringeren Randabstand zusätzlich noch zwischen den Aussparungen der Schraube A aus (bedingt auch durch die symmetrische Anordnung im Modell). Da beides als ungünstig angesehen wurde, wur-

de der Abstand s_{A-B} auf 20 mm verringert. Dies führt auch bei 6 Verbindungspunkten zum typischen Kegelförmigen Ausbruch der Schraube A und keiner signifikanten Störung durch das Schraubenloch B. Die Auswirkungen auf das Tragverhalten sind aber gering.

Verbindungstyp 2 zeigt bei 5 Schrauben / m auch das typische Ausbrechen der Schraube (Abbildung 4.39). Bei 6 Schrauben / m tritt das Versagen jedoch durch einen Biegeriss im Bereich der Aussparung ein. Für den günstigeren Fall, wenn die Aussparungen an der Biegedruckseite und nicht an der Biegezugseite liegen, kann die höhere Schraubenanzahl ausgenutzt werden und die Tragfähigkeit ist geringfügig höher.

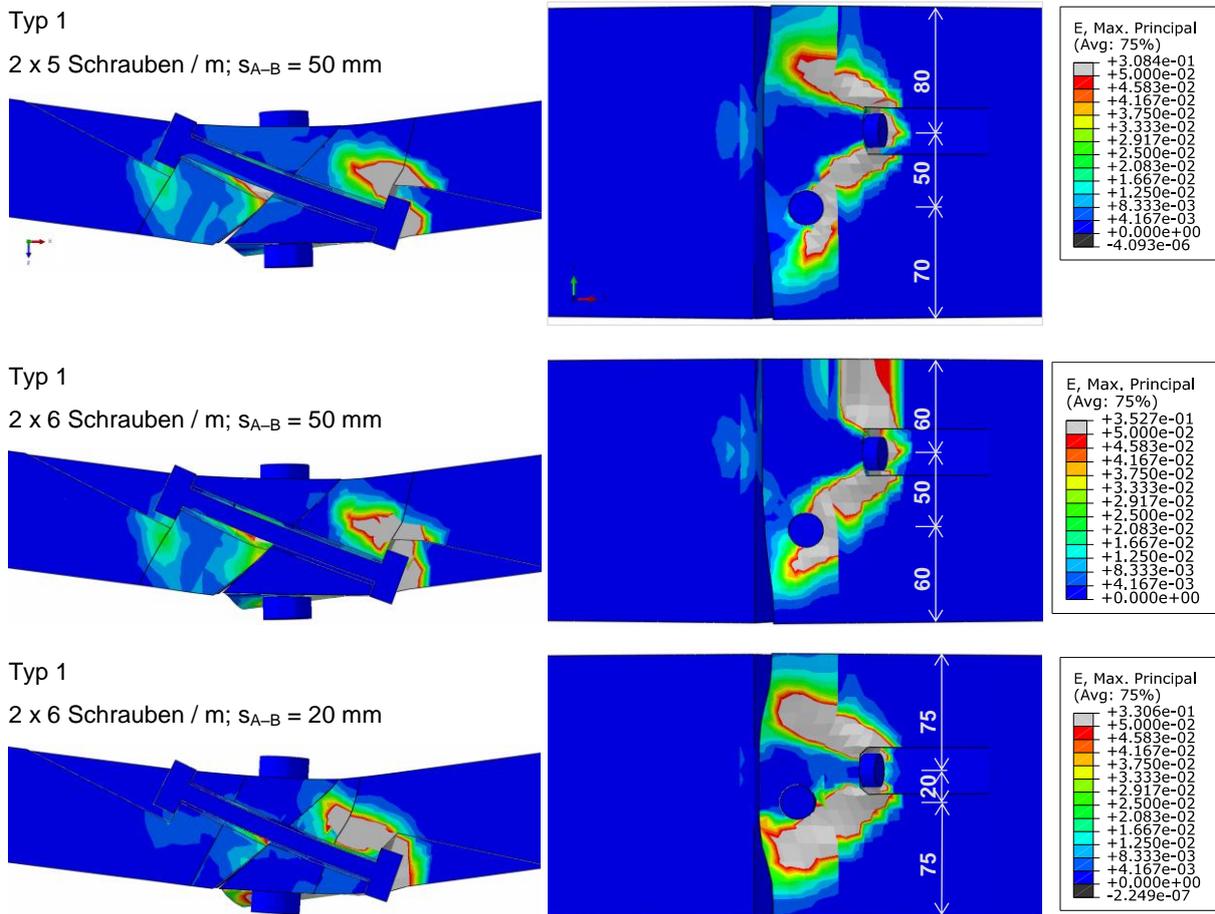


Abbildung 4.38 Ausgewählte Berechnungsergebnisse Typ 1: Hauptzugdehnungen bei maximaler Durchbiegung; Längsschnitt durch den Verbindungspunkt und Ansicht der Biegezugseite

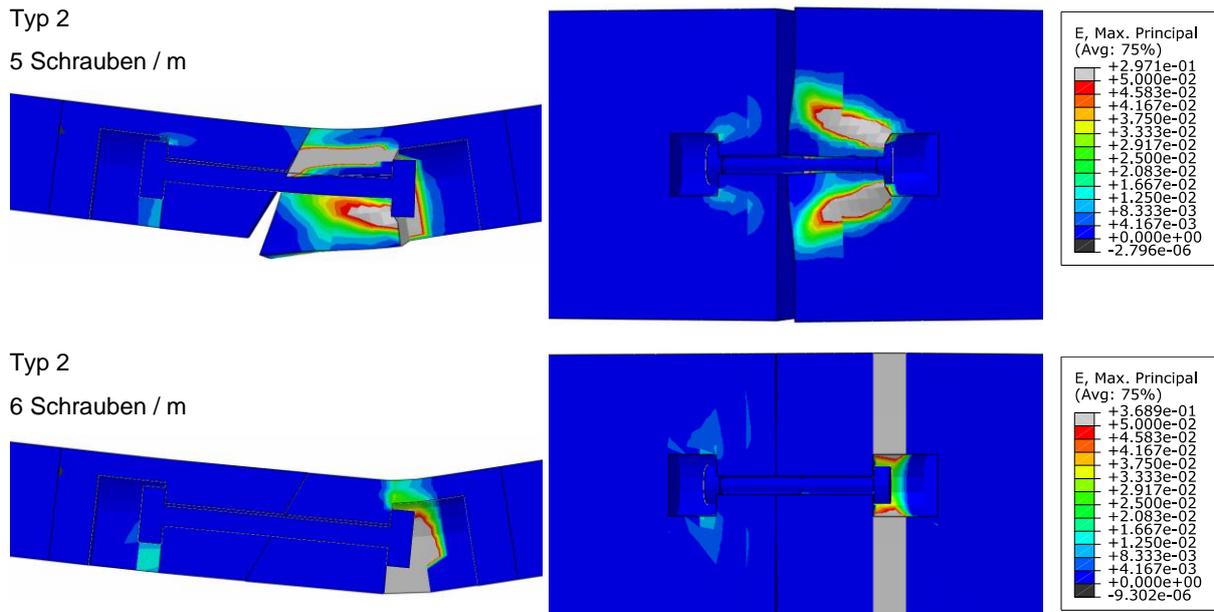


Abbildung 4.39 Ausgewählte Berechnungsergebnisse Typ 2: Hauptzugdehnungen bei maximaler Durchbiegung; Längsschnitt durch den Verbindungspunkt und Ansicht der Biegezugseite

Die Berechnungsergebnisse zeigen, vor allem bei Typ 2, dass die Steigerung der Verbindungstragfähigkeit durch eine höhere Schraubenanzahl bedingt durch die Querschnittschwächung im Bereich der Aussparungen begrenzt ist. Auf diese Problematik wird in Kap. 4.2.4 noch näher eingegangen.

Aufgrund dieser Erkenntnis wurde für die Versuche eine Schraubenanzahl von 5 Schrauben / m (bzw. 2 x 5 Schrauben / m) gewählt. Ein Versagen durch Schraubenausbruch wurde als wesentlich aussagekräftiger erachtet als ein Biegebruch im geschwächten Querschnittsbereich. Für Verbindungstyp 1 wurde $s_{A-B} = 20$ mm gewählt.

4.2.3 Versuche an Kleinproben - Verbindungstypen 1, 2 und 3

Die mechanischen Versuche an den Verbindungstypen 1 – 3 werden als Versuchsserie 1 bezeichnet.

4.2.3.1 Versuchsprogramm

Vor allem die Beanspruchungen auf Zug bzw. Biegezug sind sehr kritisch für die Verbindungen. Dementsprechend wurden in der Versuchsserie 1 Zug und Biegeversuche durchgeführt.

Wie in der Einleitung bereits erwähnt, waren im Forschungsprojekt UHPC-Schalen auch verschiedene Bewehrungskonzepte Gegenstand der Untersuchungen. Zum Zeitpunkt der Versuchsserie 1 wurden drei unterschiedliche Konzepte verfolgt:

- Bewehrung ausschließlich mit Stahlfasern ($l/d = 20/0,2$ mm) - SF
- Bewehrung ausschließlich mit Karbonfaser-Sticks ($l_F = 9$ mm) - CF
- Kombinierte Bewehrung aus Karbonfaser-Sticks und textilem Karbonfasergelege - CF+G

Neben den unterschiedlichen Verbindungstypen wurden alle drei Bewehrungskonzepte in den Versuchen berücksichtigt. Damit konnte auch abseits der Fügetechnik wertvolle Erfahrung für das Forschungsprojekt gewonnen werden. Um den Versuchsumfang in Grenzen zu halten, wurde jedoch nicht jeder Verbindungstyp mit allen Bewehrungskonzepten untersucht. Die Verbindungstypen 1 und 2 wurden sowohl mit Stahlfaser- als auch Karbonfaserbewehrung geprüft. Dies erlaubt einen direkten Vergleich der Verbindungen und des Materialverhaltens. Verbindungstyp 3 wurde jedoch ausschließlich mit der Gelege-Karbonfaser-Kombination hergestellt. Tabelle 4.6 zeigt die Übersicht der untersuchten Proben.

Tabelle 4.6 Versuchsprogramm der Versuchsserie 1

Verbindungs- typ	Probengeometrie		Anzahl Schrauben je Probe	Vorspannung je Schraube $F_{S,A} / F_{S,B}$ [kN]	Verwendete Schrauben		Bewehrungs- konzept	Anzahl Proben	
	b [mm]	t [mm]			ϕ	Güte		Biegung	Zug
1	400	50	2 x 2	40 / 30	M10	10.9	SF CF	2 2	2
2	400	50	2	40	M10	10.9	SF CF	2 2	2
3	340	50	2	50, 103 ¹⁾	M16	10.9	CF+G	2+2 ¹⁾	2
REF	250	50	Referenzproben ohne Fuge				SF CF CF+G	3 2 2	2 2 2

¹⁾ Zweimalige Verwendung der gleichen Probekörper mit zwei unterschiedlichen Vorspannkraften

SF...stahlfaserbewehrt, CF...karbonfaserbewehrt, CF+G...Karbonfasern + Karbongelege (SGL SIGRATEx® Grid 600-50)

Die Probekörperbreiten wurden für zwei Verbindungspunkte ausgelegt. Für Typ 1 und 2 ergab sich bei 5 Verbindungspunkten je m Fuge dadurch $b = 400$ mm. Bei Typ 3 wurde ein engerer Verbindungsabstand gewählt, da das Verbindungskonzept keine Aussparungen benötigt und damit keine Querschnittsschwächung vorliegt. Bei 6 Verbindungspunkten je m Fuge in Kombination mit zwei Schrauben im Versuch ergibt sich die Probenbreite von $b = 340$ mm.

4.2.3.2 Herstellung der Probekörper

In Abbildung 4.40 sind die Abmessungen der Probekörper und die Anordnung der Verbindungsmittel dargestellt. Für Verbindungstyp 1 und 3 ist der Versuchskörper für den jeweiligen Biegeversuch dargestellt, für Typ 2 exemplarisch der des Zugversuchs. Die Lasteinleitung in den Zugversuchen erfolgte gelenkig über einbetonierte Bügel aus Bewehrungsstahl $\phi 16$ mm. Bei Verbindungstyp 3 wurden für die zur Klemmung notwendigen Schrauben Löcher ausgespart, um den Fugenspalt mit 5 mm Breite zu begrenzen. Die Probekörper wurden so ausgeführt, dass diese bei geringer Schädigung im Versuch ein zweites Mal wiederverwendet werden konnten. Die Fügung erfolgte dann an den vorher freien (auflagerseitigen) Rändern.

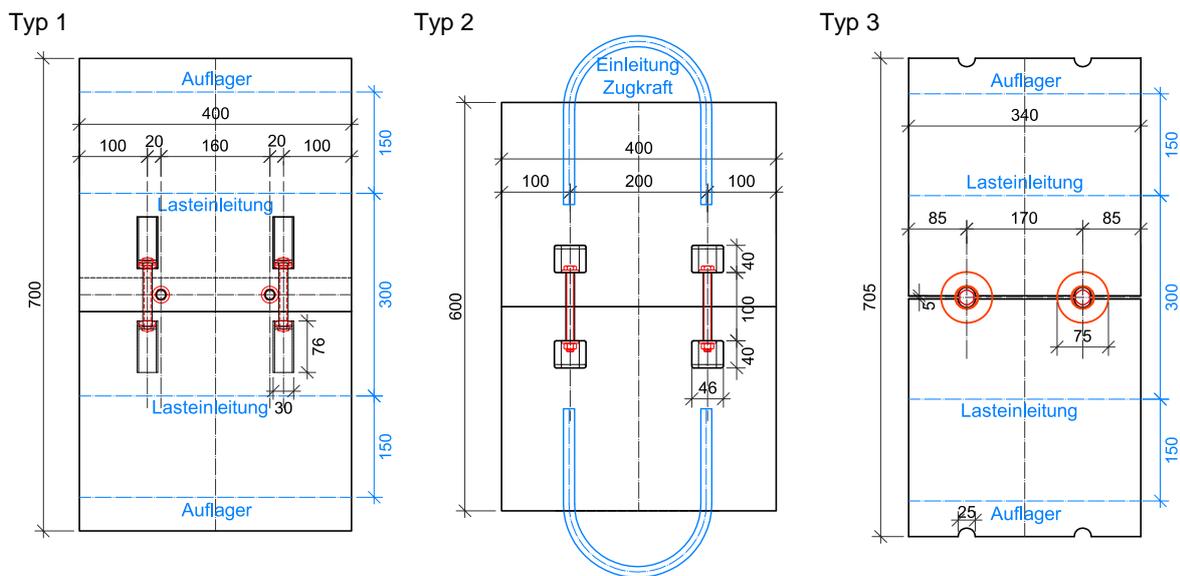


Abbildung 4.40 Abmessungen der Probekörper; Biegeversuch Typ 1 und Typ 3, Zugversuch Typ 2

Je Verbindungstyp wurden 2 wiederverwendbare, stehende Schalungen hergestellt, wo die Befüllung über eine der Längsseiten zu erfolgen hatte. Die Proben Typ 2 wurden je als Ganzes betoniert, und nach dem Aushärten in die beiden Fügeiteile zerschnitten. Auch die Teile Typ 1 wurden mit Übermaß hergestellt, so dass eine Bearbeitung durch Schneiden und Schleifen zu erfolgen hatte. Diese Vorgangsweise wurde bewusst so gewählt, da die Bearbeitungsschritte Schneiden und Schleifen im gewählten Fügekonzept auch für große Schalenfertigteile erforderlich sind. Damit wird der in 4.1.3.3 besprochenen Einfluss auf die Materialeigenschaften in den Kleinversuchen berücksichtigt. Bei Verbindungstyp 3 ist generell keine nachträgliche Fugenbearbeitung notwendig, dementsprechend wurden auch die Probekörper mit fertiger Stirnabschalung hergestellt.

Die Aussparungskörper für Schraubenkopf und Mutter wurden aus PVC hergestellt und an die Schalung geschraubt. Die Schraubenlöcher für Typ 1 wurden durch über Schrauben gesteckte Kunststoffschläuche ($d_A \sim 14 \text{ mm}$) ausgespart. Die Schalungen sind in Abbildung 4.41 dargestellt.

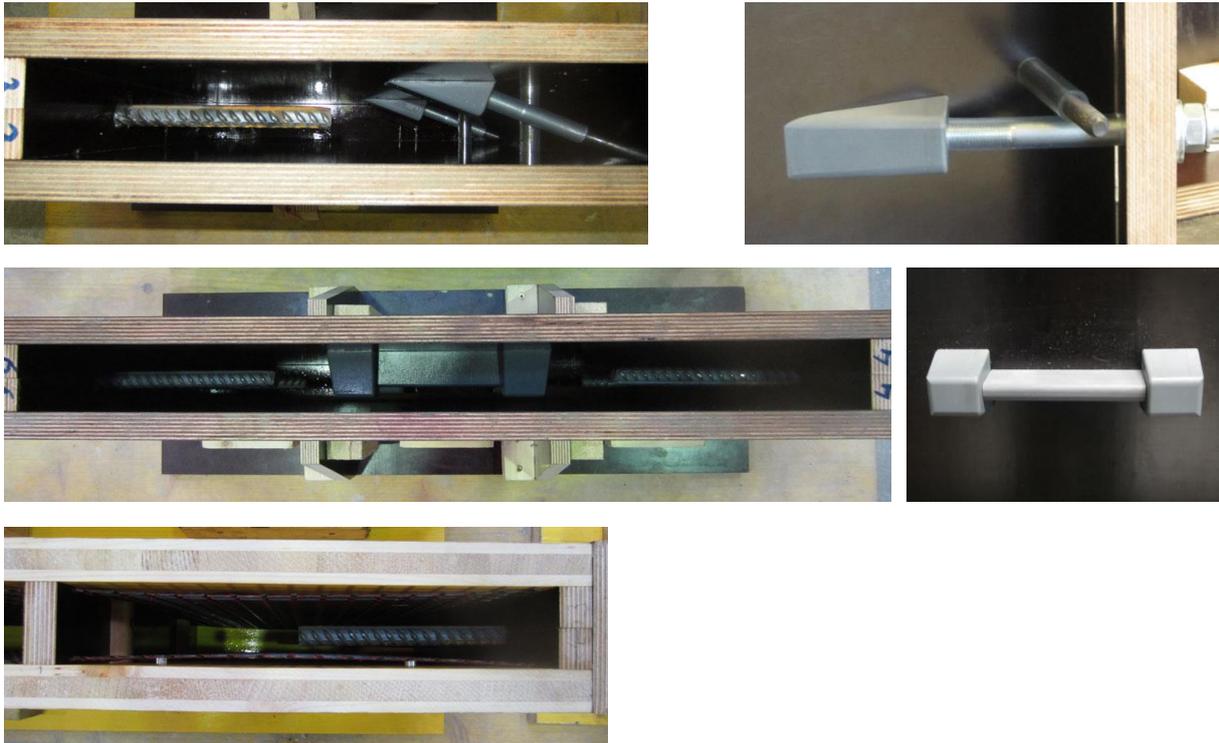


Abbildung 4.41 Schalungen der Versuchskörper der Versuchsserie 1 (Zugversuche), v.o.n.u.: Typ 1, Typ 2, Typ 3; links Draufsicht auf die Einfüllseite, rechts Aussparungskörper; bei Typ 1 und 3 Schalung für je eine Fugehälfte, bei Typ 2 für die gesamte Probe

Der Beton wurde am LKI mit einem Intensivmischer R09 der Fa. Eirich hergestellt. Insgesamt waren 4 Mischungen zu je 90 L erforderlich, um sämtliche Proben herzustellen. Die Mischungszusammensetzungen sind in Tabelle 4.7 dargestellt. Die Bezeichnung erfolgt chronologisch mit einem Zusatz des verwendeten Fasertyps. Der im Forschungsprojekt verwendete UHPC basiert auf dem Bindemittel-Premix Dyckerhoff NANODUR® Compound 5941. Die Rezeptur wurde vom Institut für Betonbau der TU Graz entwickelt und laufend dem Projektfortschritt angepasst.

So wurde bei den aktuellen Mischungen beispielsweise das Rezept M4SF gegenüber der Mischung M1SF deutlich verändert. Dies war erforderlich, da die erste Stahlfaser-Mischung deutlich zu weich war. Dies führte zu einem später dokumentierten Absetzen der Fasern. Die Konsistenz des UHPC wurde durch einen geringeren Leimanteil und weniger Fließmittel verbessert. Abbildung 4.42 zeigt einige ausgewählte Bilder der Herstellung. Die beiden Karbonfaser-Mischungen hatten beide eine sehr steife Konsistenz, waren aber gerade noch ausreichend fließfähig. Eine zusätzliche Verdichtung er-

folgte durch Hammerschläge auf die Schalung. Die steife Konsistenz resultiert aus den Eigenschaften der Karbonfaser-Sticks und deren hohen Wasseranspruch: Die aus unzähligen einzelnen Fasern bestehenden Karbonfaserbündel lösten sich beim Mischvorgang zum Teil auf. Damit erhöht sich die spezifische Oberfläche signifikant und der Wasseranspruch erhöht sich deutlich.

Tabelle 4.7 Betonrezepturen der Versuchsserie 1

Bezeichnung der Mischung	M1SF	M2CF	M3CF	M4SF
Herstelldatum	12.12.2013	13.12.2013	17.12.2013	19.12.2013
Verwendung	Typ1+2 Biegung	Typ 3 Biegung + Zug	Typ 1+2 Biegung	Typ 1+2 Zug
Bestandteile [kg/m ³]				
Nanodur Compound 5941	1215,6	1205,8	1205,8	1177,0
Quarzsand 0,3-0,8mm	909,5	902,1	902,1	974,4
Wasser	184,9	183,4	186,1	180,2
Sika® ViscoCrete®-20 Gold	26,7	26,5	26,5	16,5
Glenium® Stream	-	-	-	3,5
Stahlfasern 20/0,2 mm (1,2 Vol.-%)	94,2	-	-	94,2
Karbonfasern 9 mm (2,0 Vol.-%)	-	36,0	36,0	-
Frischbetonprüfung (Ausbreitmaß) [cm]				
Hägermann	31	20	23	29
Setztrichter (ÖNORM EN 12350-8)	91	70	78	87



Abbildung 4.42 Betonage der Probekörper, v.l.n.r.: Karbonfaserzugabe im Mischer (M2CF), Befüllung Probe Typ 1 (M1SF), Befüllung Probe Typ 2 (M3CF)

Vor Beginn der Versuche wurden die Fügeflächen der Typen 1 und 2 im entsprechenden Winkel zugeschnitten und geschliffen. Das Schleifen erfolgte mit dem Industrieroboter des Roboter Design Labors (Abbildung 4.43). Das Betonalter zum Zeitpunkt des Schneiden und Schleifens war 3 – 4 Wochen.



Abbildung 4.43 Schleifen der Probekörper mittels Industrieroboter

Die beiden Hälften je Versuchskörper wurden erst unmittelbar vor dem jeweiligen Versuch verbunden. Die Schrauben wurden wieder mit einem Drehmomentschlüssel auf die gewünschte Kraft vorgespannt. Die Anspannung erfolgte in zwei bzw. drei Laststufen, wobei immer beide Verbindungspunkte abwechselnd auf jede Laststufe gespannt wurden. Im Fall des Verbindungstyps 1 wurde zuerst Schraube A auf die erste Laststufe angespannt, danach immer wechselweise die Schrauben A und B auf die volle Vorspannkraft.

Tabelle 4.8 Schrauben – Anziehmomente Versuchsserie 1

Verbindungstyp	F_S / Schraube [kN]	Schrauben ϕ	Anziehmoment M_A [Nm]	Laststufen [Nm]
Typ 1	Schraube A	40	M10	75
	Schraube B	30		56
Typ 2	40	M10	75	40 → 60 → 75
Typ 3 (reduzierte VS-Kraft)	50	M16	146	75 → 146
Typ 3 (volle VS-Kraft)	103	M16	300	100 → 200 → 300

Grundsätzlich wurden bei den Verbindungen marktübliche Schrauben und Beilagen verwendet. Für die Beilagscheiben wurde eine große Ausführung ($d_A = 25$ mm, $t = 4$ mm) gewählt. Dennoch führten die hohen lokalen Spannungen bei den Proben Typ 2 mit Karbonfasern (M2CF) zu Abplatzungen im Verankerungsbereich der Schraube, so dass kein vollständiges Anspannen möglich war. Dem Problem wurde durch die Anfertigung von trapezförmigen, auf die Form der Aussparung angepassten Beilagen begegnet. Bei den Proben Typ 1 (stahlfaserbewehrt) konnten vereinzelte Haarrisse durch das Anspannen der Schraube A gefunden werden. Die Risse hatten keine sichtbaren Auswirkungen auf das später beobachtete Tragverhalten.

Bei Verbindungstyp 3 wurde in Anlehnung an die erwähnten Reibungsversuche ein Schleifpapier der Körnung K120 zwischen den stählernen Klemmteller und UHPC eingelegt. Die besandete Seite wurde zum Stahl hin eingelegt. In Abbildung 4.44 sind ausgewählte Bilder des Fügevorgangs dargestellt, Abbildung 4.45 zeigt schließlich eine gefügte Probe je Verbindungstyp.



Abbildung 4.44 Fügen der Proben: Anspannen (Typ 2, SF), Variation der Beilage SF – CF (Typ 2), Haarrisse nach dem Anspannen (Typ 1, SF)

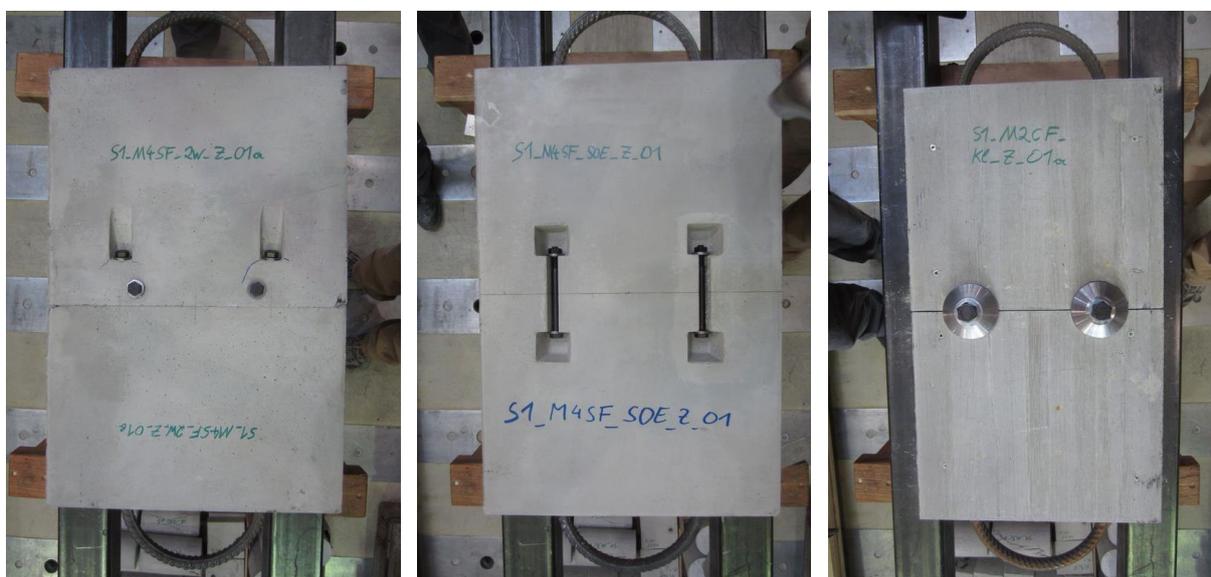


Abbildung 4.45 Exemplarische Probekörper Typ 1, Typ 2 und Typ 3 (Zugversuche)

Anmerkung zur Faserverteilung der Mischungen M1SF und M4SF

Aufgrund des bereits beim Herstellen beobachteten Faserabsetzens bei der Mischung M1SF, wurde die Faserverteilung in den Proben qualitativ erfasst. Dazu kam eine am LKI entwickelte Methode zum Einsatz: Bedingt durch die magnetischen Eigenschaften der Stahlfasern, kann durch Messen der Induktivität die Faserverteilung und -orientierung ermittelt werden. Die Methode und weiterführende Entwicklungen sind in [Heinzle et al. 2010], [Freytag et al. 2012b] und [Freytag 2014] beschrieben. Bei der gegenständlichen Untersuchung wurde die Induktivität an unterschiedlichen Stellen des Probekörpers, je Messpunkt in vier unterschiedliche Richtungen, gemessen. Der Fasergehalt wurde dann vereinfacht mit Gl. (4.23) abgeschätzt.

$$\rho_{MP} = \rho_{soll} \cdot \frac{\Delta L_{MP}}{\Delta L_{ges}} \quad (4.23)$$

ρ_{MP} Abgeschätzter Fasergehalt an einem Messpunkt

ρ_{soll}	Soll – Fasergehalt gemäß Betonrezeptur
ΔL_{MP}	Gemessene Induktivität (Mittelwert je Messpunkt)
ΔL_{ges}	Gemessene Induktivität (Mittelwert aller Messungen je Mischung)

Durch die Messung in verschiedene Richtungen je Messpunkt kann auch auf die Faserorientierung geschlossen werden. Ist die Orientierung nicht von Interesse, wird der Einfluss durch Bildung des Mittelwerts am Messpunkt eliminiert. Der Mittelwert von allen Messungen sollte dem eingemischten Soll-Fasergehalt entsprechen. Bei dünnen Bauteilen kann die Genauigkeit durch Messungen von beiden Oberflächen noch erhöht werden. Voraussetzung für diese Auswertemethode ist, dass alle Messpunkte frei von äußeren Einflüssen sind bzw. die gleichen Gegebenheiten für alle Messpunkte vorliegen. Als Beispiel kann ein kleiner Abstand des Messpunktes vom Probenrand genannt werden, welcher den Messwert beeinflusst. In der gegenständlichen Auswertung wurden deshalb nur Messwerte mit gleichem Randabstand von der Probenoberseite (Einfüllseite) und der Unterseite berücksichtigt und miteinander verglichen. Die Ergebnisse sind in Abbildung 4.46 dargestellt. Das Absinken der Fasern bei der Mischung M1SF ist durch den geringen Fasergehalt an den oberen Messpunkten deutlich zu erkennen. Zur weiteren Veranschaulichung zeigt Abbildung 4.47 exemplarisch eine Fotografie einer Schnittfläche des Verbindungstyps 2. Bei der Mischung M4SF sind die Unterschiede zwischen oberen und unteren Messpunkten hingegen vernachlässigbar. Auffällig ist hingegen der insgesamt geringere Fasergehalt der Proben mit Verbindungstyp 2. Die Ursache wird in einem Zurückbleiben der Fasern im Krankübel bei der Befüllung vermutet.

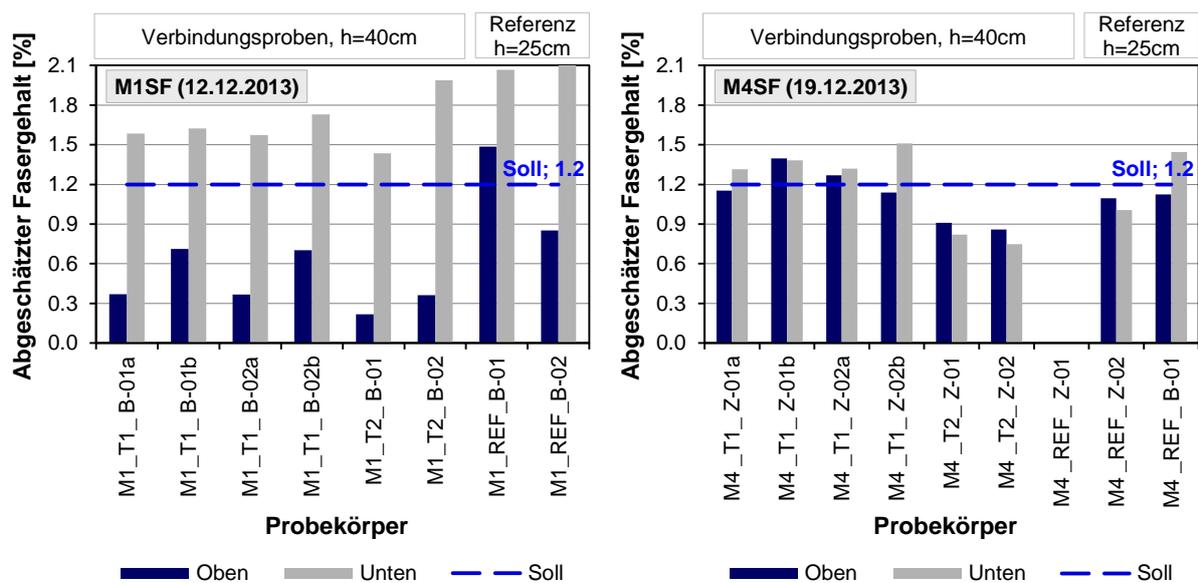


Abbildung 4.46 Mittels induktiver Messmethode abgeschätzter Fasergehalt der stahlfaserbewehrten Proben (links Mischung M1SF, rechts Mischung M4SF)



Abbildung 4.47 Schnittflächenfotografie der Probe M1SF_T2_B-02 mit deutlich erkennbaren, abgesunkenen Fasern (Oberseite bzw. Befüllseite links)

4.2.3.3 Versuchsaufbau und Messtechnik

Die Versuche wurden mit der elektromechanischen Universalprüfmaschine BETA 1000 des Labors für Konstruktiven Ingenieurbau durchgeführt. Die Biegeversuche wurden wieder als 4-Punkt Biegeversuche ausgeführt, wobei der Abstand der Lastenleitungen gegenüber den Tastversuchen auf 300 mm verändert wurde. Der Gedanke dahinter war, dass die Lastenleitung außerhalb der Aussparungen erfolgen sollte (vgl. Abbildung 4.40). Die Lastenleitung in die Zugproben erfolgte über die einbetonierten Bewehrungsbügel. Der Anschluss an die Prüfmaschine erfolgte beidseitig gelenkig über Schäkkel und Ringschrauben. Die Aufbauten sind in Abbildung 4.48 exemplarisch dargestellt. Alle Versuche wurden weggeregelt durchgeführt.

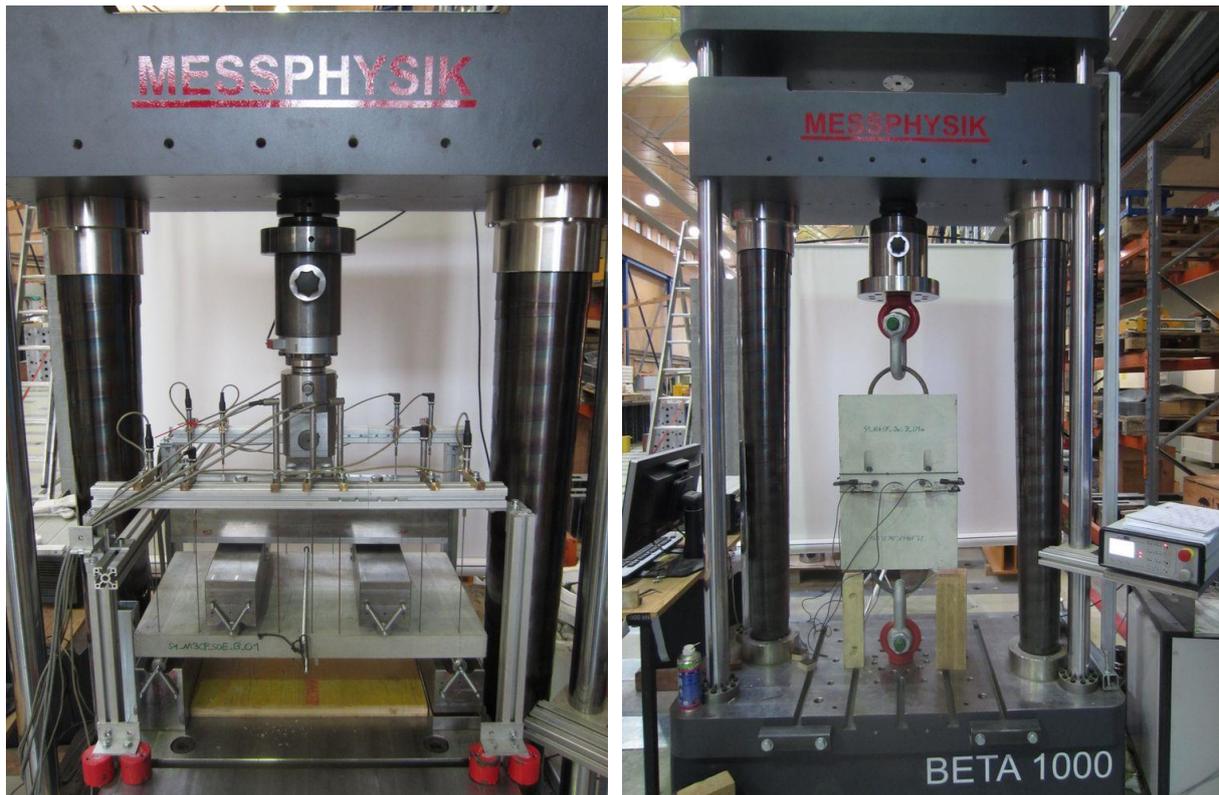


Abbildung 4.48 Prüfmaschine mit Versuchsaufbau; Biegeversuch (links) und Zugversuch (rechts)

Gegenüber den Tastversuchen wurde die Anzahl der Messaufnehmer bei den Biegeversuchen deutlich erhöht. Es wurde nicht nur die Mittendurchbiegung, sondern die gesamte Biegelinie der Proben erfasst. Daraus lässt sich nicht nur die elastische Biegung sondern auch die Verdrehung der beiden Füge-teile zueinander bei offener Fuge ermitteln. Zur Erfassung der Biegelinie wurden je Längsseite sieben induktive Wegaufnehmer angeordnet, die Befestigung erfolgte auf einem an der Prüfmaschine fixierten Alu-Rahmen. Die äußersten Messstellen waren genau über den Auflagern angeordnet, um die Auflagerverschiebung und –verdrehung korrigieren zu können. Weiters wurde die Fugenöffnung mittels Setzdehnungsaufnehmern (HBM DD1) an zwei Stellen gemessen (Abbildung 4.49 links). Die Aufnehmer wurden mittels zweier Gewindestangen und Gummischlaufen auf die Probe geklemmt.

In den Zugversuchen wurde die Fugenöffnung mit sechs (Typ 1 und 2) bzw. vier (Typ 3, Referenzproben) Aufnehmern erfasst, wobei immer zwei Aufnehmer gegenüberliegend an beiden Seiten angebracht wurden. Die Befestigung der beiden mittleren Aufnehmer erfolgte direkt mit Gummischlaufen, die Aufnehmer am Rand wurden mittels Federklemmen und Schraubzwingen befestigt (Abbildung 4.49 rechts). Die Daten der verwendeten Messaufnehmer sind in Tabelle 4.9 zusammengefasst.

Tabelle 4.9 Übersicht der Verwendeten Messaufnehmer – Versuchsserie 1

Messgröße	Aufnehmertyp	Messbereich	Genauigkeit (Linearitätsabweichung)	Aufnehmer-Nummer	
				Biegung	Zug
Kraft	Prüfmaschine BETA 1000 mit Kraftmessdosen AEP TC4-AMP 100 kN 1000 kN	± 100 kN ± 1000 kN	$< \pm 0,1$ % $< \pm 0,1$ %	Kraft -	- Kraft
Durchbiegung (Randbereich)	Induktive Wegaufnehmer, Typ HBM W5TK	± 5 mm	$\pm 0,4$ %	1 – 4 11 – 14	-
Durchbiegung (Probenmitte)	Induktive Wegaufnehmer, Typ HBM WA20	0 – 20 mm	$\pm 0,2$ %	5 – 10	-
Fugenöffnung	Setzdehnungsaufnehmer, Typ HBM DD1	$\pm 2,5$ mm	$\pm 0,05$ %	15, 16	1 – 6

Die Fugenöffnung wurde in Probenmitte und unmittelbar an den Verbindungspunkten gemessen, um Unterschiede in der Fugenpressung bzw. der Fugenöffnung zu ermitteln. Im Fall des Verbindungstyps 2 wurden die Aufnehmer unmittelbar neben den Aussparungen platziert. Da Verbindungstyp 3 keine vorgespannte Fuge hat, konnte auf den Vergleich zwischen Fugenöffnung in Probenmitte und am Fügepunkt verzichtet werden. Die zwei bzw. vier Aufnehmer wurden stattdessen jeweils im Abstand von 30 mm vom Längsrand positioniert.

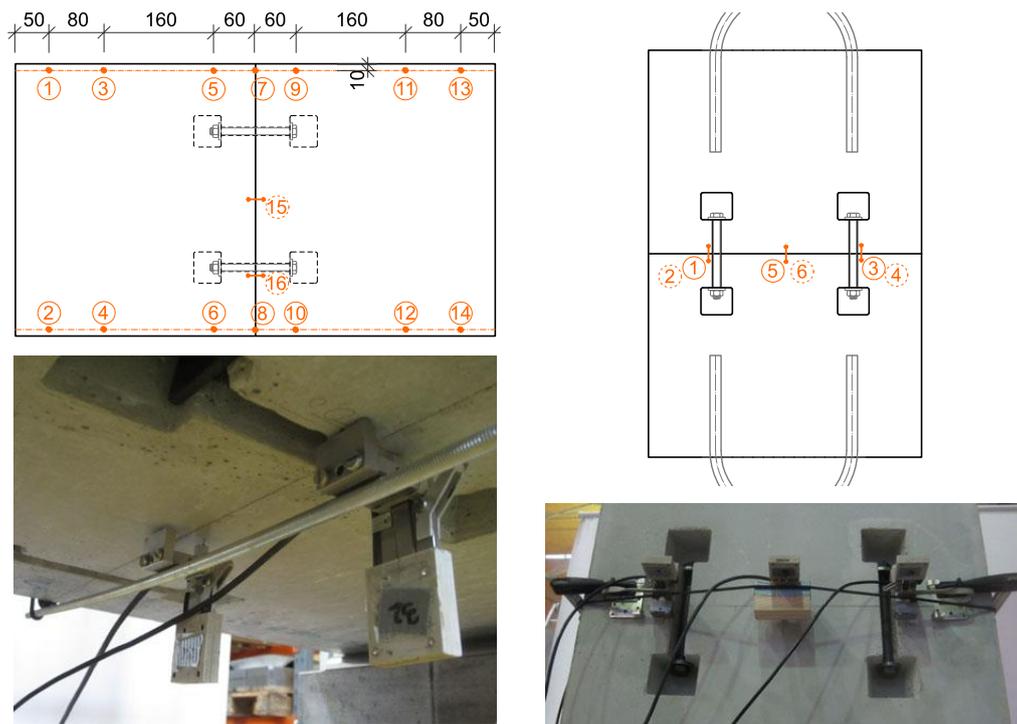


Abbildung 4.49 Position und Nummerierung der Messaufnehmer; Biegeversuch (links) und Zugversuch (rechts) am Beispiel des Verbindungstyps 2

4.2.3.4 Ergebnisse

Um trotz des Umfangs der Messwerte eine übersichtliche Darstellung zu ermöglichen, werden für die Beurteilung des Tragverhaltens an dieser Stelle nur die Last – Verformungskurven sowie ausgewählte Bilder von typischen Versagensformen dargestellt. Die Zusammenstellung der weiteren Messergebnisse ist im Anhang A angefügt.

In den Diagrammen werden wieder die gemessene Last je Probe, sowie die Last hochgerechnet auf eine Fugenbreite von einem Meter, dargestellt. Damit können die Ergebnisse auch bei unterschiedlichen Probenbreiten miteinander verglichen werden. Bei den Biegeversuchen wird die Durchbiegung in Probenmitte dargestellt (Mittelwert Messpunkt 7 und 8), wobei die Messwerte um die Vertikalverschiebung an den Auflagerpunkten korrigiert wurden. Gleichung (4.24) gibt die Korrektur für den Messpunkt 7 an, die Indexnummern entsprechen den Messpunktnummern nach Abbildung 4.49). Die anderen Messpunkte können in analoger Weise korrigiert werden.

$$\delta_7 = w_7 - \left(w_1 + (w_{13} - w_1) \cdot \frac{L_{(7-1)}}{L_{(13-1)}} \right) \quad (4.24)$$

δ_i Durchbiegung, um die Auflagerverschiebung korrigiert

w_i Messwert der Durchbiegung (ohne Korrektur)

$L_{(i-j)}$ Abstand zwischen den jeweiligen Messaufnehmern

Die Indexnummern 1 und 13 (bzw. 2 und 14) bezeichnen die Aufnehmer über den Auflagerpunkten

Bei den Zugversuchen ist der Mittelwert der Fugenöffnung dargestellt, was eine Vereinfachung zur besseren Übersichtlichkeit ist. Tatsächlich unterscheiden sich die gemessenen Fugenöffnungen an den einzelnen Messpunkten deutlich. Diese Unterschiede entstehen einerseits durch eine ungleichmäßige Fugenpressung (bei den Schrauben größer, in der Mitte kleiner), und andererseits durch eine durch den gelenkigen Versuchsaufbau entstehende Verdrehung der Probe im Bruchzustand.

In den Diagrammen sind auch die zu den jeweiligen Verbindungsversuchen gehörenden Ergebnisse der Referenzversuche dargestellt (hellgraue, dünne Linien).

Biegeversuche Typ 1

Vergleicht man zu Beginn die Biegetragfähigkeit der verwendeten UHPC-Arten, so ist die deutlich höhere Biegezugfestigkeit des stahlfaserbewehrten UHPC gegenüber dem karbonfaserbewehrtem UHPC ersichtlich (Referenzproben ohne Fuge in Abbildung 4.50 und Abbildung 4.52). Dies ist vor allem durch die deutlich besseren Verbundeigenschaften der Stahlfasern begründet. Allerdings besteht bei Stahlfasern die Gefahr des Absinkens bei zu weicher UHPC Konsistenz und damit einer ungünstigen Faserverteilung. Dieser Effekt wirkt sich bei kleinen Proben deutlich stärker aus als bei großen Bauteilen. Darin wird auch die Hauptursache der großen Streuung der beiden Referenzproben der Mischung M1SF gesehen. Die beiden Proben wurden zu einem unterschiedlichen Zeitpunkt hergestellt (am Anfang bzw. am Ende des Betoniervorganges), weshalb die Fasern bereits im Mischer abgesunken sein könnten bzw. ein Einfluss der sich über den Herstellungszeitraum ändernden UHPC-Konsistenz gegeben ist. Bei den Karbonfasern ist die Streuung hingegen sehr gering, was auf eine sehr homogene Faserverteilung schließen lässt.

Die gefügten Proben verhalten sich bei beiden UHPC Mischungen sehr duktil (Abbildung 4.50). Im Gegensatz zu den FE-Berechnungen versagen die Proben nicht eindeutig durch ein Ausbrechen der Schraube auf der Probenunterseite, es kommt auch zu einer starken Rissbildung unterhalb der auf der Oberseite verankerten Schraube und zum Rand hin (Abbildung 4.51). Durch den guten Faserverbund kommt es bei der Stahlfaser-Variante zu einer ausgeprägten, multiplen Rissbildung. Bei Verwendung von Karbonfasern treten hingegen klar ausgeprägte Einzelrisse auf, welche z.T. auch das typische Ausbrechen der Schraube zeigen. Zusätzlich kann an den oberen Schraubenverankerungen (Biegedruckseite) aufgrund von Abplatzungen eine Überbeanspruchung des Lasteinleitungsbereichs festgestellt werden.

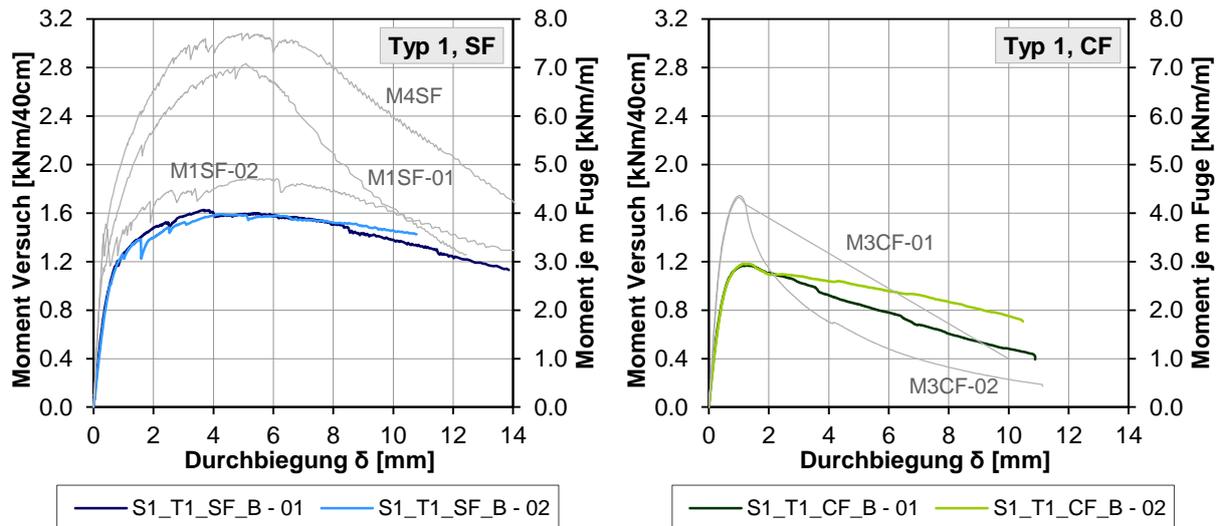


Abbildung 4.50 Moment–Durchbiegungs-Kurven Verbindungstyp 1: links stahlfaserbewehrt, rechts karbonfaserbewehrt

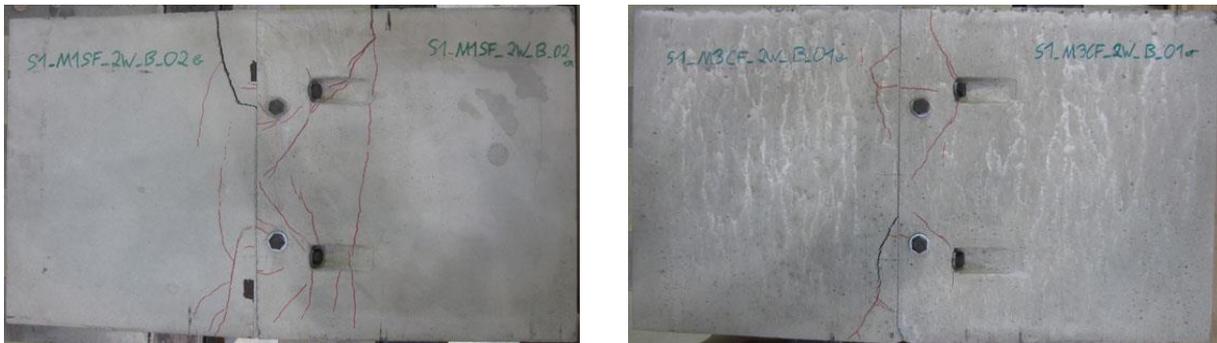


Abbildung 4.51 Rissbilder Verbindungstyp 1 (Unterseite): links stahlfaserbewehrt, rechts karbonfaserbewehrt

Biegeversuche Typ 2

Die Verbindungstragfähigkeit bei der Verwendung von Karbonfasern ist ähnlicher derer von Typ 1, jedoch wurde ein deutlich steilerer Lastabfall im Nachbruchbereich gemessen (Abbildung 4.52 rechts). Es tritt auch nur ein ausgeprägter Riss auf. Die Rissrichtung im Bereich der Aussparung deutet zwar noch auf ein mögliches Ausreißen der Schraube hin, jedoch verbinden sich die Risse der beiden Verbindungspunkte zu einem durchgehenden Biegeriss (Abbildung 4.53 rechts).

Die Biegetragfähigkeit von Typ 2 mit Stahlfasern ist etwas geringer als jene von Typ 1, verhält sich aber im Gegensatz zu der Variante mit Karbonfasern auch sehr duktil (Abbildung 4.52 links). Als Ursache für die verhältnismäßig geringe Tragfähigkeit wird der starke Einfluss des Faserabsetzens gesehen. An der Einfüllseite der Probekörper traten aufgrund der fehlenden (abgesunkenen) Faserbewehrung bereits frühzeitig Risse zwischen Aussparung und Probenrand auf (Abbildung 4.53 links, oberer Verbindungspunkt). Beim anderen Verbindungspunkt (unten) sind bei beiden Probekörpern auch die typischen Risse des Ausbruchskegels zu erkennen.

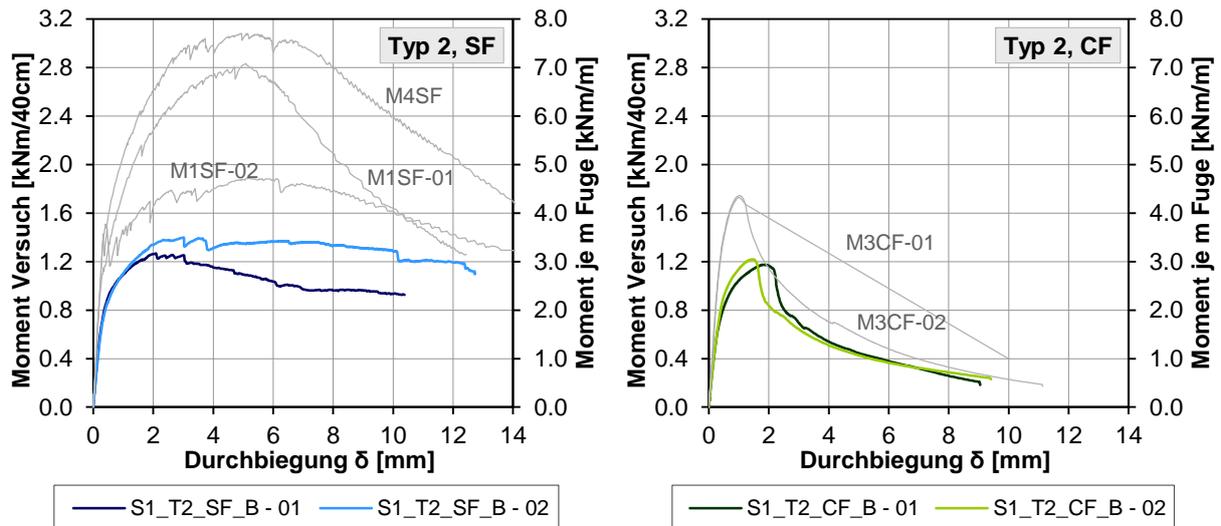


Abbildung 4.52 Moment–Durchbiegungs-Kurven Verbindungstyp 2: links stahlfaserbewehrt, rechts karbonfaserbewehrt

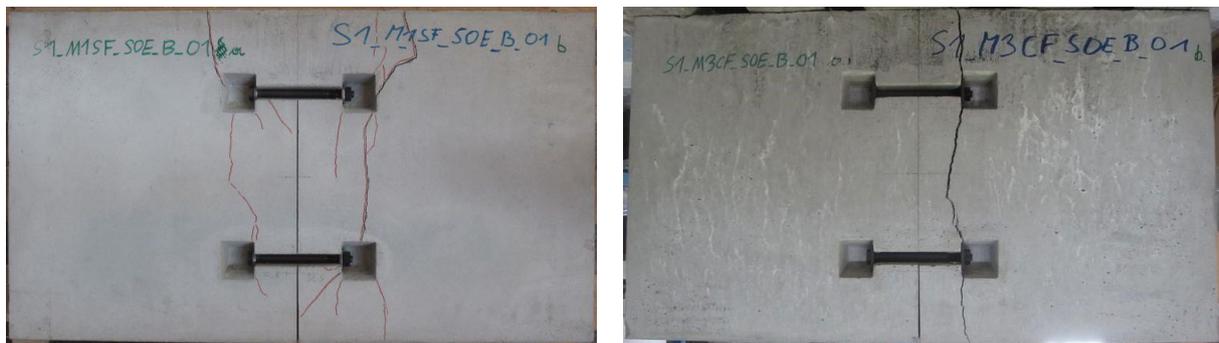


Abbildung 4.53 Rissbilder Verbindungstyp 2 (Unterseite): links stahlfaserbewehrt, rechts karbonfaserbewehrt

Biegeversuche Typ 3

Durch die zusätzlichen Karbonfasergelege kann die Biegetragfähigkeit des karbonfaserbewehrten UHPC zwar gesteigert werden, durch den schlechten Verbund des verwendeten Geleges kann dessen Festigkeit jedoch nicht vollständig ausgenutzt werden. Die Biegetragfähigkeit des Querschnitts ohne Fuge liegt daher in der Größenordnung des verwendeten stahlfaserbewehrten UHPCs.

Die Verbindung mit der geringeren Klemmkraft versagte hauptsächlich durch Rutschen zwischen Stahlteiler und beigelegtem Schleifpapier, wobei es auch zu leichter Rissbildung am Rand bzw. unterhalb der Klemmteller kam. Durch das Reibungsversagen ist die Tragfähigkeit geringer, jedoch wird ein einigermaßen duktiler Verhalten erzielt (Abbildung 4.54 links, v.a. Probe T3_CFG_B-01 und Abbildung 4.55 links). Bei höherer Klemmkraft tritt Biegeversagen außerhalb bzw. am Rand der Klemmteller auf (Abbildung 4.55 rechts). Die Tragfähigkeit entspricht in etwa der des karbonfaserbewehrten UHPC ohne Gelege (Abbildung 4.54 rechts). Dies und der steile Lastabfall im Nachbruchbereich lassen darauf schließen, dass das Karbongelege aufgrund der sehr kurzen Einbindelänge zur Fuge hin und wegen des schlechten Verbunds nicht aktiviert werden kann.

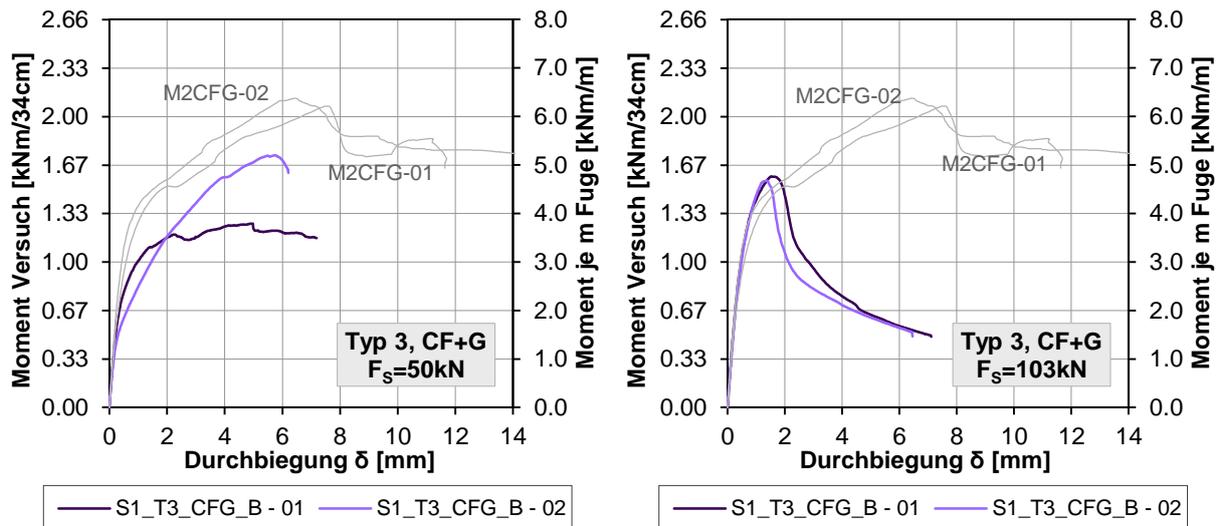


Abbildung 4.54 Moment–Durchbiegungs-Kurven Verbindungstyp 3: links mit 50 kN Vorspannkraft, rechts mit 103 kN

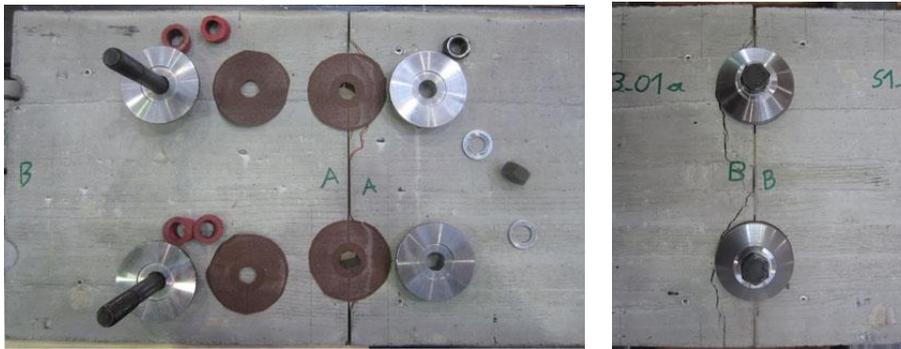


Abbildung 4.55 Rissbilder Verbindungstyp 3 (Unterseite): Reibungsversagen zwischen Schleifpapier und Stahlsteller bei 50 kN Vorspannkraft (links), Biegebruch im UHPC bei $F_{S,KI}=103$ kN (rechts), beides Probe T3_CFG_B-01

In Tabelle 4.10 sind die Traglasten aller Biegeversuche zusammengefasst. Neben den tatsächlichen Prüfergebnissen sind auch wieder die Traglasten je Meter Fugenlänge angegeben, sowie die relative Tragfähigkeit der Verbindung bezogen auf die Referenzproben ohne Fuge des jeweiligen Materials. Die bezogene Tragfähigkeit wurde mit einer korrigierten Traglast berechnet, welche ebenfalls angegeben ist. Diese Korrektur berücksichtigt den Unterschied in der Tragfähigkeit bei Kleinproben mit freiem Längsrand und einer sehr langen Fuge ohne freien Rand wie sie bei der Fügung von großen UHPC-Fertigteilen vorkommt. Der Korrekturfaktor wurde mittels FE-Berechnung bestimmt, indem die Symmetriebedingungen an den Längsrändern geändert wurden: Freie Ränder im FE – Modell (ohne Symmetrielager) entsprechen den Randbedingungen in den Versuchen, Symmetrielager an beiden Längsrändern entsprechen einer unendlich langen Fuge.

Tabelle 4.11 zeigt die Materialkennwerte der verwendeten UHPC - Mischungen.

Tabelle 4.10 Zusammenstellung der Traglasten der Biegeversuche Serie 1

Typ	Probe/Nr.	Prüfdatum	max. M je Probe [kNm]	max. M je m [kNm/m]	max. M Mittelwert [kNm/m]	Korrektur Randeffekt	max. M korrigiert [kNm/m]	Bezogen auf Referenz
REF	M1SF_B-01	13.01.2014	1,77	7,08	6,51	-	6,51	1,00
	M1SF_B-02	13.01.2014	1,18	4,73				
	M4SF_B-01	21.01.2014	1,93	7,71				
Typ 1	T1_SF_B-01	16.01.2014	1,63	4,07	4,03	1,07	4,31	0,66
	T1_SF_B-02	16.01.2014	1,59	3,99				
Typ2	T2_SF_B-01	15.01.2014	1,27	3,20	3,36	1,09	3,66	0,56
	T2_SF_B-02	15.01.2014	1,40	3,52				
REF	M3CF_B-01	14.01.2014	1,08	4,32	4,34	-	4,34	1,00
	M3CF_B-02	14.01.2014	1,09	4,36				
Typ 1	T1_CF_B-01	17.01.2014	1,17	2,92	2,94	1,07	3,15	0,72
	T1_CF_B-02	17.01.2014	1,18	2,96				
Typ2	T2_CF_B-01	16.01.2014	1,17	2,94	2,99	1,09	3,26	0,75
	T2_CF_B-02	16.01.2014	1,22	3,04				
REF	M2CFG_B-01	15.01.2014	1,55	6,21	6,30	-	6,30	1,00
	M2CFG_B-02	15.01.2014	1,59	6,38				
Typ 3	T3_CFG_B-01a	20.01.2014	1,26	3,72	4,41	1,02	4,49	0,71
	T3_CFG_B-02a	20.01.2014	1,73	5,09				
	T3_CFG_B-01b	21.01.2014	1,59	4,67	4,64	1,02	4,73	0,75
	T3_CFG_B-02b	21.01.2014	1,56	4,61				

Tabelle 4.11 Materialkennwerte der Mischungen Serie 1 (Mittelwert aus je 3 Proben)

Mischung	Prüfdatum	Druckfestigkeit		E-Modul
		$f_{cm,cube}$ [N/mm ²] (Würfel 100mm)	$f_{cm,cyl}$ [N/mm ²] (Zyl. 100/200mm)	E_{cm} [N/mm ²] (Zyl. 100/200mm)
M1SF	09.01.2014	154	159	48200
M2CF	09.01.2014	126	110	43000
M3CF	13.01.2014	119	106	40400
M4SF	13.01.2014	163	156	47400

Zugversuche Typ 1

Die Referenzproben der Zugversuche (M4SF) zeigen deutlich den Einfluss der Faserorientierung und Faserverteilung. Die Probe M4SF-01 weist eine deutlich sichtbare Nachrisszugfestigkeit und einen sehr flachen abfallenden Ast auf, wohingegen die Probe M4SF-02 einen plötzlichen Lastabfall nach Rissbildung hat, und die Fasern erst auf einem niedrigen Lastniveau wirksam werden (Abbildung 4.56). Generell ist jedoch anzumerken, dass der Versuchsaufbau mit beidseitig gelenkigem Anschluss der Probe nicht optimal ist. Dadurch kommt es nach Rissbildung unmittelbar zu einem Verdrehen bzw. seitlichem Ausweichen der Probe wodurch keine Spannungsumlagerungen im Querschnitt möglich sind. Dies gilt für die Verbindungsproben genauso wie für die Referenzproben.

Die Verbindung Typ 1 versagt deutlich unter dem Lastniveau der Referenzproben. Durch die Verdrehung der Probe tritt ein ausgeprägtes Versagen nur an einem der beiden Verbindungspunkte auf. Es ist deutlich das Ausreißen der Schraube zu erkennen (Abbildung 4.56, rechts). Der bereits bei den Biegeversuchen angesprochene Randeffekt wirkt sich bei den Zugversuchen jedoch besonders stark aus: Der

UHPC-Ausbruch weicht zum Rand hin aus, wodurch der Ausbruchwiderstand verringert wird. Auch der Hauptriss verläuft direkt zum Rand hin.

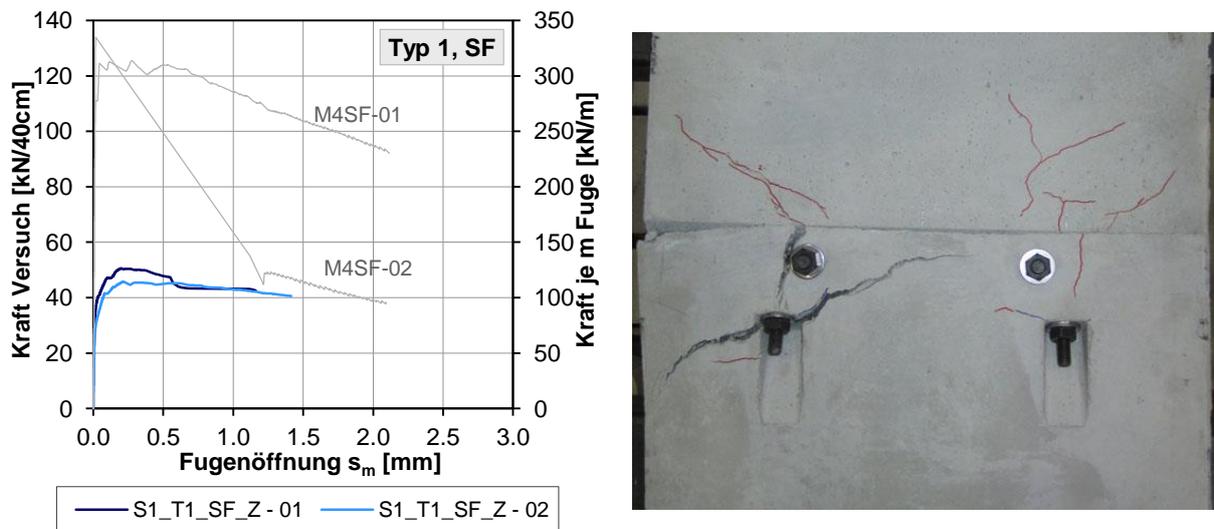


Abbildung 4.56 Zugversuche Verbindungstyp 1: Kraft-Fugenöffnungs-Diagramm (links) und Rissbild (rechts, Probe T1_SF_Z_01)

Zugversuche Typ 2

Die Verbindung Typ 2 verhält sich grundsätzlich sehr ähnlich wie Typ 1. Es wird ein ähnliches Traglastniveau erreicht, und auch der Bruch verhält sich analog: Ein ausgeprägter Ausbruchs-Riss in Richtung Probenmitte und ein Ausweichen des UHPC-Ausbruchs zum Rand hin. Ebenso tritt das Versagen nur an einem der beiden Verbindungspunkte auf (Abbildung 4.57).

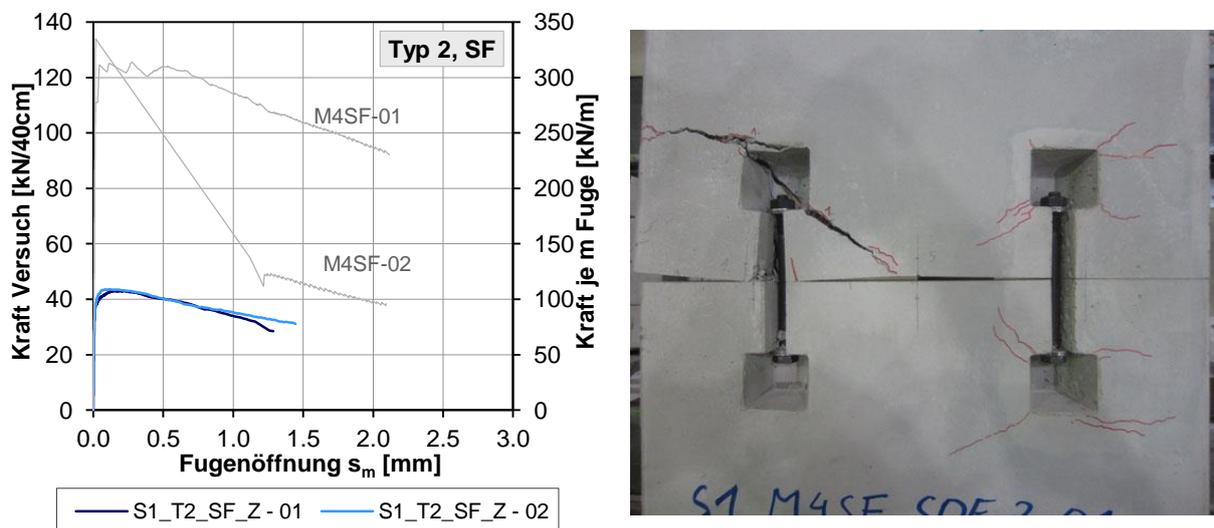


Abbildung 4.57 Zugversuche Verbindungstyp 2: Kraft-Fugenöffnungs-Diagramm (links) und Rissbild (rechts, Probe T2_SF_Z_01)

Zugversuche Typ 3

Die Zugtragfähigkeit des karbonfaserbewehrten UHPC mit zusätzlichem Gelege (M2CF+G) liegt gering unter der des stahlfaserbewehrten UHPC. Zwar ist die Wirkung des Karbongeleges deutlich zu erkennen, die Laststeigerung gegenüber der Erstrisslast ist jedoch nur gering (Abbildung 4.58). Die

Zugtragfähigkeit der Verbindung Typ 3 ist verglichen mit den Typen 1 und 2 hingegen etwas höher. Wie auch bei den Biegeversuchen Typ 3 versagten die Proben am Rand der Klemmteller. Der relativ steile abfallende Ast der Kraft-Fugenöffnungskurve ist daher den Materialeigenschaften zuzuordnen und nicht der Verbindung selbst. Aufgrund des geringen Abstands des Haupttrisses zur Fuge kann das Karbongelege nicht ausreichend aktiviert werden, und die Zugtragwirkung der Karbonkurzfasern alleine ist nur gering.

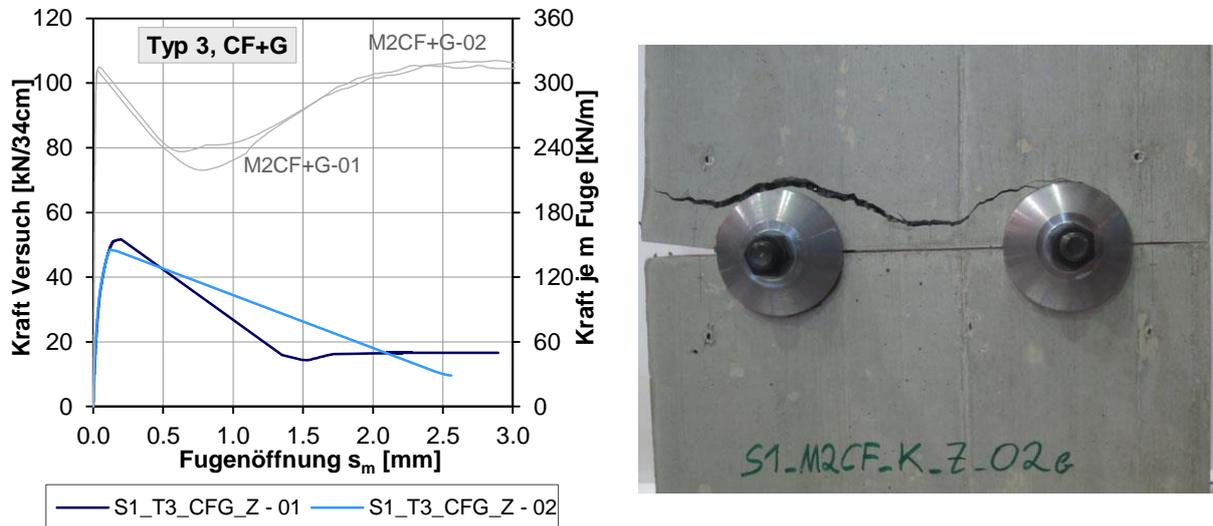


Abbildung 4.58 Zugversuche Verbindungstyp 3: Kraft-Fugenöffnungs-Diagramm (links) und Rissbild (rechts, Probe T3_CFG_Z_02)

In Tabelle 4.12 sind die Prüfergebnisse analog zu den Biegeversuchen zusammengefasst.

Tabelle 4.12 Zusammenstellung der Traglasten der Zugversuche Serie 1

Typ	Probe/Nr.	Prüfdatum	max. F je Probe [kN]	max. F je m [kN/m]	max. F Mittelwert [kN/m]	Korrektur Randeffekt	max. F korrigiert [kN/m]	Bezogen auf Referenz
REF ¹⁾	M4SF_Z-01	22.01.2014	47,56	313,9	324,7	-	324,7	1,00
	M4SF_Z-02	22.01.2014	50,82	335,4				
Typ 1	T1_SF_Z-01	23.01.2014	50,58	125,8	120,8	1,15	138,9	0,43
	T1_SF_Z-02	23.01.2014	45,74	115,8				
Typ2	T2_SF_Z-01	23.01.2014	43,06	109,6	110,3	1,28	141,2	0,43
	T2_SF_Z-02	23.01.2014	43,64	111,0				
REF ¹⁾	M2CF+G_Z-01	22.01.2014	50,76	335,0	328,0	-	328,0	1,00
	M2CF+G_Z-02	22.01.2014	48,87	321,0				
Typ 3	T3_CFG_Z-01	22.01.2014	51,64	151,5	147,1	1,07	157,3	0,48
	T3_CFG_Z-02	22.01.2014	48,49	142,6				

¹⁾ Die Zug-Referenzproben wurden mit veränderlicher Querschnittsbreite ausgeführt, $b_{\min} = 15$ cm

4.2.4 Tragfähigkeit in Abhängigkeit der Schraubenanzahl

Weitere FE Berechnungen der Biegetragfähigkeit der Verbindungstypen 1 und 2 analog Kap. 4.2.2, zeigen grundsätzlich einen linearen Zusammenhang zwischen der Tragfähigkeit und der Anzahl der Verbindungspunkte. Durch diesen linearen Zusammenhang besteht die einfache Möglichkeit, die Verbindungstragfähigkeit durch Variation der Verbindungsmittelanzahl einer gegebenen, äußeren Beanspruchung anzupassen. Wie jedoch bereits in Kap. 4.2.2 erwähnt, kann die Tragfähigkeit der Verbindung durch Erhöhung der Verbindungsmittelanzahl nicht unbegrenzt gesteigert werden. Die für die Verankerung und Montage der Schrauben erforderlichen Aussparungen reduzieren den Bauteilquerschnitt signifikant. Daraus folgt, dass bei größerer Schraubenanzahl die Tragfähigkeit im Nettoquerschnitt unter der eigentlichen Verbindungstragfähigkeit liegt. Abbildung 4.59 zeigt die Grenzen der Biegetragfähigkeit der Verbindungstypen 1 und 2. In den Diagrammen wird Tragfähigkeit der Verbindungen auf die Tragfähigkeit der jeweiligen Referenzproben ohne Fuge (FE bzw. Versuche mit unterschiedlichem Material) bezogen. Durch diese Darstellung können die FE-Ergebnisse, die verschiedenen Versuchsergebnisse und die Nettoquerschnittstragfähigkeit sehr einfach miteinander verglichen werden.

Bei Biegebeanspruchung korreliert die Nettoquerschnittstragfähigkeit sehr gut mit dem Verhältnis des Widerstandsmomentes von Nettoquerschnitt zu Bruttoquerschnitt ($W_{\text{netto}} / W_{\text{brutto}}$). Die maximale mögliche Tragfähigkeit eines Verbindungstyps ergibt sich beim Schnittpunkt der jeweiligen Linie der Nettoquerschnittstragfähigkeit (strichliert) und jener bei Versagen durch Schraubenausbruch (FE - Simulation, durchgezogene Linie). Für die Typen 1 und 2 liegt die maximale Biegetragfähigkeit damit bei ca. 80% der Tragfähigkeit des Referenzquerschnitts bei 6 Verbindungspunkten je Laufmeter Fuge. Die Versuchsergebnisse mit karbonfaserbewehrtem UHPC bestätigen die FE-Ergebnisse bei 5 Verbindungspunkten / m sehr gut, die Ergebnisse mit stahlfaserbewehrten Proben liegen jedoch unter den erwarteten Werten. Dies wird aber der bereits erwähnten Faserabsetzproblematik der Mischung M1SF zugeschrieben.

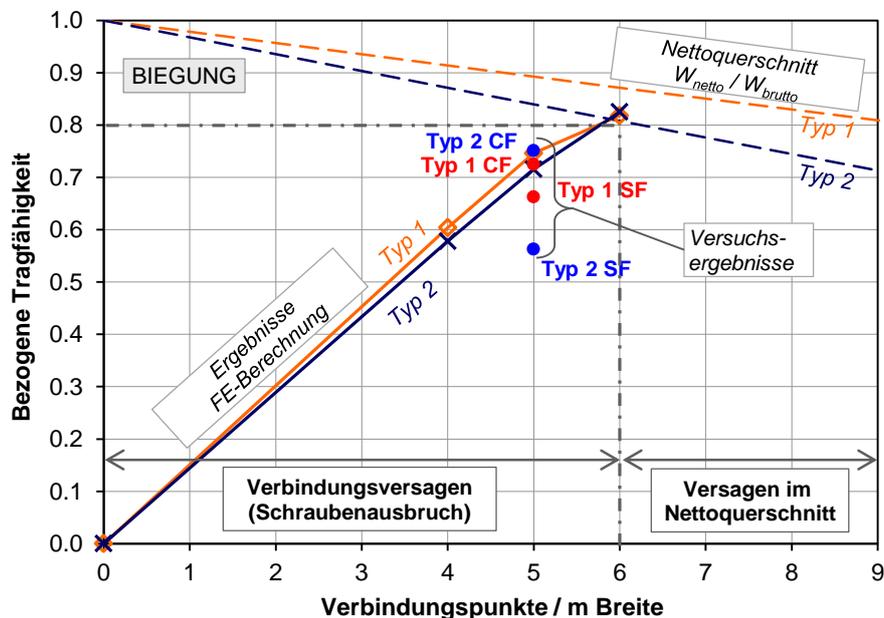


Abbildung 4.59 Tragfähigkeit und unterschiedliche Versagensformen in Abhängigkeit der Schraubenanzahl bei Biegebeanspruchung, Typ 1 und 2

Eine analoge Darstellung ist auch für die Tragfähigkeit bei Zug- und Druckbeanspruchung möglich. Bei Zugbeanspruchung ist neben den Versagensfällen Schraubenausbruch und Nettoquerschnittsversagen auch noch der Versagensfall Abgleiten entsprechend 4.1.1 zu berücksichtigen. Bei Druckbean-

spruchung ist hingegen nur Nettoquerschnittsversagen und Abgleiten zu berücksichtigen. Abbildung 4.60 zeigt die Diagramme für Zug und Druck.

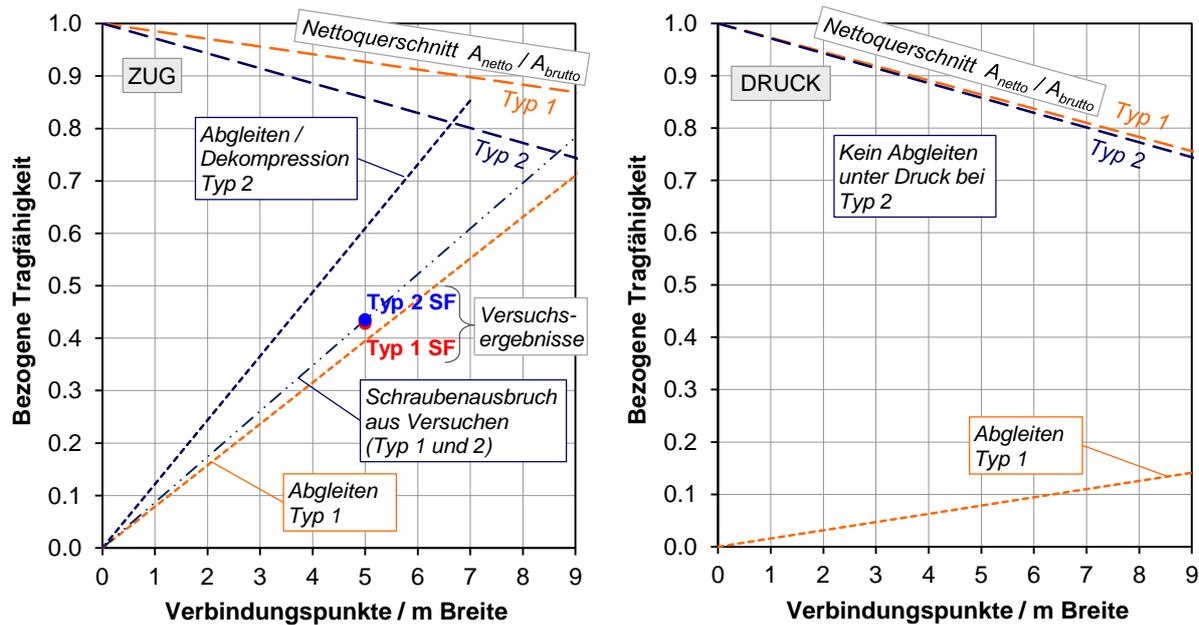


Abbildung 4.60 Grafische Darstellung der Bruchkriterien in Abhängigkeit der Schraubenanzahl bei Zug- (links) bzw. Druckbeanspruchung (rechts), Typ 1 und 2

Die Tragfähigkeit des Nettoquerschnitts unter Normalkraft wird nicht über das Verhältnis der Widerstandsmomente, sondern über das der Nettoquerschnittsfläche zur Bruttoquerschnittsfläche bestimmt. Die Widerstände gegen Abgleiten sind unabhängig von den Materialfestigkeiten und hängen neben den geometrischen Verhältnissen nur von der Vorspannkraft der Schrauben ab (Gl. (4.6) und Gl. (4.16)). Würden unterschiedliche Materialien, wie im Fall der Biegebeanspruchung, miteinander verglichen werden, so müssten in der bezogenen Darstellung auch unterschiedliche Linien des Abgleitkriteriums berücksichtigt werden. Die abgebildeten Versagenslinien in Abbildung 4.60 beziehen sich auf die Festigkeit bzw. Tragfähigkeit der Mischungen M1SF und M4SF ($n_{t,\max} = 325 \text{ kN/m}$, $n_{c,\max} = -8000 \text{ kN/m}$), und gelten für die gewählten Vorspannkraften $F_{S,A} = 40 \text{ kN}$ und $F_{S,B} = 30 \text{ kN}$.

Für Typ 2 mit vertikaler Fuge ($\alpha = 90^\circ$) entspricht das Abgleiten unter Zugbeanspruchung dem Zustand der Dekompression. Der Schnittpunkt der Dekompressionslinie mit der Nettoquerschnittsfläche ergibt eine maximale Schraubenanzahl von ca. 6,5 Schrauben / m bei den gegebenen Randbedingungen. Im Versuch (5 Schrauben / m) versagte die Verbindung jedoch bereits vor Erreichen der Dekompression auf Schraubenausbruch, bei ca. 43 % der Tragfähigkeit der Referenzproben. Bei linearer Erweiterung des Kriteriums Schraubenausbruch ist eine theoretische Tragfähigkeitssteigerung durch Anordnung von bis zu ~8 Verbindungspunkten / m möglich ohne dass das Nettoquerschnittsversagen relevant wird. Aufgrund der kleineren Aussparungen ist das Nettoquerschnittsversagen bei Verbindungstyp 1 erst bei einer sehr großen Schraubenanzahl zu berücksichtigen. Jedoch tritt ein Abgleiten deutlich früher als bei Typ 2 ein. Die im Diagramm dargestellten Versuchsergebnisse, welche ebenfalls bei ~43 % bezogener Traglast liegen, sind bereits über der theoretischen Abgleitlinie. Dabei handelt es sich aber um die korrigierten Werte nach Tabelle 4.12, die tatsächlich gemessenen Kräfte sind etwas geringer. Im Versuch wurden jedenfalls keine Anzeichen eines Abgleitens festgestellt. Allerdings ist der tatsächliche Reibungsbeiwert nicht bekannt, und ein höherer als der angenommene Wert von $\mu = 0,58$ ist durchaus möglich. Unabhängig ob nun der beobachtete Schraubenausbruch oder das Abgleiten als Grenzkriterium angesetzt wird, ist jedoch wie bei Verbindungstyp 2 eine theoretische Steigerung der Zugtragfähigkeit durch mehr Schrauben möglich.

Für beide Verbindungstypen gilt aber, dass einerseits eine zu große Anzahl an Verbindungspunkten aus baupraktischer Sicht (Schalungsbau, Nachbearbeitung, Fügung der Fertigteile) nicht mehr sinnvoll ist, und andererseits die Verbindungspunktzahl aufgrund des Biegetragverhaltens zu begrenzen sein kann.

Bei Druckbeanspruchung reduziert sich die Tragfähigkeit beider Verbindungstypen mit zunehmender Verbindungspunktzahl zwar auch deutlich, aufgrund der hohen Druckfestigkeit des UHPC wird dies aber als weniger kritisch eingeschätzt. Bei Druckbeanspruchung ist für Typ 1 ein kleinerer Nettoquerschnitt zu berücksichtigen als bei Zugbeanspruchung, da nicht die Aussparung des Schraubenkopfs, sondern das Schraubenloch der Schraube B ($\beta_B = 90^\circ$) maßgebend ist. Das maßgebende Versagenskriterium bei Typ 1 ist aufgrund der schrägen Fuge jedoch das Abgleiten, welches auch bei sehr großer Schraubenanzahl und damit hoher Gesamtvorspannkraft deutlich unter dem Nettoquerschnittsversagen liegt. Bei Verbindungstyp 2 besteht aufgrund der steilen Fuge keine Abgleitgefahr unter reinem Druck.

Eine analoge Darstellung wurde auch für Verbindungstyp 3 gewählt (Abbildung 4.61 und Abbildung 4.62). Da das Verbindungssystem keine Aussparungen benötigt, gibt es auch kein von der Verbindungsmittelanzahl abhängiges Nettoquerschnittsversagen. Die möglichen Versagenstypen sind das in den Biege- und Zugversuchen beobachtete Ausbrechen der Klemmteile und ein Reibungsversagen zwischen Klemmteilen und UHPC-Elementen. Wie auch bei Verbindungstyp 1 und 2 ist das Reibungsversagen unabhängig von den Materialeigenschaften, weshalb die Versagenslinie in der bezogenen Darstellung nur für das gegenständliche Material M2CF+G gültig ist. Die Werte beziehen sich wieder auf die geprüften Referenzproben ($n_{t,max} = 328 \text{ kN/m}$, $n_{c,max} = -5300 \text{ kN/m}$, $m_{max} = 6,3 \text{ kNm/m}$). Bei der gewählten Klemmkraft $F_{Kl} = 103 \text{ kN}$ liegt das Ausbrechen des Klemmtellers bei Biegung und Zug unterhalb des Reibungsversagens und ist damit die maßgebende Versagensform. Es ist anzunehmen, dass auch hier die Tragfähigkeit in annähernd linearem Zusammenhang mit der Anzahl der Verbindungspunkte steht. Damit ist eine theoretische Steigerung der Verbindungstragfähigkeit bis zur Querschnittstragfähigkeit durch eine ausreichend hohe Verbindungsmittelanzahl möglich. Der Ausbruchwiderstand kann vereinfacht über das Verhältnis der geklemmten Breite (Breite eines Klemmtellers mal der Anzahl der Klemmpunkte) zur Gesamtfugenlänge abgeschätzt werden. Diese Abschätzung stimmt gut mit den Ergebnissen der Zugversuche überein, bei sechs Verbindungspunkten / m ergibt sich der Widerstand zu $n \cdot d_{Kl} / b = 6 \cdot 75 / 1000 = 0,45$. Um mit der Verbindung die vollständige Querschnittstragfähigkeit zu erreichen, müsste daher aber annähernd die gesamte Fugenlänge geklemmt werden, was aus praktischen Gesichtspunkten nicht realistisch ist.

Bei Druckbeanspruchung wird die Verbindungstragfähigkeit nur durch das Reibungsversagen bestimmt. Selbst bei einer großen Anzahl an Verbindungspunkten liegt dies deutlich unter der Querschnittstragfähigkeit.

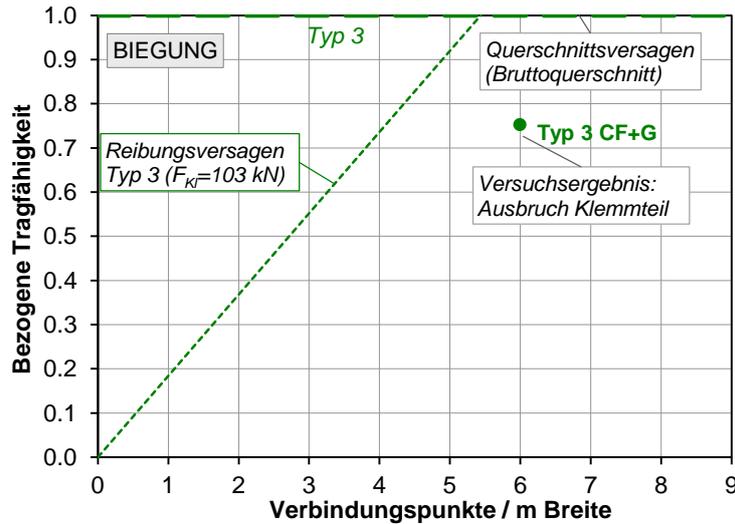


Abbildung 4.61 Tragfähigkeit und unterschiedliche Versagensformen in Abhängigkeit der Schraubenanzahl bei Biegebeanspruchung, Typ 3

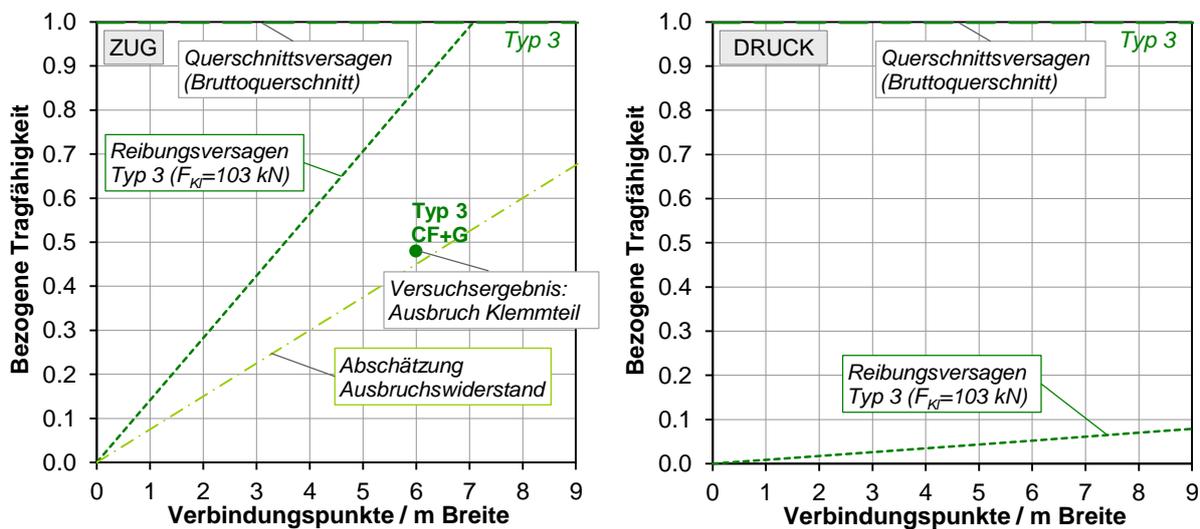


Abbildung 4.62 Grafische Darstellung der Bruchkriterien in Abhängigkeit der Schraubenanzahl bei Zug- (links) bzw. Druckbeanspruchung (rechts), Typ 3

4.2.5 Beurteilung der Verbindungstypen und weiterführende Überlegungen

Bei der Beurteilung der Verbindungstypen 1 – 3 wurde das Augenmerk vor allem auf die maximale Tragfähigkeit sowie die Versagensformen gelegt, aber auch baupraktische und architektonische Kriterien wurden berücksichtigt. Weitere Kriterien, wie die Verbindungssteifigkeit oder die Fugenöffnung, welche für eine Bemessung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit benötigt werden, wurden in diesem Entwicklungsstadium nicht näher betrachtet. Da es sich bei den Typen 1 und 2 aber um vorgespannte Trockenfugen handelt, hängen die Dekompression und damit die lastabhängige Verbindungssteifigkeit von der Vorspannkraft in der Fuge ab. Über die Schraubenvorspannkraft und die Schraubenanzahl kann also zumindest der Zustand der Dekompression sehr einfach ermittelt bzw. auch angepasst werden. Bei Verbindungstyp 3 hängt die Steifigkeit ebenso von der Anzahl der Verbindungspunkte ab, und zusätzlich von der Ausführung und der Steifigkeit der Klemmteile selbst.

Zusammengefasst sind unabhängig vom Verbindungstyp drei grundsätzliche Versagensmechanismen möglich:

- Nettoquerschnittsversagen; bei Typ 1 und 2, Druck, Zug und Biegung
- Reibungsversagen; Typ 3 Druck, Zug und Biegung, Typ 1 Druck und Zug, Typ 2 nur Zug
- Ausbruch des Verbindungsmittels; Typ 1, 2 und 3, Zug und Biegung

Das Nettoquerschnittsversagen lässt sich für alle drei untersuchten Beanspruchungsformen sehr einfach über das Verhältnis von Nettoquerschnittsfläche zu Bruttoquerschnittsfläche bzw. Netto-Widerstandsmoment zu Brutto-Widerstandsmoment beschreiben. Auch das Reibungsversagen ist klar definiert, die Grundlagen dafür wurden in Kapitel 4.1.1 bzw. für Verbindungstyp 3 in 4.2.1.2 beschrieben. Für eine Berechnung ist gegebenenfalls noch eine genauere Kenntnis des Reibungsbeiwertes μ zwischen den tatsächlichen verwendeten Materialien notwendig (UHPC-UHPC bei Typ 1 und 2, Klemmteller-UHPC bei Typ 3). Der Ausbruch der Verbindungsmittel wird derzeit nur anhand der Versuchsergebnisse bzw. FE-Berechnungsergebnisse beschrieben. Die Ableitung von Berechnungsmodellen wäre hier noch zu früh und ist erst nach abgeschlossener Entwicklung (Entwicklungsstufe III) geplant.

Die Biegetragfähigkeit liegt bei den versuchstechnisch überprüften Verbindungen bei allen drei Typen in einer ähnlichen Größenordnung zwischen 55% und 75% bezogen auf die Querschnittstragfähigkeit ohne Fuge, wobei bei den Typen 1 und 2 weniger Verbindungspunkte angeordnet wurden. Bei den Verbindungstypen 1 und 2 kann die Tragfähigkeit durch mehr Verbindungspunkte theoretisch auf bis zu ~80% der Querschnittstragfähigkeit gesteigert werden, bei Typ 3 theoretisch sogar darüber hinaus. Generell haben die untersuchten Schraubenverbindungen und die Klemmverbindung also durchaus eine respektable Biegetragfähigkeit. Die maßgebende Versagensursache ist bei allen Typen der Ausbruch des Verbindungsmittels (Schraube bzw. Klemmteller). Durch die lokale und relativ fugennahe Einleitung der Biegezugkräfte an den Verbindungspunkten, kann bei keinem Verbindungstyp die gesamte Querschnittsbreite (bzw. Fugenlänge) zur Lastabtragung aktiviert werden.

Diese Problematik wirkt sich bei Zugbeanspruchung noch stärker aus. Der Ausbruch der Verbindungsmittel ist auch dabei die maßgebende Versagensform, die Zugtragfähigkeit der Verbindungen ist verglichen mit den Referenzproben deutlich geringer als die Biegetragfähigkeit (~45 % des fugenlosen Querschnitts). Eine Tragfähigkeitssteigerung ist durch die Erhöhung der Verbindungspunkte zwar bei allen Verbindungstypen möglich, führt aber zu einer baupraktisch und wirtschaftlich nicht mehr sinnvollen Anzahl an Verbindungsmitteln.

Eine Erhöhung der Verbindungstragfähigkeit bei Biege- und Zugbeanspruchung ist durch Verstärkungen im Bereich der Verbindungsmittel denkbar. Zusätzliche Bewehrung an den Verbindungspunkten erhöht einerseits den Widerstand gegen Ausbruch durch ein „Rückhängen“ der Zugkräfte von der Fuge weg und damit einer Aktivierung eines größeren Querschnittsbereichs, und andererseits wird der UHPC im Bereich der Aussparungen bei den Typen 1 und 2 direkt verstärkt. Derartige Verstärkungen erhöhen allerdings den Herstellungsaufwand deutlich.

Die Drucktragfähigkeit wurde experimentell zwar nicht untersucht, die theoretisch höchste Tragfähigkeit ergibt sich aber für Verbindungstyp 2, welche nur durch die Aussparungen reduziert wird (ca. 86% bezogen auf die volle Querschnittstragfähigkeit bei 5 Schrauben / m). Bei den Typen 1 und 3 wird die Tragfähigkeit durch Reibungsversagen bestimmt und liegt deutlich unter der Querschnittstragfähigkeit (< 10 %). Auch wenn die absolute Tragfähigkeit durchaus noch akzeptable Werte erreicht, kann das hochfeste Material UHPC bei diesen Verbindungen bei weitem nicht ausgenutzt werden. Darüber hinaus wird bei Druckbeanspruchung die angesprochene, genaue Kenntnis des Reibungsbeiwertes besonders relevant.

Fazit Typen 1 und 2

Bei beiden Verbindungstypen wurde versucht Schraubenverbindungen möglichst optimal in den dünnen Querschnitten von UHPC – Schalenelementen unterzubringen. Dementsprechend haben beide Verbindungen bei sichtbarer Konstruktion eine durchaus ansprechende Optik. Bei Typ 1 ragen Schraubenköpfe und Muttern zwar über den Querschnitt heraus, treten aber aufgrund der geringen Größe in den Hintergrund. Optimal ist hierbei der Typ 2, da die Schraube komplett im Querschnitt liegt und die Verbindung von der Außenseite unsichtbar ist. Das Einlegen der Schraube und Anspannen in den minimal dimensionierten Aussparungen bedeutet bei Typ 2 aber einen größeren Aufwand bei der Montage. Bei Typ 1 können die Schrauben hingegen sehr einfach eingefädelt und angespannt werden.

Hinsichtlich der Tragfähigkeit würden sich beide Verbindungen für Tragwerke mit moderaten Biegebeanspruchungen durchaus eignen. Eine übermäßige Zugbeanspruchung wäre allerdings zu vermeiden. Bei vorwiegender Druckbeanspruchung ist Typ 2 auch für hohe Lasten geeignet. Tragwerke mit hoher Biege- und Zugbeanspruchung bzw. mit einem hohen Ausnutzungsgrad des Querschnitts erfordern jedoch eine Weiterentwicklung und Verbesserung der Verbindungen. Die wesentlichen Schwachpunkte der beiden Verbindungstypen sind sowohl die lokale Einleitung der Vorspannkraft als auch die erforderlichen Aussparungen, welche durch geeignete Maßnahmen verstärkt oder vermieden werden müssten.

Fazit Typ 3

Der große Vorteil von Verbindungstyp 3 ist das einfache Fügen durch die sehr gute Zugänglichkeit des Verbindungselements von außen. Auch ist keine präzise Nachbearbeitung der Fugenflächen notwendig, da kein direkter Kontakt der Füge­teile vorgesehen ist. Ein weiterer Vorteil der Klemmverbindung ist auch, dass die Verbindung durch die außerhalb des Querschnitts liegenden Klemmteller auch für wesentlich dünnere Fertigteile geeignet ist, wo ein Einbau von Schraubenverbindungen aufgrund des Platzbedarfs kaum mehr möglich ist. Unter Druckbeanspruchung ergibt sich für dünnere Bauteile sogar eine bessere Querschnittsausnutzung, da die Verbindungstragfähigkeit nur von der Klemmkraft und dem Reibungsbeiwert abhängt. Dementsprechend wird die Ausnutzung bei dickeren Bauteilen aber auch schlechter.

Die außenliegenden Klemmteile sind zwar für die Montage vorteilhaft, allerdings ein optischer Nachteil. Um eine ausreichende Klemmkraft aufbringen zu können, sind die Klemmteile verhältnismäßig massiv auszuführen. Dadurch beeinträchtigen sie das Erscheinungsbild deutlich stärker als lediglich einzelne Schraubenköpfe bzw. Muttern.

Die Biege- und Zugtragfähigkeit ist vergleichbar mit derer der Verbindungstypen 1 und 2 und würde sich dementsprechend auch für ähnlich beanspruchte Tragwerke eignen. Für hohe, mit der Querschnittstragfähigkeit vergleichbare Druckkräfte, ist diese Verbindung in der vorgestellten Ausführung weniger geeignet. Dafür müsste auch die Klemmverbindung mit direktem Präzisionskontakt der beiden Füge­teile hergestellt werden.

Eine Schwierigkeit der Klemmverbindung betrifft die Ausführung bei gekrümmten Bauteilen. Je nach Stärke und Art der Krümmung der Fertigteile, ergibt sich bei ebenen Klemmteilen kein vollflächiger sondern nur ein linienförmiger Kontakt. Daraus können lokale Spannungsspitzen entstehen, welche die Tragfähigkeit der Verbindung ungünstig beeinflussen.

4.3 Entwicklungsstufe III - Verbundanker mit Spannschloss

In der Entwicklungsstufe II konnte gezeigt werden, dass die Schraubenverbindungen und die Klemmverbindung durchaus für moderat beanspruchte Tragwerke geeignet sind, deren Tragfähigkeitspotential jedoch begrenzt ist. Der in der Entwicklungsstufe III ausgearbeitete Verbindungstyp 4, Verbundanker in Kombination mit einem Spannschloss, vermeidet nun gezielt die zuvor erkannten Schwachstellen der Schraubenverbindungen. Ergaben sich die Schraubendimensionen der Entwicklungsstufe II im Wesentlichen noch aus den geometrischen Randbedingungen der UHPC-Fertigteile, so wurden die Komponenten des weiterentwickelten Verbindungstyps 4 so dimensioniert, dass eine der Festigkeit des UHPC entsprechende Tragfähigkeit der Verbindung erreicht werden kann.

4.3.1 Grundlagen des Verbindungstyps 4

4.3.1.1 Konzept

Die Schraubenverbindungen Typ 1 und Typ 2 haben zwei wesentliche Schwachpunkte, die die Verbindungstragfähigkeit bei Biege- und Zugbeanspruchung limitieren:

- Die punktuelle Druckkräfteinleitung der Schraubenvorspannkraft in, trotz Optimierung, noch immer geringem Abstand zur Fuge. Dies führt zu sehr hohen lokalen Beanspruchungen, wodurch auch die maximale Vorspannkraft der Schraube begrenzt ist. Der geringe Fugenabstand führt außerdem zu einer stark ungleichmäßigen Spannungsverteilung in der Fuge.
- Die erforderlichen Aussparungen für Schraubenkopf und Mutter bzw. zum Festziehen der Schrauben schwächen den Querschnitt signifikant. Bei einer großen Anzahl an Verbindungspunkten ist die Querschnittstragfähigkeit im Bereich der Aussparungen (Nettoquerschnitt) sogar geringer als die Tragfähigkeit der eigentlichen Schraubenverbindung.

Die beiden Schwachpunkte fallen weg, wenn die Kraft über einen Verbundanker hinter der zum Spannen erforderlichen Aussparung eingeleitet wird. Damit liegt die Aussparung im durch die Vorspannkraft überdrückten Stoßbereich. Bei geschlossener Fuge können im reduzierten Querschnitt somit keine Zugspannungen aus einer äußeren Belastung auftreten. Öffnet sich die Fuge bei hoher Belastung, werden die Ankerkräfte und Zugspannungen hinter der Aussparung in den ungeschwächten Querschnitt eingeleitet.

Die sehr guten Verbundeigenschaften von UHPC erlauben sehr hohe Vorspannkraft. Bei einer entsprechenden Ausführung der Verbundanker erfolgt eine gleichmäßige Lasteinleitung in den Beton und keine punktuelle Einleitung wie durch die Schrauben. Durch die weiter von der Fuge entfernte Kräfteinleitung ergibt sich auch eine gleichmäßigere Druckspannungsverteilung in der Fuge (Abbildung 4.63).

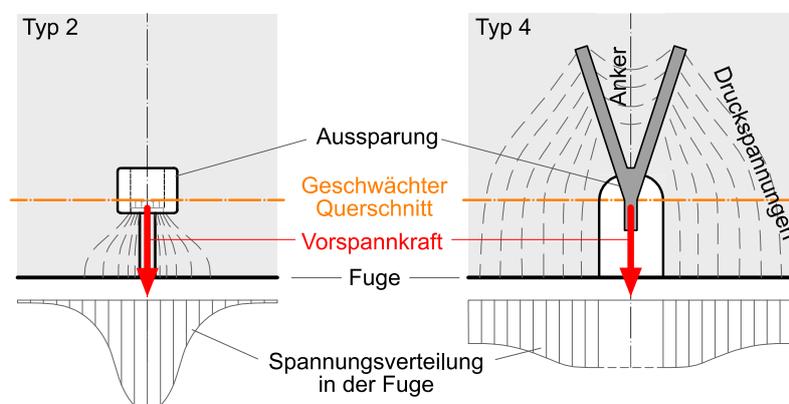


Abbildung 4.63 Druckspannungsverhältnisse im Fugenbereich bei Typ 2 und Typ 4

Anstelle von konventionellen Schrauben wird die Vorspannkraft mittels eines Spannschlusses aufgebracht, welches die Anker der beiden Fügeiteile verbindet. Um auch bei Druckbeanspruchungen eine gute Tragfähigkeit zu erreichen, wird für Typ 4 die Fuge mit $\alpha = 90^\circ$ gewählt.

4.3.1.2 Praxisrelevante Anforderungen an die Verbindung

Die am einfachsten erscheinende Ausführung dieses Konzepts, ein System mit einbetonierten links- und rechtsgängigen Anschlussgewinden und dazu passendem Spanner, scheidet aus mehreren Gründen aus. Der maßgebende Ausschlussgrund ist die erforderliche, hohe Fertigungsgenauigkeit. Liegen die Anschlussgewinde der beiden Fügeiteile nicht exakt in einer Achse, ist ein Verbinden nicht möglich. Darüber hinaus müssten beim Fügevorgang alle Spannschlösser der beiden Fügeiteile gleichzeitig angezogen werden, was praktisch nicht möglich ist. Werden außerdem beim Betonieren der Fertigteile anstelle Links- und Rechtsgewinden an einem Fügepunkt zwei gleichläufige Gewinde eingebaut, funktioniert die Verbindung nicht mehr und die Bauteile sind unbrauchbar.

Aus diesen ersten Überlegungen wurden im folgenden Entwurfsprozess neben dem Kriterium einer hohen Tragfähigkeit auch Anforderungen für eine möglichst praktische Anwendung des Fügeprinzips definiert:

- Das Spannschloss / Spannsystem muss in die fertiggestellten Fügeiteile eingelegt werden können, um den Fügevorgang so einfach wie möglich zu halten (Ähnlich der eingelegten Schraube des Verbindungstyps 2).
- Das Spannschloss, die Anschlusselemente und die Verbundanker sollen symmetrisch sein (gleicher Anschluss bei beiden Fügeiteilen), um Fehler aufgrund einer Verwechslungsgefahr bei der Herstellung der Fertigteile auszuschließen.
- Die Verbindung zwischen Anker und Spannschloss soll gelenkig sein, um in der Herstellung auftretende Toleranzen aufnehmen zu können.
- Alle Verbindungselemente sollen aus ästhetischen Gründen möglichst innerhalb des Querschnitts liegen.

Darüber hinaus wird eine möglichst hohe Variabilität des Verbindungssystems angestrebt. Die Verbindung soll nicht nur auf unterschiedliche Belastungen angepasst werden können, sie soll auch ohne wesentliche Systemänderungen für unterschiedliche Bauteildicken angewendet werden können.

4.3.1.3 Mechanische Anforderungen

Generell soll das Ziel jedes Verbindungssystems sein, die gleiche Tragfähigkeit wie im Querschnitt ohne Fuge zu erreichen. Im Gegensatz zu den bisher untersuchten Schraubenverbindungen, wurden beim Verbindungstyp 4 die mechanischen Anforderungen an die Verbindung von der Tragfähigkeit von UHPC abgeleitet. Dabei wird die Zugbeanspruchung sowohl für die Verbindung (System UHPC – Anker – Spannschloss), als auch für die Einzelkomponenten des Verbinders (Anker und Spannschloss) als kritischste Belastungsart angesehen.

Als Basis für die erforderliche Zugtragfähigkeit der Verbindung wird eine Nachrisszugfestigkeit des faserbewehrten UHPCs von $\sigma_{c,f,0} = 10 \text{ N/mm}^2$ angenommen. Für einen rein stahlfaserbewehrten UHPC ist dieser Wert sicherlich sehr hoch angesetzt, insbesondere wenn man von einer charakteristischen Festigkeit ausgeht. Die bisher in den eigenen Versuchen geprüfte Zugfestigkeit (Kap. 4.2.3) beträgt lediglich $6 - 7 \text{ N/mm}^2$ (Mittelwert). Die Verbindung soll aber auch für UHPC mit höherer Nachrisszugfestigkeit (aufgrund anderer Zusammensetzung oder höherem Fasergehalt) bzw. für Bauteile mit zusätzlicher Bewehrung (Karbonfasergelege) geeignet sein.

Die erforderlichen, aufnehmbaren Kräfte des Spannschlusses bzw. der Verbundanker wurden unter der Berücksichtigung der Teilsicherheitsbeiwerte ermittelt. Die Bruchlast des Spannschlusses $F_{S,u}$ wird nach Gl. (4.25) berechnet:

$$F_{S,u} = \frac{\sigma_{c,f,0} \cdot A_c}{n \cdot \gamma_{cf}} \cdot \gamma_s \quad (4.25)$$

mit:

- A_c UHPC-Querschnitt (1 m Fugenlänge)
 n Anzahl der Spannschlösser je m Fuge; $n = 4$
 γ_{cf} Teilsicherheitsbeiwert für UHPC unter Zugbeanspruchung; $\gamma_{cf} = 1,5$
 γ_s Teilsicherheitsbeiwert für Bewehrung; $\gamma_s = 1,15$

Für die Stahlteile des Spannschlusses kann ein niedrigerer Teilsicherheitsbeiwert als für den fiberbewehrten UHPC angesetzt werden. Damit ist die erforderliche Bruchlast (Bemessungswiderstand) des Spannschlusses geringer als die charakteristische Tragfähigkeit des UHPC-Querschnitts.

Bei der Abschätzung der erforderlichen Vorspannkraft wird eine geschlossene Fuge unter Gebrauchslasten vorausgesetzt. Entspricht der Bemessungswiderstand des Spannschlusses der Designeinwirkung, so kann die Gebrauchslast durch Abminderung um einen mittleren Teilsicherheitsbeiwert der Einwirkungsseite ($\gamma_F = 1,4$) abgeschätzt werden. Zusätzlich wird noch ein Sicherheitsfaktor für die Vorspannkraft ($\gamma_{VS} = 0,9$) berücksichtigt.

$$F_{S,erf} = \frac{F_{S,u}}{\gamma_F \cdot \gamma_{VS}} \quad (4.26)$$

In Abbildung 4.64 wird diese Vorgehensweise für 4 Spannschlösser / m Fuge und unterschiedliche Bauteildicken veranschaulicht. Für die untersuchte Bauteildicke $h = 50$ mm ist $F_{S,erf} = 66$ kN und $F_{S,u} = 96$ kN.

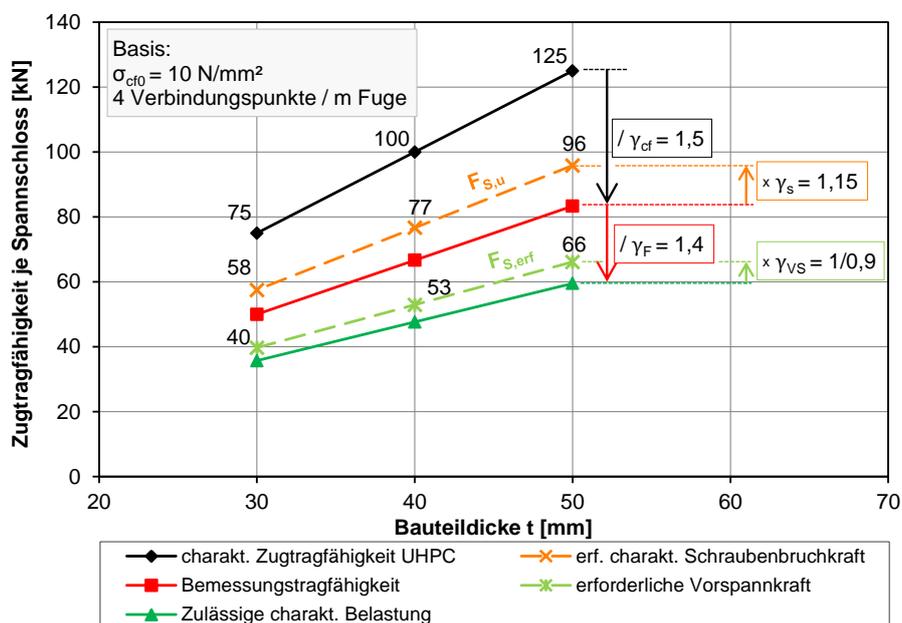


Abbildung 4.64 Ermittlung der für die Vordimensionierung relevanten Zugkräfte bei unterschiedlichen Bauteildicken

Die gewählten 4 Spannschlösser je Meter Fuge ergaben sich im Prozess der Vordimensionierung als günstig. Einerseits ist die Reduktion auf 4 Verbindungspunkte eine Verbesserung gegenüber den bisherigen Verbindungstypen, und andererseits kann damit bei den Spannschloss-Schrauben ohne große Durchmesser (>M16) und ohne hohe Festigkeiten (>10.9) ausgekommen werden.

4.3.2 Verbundeigenschaften

Neben der Dimensionierung des Spannschlusses und des Ankerbauteils selbst, ist auch der Verbund zwischen Anker und UHPC ein entscheidendes Kriterium für die Tragfähigkeit der Verbindung. Die sehr guten Verbundeigenschaften von UHPC mit konventioneller Bewehrung sind bereits aus einer Vielzahl von Untersuchungen bekannt. Dementsprechend sollen auch die Anker auf Basis eines Bewehrungsstahls oder hochfesten Spannstahls in direktem Verbund zum UHPC ausgeführt werden. Ein nachträgliches Einkleben der Anker wird als wesentlich aufwändiger und unsicherer erachtet und daher ausgeschlossen.

Zusammenstellungen von Versuchsergebnissen aus der Frühphase der UHPC-Entwicklung sind unter anderem in den Arbeiten von [Greiner 2006], [Leutbecher 2008] und [Schoening & Hegger 2012] zu finden. Ausgewählte Verbundversuche aus den Arbeiten von [Holschemacher et al. 2004], [Reineck & Greiner 2004], [Jungwirth & Muttoni 2005], [Leutbecher 2008], [Schoening & Hegger 2012], [Stürwald & Fehling 2012] und [Fehling et al. 2012] wurden zur Übersicht in Tabelle 4.13 zusammengestellt. Zwar sind diese Versuche nicht alle direkt miteinander vergleichbar, da verschiedene UHPCs mit unterschiedlichen Fasergehalten verwendet wurden, die Versuchsaufbauten nicht ident sind und unterschiedliche Bewehrungstypen verwendet wurden, die Ergebnisse zeigen aber ganz deutlich die hohen Verbundfestigkeiten bei unterschiedlichen Randbedingungen. Für detaillierte Informationen sei auf die angegebene Literatur verwiesen.

Viele der angeführten Versuche wurden mit sehr kurzen Verbundlängen und großen Betonüberdeckungen durchgeführt. Bei kurzen Verbundlängen kann von einem annähernd gleichmäßigen Verbundspannungsverlauf ausgegangen werden. Zweck dieser Untersuchungen war vielfach die Ableitung von Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen. [Fehling et al. 2012] untersuchten hingegen systematisch das Verbundverhalten bei geringen Betonüberdeckungen und unterschiedlichen Verbundlängen. Anstelle einer Verbundspannung geben Fehling et al. die durch Verbund übertragbare Kraft bzw. die resultierende Normalspannung in der Bewehrung an. In Tabelle 4.13 wurde zum Vergleich dennoch die vereinfacht berechnete, mittlere Verbundspannung angegeben ($\tau_m = F / (d_s \cdot \pi \cdot l_b)$). Tatsächlich liegt bei langen Verbundlängen aber kein konstanter Verbundspannungsverlauf vor.

Die Ergebnisse zeigen deutlich die Verschlechterung des Verbundes bei geringen Betondeckungen. Auch wurde bei Vergrößerung der Verbundlängen keine Steigerung der übertragbaren Kraft in gleichem Ausmaß festgestellt. Daraus resultiert auch die Abnahme der mittleren Verbundspannung bei großem l_b/d_s .

Erwähnenswert sind auch die Versuche von [Leutbecher 2008] und [Stürwald & Fehling 2012] mit Spanndrähten. Die mittleren Verbundfestigkeiten sind niedriger als bei konventionellem Bewehrungsstahl, was auf die geringere bezogene Rippenfläche zurückzuführen ist. In den Ergebnissen von Leutbecher ist auch der Einfluss einer geringen Betondeckung deutlich zu erkennen. Weiters berichtet Leutbecher von einem deutlich weicheren Verhalten (größerem Schlupf) bei Spanndrähten.

Aufgrund der ähnlichen Randbedingungen werden für die eigene Anwendung im Weiteren hauptsächlich die Ergebnisse von [Fehling et al. 2012] herangezogen.

Tabelle 4.13 Zusammenstellung ausgewählter Verbundversuche zwischen Bewehrungsstahl und UHPC

Quelle	Bewehrungstyp	Durchmesser		Betondeckung	max. Verbundspannung	Druckfestigkeit UHPC	Fasergehalt	UHPC Typ	Anmerkungen	
		d_s [mm]	Verbindlänge / Durchmesser l_b/d_s [-]							c_{nom}/d_s [-]
Holschemacher, Weiße & Klotz 2004	BSt	10	1.5	4.5	57	135	-	UHPC Typ1, 28 Tage		
Reineck & Greiner 2004	BSt	4	2	4.5	45	ca. 180	2	Ductal®		
Jungwirth & Muttoni 2005	GEWI	20	2.5	3.5	55	190	2	Ceracem®	Fließen Bewehrung	
		20	2	3.5	66		2			
		20	2.5	3.5	54		2		Spalten	
		12	3.3	6.2	59		4			
		12	2.5	6.2	61		5			
		12	4.2	6.2	*38		3		*Bruch Bewehrung	
	Litzen				13					
Leutbecher 2008	BSt 500	10	1.5	4.5	56.7	ca. 195	0	UHPC Kassel M1Q, 48h wärmebehandelt		
		10	1.5	4.5	54.8		1			
	St 1420/1570	10	1.5	4.5	51.4		0			
		10	1.5	2.5	24.1		0			
		10	1.5	2.5	41.9		1		Spanndraht gerippt, kleine bezogene Rippenfläche	
		10	1.5	1.0	20.0		1			
		10	1.5	2.5	36.8		0			
	St 1470/1620	8	1.5	2.5	29.4		0			
		12	1.5	2.5	34.0		0			
Schöning & Hegger 2012	BSt	20	1.5	4.5	86	$f_{cm,cube} = 177-186$ $f_{cm} = 123-163$	1			
		14	1.5	4.5	67		1			
		20	1.5	4.5	77		2			
		20	2	4.5	67		1			
Stürwald & Fehling 2012	BSt 500	12	1.5	4.5	73	180-200	k.A.	UHPC Kassel M3Q		
	St1375/1570	10.5	1.8	4.5	52					Spanndraht gerippt, kleine bezogene Rippenfläche
		11.5	1.8	4.5	52					
Fehling, Lorenz & Leutbecher 2012	BSt 500 S	12	4	1.0	17.5	ca. 170	1.5 % (Stahlfasern 13/0.19)	UHPC Kassel M3Q		
		12	6	1.0	15.4					
		12	8	1.0	15.9					
		12	10	1.0	12.8					
		12	12	1.0	10.6					
		12	4	1.5	24.4					
		12	5	1.5	24.3					
		12	6	1.5	21.3					
		12	8	1.5	*20.0					
		12	10	1.5	*16.8					Fließen Bewehrung
		12	3	2.0	30.0					Fließen Bewehrung
		12	4	2.0	27.5					
		12	5	2.0	28.0					
		12	6	2.0	*24.2					Fließen Bewehrung
		12	8	2.0	*20.9					Fließen Bewehrung
		12	2	2.5	40.0					
		12	3	2.5	36.3					
		12	4	2.5	33.4					
12	5	2.5	*31.0		Fließen Bewehrung					

4.3.3 Mögliche Ausführungen von Spansschloss und Verbundanker

Für die Kombination von Spansschloss und Verbundanker sind unterschiedlichste Ausführungen denkbar. Um den in Kapitel 4.3.1 gestellten Anforderungen gerecht zu werden, sind dennoch einige Überlegungen notwendig. Im folgenden Abschnitt werden vier mögliche Ausführungsvarianten vorgestellt und miteinander verglichen.

4.3.3.1 Spanndraht und Aufsteckhülse

Das erste Konzept des Verbindungssystems Anker – Spansschloss sieht die Verwendung von Spannstahldrähten als Anker vor, da durch die hohe Festigkeit sehr kleine Durchmesser möglich sind. Der gelenkige Anschluss des Spansschlosses erfolgt an einem aufgestauchten Kugelkopf, wie er beispielsweise zur Verankerung der Drähte bei Vorspannung mit sofortigem Verbund in Fertigteilwerken verwendet wird (Abbildung 4.65).



Abbildung 4.65 Gerippter Spanndraht mit aufgedrücktem Kugelkopf

Die mechanisch ideale Lösung für die Verbindung wäre eine Hülse mit Anschlussgewinde, die bereits vor der Herstellung aufgefädelt wird. Durch die erforderlichen, unterschiedlichen Gewinde (links- bzw. rechtsgängig) besteht jedoch die Gefahr einer Verwechslung und des falschen Einbaus.

Um dieses Problem zu vermeiden, werden die Anschlussgehäuse mit einer Öffnung versehen, damit diese auf die Anker aufgesteckt werden können. Um ein Aufbiegen dieser offenen Anschlussstücke durch den Kugelkopf zu vermeiden, ist eine am Anker vormontierte Ringhülse zur Aufnahme von Ringzugkräften angedacht. Das Spansschloss, bestehend aus einer Spansschraube und den zwei Aufsteckhülsen, kann so komplett auf die beiden Anker aufgesteckt werden. Der Entwurf der Spansschraube basiert auf einer Stiftschraube, jedoch mit links- und rechtsgängigem Gewinde und einem leicht aus der Mitte angeordnetem Sechskant zum Spannen. Abbildung 4.66 zeigt dieses Konzept.

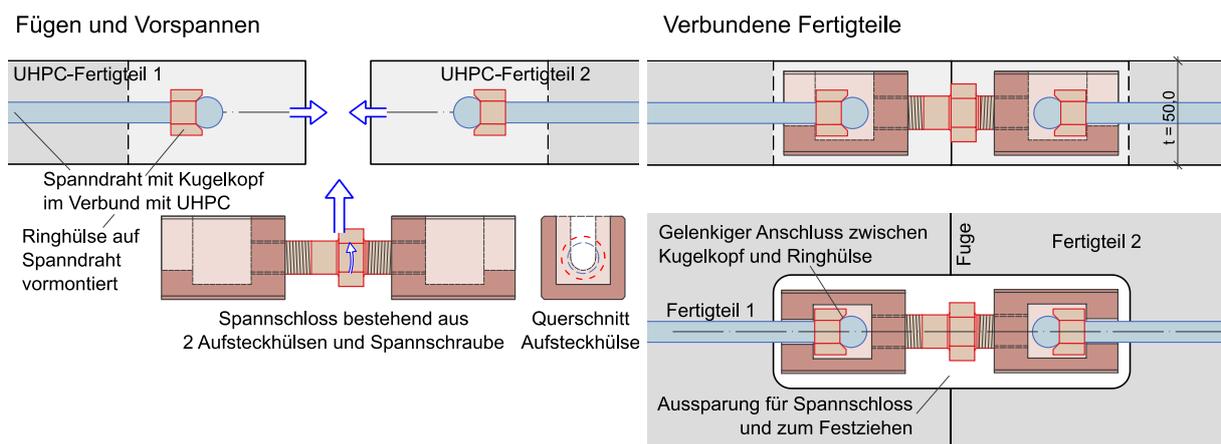


Abbildung 4.66 Konzept Spanndraht und Aufsteckhülse: Montage (links, Schnitt) und verbundene Teile (rechts, Schnitt und Grundriss)

Ablauf des Fügevorganges:

- (1) Positionieren der beiden Fügebauteile und Voreinstellen der Spansschlosslänge
- (2) Aufstecken des Spansschlosses (Aufsteckhülsen und Spansschraube)
- (3) Spannen der Verbindung

Das Konzept ist besonders durch die sehr einfache Montage vorteilhaft. Wesentlicher Nachteil ist jedoch der schlechtere und deutlich weichere Verbund des Spanndrahtes gegenüber herkömmlicher Bewehrung. Damit werden sehr große Verankerungslängen notwendig, was sich bei stark gekrümmten Schalenbauteilen ungünstig auswirken kann.

4.3.3.2 Gewindestange und Kugelbundmutter

Die zum Aufstecken erforderliche Öffnung in den Anschlussrülsen, stellt eine deutliche Schwächung derselben dar. Um diese Schwächung vermeiden zu können, wurde eine Variante mit Gewindestangen, geschlossener Hülse und aufgeschraubter Kugelbundmutter als Ankersystem entworfen.

Dabei wird die Gewindestange mit zusätzlichen, angeschweißten Ankerstäben im UHPC-Fertigteil einbetoniert. Auf die Gewindestange wird stirnseitig eine Hülse mit Anschlussgewinde aufgeschoben und danach eine Kugelbundmutter aufgeschraubt. Der Kontakt zwischen Hülse und Kugelbundmutter ist dabei gelenkig, und die Hülse ist noch soweit beweglich, dass die Spannschraube beim Fügen leicht eingefädelt werden kann. Da die Hülse relativ groß dimensioniert werden muss, um über die Kugelbundmutter zu passen, wird ein Gewintheadapter zum Anschluss an die Spannschraube vorgesehen (Abbildung 4.67).

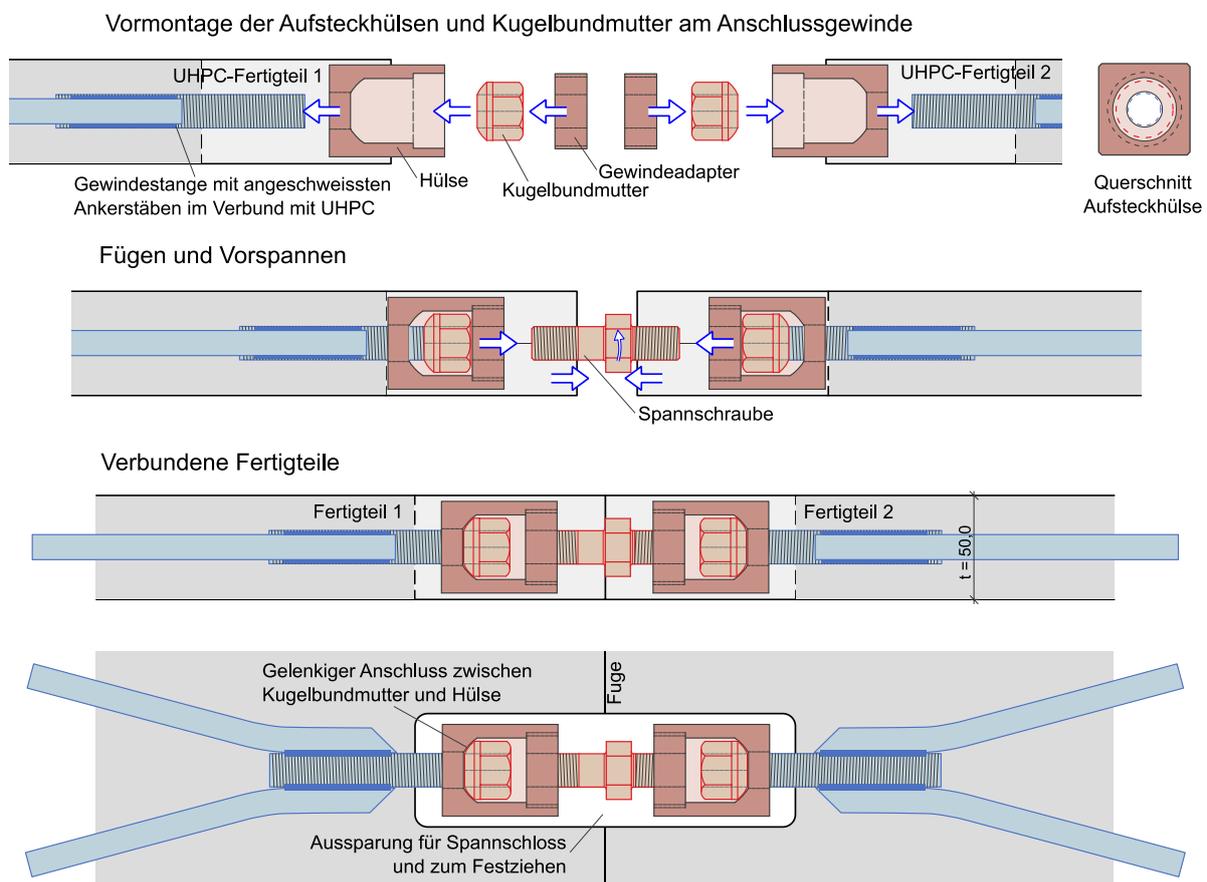


Abbildung 4.67 Konzept Gewindestange und Kugelbundmutter: Montagevorgang von oben nach unten

Der Fügevorgang besteht aus folgenden Schritten:

- (1) Aufstecken der Hülsen an beiden Füge teilen
- (2) Aufschrauben der Kugelbundmutter an beiden Füge teilen
- (3) Aufschrauben der Gewintheadapter an beiden Füge teilen
- (4) Positionieren der Füge teile und Einfädeln der Spannschraube
- (5) Spannen der Verbindung

In diesem System wurden die einzelnen Komponenten in erster Linie für eine vorteilhaftere Beanspruchung ausgelegt. Dadurch entsteht jedoch auch der Nachteil von vielen Einzelteilen und einer aufwändigen Montage der Verbinder. Die hohen Ankerkräfte erfordern auch eine entsprechend groß dimensionierte Gewindestange. Dementsprechend werden auch die übrigen Komponenten sehr massiv, wodurch ein Einbau in filigrane, gekrümmte Fertigteile erschwert werden kann.

4.3.3.3 Ankerbügel und Haken

Das System Ankerbügel - Haken entstand aus der Variante des Spanndrahtes mit Aufsteckhülse, jedoch mit der Idee, den Anker „aufzufächern“. Besteht der Anker aus mehreren Stäben, verteilt sich die eingeleitete Zugkraft einerseits gleichmäßiger über einen breiteren Bereich und vor allem sind auch deutlich kürzere Baulängen des Ankers möglich. Die kürzeren Einbindelängen sind wiederum wesentlich effektiver für den Verbund (siehe 4.3.2).

Ein Anschweißen von zusätzlichen Ankerstäben an den Spannstahl ist aufgrund der hohen Festigkeit sehr ungünstig. Grundsätzlich sind Sonderbauteile mit mehreren Stäben und entsprechendem Anschluss für ein Spannschloss vorstellbar. Eine sehr einfache und auch kostengünstige Art des Fächers ist ein zu einem V-förmigen Bügel gebogener Bewehrungsstab. Dadurch, dass sich die Zugkraft der Verbindung auf die zwei Schenkel aufteilt, verkürzt sich einerseits die erforderliche Verankerungslänge, und andererseits ist die Festigkeit eines konventionellen Bewehrungsstahls BSt 550 ausreichend. Der Anschluss des Spannschlusses erfolgt über hakenförmige Bauteile. Durch den quasi punktuellen Kontakt zwischen Ankerbügel und Haken ist der Anschluss allseitig gelenkig. Die Wirkung ist grundsätzlich mit der Verbindung zweier Kettenglieder zu vergleichen (Abbildung 4.68).

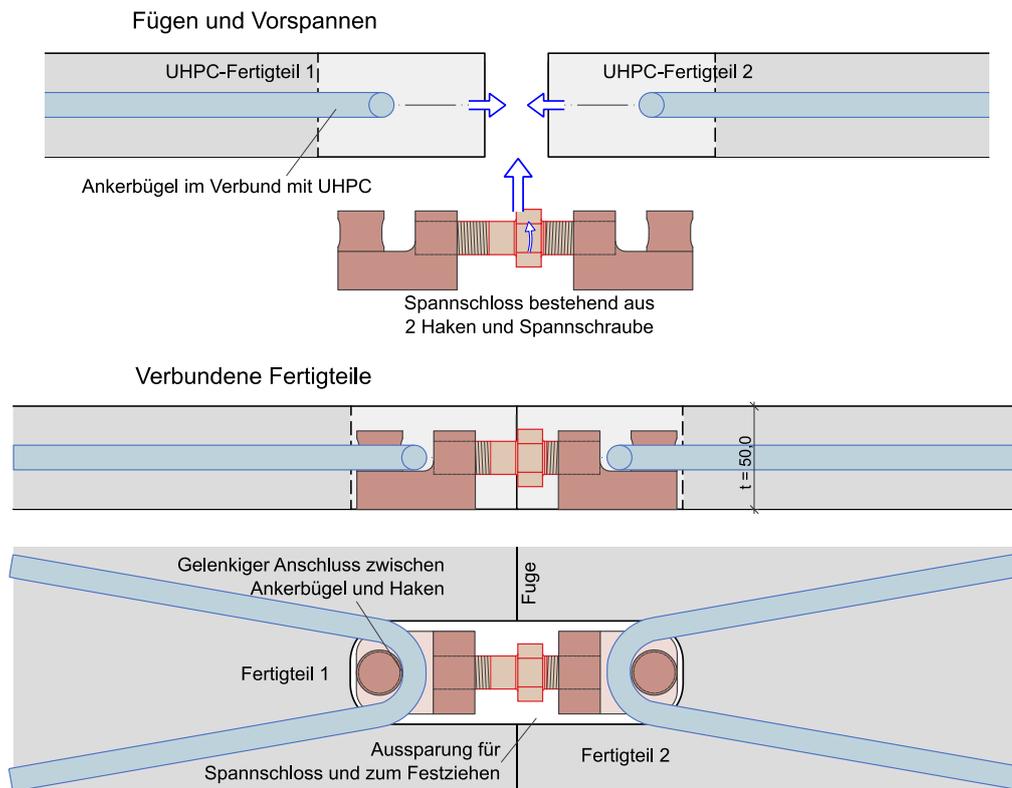


Abbildung 4.68 Konzept Ankerbügel und Haken: Montage (oben, Schnitt) und verbundene Teile (unten, Schnitt und Grundriss)

Der Montagevorgang ist dabei gleich einfach wie beim Konzept Spanndraht-Hülse:

- (1) Positionieren der beiden Füge­teile und Voreinstellen der Spannschlosslänge
- (2) Aufstecken des Spannschlusses (Haken und Spannschraube)
- (3) Spannen der Verbindung

Ein großer Vorteil ist auch hier der sehr einfache Montagevorgang. Der einfach gestaltete Ankerbügel mit sehr kurzen Einbindelängen ist ideal für gekrümmte Bauteile. Ein Nachteil ist lediglich die in den Spannschloss-Haken entstehende Biegung aus der exzentrischen Krafteinleitung. Dem kann jedoch durch entsprechende Dimensionierung entgegengewirkt werden.

4.3.3.4 Doppelter Ankerbügel und Einsteckbolzen

Um den einzigen Nachteil des Systems Ankerbügel-Haken, die exzentrische Belastung des Hakens, zu vermeiden, wurde die Variante mit doppeltem Bügel und Einsteckbolzen konzipiert. Anstelle eines Bügels je Fügeseite werden zwei Bügel übereinander eingebaut. Da sich die Ankerkraft auf vier Stäbe aufteilt, können die Bügel schlanker dimensioniert werden. Der Anschluss des Spannschlusses an die Anker erfolgt über Bolzen die mit einer entsprechenden, quer zur Bolzenachse liegenden, Gewindebohrung versehen sind. Die Bolzen werden durch den doppelten Ankerbügel gesteckt und anschließend wird die Spannschraube befestigt. Die Schraube liegt dabei zwischen den beiden Bügeln (Abbildung 4.69). Die Länge der Aussparung und die Position der Bügel sind dabei so abzustimmen, dass ein Einfädeln der Schraube und das Fügen der Fertigteile problemlos möglich sind.

Der Montagevorgang gestaltet sich wie folgt:

- (1) Einstecken des ersten Bolzens und Einschrauben der Spannschraube
- (2) Positionieren des 2. Füge­teils, Einstecken des zweiten Bolzens und Anschrauben des Spanners
- (3) Spannen der Verbindung

Dieses Konzept ermöglicht sehr schlanke und einfache Komponenten des Spannschlusses. Jedoch ist der Anschluss des Einsteckbolzens an die Ankerbügel nicht ideal, da durch den doppelten Ankerbügel keine vollständig gelenkige Verbindung gegeben ist. Damit kommt es praktisch immer zu einer ungleichmäßigen Belastung der beiden Ankerbügel. Dies kann in weiterer Folge zu einer Überbeanspruchung eines der beiden Anker und unerwünschtem Versagen führen.

Ein weiterer Nachteil ist die gegenüber einem einzelnen Ankerbügel deutlich geringere Betonüberdeckung der Bügel, was sich ungünstig auf den Verbund auswirkt.

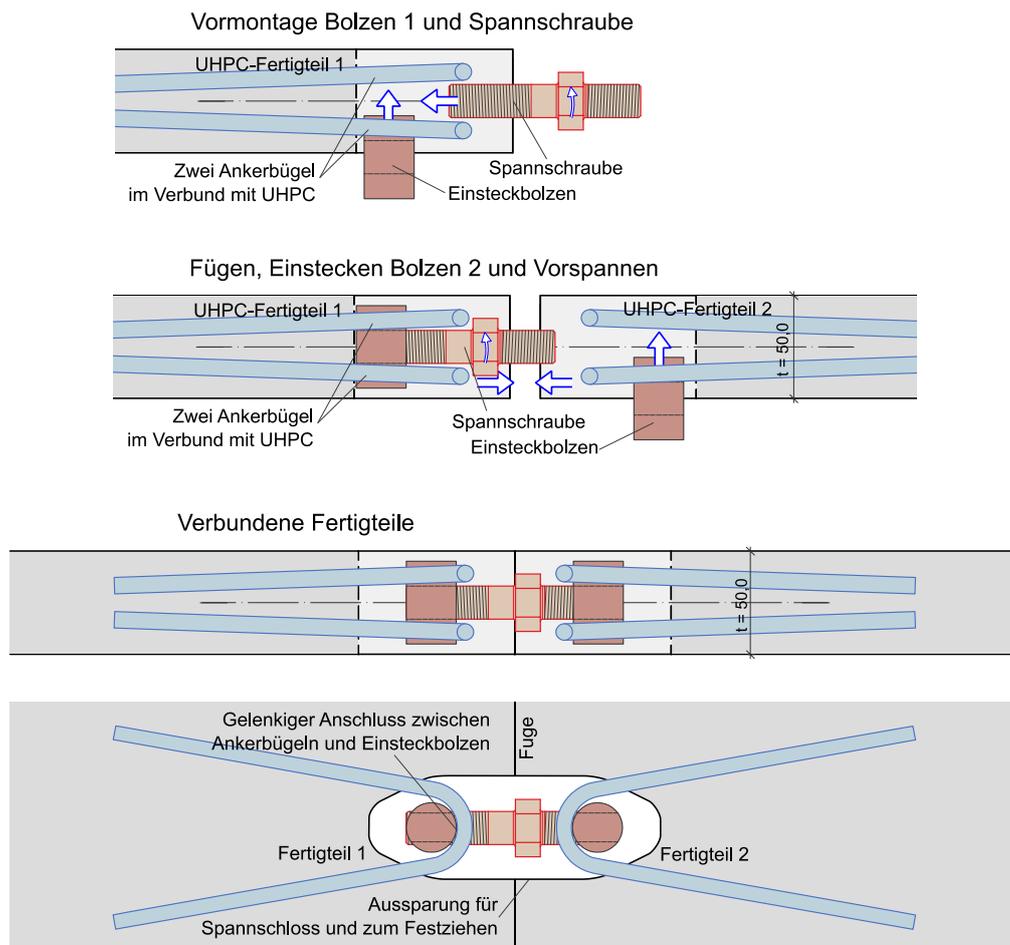


Abbildung 4.69 Konzept doppelter Ankerbügel und Einsteckbolzen: Montage (oben, Schnitt) und verbundene Teile (unten, Schnitt und Grundriss)

4.3.3.5 Vergleich der vorgeschlagenen Varianten

In Tabelle 4.14 werden die vorgestellten Konzepte anhand einiger Kriterien direkt miteinander verglichen. Hinsichtlich der Anker werden die erforderliche Verankerungslänge und die Eignung für stark gekrümmte Bauteile beurteilt. Weiters spielt die Querschnittsschwächung durch die Aussparungen (bei Druckbeanspruchung und quer zur Fügerichtung) eine Rolle. Dafür wurde wieder die Nettoquerschnittsfläche als Kriterium herangezogen. Weitere Kriterien sind der mögliche Toleranzausgleich (gelenkiger Anschluss), die Anzahl der erforderlichen Arbeitsschritte bei der Montage, die Verfügbarkeit der einzelnen Komponenten und die Möglichkeit der Skalierung auf unterschiedliche Bauteildicken.

Tabelle 4.14 Vergleich verschiedener Konzepte mit Spannschloss und Verbundanker

Variante	Spannstahl	Kugelbundmutter	Bügel - Haken	Doppelter Bügel
Minimale Verankerungslänge	> 400 mm	~ 100 mm	~ 100 mm	~ 150 mm
Anpassung Anker an Krümmung	Biegen Spannstahl grundsätzlich möglich; Aufgrund der Ankerlänge ggf. schwierig	Biegen Bewehrung einfach möglich, bei dieser Länge aber kaum notwendig; Schwierigkeiten ev. bei geschweißtem Anschluss an Gewindestab.	Biegen Bewehrung einfach möglich, bei dieser Länge aber kaum notwendig	Biegen Bewehrung aufgrund geringerer Durchmesser noch einfacher möglich.
Aussparung	~ 50 / 170 mm	~ 50 / 180 mm	~ 50 / 160 mm	~ 50 / 150 mm
Querschnittsreduktion durch Aussparung (längs / quer)	80 % / 93 %	80 % / 93 %	80 % / 93 %	80 % / 94 %
	Basis 4 Verbindungen / m Fuge; Elementlänge 2,40 m			
Toleranzausgleich	Sehr gut durch Kugelkopf (Beweglichkeit in alle Richtungen)	Gut durch Kugelbundmutter; Etwas eingeschränkt gegenüber Variante Spannstahl	Sehr gut; Beweglich in alle Richtungen (ähnlich wie Kettenglieder)	Eingeschränkte Beweglichkeit. Drehbarkeit nur in eine Richtung (in Schalenebene), Versatz normal dazu möglich
Arbeitsschritte Montage	Voranpassung Aufstecken Spannen	Montage Hülse li/re Anschrauben Mutter li/re, Adapter li/re, Einfädeln Spanner, Spannen	Voranpassung Aufstecken Spannen	Einschrauben Anker 1, Fügen und Anschrauben Anker 2, Spannen
Anzahl Arbeitsschritte	3	mind. 7	3	4
Anzahl der zu handhabenden losen Teile beim Fügevorgang	1; Spannschraube und Aufsteckhülsen vormontiert zu einem Teil	7; 2 Hülsen, 2 Muttern, 2 Adapter, Spanner	1; Spannschraube und Haken vormontiert zu einem Teil	3; 2 Bolzen (li./re.), Spanner
Verfügbarkeit / Neuentwicklung	Spanndraht mit Kugelkopf verfügbar; ggf. Sonderrippung; Hülse und Spanner neu	Gewindestange, Bewehrung und Mutter verfügbar; Hülse und Spanner neu	Bewehrung verfügbar; (ggf. Sonderfertigung für Endprodukt); Haken und Spanner neu	Bewehrung verfügbar; (ggf. Sonderfertigung für Endprodukt); Ankerbolzen und Spanner neu
Dimension der Spannschloss-Komponenten	Ringhülsen kompakt, Aufsteckteile moderat	Anschlussdüsen verhältnismäßig groß, bedingt durch große Kugelbundmutter	Haken aufgrund Biegebeanspruchung massiv	Bolzen mit einfacher Geometrie, sehr kompakt
Variabilität bei unterschiedlichen Bauteildimensionen / Beanspruchungen (größere Dicke: t>, kleiner Dicke: t<)	t>: Begrenzt durch Verankerung und Dimensionen Stab; t<: Verankerung schwierig	t>, t<: Anpassung der Dimensionen mögl.; Abstimmung der vielen Komponenten aber schwierig;	t>: mögl., Begrenzung durch max. handhabbare VS-Kraft; t<: mögl. durch Anpassung Dimensionen	t>: Begrenzung durch max. handhabbare VS-Kraft; t<: nicht mögl.; kein Platz für Doppelschlaufe

Die unterschiedlichen Konzepte sind in einigen Punkten ähnlich, so sind z.B. die erforderlichen Ausparungen bei allen Varianten ähnlich groß und es sind bei allen neu zu entwickelnde Sonderbauteile notwendig. Jedoch zeigen sich auch einige wesentliche Vor- und Nachteile. Die Variante Gewindestangen – Kugelbundmutter wird aufgrund der vielen erforderlichen Arbeitsschritte und Einzelteile beim Fügevorgang ausgeschieden. Auch ist der Anker wesentlich aufwendiger herzustellen als bei den anderen Varianten.

Die Variante mit doppeltem Ankerbügel und Einsteckbolzen ist aufgrund der zu erwartenden, ungleichmäßigen Lasteinleitung in die zwei Anker auszuschließen. Darüber hinaus ist die Betondeckung der Anker sehr gering. Neben der dadurch an sich bereits schlechteren Verankerung, erhöht sich auch das Risiko, dass bei ungenauem Einbau die Bügel ganz an der Oberfläche liegen.

Die beiden Varianten Spanndraht-Aufsteckhülse und Ankerbügel-Haken bestehen vor allem durch die Einfachheit des Montagevorganges und werden deshalb bevorzugt. Beim Spanndraht wird jedoch die Verankerung kritisch gesehen. Einerseits ist der Verbund des Spanndrahtes bei üblicher Rippengeometrie schlechter, und andererseits ist auch die Beanspruchung des einzelnen Stabes stärker als bei einem Bügel mit zwei Schenkeln. Deshalb wurde das Konzept Ankerbügel-Haken für die weiteren Untersuchungen ausgewählt.

4.3.4 Dimensionierung des Prototyps

Die Komponenten des Spannschloss – Prototyps wurden entsprechend 4.3.1.3 auf eine charakteristische Bruchkraft von $F_{s,u} = 100 \text{ kN}$ und eine Vorspannkraft von mind. $F_s = 75 \text{ kN}$ ausgelegt. Die Vorspannkraft kann somit höher sein als die Mindestanforderung von $F_{s,min} = 66 \text{ kN}$.

Anker:

Der Anker besteht aus konventionellem Bewehrungsstahl BSt 550 mit einem Durchmesser von $d_s = 12 \text{ mm}$. Die Ankerkraft teilt sich gleichmäßig auf beide Bügelschenkel auf, damit ist der rechnerische Tragwiderstand:

$$\text{Fließgrenze:} \quad F_y = f_y \cdot 2 \cdot A_s = 550 \cdot \frac{2 \cdot 113}{1000} = 124 \text{ kN}$$

$$\text{Vorspannung:} \quad \text{zul}F_s = F_y \cdot 0,85 = 124 \cdot 0,85 = 106 \text{ kN}$$

Die zulässige Vorspannkraft wurde in Anlehnung an den Spannbetonbau mit 85% der Bruchkraft gewählt. Beide Kriterien sind somit leicht erfüllt.

Der Biegerollendurchmesser des Bügels wurde mit 30 mm, der Öffnungswinkel mit 20° gewählt. Der Biegerollendurchmesser ist damit kleiner als lt. [ÖNORM EN 10080 2005] zulässig. Um eine etwaige Schwächung durch die starke Biegung zu überprüfen, wurden vier Bügel experimentell geprüft. Die mittlere Bruchkraft lag bei $F_u \sim 140 \text{ kN}$, Fließen setzte ca. bei $F_y \sim 125 \text{ kN}$ ein. Da es sich bei den Prüfergebnissen um Mittelwerte handelt, ist eine geringfügige Schwächung gegeben. Die geforderte Tragfähigkeit wurde aber dennoch erreicht.

Die erforderliche Verankerungslänge wurde mit Hilfe der Versuchsergebnisse von [Fehling et al. 2012] abgeschätzt. Die Ankerkraft wurde dabei höher angesetzt, da der Verbund größere Unsicherheiten birgt als die Stahlfestigkeit. Anstelle von $\gamma_s = 1,15$ wurde $\gamma_{cf} = 1,5$ des Betons und ein zusätzlicher Verbund-Sicherheitsbeiwert $\gamma_v = 1,1$ verwendet. Damit ergibt sich $F_{u,Anker} = 137,5 \text{ kN}$. Daraus wurde eine erforderliche mittlere Verbundspannung in Abhängigkeit der Verbundlänge berechnet.

$$\tau_{m,erf(l_b)} = \frac{F_{u,Anker}}{2 \cdot d_s \cdot \pi \cdot l_b} \quad (4.27)$$

In Abbildung 4.70 wurden die Ergebnisse von [Fehling et al. 2012] und die berechneten, von der Einbindelänge abhängigen, Verbundspannungen aufgetragen. Die erforderliche Verbundlänge ergibt sich

beim Schnittpunkt der berechneten Werte mit den Ergebnissen bei $c_{\text{nom}}/d_s = 1,5$. In der eigenen Anwendung, mit $h = 50 \text{ mm}$ und $d_s = 12 \text{ mm}$, beträgt $c_{\text{nom}}/d_s = 1,6$.

Daraus ergibt sich eine Mindestverankerungslänge von $l_b / d_s = 8$ bzw. $l_{b,\text{min}} = 96 \text{ mm}$. Im Weiteren wurde die Ankerlänge mit $l_b \sim 150 \text{ mm}$ jedoch wesentlich größer gewählt.

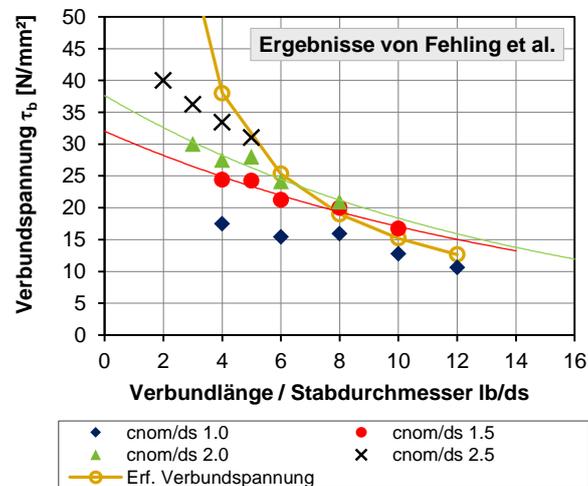


Abbildung 4.70 Ermittlung der erforderlichen Verankerungslänge auf Basis der Ergebnisse von [Fehling et al. 2012]

Spannschraube:

Als Basis für die Spannschloss-Schraube wurden die Kennwerte von konventionellen Schrauben herangezogen (Tabelle 4.15). Geeignete Schraubentypen sind in der Tabelle färbig hinterlegt.

Tabelle 4.15 Mechanische Kennwerte relevanter Schraubentypen

Typ	Spannungsquerschnitt A_s [mm ²]	Zulässige Vorspannkraft [kN]			Mindestbruchkraft [kN]			
		Festigkeitsklasse	8.8	10.9	12.9	8.8	10.9	12.9
M 10	58,0		28,8	42,2	49,4	46,4	60,3	70,8
M 12	84,3		41,9	61,5	72,0	67,4	87,7	103,0
M 14	115,0		57,5	84,4	98,8	92,0	120,0	140,0
M 16	157,0		78,8	115,7	135,4	125,0	163,0	192,0
M 16 x 1,5	167,0		85,5	125,5	146,9	134,0	174,0	204,0

Da für die Spannschrauben eine Sonderanfertigung notwendig ist, ist es sinnvoll die Anforderungen an das Material nicht zu hoch zu stellen. Daher wurden Schrauben mit Durchmesser 16 mm der Güte 8.8 gewählt. Die Prototypen wurden mit Feingewinde M16 x 1,5 hergestellt. Durch das Feingewinde ergeben sich noch zusätzlich kleine Vorteile:

- Größerer Spannungsquerschnitt und daher höhere Tragfähigkeit und Vorspannkraft möglich
- Aufgrund der geringeren Gewindesteigung ist ein geringeres Anzugsmoment notwendig

Haken:

Auch der Haken wurde auf Grundlage der Materialfestigkeiten einer Schraubengüte 8.8 dimensioniert ($f_y = 640 \text{ N/mm}^2$, $f_u = 800 \text{ N/mm}^2$). Darüber hinaus wurde die Dicke derart begrenzt, dass der Haken bündig mit einer 50 mm dicken Schale ist. Bei zentrisch im Fertigteil liegendem Anker berechnet sich die maximale Querschnittshöhe des Hakens zu:

$$h_{Haken} = \frac{h}{2} - \frac{d_s}{2} = \frac{50}{2} - \frac{13}{2} = 18,5 \text{ mm}$$

Dabei wurde zur Berücksichtigung der Rippung der Ankerbewehrung d_s mit 13 mm angesetzt. Die Beanspruchung des Hakens setzt sich aus der Normalkraft (Zugkraft der Verbindung) und dem Biegemoment aus dem exzentrischen Angriff der Kraft zusammen, wobei das Moment den größeren Teil ausmacht.

Bei rechteckigem Hakenquerschnitt ergibt sich eine erforderliche Breite von $b_{Haken} = 40 \text{ mm}$. Gl. (4.28) gibt die zulässige Vorspannkraft an. Für den Grenzzustand der Tragfähigkeit (Bruchlast) wird eine Plastifizierung des Querschnitts zugelassen. Die maximale Zugkraft bei plastischer Ausnutzung ergibt sich aus der $M - N$ Interaktionsbeziehung für rechteckige Querschnitte (Gl. (4.29), nach [ÖNORM EN 1993-1-1 2014]).

$$F_{S,zul} = \frac{f_y}{\frac{e}{W_{el}} + \frac{1}{A}} = \frac{640}{\frac{15,75}{2282} + \frac{1}{740}} \cdot \frac{1}{1000} = 77,5 \text{ kN} \quad (4.28)$$

$$M_{pl,N} = M_{pl} \cdot \left[1 - \frac{N_{pl,M}^2}{N_{pl}^2} \right] \quad (4.29)$$

$$\frac{N_{pl,M} \cdot e}{M_{pl}} = 1 - \frac{N_{pl,M}^2}{N_{pl}^2} \quad (4.30)$$

mit:

- M_{pl} Vollplastisches Moment des Rechteckquerschnitts: $M_{pl} = f_y \cdot b \cdot h^2 / 4$
- N_{pl} Vollplastische Normalkraft: $N_{pl} = f_y \cdot b \cdot h$
- $M_{pl,N}$ Anteil des Moments bei vollplastischer $M-N$ Interaktion
- $N_{pl,M}$ Anteil der Normalkraft bei vollplastischer $M-N$ Interaktion
- e Exzentrizität der Normalkraft $\rightarrow M_{pl,N} = N_{pl,M} \cdot e$

Löst man die Gl. (4.30) auf, ergibt sich für die maximale Hakenzugkraft:

$$F_{S,u,Haken} = N_{pl,M} = 128,8 \text{ kN}$$

Abbildung 4.71 zeigt die Abmessungen des Hakens und der Spannschraube, Abbildung 4.72 den fertigen Prototyp des Spannschlösses. Die Spannschrauben wurden aus dem Werkstoff 1.7225 (42CrMo4) hergestellt, die Haken aus 1.2312 (40CrMnMoS8-6).

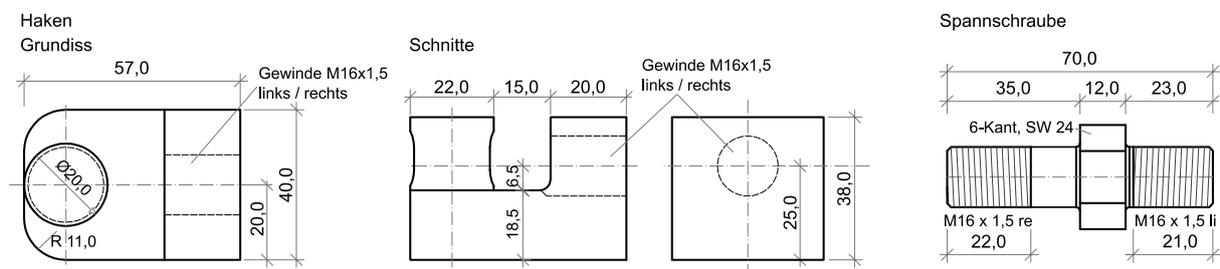


Abbildung 4.71 Abmessung des Spannschloss-Prototyps: Haken (links) und Spannschraube (rechts)

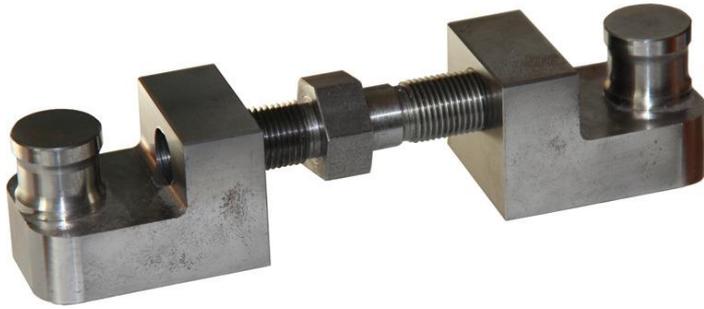


Abbildung 4.72 Prototyp des Spannschlusses für Verbindungstyp 4



Abbildung 4.73 „Open-Ring“ Schlüssel zum Anspannen

Aussparungen:

Bei der Auslegung der Spannschloss-Komponenten wurde auch darauf geachtet, die erforderlichen Aussparungen in den UHPC-Fertigteilen möglichst klein zu halten. Für das entwickelte Spannschloss ist eine Aussparung von 160 x 50 mm ausreichend. Die Aussparungsbreite wird vor allem durch das für das Anspannen notwendige Werkzeug bestimmt. Im Handel erhältliche, so genannte „Open-Ring“ – Schlüssel (Abbildung 4.73) erfordern dabei die kleinsten Öffnungen.

4.3.5 Versuche an Kleinproben - Verbindungstyp 4

Analog zu den Versuchen der Entwicklungsstufen I und II, wurden auch mit dem neu entwickelten Verbindungstyp 4 mechanische Versuche an Kleinproben zur Überprüfung der Verbindungstragfähigkeit durchgeführt. Diese werden als Versuchsserie 2 bezeichnet.

4.3.5.1 Versuchsprogramm

Neben Biege- und Zugversuchen wurden in der Versuchsserie 2 auch Versuche mit kombinierter Beanspruchung aus Biegung und Querkraft durchgeführt.

Hinsichtlich Material und Bewehrung wurde nur mehr UHPC mit Stahlfasern verwendet. Mit den im Projekt verfügbaren Karbonfaser-Sticks konnte nicht die gewünschte Leistungsfähigkeit erzielt werden. Eine Weiterentwicklung war im Rahmen des Projekts nicht möglich und wurde auch nicht angestrebt. Das generelle Bewehrungskonzept wurde deshalb im Projektverlauf geändert:

- UHPC mit Stahlfaserbewehrung für normal beanspruchte Bereiche
- UHPC mit Stahlfaserbewehrung und Karbongelege für Bereiche mit hohen Biege und/oder Zugbeanspruchungen

In den Versuchen wurde auf die zusätzlichen Karbongelege verzichtet, da diese auf die Verbindung selbst keinen Einfluss haben. Tabelle 4.16 zeigt das Versuchsprogramm.

Tabelle 4.16 Versuchsprogramm der Versuchsserie 2 – Verbindungstyp 4

Belastungstyp	Probengeometrie		Variationen	Vorspannkraft $F_{s,vs}$ [kN]	Anzahl Proben	
	b [mm]	t [mm]			Verbindungstest	Referenzproben
Zug	250	50		~73	3	2
Biegung	250	50	Vorspannkraft	46, 66, 75	3	6 ¹⁾
Biegung + Querkraft	250	50	M/V Verhältnis 0,9 [m] ; 0,3 [m]	~73	2	-

Jeweils 1 Spannschloss/Probe; Alle Proben stahlfaserbewehrt

¹⁾ Referenzproben Biegung aufgrund Problemen bei der Herstellung nicht verwendbar

Die in der Tabelle angegebenen Vorspannkraften entsprechen bereits den tatsächlich im Versuch aufgebrauchten Kräften. Die unterschiedlichen Vorspannkraften bei den Biegeversuchen ergaben sich dabei wie folgt:

- $F_{S,VS} = 46 \text{ kN}$: Erster Versuch, Vorspannkraft bei 200 Nm Anziehmoment
- $F_{S,VS} = 66 \text{ kN}$: Mindestvorspannkraft nach Kap. 4.3.1.3
- $F_{S,VS} = 75 \text{ kN}$: Entsprechend Vordimensionierung mögliche Vorspannkraft

Darüber hinaus sind die unterschiedlichen Eingangsparameter vorteilhaft beim späteren Erstellen des Berechnungsmodells.

4.3.5.2 Herstellung der Probekörper

Die Vorgehensweise bei der Herstellung der Versuchskörper war grundsätzlich die Gleiche wie bei der Versuchsserie 1. Insgesamt wurden 4 wiederverwendbare Einzelschalungen für die Verbindungsversuche gebaut, die Probekörper wurden in zwei Betonagen hergestellt.

Im Unterschied zu den vorigen Verbindungstypen muss beim Typ 4 neben den Aussparungskörpern auch der Anker vor der Betonage in die Schalungen eingebaut werden. Um die Handhabung des Verbindungssystems möglichst einfach zu gestalten, wurden die Aussparungskörper derart konzipiert, dass sie sowohl den späteren Hohlraum für das Spannschloss erzeugen, als auch die Ankerschleife während des Betoniervorganges fixieren. Die Aussparungskörper sind zweiteilig und mit einer Ausnehmung, in welche der Anker geklemmt werden kann, versehen (Abbildung 4.74). Die Teile wurden aus Kunststoff (PVC-hart) im Roboter Design Labor gefertigt.

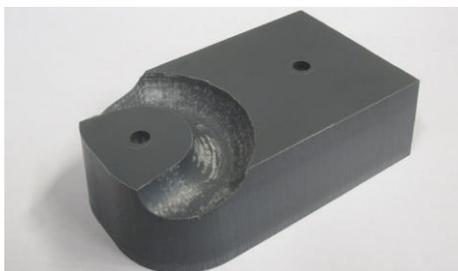
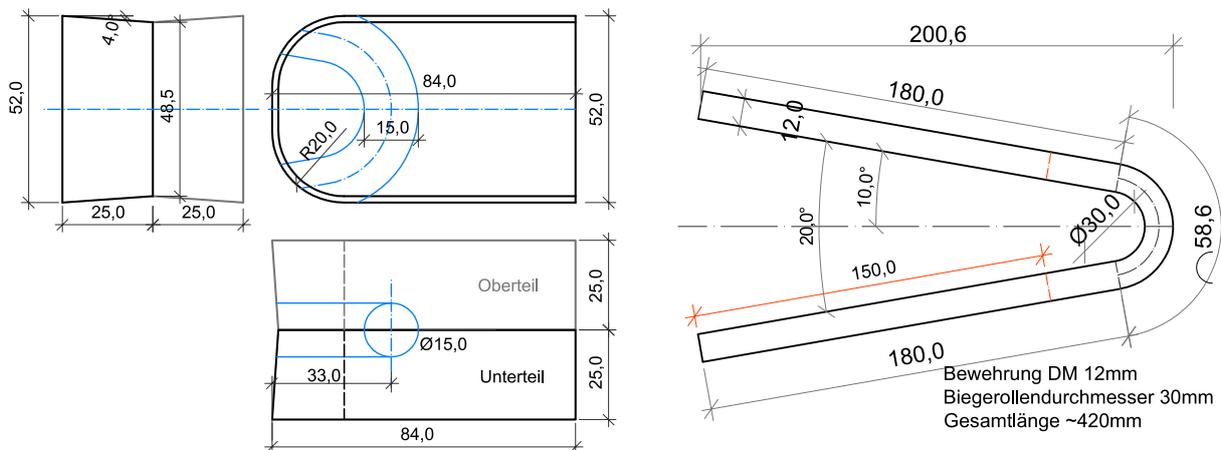


Abbildung 4.74 Unterteil des Aussparungskörpers



Abbildung 4.75 Ankerbügel

Die in den Aussparungskörpern vorgesehene „Rinne“ zur Fixierung der Ankerbügel, erfordert ein sehr genaues Biegen derselben. Um für die Versuchsserie diese Genauigkeit zu erreichen, wurden die Anker mit einer entsprechenden Vorrichtung von Hand im eigenen Labor gebogen. Die Abmessungen eines Ankerbügels zeigt Abbildung 4.75. Bei einer Verankerungslänge von ~150 mm je Schenkel be-

trägt die Länge des Bügels nur 200 mm, rechnet man die Aussparung hinzu ergibt sich eine Länge von ~250 mm von der Fuge weg. Damit lässt sich der Anker auch bei gekrümmten Fertigteilen mit geringer Dicke problemlos einbauen.

Die Montage des Aussparungskörpers und des Ankers in der Schalung ist in Abbildung 4.76 dargestellt. Im Bereich der Fixierung wurde der Bügel mit einem Schaumstoffband umwickelt. Dies dient einerseits als Dichtung zum Aussparungskörper, und andererseits als Freistellung des Ankers um ein Ausbrechen des UHPC in den randnahen Bereichen bei Belastung zu vermeiden. Um den Anker ausreichend fest im Kunststoffteil klemmen zu können, wurden zusätzlich ~1 mm dicke Gummistreifen beigelegt. Um sowohl die Befestigung als auch das Ausschalen möglichst einfach zu gestalten, wurden die Einbauteile mit konventionellen Holzschrauben an einer Schalungsseite angeschraubt. Damit konnte eine präzise Positionierung der Teile vor dem Zusammenbau der Schalung erfolgen. Beim Ausschalen muss jedoch immer zuerst die Seite ohne Einbauteile vom Beton entfernt werden, anschließend können erst die Befestigungen der Aussparungskörper gelöst werden.

Die Befestigung der Aussparungskörper und die gleichzeitige Klemmung des Ankers mit den Holzschrauben funktioniert allerdings nur, sofern die Aussparung über die ganze Bauteildicke reicht. Die dadurch entstehenden, relativ großen „Löcher“ in der Schalenfläche können allerdings das architektonische Erscheinungsbild bei einer möglichen späteren Anwendung beeinträchtigen. Auch ist damit ein erhöhter Aufwand für die Fugenabdichtung verbunden. In den Kleinversuchen stören diese durchgehenden Aussparungen jedoch nicht, und es ist auch kein wesentlicher Einfluss auf das Tragprinzip der Verbindung gegeben. Bei dem zum Projektabschluss hergestellten Mock-up wurde die Aussparung / Befestigung der Anker allerdings dahingehend modifiziert, dass eine der beiden Schalenoberflächen geschlossen und ungestört bleiben kann (siehe auch Anhang F).

Wie bei den vorigen Versuchen wurde jeder Probekörper als Ganzes betoniert, und erst nachträglich in die zwei Fügebauteile geschnitten. Dementsprechend wurden je Schalung zwei Anker gegenüberliegend fixiert.

Die Schalungen mit eingebautem Anker und Aussparungskörper zeigt Abbildung 4.77. Für die Zugversuche wurden zur Krafteinleitung anstelle des Bewehrungsbügel (vgl. Versuchsserie 1, Abbildung 4.45) je Seite drei Gewindestangen (M16) miteinbetoniert.



Abbildung 4.76 Montage des Ankers an der Schalung (v.lo.n.ru.): Abdichten und Freistellen des Ankers mit Schaumstoffband, Fixierung im Aussparungskörper, zusätzliche Gummizwischenlagen zur besseren Klemmung, Klemmen des Ankers und Befestigung des Aussparungskörpers, fertig Montierter Aussparungskörper - einzeln und Paar eines Probekörpers



Abbildung 4.77 Schalungen der Versuchskörper Serie 2; Biegeversuche (oben) und Zugversuche (unten)

Die verwendeten Betonmischungen entsprechen im Wesentlichen den Mischungen mit Stahlfasern der Versuchsserie 1, wobei die genauen Zusammensetzungen wieder leicht modifiziert wurden (Tabelle 4.17). Die Mischungen sollten einerseits steif genug sein um ein Faserabsetzen zu verhindern, und andererseits so fließfähig, dass sämtliche Einbauteile vollständig umflossen werden. Dies war vor allem bei den Zugproben aufgrund der zusätzlichen Gewindestangen kritischer.

Tabelle 4.17 Betonrezepturen der Versuchsserie 2

Bezeichnung der Mischung	M5SF	M6SF
Herstelldatum	16.07.2014	18.07.2014
Verwendung	Typ 4 Biegung, M+V	Typ 4 Zug, M+V
Bestandteile [kg/m ³]		
Nanodur Compound 5941	1111,8	1118,81
Quarzsand 0,3-0,8mm	1064,3	1051,3
Wasser	172,6	174,4
Sika® ViscoCrete®-20 Gold	15,6	16,2
Stahlfasern 20/0,2 mm (1,3 Vol.-%)	102,1	102,1
Frischbetonprüfung (Ausbreitmaß) [cm]		
Hägerrmann	22,5	26
Setztrichter (ÖNORM EN 12350-8)	-	77

Die erste Mischung (M5SF, Probekörper für Biegeversuche) war sehr steif, was aber vor allem auf sehr hohe Umgebungstemperaturen und im Weiteren auch einer sehr hohen Frischbetontemperatur zurückzuführen war. Die Befüllung der Verbindungsproben konnte trotz sehr schnellem, weiteren Ansteifen noch bewerkstelligt werden. Die Probekörper mussten jedoch am Rütteltisch stark verdich-

tet werden damit die Einbauteile vollständig umflossen wurden. Problematisch aufgrund der Konsistenz waren die zuletzt befüllten Biege-Referenzprobekörper, wodurch diese nicht für eine Prüfung verwendet werden konnten.

Bei der zweiten Mischung (M6SF, Probekörper für Zugversuche) konnten diese Schwierigkeiten vermieden werden. Einerseits wurde der w/b-Wert leicht erhöht, und andererseits wurden die UHPC-Bestandteile vorab klimatisiert gelagert. Aufgrund der Gewindestangen und der langen Stahlfasern war das Einbringen in die Zug-Probekörper dennoch schwierig. Dem Verhaken der Stahlfasern wurde durch Stochern mit Stahlstäben entgegengewirkt. Die Proben wurden nicht gerüttelt, sondern nur mit Hammerschlägen auf die Schalung zusätzlich leicht verdichtet. Den Herstellungsprozess zeigt Abbildung 4.78.



Abbildung 4.78 Betonage Versuchsserie 2; Befüllen eines Probekörpers (li., mi., M5SF) und abgeschlossene Betonage (re., M6SF)

An den fertigen Proben wurde wieder die Faserverteilung durch Messung der Induktivität überprüft. Dabei wurde grundsätzlich kein Faserabsetzen festgestellt. Lediglich bei den stehend betonierten Biege-Referenzproben der Betonage M6SF war ein leichter Unterschied zwischen oberer (Einfüllseite) und unterer Seite festzustellen.

Die Vorgehensweise beim Schneiden der Probekörper und dem Schleifen der Fuge war gleich wie bereits bei der Versuchsserie 1 beschrieben. Die Probekörper wurden mit einer Betontrennsäge in die zwei Fügeteile geschnitten, anschließend wurden die Fugen mittels Industrieroboter plan geschliffen.

4.3.5.3 Versuchsaufbau und Messtechnik

Der in den FE-Berechnungen der Verbindungstypen 1-3 beobachtete Effekt des freien Längsrandes (vgl. Kap. 4.2.3.4 bzw. Tabelle 4.10) konnte in Simulationen des Typs 4 nicht im gleichen Ausmaß festgestellt werden. Obwohl nur ein Verbindungselement je Probekörper angeordnet wurde, hatten die freien Ränder keinen Einfluss auf das Last – Verformungsverhalten. Der aus der Vorspannkraft entstehende Spannungsverlauf in der Fuge unterscheidet sich bei Berücksichtigung von Symmetrie jedoch deutlich von dem bei freiem Rand. Ohne Symmetrie sind die Spannungen in Probenmitte (im unmittelbaren Nahbereich des Spannschlusses) deutlich höher (Abbildung 4.79). Dieser Effekt beruht darauf, dass sich die „Betonchenkel“ neben der Aussparung aufgrund der zentrischen Lasteinleitung nach außen verdrehen wollen. Bei freien Längsrändern ist diese Verdrehung nicht behindert (Abbildung 4.80 links), wodurch es zur stark ungleichen Spannungsverteilung in der Fuge kommt. Die beidseitigen Symmetrielager verhindern hingegen die Verdrehung weitgehend (Abbildung 4.80 Mitte), und die Fuge bleibt nahezu eben. Damit stellt sich auch ein wesentlich gleichmäßigerer Spannungsverlauf ein. Aufgrund der Querbehinderung treten allerdings Spannungen in Querrichtung auf. Um in den

Versuchen eine ähnlich gleichmäßige Fugenpressung zu erzeugen, können die Proben quervorgespannt werden um die Verdrehung der „Betschenkel“ zu kompensieren. Als Richtwert für die Höhe der Quervorspannkraft kann die Summe der auftretenden Querspannungen angenommen werden. Die praktische Umsetzung dieser Quervorspannung erfolgt mit Stahllaschen und Gewindestangen. Die genaue Position und die Höhe der Vorspannkraft wurde mittels FE – Simulation ermittelt. Abbildung 4.79 zeigt auch den Spannungsverlauf bei Quervorspannung. Durch die entsprechende Anordnung kann ein ähnlicher Spannungsverlauf wie durch die Symmetriebedingungen erzielt werden. Die Verteilung der Querspannungen unterscheidet sich allerdings deutlich von dem bei beidseitiger Symmetrie (Abbildung 4.80 rechts).

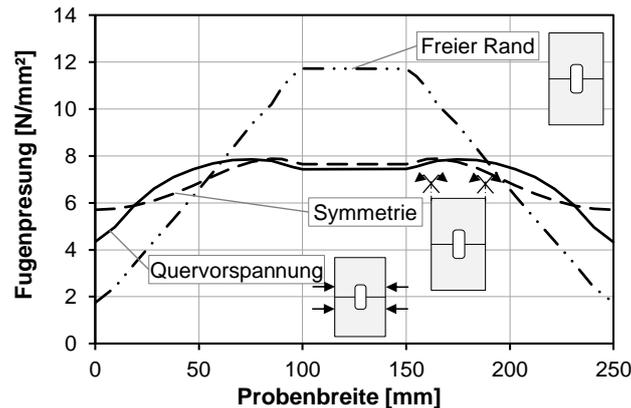


Abbildung 4.79 Verlauf der Fugenpressung bei unterschiedlichen Randbedingungen (FE-Simulation, $F_s=66 \text{ kN}$)

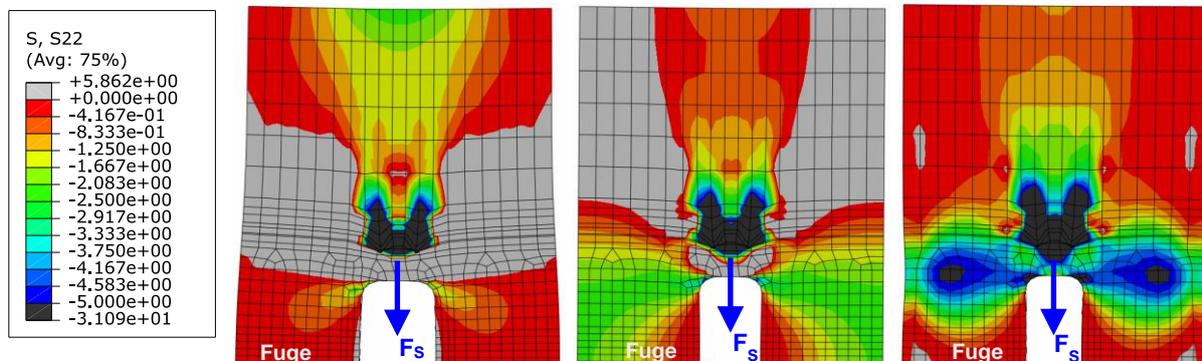


Abbildung 4.80 Querspannung (N/mm^2) bei unterschiedlichen Randbedingungen, v.l.n.r.: ohne Symmetrie, beidseitige Symmetrielager, Quervorspannung

Abbildung 4.81 zeigt den Aufbau eines Biegeversuchs mit der Quervorspannung. Bei den Biegeversuchen wurde der Versuchsaufbau der Serie 1 im Wesentlichen beibehalten, wobei die Abstände der Lasteinleitung bei reiner Biegung der eines Standard-Biegezugversuchs entsprechen ($a = 200 \text{ mm}$). In den Versuchen mit Biegung und Querkraftbeanspruchung wurden die Lasteinleitung und die Auflagepunkte derart verschoben, dass ein gewünschtes M/V – Verhältnis an der Fuge auftritt (Abbildung 4.81 rechts).

Da aufgrund des Aufbaus mit der Quervorspannung kein direktes Aufsetzen der Lasteinleitungsrollen auf die Probe möglich war, wurden 25 mm hohe Stahlteile zwischengelegt.

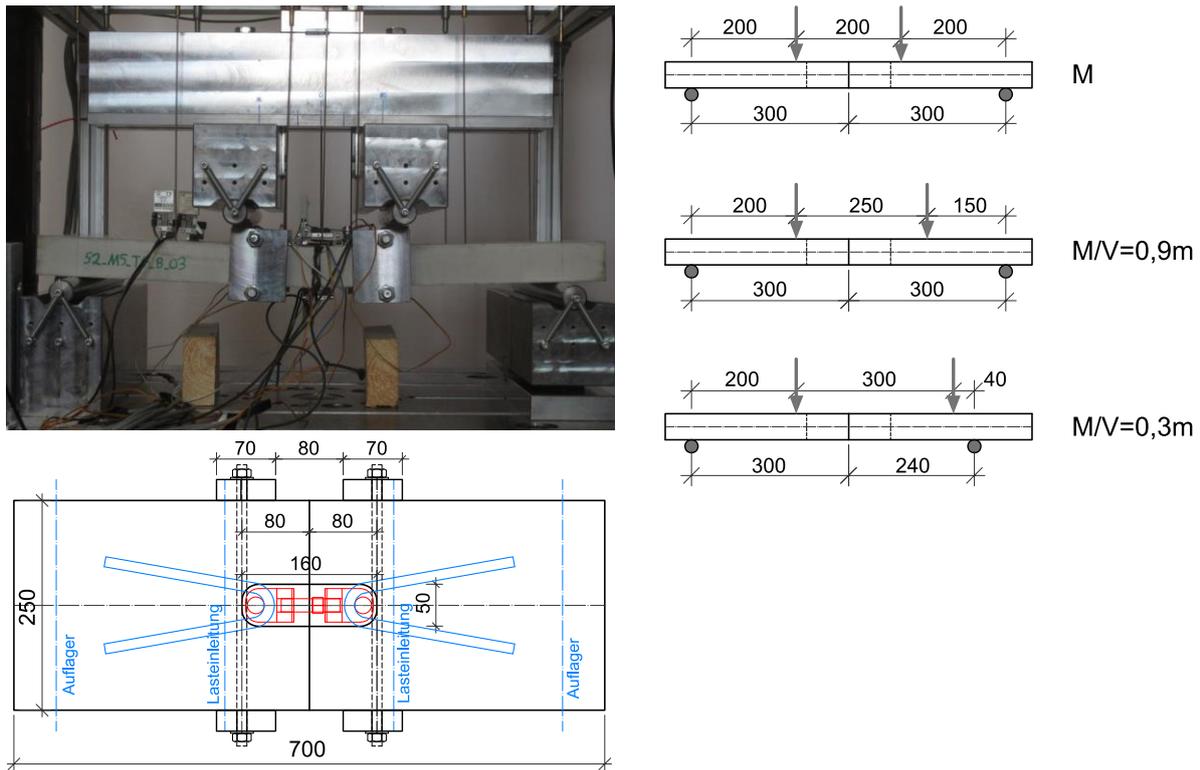


Abbildung 4.81 Versuchsaufbau Biegeversuche Typ4 und Variationen für M/V - Interaktion

Der Zugversuchsaufbau wurde gegenüber der Serie 1 etwas verändert. Da der beidseitig gelenkige Aufbau zu einem Verdrehen der Probe an der Versagensstelle führte (vgl. Kap. 4.2.3.4), wurde bei den aktuellen Versuchen die Probe an der Unterseite eingespannt. An die einbetonierten Gewindestangen wurde ein massiver Stahlblock gespannt, welcher wiederum starr mit der Prüfmachine verschraubt wurde (Abbildung 4.82). Die Lasteinleitung an der Probenoberseite erfolgte weiterhin gelenkig. Dies ermöglichte einen weitgehend zwangsfreien Einbau der Probe. Dafür musste die Probe lediglich am gelenkigen Anschluss frei hängend befestigt werden. Erst anschließend erfolgte die untere Fixierung entsprechend der sich einstellenden Position. Der untere Stahladapter wurde dabei zum Teil mit Blechen unterfüttert.

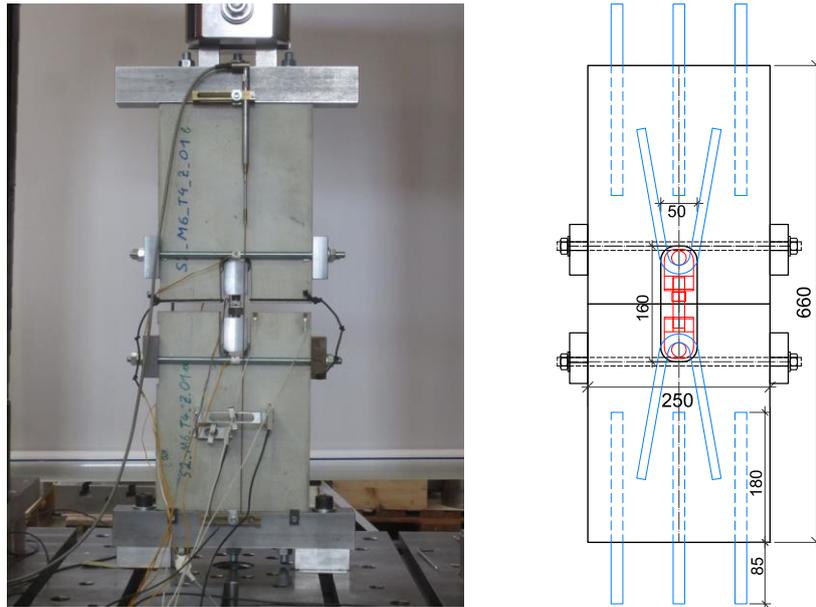


Abbildung 4.82 Versuchsaufbau Zugversuche Typ4: Unterseite eingespannt, Oberseite gelenkig

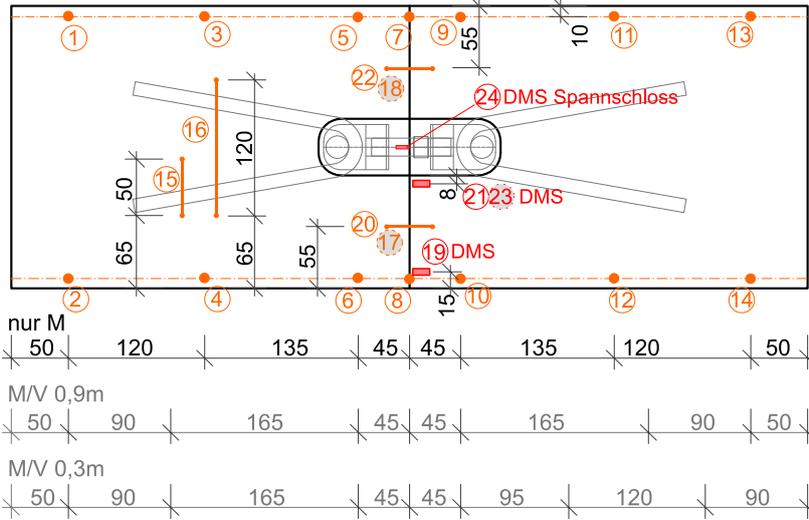
Das Messprogramm der Biegeversuche umfasste neben der Biegelinie und der Fugenöffnung Messungen der Druckstauchung an der Fuge, Querdehnungsmessungen im Bereich eines Ankers und eine Kraftmessung in der Spannschraube. Zusätzlich wurde auch die Spannkraft der Gewindestangen der Quervorspannung gemessen.

Die Biegelinie wurde wie bei der Versuchsserie 1 mit induktiven Wegaufnehmern gemessen, lediglich die Abstände der einzelnen Messpunkte wurden entsprechend der Auflager und Belastungssituation angepasst (Aufnehmer Nr. 1-14). Die Fugenöffnung wurde mit zwei Setzdehnungsmessern (HBM DD1) mit 25 mm Messbasis gemessen (17, 18). Damit die Fugenpressung bereits während des Vorspannvorganges gemessen werden konnte, wurden nah an der Fuge Dehnungsmesstreifen aufgeklebt (2 DMS Biegedruckseite (19, 21), 1 DMS Biegezugseite (23)). Auf der Biegedruckseite wurde die Stauchung während des Biegeversuchs zusätzlich mit zwei Setzdehnungsmessern gemessen (Messbasis 40 mm, 20, 22). Um etwaige Spaltzugkräfte an der Verankerung zu erfassen, wurden zwei Setzdehnungsmesser quer über einem Ankerbügel angeordnet (15, 16). Eine für die weitere Auswertung besonders relevante Messgröße war die Spannkraft und Kraftänderung im Spannschloss (24). Dazu wurden zwei DMS an der Spannschraube appliziert (gegenüberliegend) und zu einer Vollbrücke verschalten. Dadurch wurde eine etwaige Biegung kompensiert und nur die reine Normalkraft gemessen. Jede der bestückten Schrauben wurde vorab in einem Zugversuch kalibriert.

Bei den Zugversuchen wurden ähnliche Größen gemessen. Die Fugenpressung mit drei DMS (21-23) und die Querdehnung des Ankers analog zu den Biegeversuchen (15, 16). Die Messung der Fugenöffnung erfolgte mit vier Setzdehnungsaufnehmern (17-20, je zwei auf der Vorder- und Rückseite, $L = 25$ mm), zusätzlich wurde auch die gesamte Probenverlängerung mit zwei induktiven Wegaufnehmern gemessen (Messung vom unteren bis zum oberen Anschlussadapter, 7, 8).

Generell wurden die gleichen Aufnehmertypen wie in der Versuchsserie 1 verwendet (vgl. Tabelle 4.9). In Abbildung 4.83 ist die Position der Messaufnehmer für die Biege- und Zugversuche abgebildet. Die Draufsicht auf den Probekörper zeigt die Montage bei den Biegeversuchen. Die Messaufnehmer eines Zugversuches sind auch in Abbildung 4.82 zu sehen. Die Anordnung der Dehnmesstreifen auf der Spannschraube sowie die Kalibrierung zeigt Abbildung 4.84.

BIEGUNG



ZUG

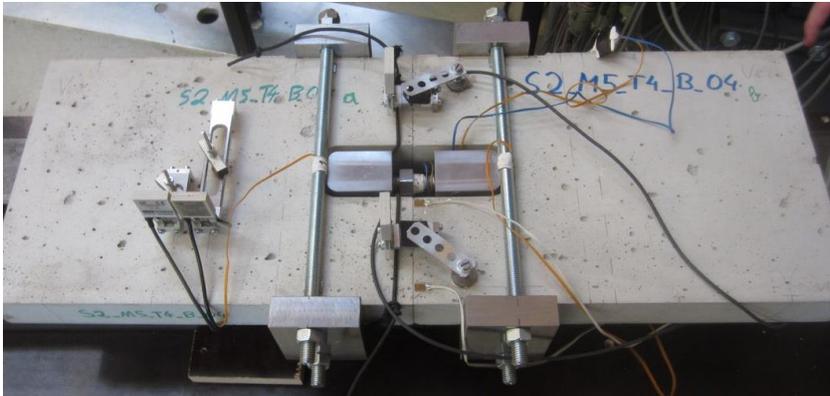
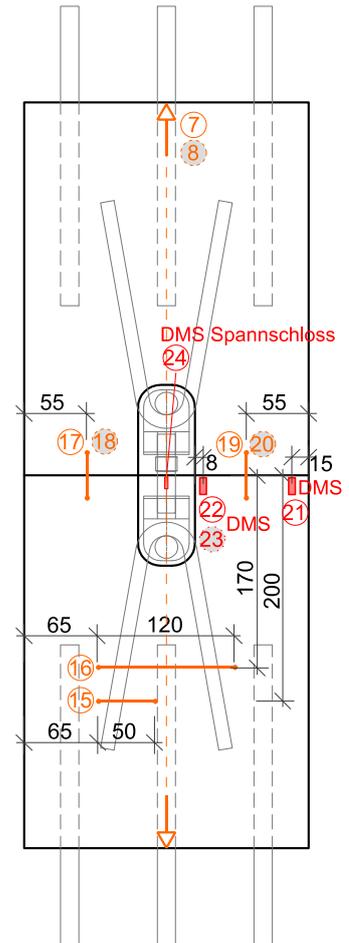


Abbildung 4.83 Messtechnik Versuchsserie 2: Position und Nummerierung der Aufnehmer (Biegeversuch links oben, Zugversuch rechts), Probenoberseite Biegeversuch mit Messaufnehmer (links unten)



Abbildung 4.84 Mit DMS bestückte Spannschraube zur Kraftmessung (links), Kalibrierung (rechts)

4.3.5.4 Verbinden der Proben

Der Zusammenbau der Versuchskörper (Verbinden der beiden Füge­teile) erfolgte jeweils unmittelbar vor der Prüfung. Die Vorgehensweise teilte sich dabei in drei Schritte: Dem Aufbringen der Quervorspannung, dem Fügen der Probe (Spannen des Spannschlusses) und dem Probeneinbau mit anschließendem Versuch. Bereits beim Zusammenbau der Versuchskörper wurde mit der messtechnischen Untersuchung begonnen.

Die Quervorspannung erfolgte je Probenhälfte mit zwei Stahllaschen (90 x 70 x 25 mm) und zwei Gewindestangen (M12). Jede Gewindestange war mit einem DMS zur Kontrolle der Spannkraft be­stückt. Die Stangen wurden abwechselnd stufenweise bis auf jeweils ~10 kN vorgespannt.

Zum Verbinden der Proben wurden die Füge­teile auf einer ebenen Unterlage aus zwei Formrohren positioniert. Anschließend wurde das Spannschloss eingelegt und von Hand fixiert. Das Spannen erfolgte soweit möglich mittels Drehmomentschlüssel und anschließend von Hand auf die gewünschte Vorspannkraft. Die Kontrolle der Spannkraft erfolgte über die an der Schraube applizierten DMS. Der Verbindungsvorgang ist in Abbildung 4.85 dargestellt.

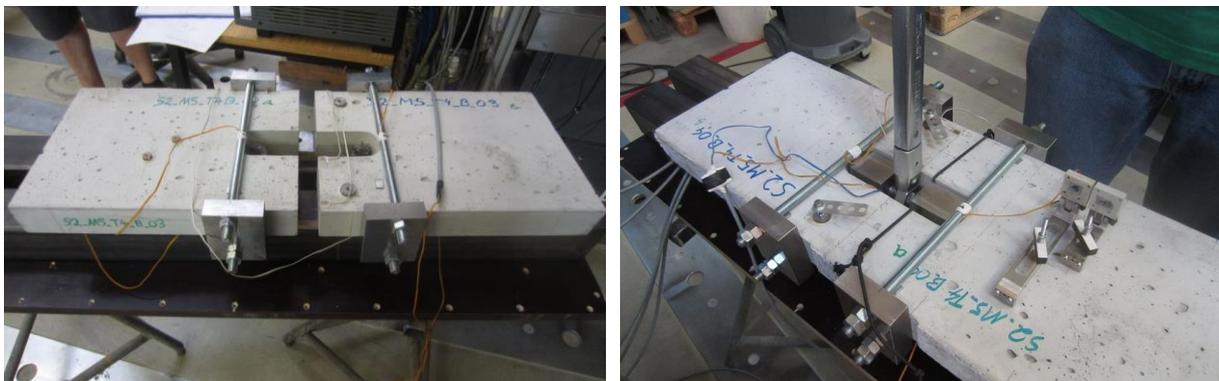


Abbildung 4.85 Fügevorgang: Probenhälften mit Quervorspannung (links) und Spannvorgang (rechts)

Der zur Verfügung stehende Drehmomentschlüssel ermöglichte ein Anziehmoment von max. 200 Nm. Bei einer Reibungszahl von $\mu = 0,14$ zwischen Schraube und Mutter ist bei Feingewindeschrauben M16x1,5 damit theoretisch eine Vorspannkraft von ~70 kN möglich. Die im ersten Versuch (B-01) erreichte Vorspannkraft im Spannschloss bei 200 Nm Drehmoment betrug jedoch lediglich 50 kN. Bis zum Prüfbeginn sank die Vorspannkraft noch etwas ab, auf $F_{S,VS} = 46,3$ kN. Die geringere Vorspannkraft hat vermutlich mehrere Ursachen:

- Höhere Reibung im Gewinde aufgrund der Sonderanfertigung
- Die Biegung des Hakens verursacht Zwänge und klemmt die Schraube

Das doppelte Gewinde (Links- und Rechtsgewinde) des Spannschlusses sollte hingegen keinen wesentlichen Einfluss auf das erforderliche Anziehmoment haben, da gegenüber normalen Schraubenverbindungen der Reibungsanteil des Schraubenkopfes wegfällt. Dies kann durch eine einfache Berechnung der Anteile leicht überprüft werden: Das Anziehdrehmoment setzt sich aus dem Gewindesteigungsmoment, dem Gewindereibungsmoment und dem Kopfreibungsmoment zusammen ([Kloos et al. 2007]), und kann für metrische ISO – Gewinde nach Gl. (4.31) berechnet werden. Für Feingewinde im Abmessungsbereich M4 bis M30 gilt vereinfacht Gl. (4.32).

$$M_A = F_{S,0} \cdot \left(\underbrace{\frac{0,159 \cdot P}{\text{Anteil Gewindesteigung}}}_{\text{Anteil Gewindesteigung}} + \underbrace{\frac{0,577 \cdot d_2 \cdot \mu_G}{\text{Anteil Gewindereibung}}}_{\text{Anteil Gewindereibung}} + \underbrace{\frac{D_{Km}}{2} \cdot \mu_K}_{\text{Anteil Kopfreibung}} \right) \quad (4.31)$$

M_A	Anziehdrehmoment
P	Gewindesteigung
d_2	Außengewinde – Flankendurchmesser
D_{Km}	Wirksamer Durchmesser der Schraubenkopfauflage
μ_G	Reibungszahl Gewinde
μ_K	Reibungszahl Schraubenkopf

$$M_A = F_{S,0} \cdot d \cdot (0,0151 + 0,545 \cdot \mu_G + 0,688 \cdot \mu_K) \quad (4.32)$$

d Nenndurchmesser Schraube

Setzt man einen gleichen Reibungsbeiwert für Gewindereibung und Kopfreibung an, erkennt man, dass der Anteil von Gewindesteigung + Gewindereibung und Kopfreibung in etwa gleich groß ist.

Bei den weiteren Versuchen wurde die zusätzliche Vorspannkraft durch kontrolliertes Anziehen von Hand (ohne Drehmomentschlüssel) aufgebracht. Da bei allen Proben ein Absinken der Vorspannkraft in der Größenordnung von ~5 kN unmittelbar nach dem Spannvorgang festgestellt wurde, mussten die Schrauben dementsprechend überspannt werden um die gewünschte Vorspannkraft für den Versuch zu erreichen. Nach diesem ersten Lastabfall änderte sich die Vorspannkraft über den Zeitraum bis zum Versuchsbeginn nur mehr minimal. Abbildung 4.86 zeigt exemplarisch den Spannvorgang der Proben B-01, B-02 und B-03. Die einzelnen Stufen entsprechen dabei jeweils dem Nachsetzen des Schraubenschlüssels (1/12 Umdrehung der Schraube). Die Laststufen bei definiertem Drehmoment von 100 Nm und 200 Nm sind gekennzeichnet. Es ist auch deutlich zu erkennen, dass sich das Verbindungssystem mit zunehmender Spannkraft immer weicher verhält (geringere Kraftzunahme je Drehung). Ein großer Anteil dessen wird auf plastische Verformungen des Ankerbügels zurückgeführt. Einerseits passt sich der Bügel der Rundung des Hakens an, und andererseits werden die Rippen des Bewehrungsstahls in den Haken eingedrückt.

Die Spannkurven der weiteren Proben entsprechen im Wesentlichen der Kurve der Probe B-03.

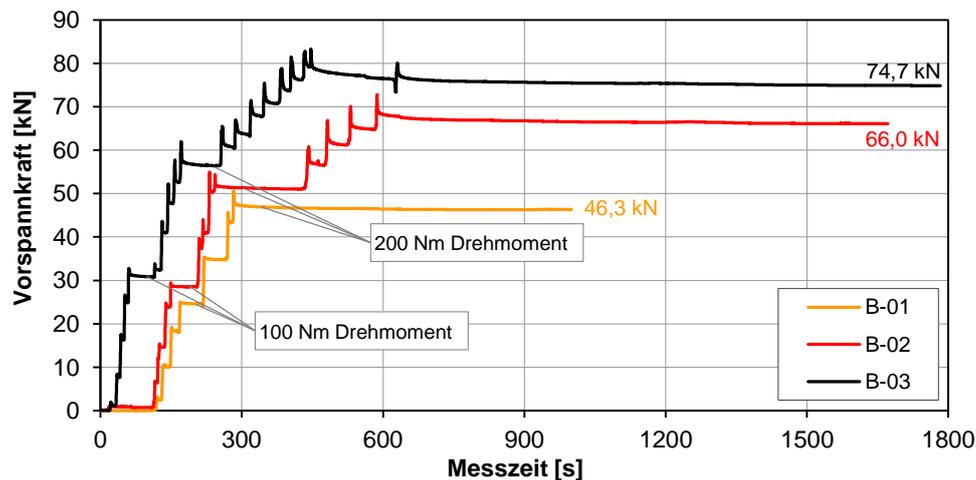


Abbildung 4.86 Spannkraftverlauf während des Spannvorgangs, Proben B-01 – B-03

Die bereits während des Spannvorgangs gemessene Querdehnung lag in einem vernachlässigbaren Bereich (~0,02 ‰), weshalb auf eine Darstellung verzichtet wird.

Auch die an der Fuge angeordneten DMS, mit denen zumindest eine qualitative Aussage über die Fugenpressung getroffen werden sollte, lieferten wenig aussagekräftige Ergebnisse. Die Ursache wird in den vielen oberflächennahen „Fehlstellen“ im UHPC vermutet, wodurch sehr unregelmäßige und unterschiedliche Dehnungen gemessen wurden.

4.3.5.5 Ergebnisse

Die wichtigsten Ergebnisse werden wie auch bei der Versuchsserie 1 mittels Last - Verschiebungskurven veranschaulicht. Bei den Biegeversuchen wird wieder die um die Auflagerverschiebung korrigierte Mittendurchbiegung angegeben (vgl. Gl. (4.24), Mittelwert der Aufnehmer 7 und 8), bei den Zugversuchen die Streckung der Probe (Mittelwert aus 7 und 8). Der Unterschied zwischen Fugenöffnung und Probenstreckung in den Zugversuchen ist sehr gering. Insbesondere bei offener Fuge bzw. nach Rissbildung in den Referenzproben sind die elastischen Dehnungen im Vergleich zur Streckung vernachlässigbar klein.

Bei den Biegeversuchen wird zusätzlich noch die Entwicklung der Schraubenkraft bei zunehmender Verformung dargestellt. Mit zunehmender Fugenöffnung nimmt die Schraubenkraft aufgrund der Verlängerung zu. Die Fugenöffnung korreliert wiederum mit der Durchbiegung, weshalb beide Darstellungen qualitativ ident sind. Bei den Zugversuchen entspricht die Schraubenkraft der Prüfkraft, da bei offener Fuge die gesamte Zugkraft über die Schraube übertragen wird.

Eine Zusammenstellung weiterer Messergebnisse der Versuchsserie 2 findet sich im Anhang B.

Biegung und Biegung + Querkraft

Die Verbindung verhält sich bei reinem Moment und Moment – Querkraft Interaktion sehr ähnlich, durch die zusätzliche Schubbelastung kommt es jedoch zu einem stärker ausgeprägten Versagen in der Druckzone. Die Ergebnisse sind in Abbildung 4.87 dargestellt.

Die Referenzproben der Versuchsserie 2 waren aufgrund von Problemen bei der Herstellung nicht verwendbar. Deshalb sind zum Vergleich die Ergebnisse der Versuchsserie 1 (M1SF und M4SF) abgebildet.

Die Abhängigkeit der Verbindungstragfähigkeit von der Vorspannkraft ist in den Ergebnissen sehr gut zu erkennen. Bei hoher Vorspannkraft wird eine sehr hohe Tragfähigkeit erreicht, welche die mittlere Tragfähigkeit der Referenzproben sogar übersteigt. Bei reiner Momentenbelastung weist die Verbindung ein sehr duktilen Verhalten auf. Es kommt zu keinem ausgeprägten Versagen, sondern zu einem langsamen Lastabfall bei sehr großen Verformungen. Der qualitative Kurvenverlauf ist dabei bei den unterschiedlichen Vorspannkraften sehr ähnlich. Als Versagensursache bzw. Limitierung der Tragfähigkeit konnte das geometrische Verhalten identifiziert werden: Bei großen Durchbiegungen verringert sich der Hebelsarm zwischen Spannschloss und Druckkraft, wodurch auch das resultierende Moment abnimmt. Dieses Verhalten wird in Kapitel 5.1 aber noch näher beschrieben.

Auch bei kombinierter Beanspruchung aus Moment und Querkraft verhält sich die Verbindung ähnlich. Bei großen Durchbiegungen bzw. Fugenöffnungen kommt es jedoch zu einem Druck-Schubbruch in der Druckzone und einem entsprechenden Lastabfall. Bei hohem Querkraftanteil ($M/V=0,3m$) ist der Bruch und Lastabfall wesentlich stärker ausgeprägt.

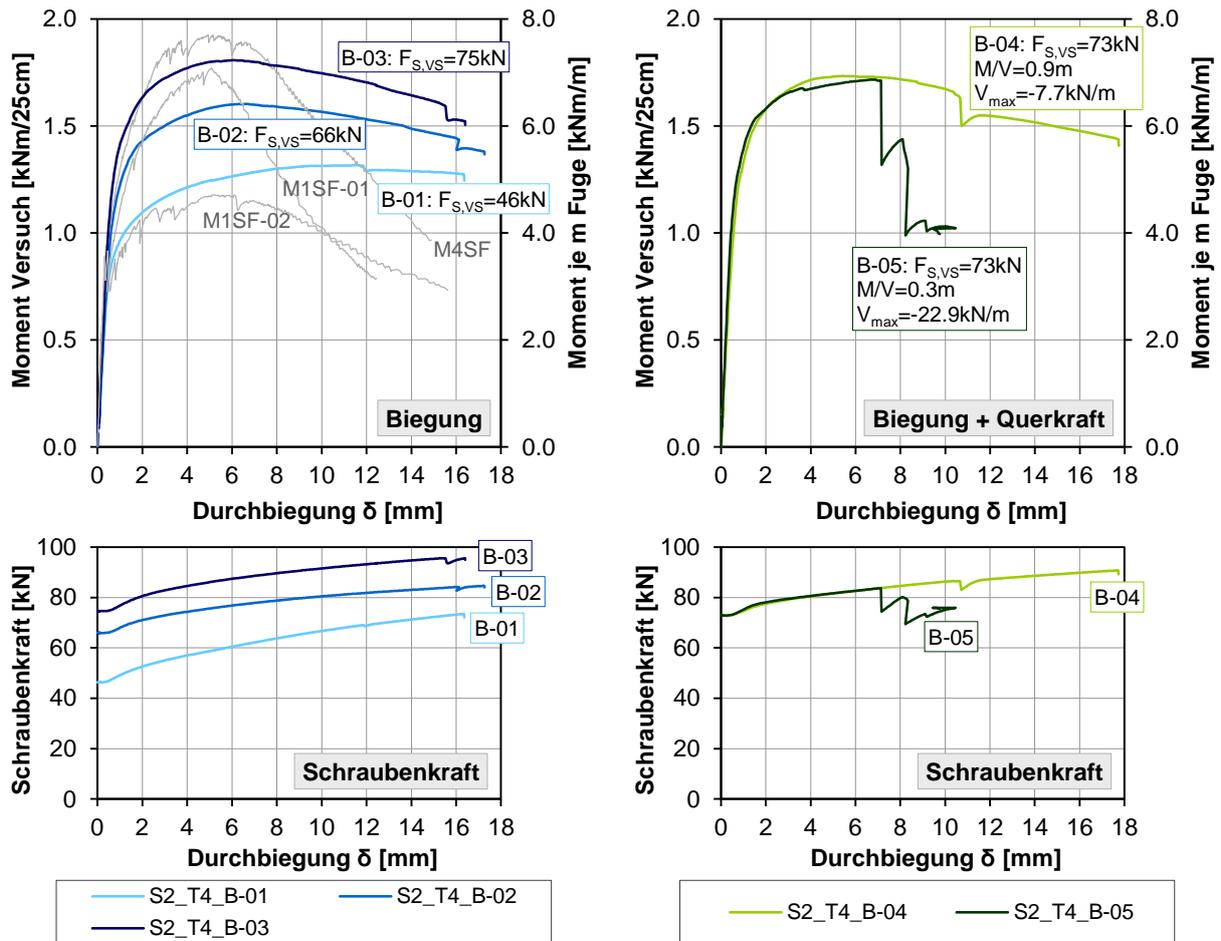


Abbildung 4.87 Prüfergebnisse der Biegeversuche bei reinem Moment (links) und Moment-Querkräft Interaktion (rechts); Moment – Durchbiegungskurven und Entwicklung der Schraubkraft

Die Schraubkraft nimmt bei allen Proben (M und M+V) in einem ähnlichen Maß zu. Die Kraftzunahme beginnt aber erst, wenn die Fugenöffnungshöhe die Achse der Schraube übersteigt ($h/2$). Die Phase der in der Höhenlage der Schraubenachse geschlossenen Fuge ist durch den horizontalen Verlauf der Kurven zu Versuchsbeginn deutlich zu erkennen. Auch nach Erreichen der maximalen Prüflast nimmt die Schraubkraft weiter zu, was durch die zunehmende Fugenöffnung bei größerer werdender Durchbiegung bedingt ist.

Die folgenden, ausgewählten Bilder sollen das Verhalten der unterschiedlichen Proben B-01 – B-05 zeigen. Das duktile Verhalten der Verbindung unter Biegebeanspruchung zeigt Abbildung 4.88. Selbst bei großer Fugenöffnung und sehr geringer Druckzonenhöhe können noch hohe Momente übertragen werden (Versuchsende bei ~ 16 mm Durchbiegung). In Abbildung 4.89 ist die Änderung des Hebelarms, welche die Biegetragfähigkeit limitiert, zu erkennen. Der im Bild sichtbare Spannschloss – Haken ist im Ausgangszustand bündig mit der UHPC-Oberfläche. Durch die gelenkigen Anschlüsse zu den Ankern bleibt das Spannschloss trotz der Verdrehung der beiden Fügeteile zueinander in horizontaler Lage, wodurch der Hebelarm abnimmt. Bei der abgebildeten, großen Durchbiegung ist der Versatz zwischen Spannschloss und UHPC-Oberfläche klar zu erkennen.

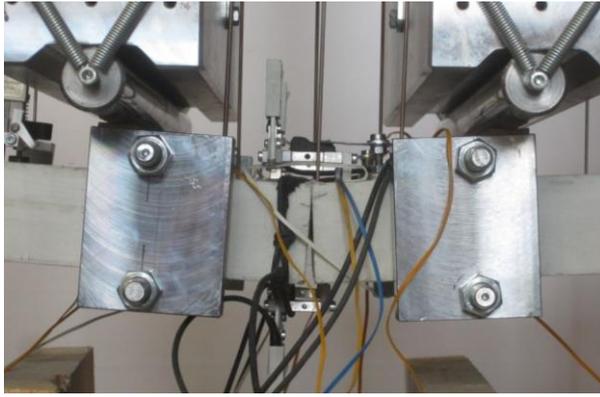


Abbildung 4.88 Fugenöffnung bei Versuchsende (max. Durchbiegung), Probe B-03

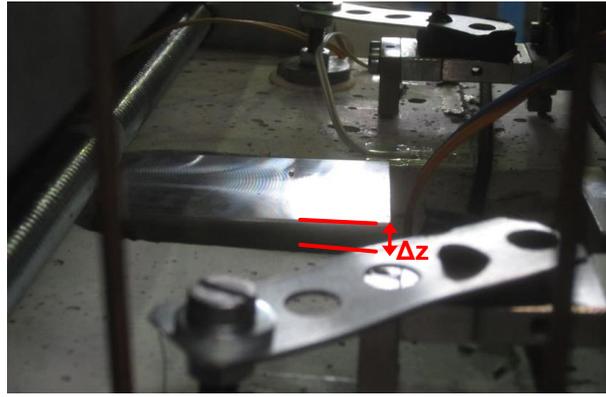


Abbildung 4.89 Änderung des Hebelarms, Probe B-02

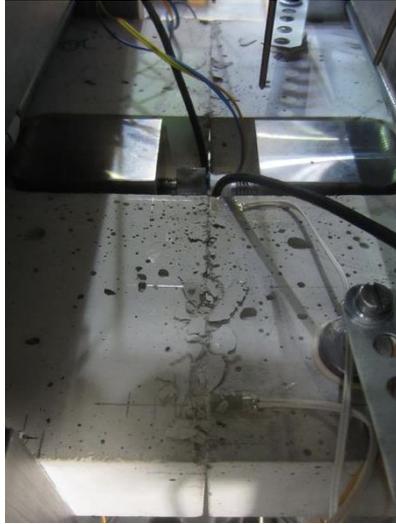
Bei reiner Momentenbelastung trat zwar kein ausgeprägtes Versagen auf, dennoch platzte der UHPC an der Oberfläche der Biegedruckzone stark ab (Abbildung 4.90). Bei den höher vorgespannten Proben B-02 und B-03 traten auch feine Risse im Druckbereich auf. In den Messungen ist jedoch kein Einfluss daraus zu erkennen. Die Abplatzungen sind bei reiner Biegung nur sehr oberflächlich, lediglich die äußersten 1 – 1,5 mm sind davon betroffen (Abbildung 4.92 links).

Bei reinem Moment traten die Abplatzungen langsam mit der fortschreitenden Durchbiegung auf. Bei kombinierter Beanspruchung äußerte sich der Druck-Schub-Bruch hingegen durch ein entsprechend schlagartiges Ausbrechen des UHPC in der Druckzone, einhergehend mit dem in den Messkurven sichtbaren, plötzlichen Lastabfall. Ähnelt der Ausbruch bei geringer Querkraft (Probe B-04) noch den Abplatzungen der Proben B-01 bis B-03, so ist der Ausbruch der Probe B-05 (hoher Querkraftanteil) wesentlich größer (Abbildung 4.91). Die Versagensursache wird vor allem auch durch die Höhe des ausgebrochenen Materials sichtbar. Beim Versuch B-04 sind es mit ~4 mm nur wenig mehr als bei reiner Biegung, wohingegen bei B-05 bereits bis zu 10 mm ausgebrochen sind (Abbildung 4.92, Mitte + rechts).

B-01



B-02



B-03



Abbildung 4.90 Abplatzungen und Rissbildung in der Biegedruckzone, Proben B-01, B-02 und B-03 (v.l.n.r.)

B-04



B-05



Abbildung 4.91 Druck-Schub-Bruch in der Biegedruckzone, Proben B-04 und B-05 (v.l.n.r.)

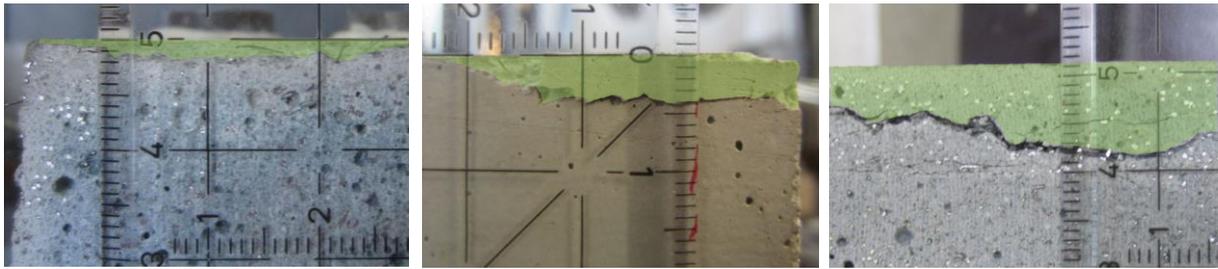


Abbildung 4.92 Höhe der Abplatzungen bzw. der Bruchzone (grün hinterlegt), v.l.n.r.: B-01 (Ansicht Fuge), B-04 (Ansicht Seite) und B-05 (Ansicht Fuge)

Zugversuche

Die Prüfergebnisse der Zugversuche sind in Abbildung 4.93 dargestellt. Die hellgrauen Linien sind wieder die beiden Referenzversuche. Der geänderte Versuchsaufbau erwies sich insbesondere bei den Referenzversuchen als vorteilhaft. Durch die starre Einspannung kommt es trotz Rissbildung zu keiner Verdrehung der Probe und damit zu einer gleichmäßigen Belastung. Abbildung 4.94 (li.) zeigt das Rissbild der Probe REF_M6SF-Z01. Die Risse traten annähernd im kleinsten Querschnitt auf. Bei der zweiten Referenzprobe M6SF-Z02 traten die Risse außerhalb der beiden Messaufnehmer in einem breiten Querschnittsbereich auf. Dementsprechend ist auch die Prüfkraft höher.

Die Verbindung ist, solange die Fuge geschlossen bleibt, klarerweise sehr steif. Übersteigt die Zugkraft die Vorspannkraft, öffnet sich die Fuge und die Kraft wird nur mehr über die Anker und das Spannschloss übertragen. Die Eigenschaften von Anker und Spannschloss charakterisieren auch das weitere Verhalten der Verbindung. Da alle drei Proben mit der gleichen Vorspannkraft $F_{S,VS} \sim 73$ kN untersucht wurden, sind die Prüfkurven auch nahezu ident. Der steile Kraftabfall des Versuchs Z-02 hat seine Ursache nicht in der geprüften Verbindung. Es handelt sich dabei um einen Bruch der Probenverankerung (Ausbruch einer Gewindestange, Abbildung 4.94 mi.). Die Verbindung selbst versagte durch Fließen des Ankerbügels (Proben Z-01 und Z-02, Abbildung 4.94 re.). Die Bruchlast des Ankers ist mit ~ 120 kN zwar etwas geringer als in den Voruntersuchungen ermittelt, die Verbindungstragfähigkeit übersteigt aber dennoch die Tragfähigkeit der Referenzproben deutlich.

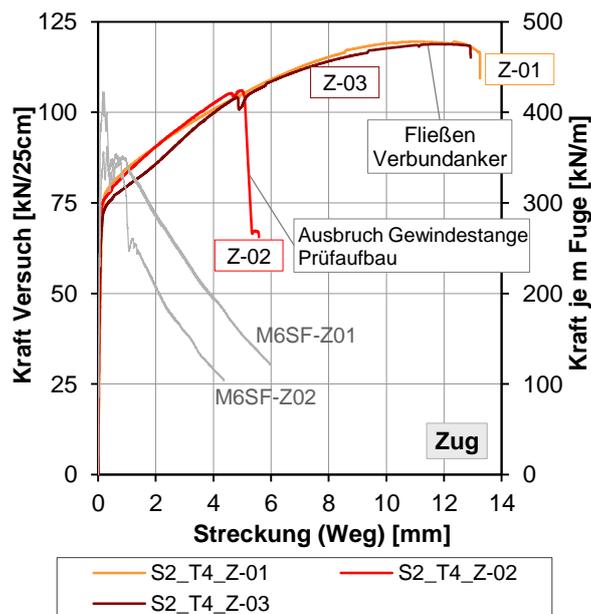


Abbildung 4.93 Prüfergebnisse der Zugversuche

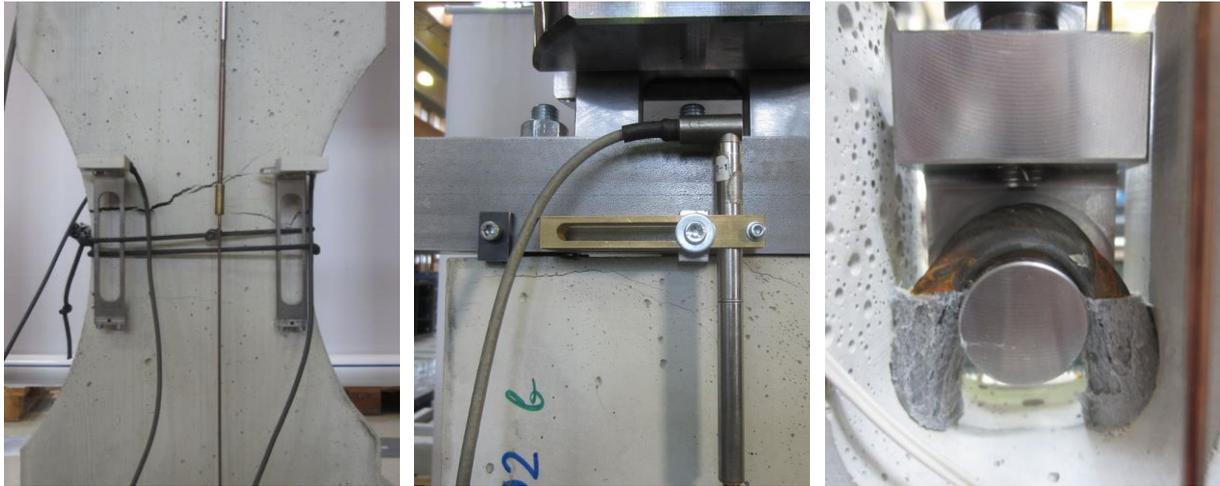


Abbildung 4.94 Versagensformen der Zugversuche, v.l.n.r.: Rissbildung Referenzprobe (M6SF-Z01), Ausbruch einer Gewindestange der Verankerung (Z-02), Fließen des Ankerbügels der Verbindung (Z-01)

Weder in den Zugversuchen noch in den Biegeversuchen konnten Anzeichen von Verbundversagen der Ankerbügel beobachtet werden. Die gemessene Querdehnung im Bereich der Anker (Aufnehmer 15 und 16) war auch in allen Fällen vernachlässigbar. Tendenziell zeigten die Messungen sogar negative Dehnungswerte (also Stauchungen).

Die Ergebnisse der Versuchsserie 2 sind in Tabelle 4.18 nochmals zusammengefasst, in Tabelle 4.19 sind die Materialkennwerte der beiden Mischungen angegeben.

Tabelle 4.18 Zusammenstellung der Traglasten der Versuchsserie 2 (Biegung und Zug)

Belastungs- typ	Probe/Nr.	Prüfdatum	Vor- spannkraft	max. M, F je Probe	max. M, F je m	max. M, F Mittelwert	max. V je Probe	max. V je m	Bezogen auf Referenz
			[kN]	[kNm]	[kNm/m]	[kNm/m]	[kN]	[kN/m]	
REF-B ¹⁾	MW Serie 1	01.2014				6,51			1,00
Biegung	T4_B-01	29.08.2014	46,3	1,32	5,26				0,81
	T4_B-02	04.09.2014	66,0	1,60	6,41				0,98
	T4_B-03	05.09.2014	74,7	1,81	7,23				1,11
Biegung +Querkraft	T4_B-04	09.09.2014	73,0	1,73	6,93		-1,93	-7,70	1,07
	T4_B-05	09.09.2014	73,0	1,72	6,87		-5,72	-22,89	1,05
			[kN]	[kN]	[kN/m]	[kN/m]			
REF-Z ²⁾	M6_REF_Z-01	10.09.2014		54,3	362,3	392,5			1,00
	M6_REF_Z-02	10.09.2014		63,4	422,6				
Zug	T4_Z-01	11.09.2014	73,3	119,5	478,1	476,8 ³⁾			1,21
	T4_Z-02	11.09.2014	73,6	106,0	424,1				
	T4_Z-03	11.09.2014	71,0	118,8	475,4				

¹⁾ Als Bezugswerte wurden die Referenzproben der Versuchsserie 1 herangezogen

²⁾ Die Zug-Referenzproben wurden mit veränderlicher Querschnittsbreite ausgeführt, $b_{\min} = 15 \text{ cm}$

³⁾ Mittelwert aus Probe Z-01 und Z-03

Tabelle 4.19 Materialkennwerte der Mischungen Serie 2 (Mittelwert aus je 3 Proben)

Mischung	Prüfdatum	Druckfestigkeit		E-Modul
		$f_{cm,cube}$ [N/mm ²] (Würfel 100mm)	$f_{cm,cyl}$ [N/mm ²] (Zyl. 100/200mm)	E_{cm} [N/mm ²] (Zyl. 100/200mm)
M5SF	04.09.2014	147	129	50500
M6SF	04.09.2014	163	156	50500

Die Versuchsergebnisse des Verbindungstyps 4 bestätigen im Wesentlichen die Überlegungen und die erwartete hohe Tragfähigkeit des Verbindungskonzepts. Bei entsprechender Vorspannkraft übersteigt die Traglast der Verbindung bei allen untersuchten Beanspruchungen die Tragfähigkeit eines Bauteils ohne Fuge. Für diesen Verbindungstyp wird in Kapitel 5 ein analytisches Modell und ein Bemessungskonzept vorgestellt, weshalb auf eine weitere Interpretation der Ergebnisse an dieser Stelle verzichtet wird.

4.3.6 Tastversuche zum Langzeitverhalten

Da die Verbindungstragfähigkeit des Verbindungstyps 4 bzw. von Verbindungen mit vorgespannten Schrauben generell von der Vorspannkraft der Schraube abhängt, ist auch ein Verlust der Vorspannkraft über die Zeit in einer Bemessung zu berücksichtigen. Spannkraftverluste sind sowohl aus dem Kriechen des UHPC als auch aus der Relaxation der Stahlkomponenten möglich.

Um einen ersten Eindruck der Spannkraftverluste zu erlangen, wurden zwei Proben im vorgespannten Zustand über einen Zeitraum von drei Monaten beobachtet und anschließend die Tragfähigkeit in Biegeversuchen überprüft. Dazu wurden die nahezu unbeschädigten Probekörper der Versuchsserie 2 wiederverwendet. Die neuen Langzeit-Proben setzen sich dabei wie folgt zusammen:

- T4_LZ_B1 aus S2_T4_Z-02 (beide Teile); Zugversuch mit Ausbruch der Gewindestange; Beschädigung nur in den Randbereichen der Probe
- T4_LZ_B3 aus S2_T4_B-04b und S2_T4_B-05a; Jeweils die unbeschädigte Seite aus den Moment-Querkraft Interaktionsversuchen

Die neue Probennummerierung bezieht sich dabei auf die laufende Nummerierung der mit DMS bestückten Spannschrauben.

Abbildung 4.95 zeigt die beiden Probekörper des Langzeitversuchs. In Abbildung 4.96 ist der Anspannvorgang der beiden Proben dargestellt. Die beiden Verbindungen, insbesondere die Probe LZ_B1, verhielten sich wesentlich steifer als beim Spannen in den ursprünglichen Versuchen. Es waren wesentlich weniger Drehungen bis zum Erreichen der gewünschten Vorspannkraft notwendig. Die Probe LZ_B1 wurde aufgrund dessen sogar etwas überspannt, und musste wieder leicht gelockert werden. Das steife Verhalten hat seine Ursache in der plastischen Vorverformung der Ankerbügel in den vorhergehenden Versuchen. Da die Probe LZ_B1 vorher im Zugversuch bis ~106 kN belastet wurde, hat sich der Ankerbügel bereits sehr exakt an die Hakenform des Spannschlusses angepasst.

Das Ergebnis der Dauermessung ist in Abbildung 4.97 (links) dargestellt. Da eine Zunahme der Dehnung der Schraube und damit der Schraubenkraft unmöglich ist, muss von einem Fehler im Messsystem ausgegangen werden. Daher ist die Messkurve wenig aussagekräftig. Andere Einflüsse, welche dieses Messergebnis verursachen könnten wurden weitgehend ausgeschlossen. Wie der im Diagramm abgebildete Verlauf der Raumtemperatur zeigt, ist daraus kein Einfluss gegeben. Ein Bauteilkriechen der Schraube selbst konnte anhand einer Dauermessung des Spannschlusses alleine ausgeschlossen werden.

Der angegebene Endwert der Spannkraft wurde daher nach dem vollständigen Entspannen der Schrauben ermittelt. In Abbildung 4.97 rechts ist Kraftverlauf beim anschließenden Biegeversuch (Kraftzunahme aufgrund der Fugenöffnung, $\Delta F_{S,Biegeversuch}$) und der darauffolgenden vollständigen Entlastung der Schraube (Kraftabfall) dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Messwerte trotz vollständiger Ent-

spannung der Schraube nicht auf null zurückgingen. Der im Messsystem angezeigte Restwert (als $\Delta F_{S,Messung}$ bezeichnet) wurde von der im Dauerversuch gemessenen Kraft ($F_{S,Dauermessung}$) abgezogen. Daraus ergibt sich die tatsächliche Schraubenkraft nach der dreimonatigen Dauerbelastung (Gl. (4.33)).

$$F_{S,Ende} = F_{S,Dauermessung} - \Delta F_{S,Messung} \quad (4.33)$$

Dass die aus der fehlerbehafteten Messung berechneten Schraubenkraften durchaus plausibel sind, konnte auch aus dem Fugenöffnungsverhalten bei den Biegeversuchen geschlossen werden. Die entsprechenden Beobachtungen sind im Anschluss beschrieben (Abbildung 4.100).

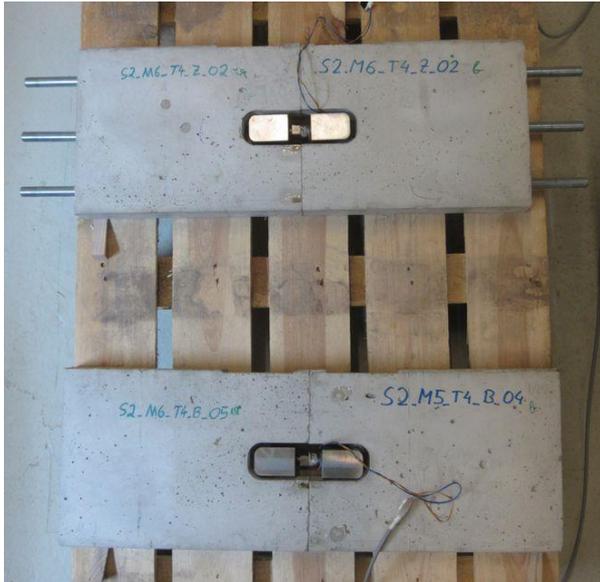


Abbildung 4.95 Probekörper im Langzeitversuch

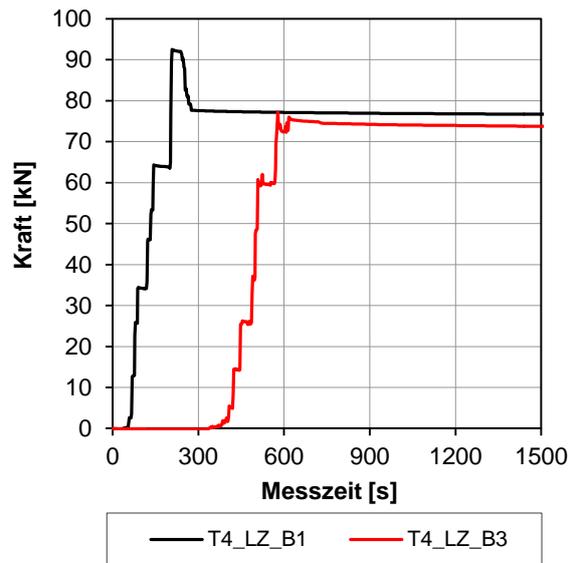


Abbildung 4.96 Spannvorgang der Langzeit-Proben

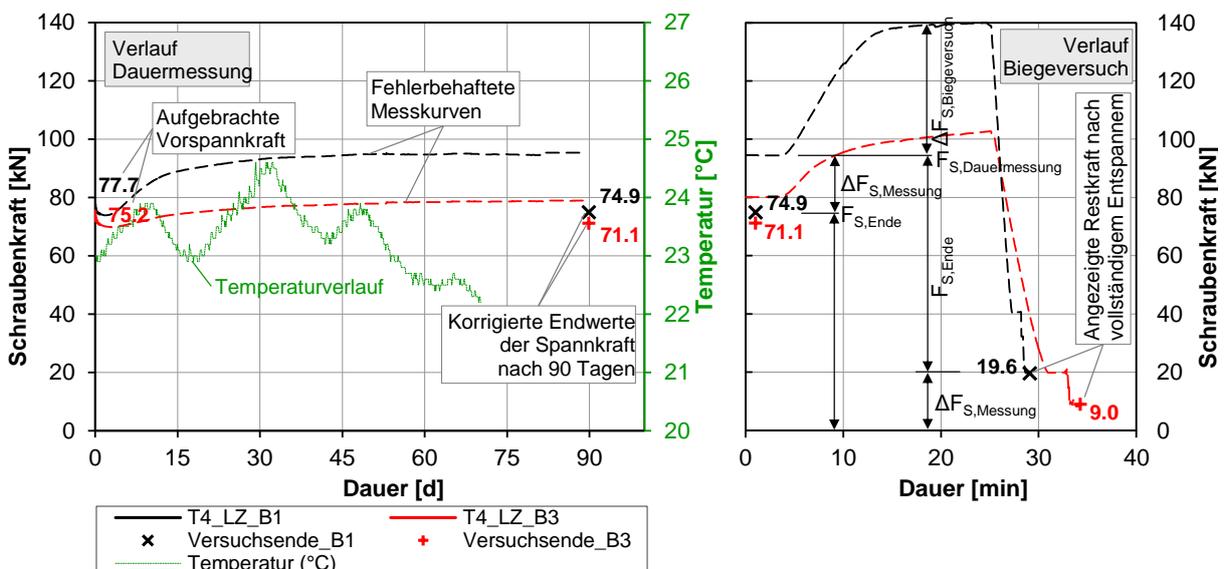


Abbildung 4.97 Spannkraftverlauf während der Dauermessung (Versuchsdauer 90 Tage), des anschließenden Biegeversuchs (Dauer ~ 30 min) und der vollständigen Entlastung der Schrauben

Der Versuchsaufbau der anschließenden Biegeversuche entspricht der Versuchsserie 2. Gemessen wurde die Durchbiegung in Probenmitte (Aufnehmer 7, 8), die Auflagerverschiebung (1, 2, 13, 14)

und die Fugenöffnung an der Probenunterseite (17, 18). Die Bezeichnung und Position der Messaufnehmer entspricht Abbildung 4.83.

In den Versuchen konnte auch das steifere Verhalten des Systems Anker-Spannschloss festgestellt werden. Insbesondere bei der Probe LZ_B1 nahm die Schraubenkraft bei Fugenöffnung wesentlich stärker zu als in den vorangegangenen Versuchen beobachtet. Durch die starke Kraftzunahme wird schließlich die Fließgrenze der Ankerbügel erreicht, was sich durch das horizontale Plateau in der Messkurve äußert (Abbildung 4.98 unten). Die erreichte Schraubenkraft entspricht dabei in etwa der Versagenslast in den Zugversuchen. Durch die starke Zunahme der Spannkraft wird auch eine deutlich höhere Traglast im Biegeversuch erreicht (Abbildung 4.98 oben). Im Gegensatz zu den bisherigen Biegeversuchen trat eine stärkere Schädigung der Druckzone auf (Abbildung 4.99), was sich durch kleine Lastabfälle in der Messkurve äußert. Dennoch verhält sich die Verbindung weiterhin sehr duktil. Aufgrund des Fließens der Anker ist der abfallende Ast der Prüfkurve jedoch etwas steiler als in den anderen Versuchen. Der Versuch LZ_B3 ähnelt in seinem Verhalten sehr dem Versuch B-03 der Versuchsserie 2. Die Kraftzunahme ist nahezu identisch, jedoch wird eine geringfügig höhere Traglast erreicht. In diesem Versuch war das Spannschloss anders als in allen anderen Versuchen angeordnet (mit der offenen Hakenseite an der Druckzone). Ein daraus geringfügig anderer Hebelsarm ist neben der natürlichen Streuung eine mögliche Ursache für die höhere Traglast. Die Prüfergebnisse sind in Tabelle 4.20 zusammengefasst.

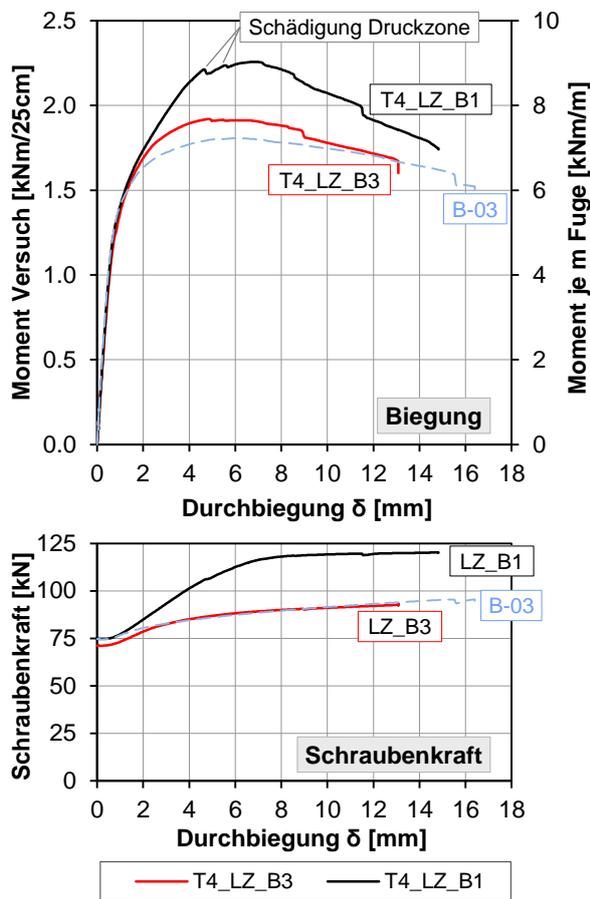


Abbildung 4.98 Biegeversuche nach Langzeitbelastung: Moment (oben) und Entwicklung der Schraubenkraft (unten)

Abbildung 4.99 Schädigung der Druckzone des Versuchs LZ_B1

Tabelle 4.20 Zusammenstellung der Ergebnisse der Biegeversuche nach Langzeitbelastung

Probe/Nr.	Datum Spannen	Vorspannkraft	Ende Dauerlast / Prüfdatum	Schraubkraft Prüfbeginn ²⁾	max. M je Probe	max. M je m	Bezogen auf Referenz ¹⁾
		[kN]		[kN]	[kNm]	[kNm/m]	
T4_LZ_B1	15.07.2015	77,7	13.10.2015	74,9	2,26	9,03	1,39
T4_LZ_B2	15.07.2015	75,2	13.10.2015	71,1	1,92	7,68	1,18

¹⁾ Als Bezugswerte wurden die Referenzproben der Versuchsserie 1 herangezogen

²⁾ Aufgrund eines nicht erkläraren Fehlers in der Dauermessung sind die Werte nicht absolut gesichert (siehe vorne).

Eine qualitative Überprüfung der zu Versuchsbeginn vorhandenen Schraubkraft erfolgte über die gemessene Fugenöffnung. Bei gleicher Vorspannkraft und damit gleichem Dekompressionsmoment muss sich auch die Fuge bei gleicher Belastung zu öffnen beginnen. Die Proben LZ_B1 ($F_{S,VS,Ende} \sim 74,9$ kN) und B-03 ($F_{S,VS} = 74,7$ kN) können daher direkt miteinander verglichen werden. Die gemessene Fugenöffnungskurve der beiden Proben ist nahezu deckungsgleich (Abbildung 4.100). Die Messkurve der Probe LZ_B3 liegt nur geringfügig darunter, jedoch auch deutlich über der Kurve des Versuchs B-02 ($F_{S,VS} = 66,0$ kN). Dieses Verhalten bestätigt die ermittelte Vorspannkraft am Ende des Langzeitversuchs.

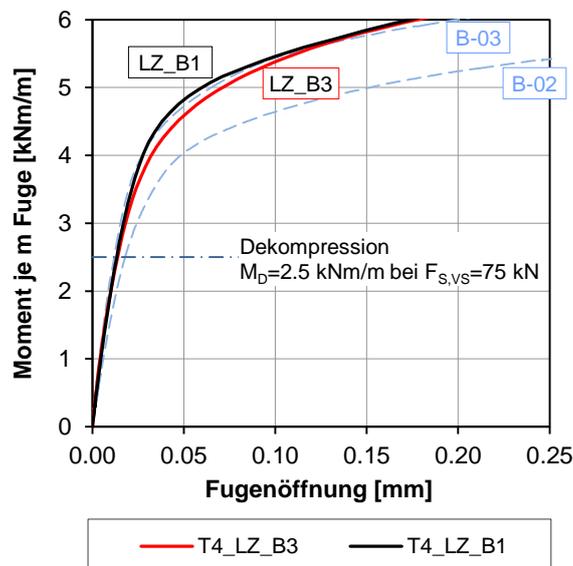


Abbildung 4.100 Fugenöffnung ausgewählter Biegeversuche (Mittelwert Aufnehmer 17+18)

Die Untersuchungen zeigen, dass sich der Verlust der Vorspannkraft in Grenzen hält. Bei den beiden Proben lag der Spannkraftverlust in drei Monaten nur bei $\sim 3 - 4$ kN, was lediglich $4 - 5\%$ der aufgebrauchten Vorspannkraft sind. Die Beobachtungen, auch bei anderen Proben sowie bei der Herstellung des Mock-ups, zeigen, dass ein Großteil der Spannkraftverluste schon am ersten Tag nach dem Spannen auftritt. Aufgrund der fehlerbehafteten Messung kann der Anteil für die beiden Langzeitproben allerdings nicht seriös quantifiziert werden. Dies bedeutet aber, dass ein großer Anteil der Spannkraftverluste durch ein Nachspannen der Verbindung nach einigen Tagen kompensiert werden kann. Abschließend ist jedoch noch anzumerken, dass die Proben zu Versuchsbeginn bereits ein Betonalter von einem Jahr aufwiesen. Werden Fertigteile mit deutlich jüngerem UHPC verbunden, ist mit stärkerem Kriechen und damit höheren Spannkraftverlusten zu rechnen.

5 Analytische Modellierung und Bemessungskonzept Verbindungstyp 4

5.1 Analytisches Modell des Tragverhaltens

Als Basis für ein Bemessungskonzept wird das in den eigenen Versuchen beobachtete Tragverhalten durch mechanische Zusammenhänge möglichst exakt beschrieben. Es wird das gesamte Last-Verformungsverhalten modelliert, um die Duktilitätseigenschaften in späteren sicherheitsrelevanten Überlegungen berücksichtigen zu können.

5.1.1 Verhalten unter Zug

Bei überdrückter, geschlossener Fuge verhält sich die Verbindung sowohl bei Zug- als auch bei Biegebeanspruchung wie ein Querschnitt ohne Fuge. Wird die Belastung über die Dekompression hinaus gesteigert, wird das weitere Verhalten maßgeblich durch die Steifigkeiten der Verbindungskomponenten bestimmt. In den Zugversuchen konnte das Verhalten bei offener Fuge direkt beobachtet werden. Dabei wurden zwei für die weitere Modellbildung wesentliche Eigenschaften festgestellt:

- Eine stark nichtlineare Kraftänderung unmittelbar bei Beginn der Fugenöffnung bei ansonsten annähernd linearer Zunahme der Schraubenkraft
- Eine deutliche geringere Dehnsteifigkeit des Systems Spannschloss – Anker als theoretisch abgeschätzt

Abbildung 5.1 links zeigt die in den drei Zugversuchen gemessene Schraubenkraft gegenüber der Fugenöffnung. Besonders deutlich wird das oben angesprochene Verhalten, wenn man nur die Änderung der Schraubenkraft darstellt (Abbildung 5.1 rechts). Die dargestellte Kraftänderung erhält man wenn man die aufgebrachte Schraubenvorspannkraft von der gemessenen Kraft abzieht ($\Delta F_S = F_{S,Messung} - F_{S,VS}$).

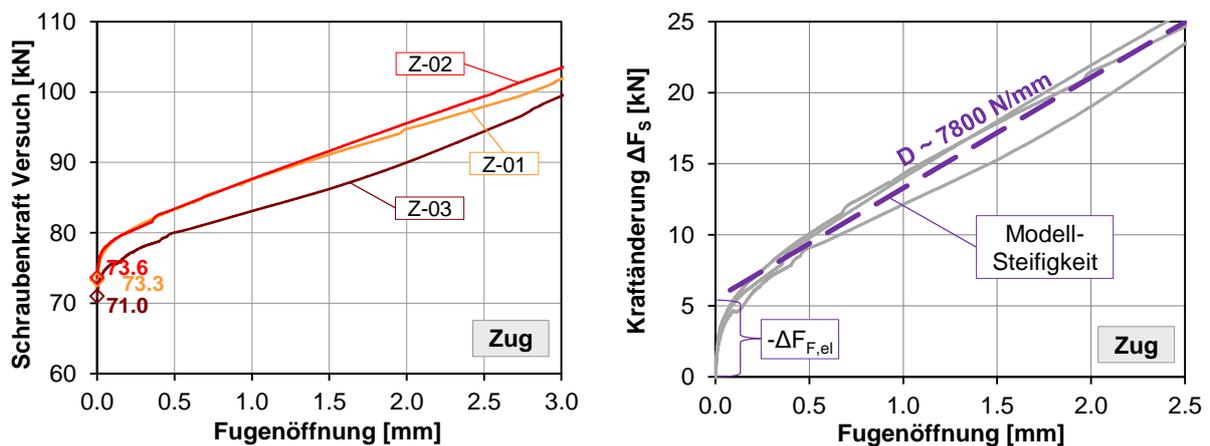


Abbildung 5.1 Schraubenkraft in Abhängigkeit der Fugenöffnung: Absolute Kraft (links) und Änderung der Schraubenkraft bei offener Fuge (rechts)

Aus der linear verlaufenden Kraftänderung kann die Dehnsteifigkeit des Verbinders (Kombination Anker + Spannschloss) ermittelt werden. Diese ist bei allen Versuchen nahezu ident und beträgt $D \sim 7800 \text{ N/mm}$.

Eine exakte, theoretische Berechnung der Dehnsteifigkeit ist aufgrund der komplexen Bauteilgeometrie (insbesondere Haken) schwierig, eine einfache Abschätzung ist jedoch möglich, wenn man für die

gesamte Spannschlosslänge den Schraubenquerschnitt einsetzt und die Steifigkeiten des Ankers und des Spannschlusses kombiniert. Ausgehend von einer Längenänderung ΔL_S des Verbinders erhält man:

$$\Delta L_S = \underbrace{\frac{\Delta F_S}{E_S \cdot A_S}}_{\Delta \varepsilon_S} \cdot L_C + \underbrace{\frac{\Delta F_S}{E_A \cdot A_A}}_{\Delta \varepsilon_A} \cdot L_A \cdot 2 = \Delta F_S \cdot \left(\frac{L_C}{E_S \cdot A_S} + \frac{2 \cdot L_A}{E_A \cdot A_A} \right) \quad (5.1)$$

$$\Delta F_S = \Delta L_S \cdot \frac{1}{\underbrace{\left(\frac{L_C}{E_S \cdot A_S} + \frac{2 \cdot L_A}{E_A \cdot A_A} \right)}_{D_{th}}} = \Delta L_S \cdot \frac{1}{\underbrace{\left(\frac{L_C \cdot E_A \cdot A_A + 2 \cdot L_A \cdot E_S \cdot A_S}{E_S \cdot A_S \cdot E_A \cdot A_A} \right)}_{D_{th}}}$$

$$D_{th} = \frac{E_S \cdot A_S \cdot E_A \cdot A_A}{2 \cdot L_A \cdot E_S \cdot A_S + L_C \cdot E_A \cdot A_A} \quad (5.2)$$

Mit

<i>Freie Länge Anker</i>	$L_A = 55 \text{ mm}$
<i>E-Modul Anker</i>	$E_A = 200000 \text{ N/mm}^2$
<i>Querschnittsfläche Anker (2ϕ12)</i>	$A_A = 226.2 \text{ mm}^2$
<i>Länge Spannschloss</i>	$L_C = 110 \text{ mm}$
<i>E-Modul Spannschloss</i>	$E_S = 200000 \text{ N/mm}^2$
<i>Querschnittsfläche (M16x1,5)</i>	$A_S = 167 \text{ mm}^2$

ist die berechnete Steifigkeit $D_{th} = 174700 \text{ N/mm}$, und damit deutlich höher als der gemessene Wert. Ursache für das wesentlich weichere Verhalten in den Versuchen dürfte eine Kombination von verschiedenen Effekten sein: Nachgiebiger Verbund zwischen den Ankern und dem UHPC, lokale plastische Verformungen in den punktuellen Kontakten zwischen Haken und Anker, Biegung der Haken sowie Biegung des Ankerbügels.

Mit der Verbindersteifigkeit D alleine kann das Verhalten der sich öffnenden Fuge allerdings noch nicht ausreichend beschrieben werden. Es muss noch der zweite beobachtete Effekt, die starke Kraftzunahme unmittelbar bei einsetzender Fugenöffnung, berücksichtigt werden. Dieses Verhalten kann mit einer Analogie zum Spannbetonbau erklärt werden ([ÖNORM EN 1992-1-1 2011], [Krüger & Mertsch 2003]):

Nach dem Verankern der Spannglieder (Vorspannung im nachträglichen oder ohne Verbund) bzw. nach dem Übertragen der Vorspannung (Vorspannung im sofortigen Verbund) wirkt die Vorspannkraft als Druckkraft auf den Beton, wodurch sich dieser elastisch verkürzt und die Vorspannkraft um einen Anteil ΔP_{el} abnimmt. Vernachlässigt man in dieser Betrachtung die weiteren Spannkraftverluste, errechnet sich die Spannkraft unmittelbar nach dem Spannen und Verankern zu

$$P_{m0} = P_{max} + \Delta P_{el} \quad (5.3)$$

wobei ΔP_{el} eine Druckkraft und daher negativ ist.

P_{max}	<i>Maximal auf das Spannglied aufgebraachte Vorspannkraft</i>
P_{m0}	<i>Mittlere Vorspannkraft unmittelbar nach dem Verankern / Übertragen der Kraft</i>

Besonders anschaulich ist dieses Verhalten bei Vorspannung im sofortigen Verbund (Spannbettvorspannung), da hier die Spannglieder tatsächlich auf P_{max} angespannt werden. Nach der Spannkraftübertragung verbleibt aufgrund der elastischen Verkürzung des Betons jedoch lediglich die Kraft P_{m0} in den Spanngliedern. Wird nun allerdings ein zentrisch vorgespannter Betonbauteil unter Zug belastet, muss die Kraft P_{max} aufgebracht werden, damit die Spannung im Beton null wird.

Ein analoges Verhalten tritt auch beim Verbindungssystem Spannschloss – Anker auf. Aufgrund der Vorspannung kommt es zu einer elastischen Verkürzung des UHPC im Fugenbereich. Bei Zugbelastung muss daher neben der im Spannschloss vorhandenen Vorspannkraft auch der Anteil der elastischen Verformung überwunden werden, damit die Spannung in der Fuge null wird und es zur Fugenöffnung kommt. Analog zu Gl. (5.3) gilt daher:

$$F_{S,VS} = F_{S,0} + \Delta F_{F,el} \quad (5.4)$$

$F_{S,VS}$ Vorspannkraft des Spannschlusses (entspricht der in den Versuchen aufgebrauchten Vorspannkraft)

$F_{S,0}$ Maximale Vorspannkraft (entspricht der Zugkraft wenn die Spannung in der Fuge null ist)

$\Delta F_{F,el}$ Kraftanteil der elastischen UHPC-Verkürzung an der Fuge (negativ)

In Abbildung 5.1 (rechts) ist der Kraftanteil $-\Delta F_{F,el}$ ersichtlich. Da von der gemessenen Schraubenkraft nur die Vorspannkraft $F_{S,VS}$ abgezogen wurde, entspricht $-\Delta F_{F,el}$ dem Wert zwischen Nullpunkt und dem Schnittpunkt der linearen Kraftzunahme (violette, strichlierte Linie) mit der Vertikalachse. Bei idealem, „harten“ Kontakt würde die Fuge bis zu einer Zugkraft von $F_{S,0}$ geschlossen bleiben, und sich bei weiterer Kraftsteigerung in Abhängigkeit der Verbindersteifigkeit D öffnen. Der theoretische Zusammenhang zwischen Schraubenkraft und Fugenöffnung kann demnach mit Gl. (5.5) beschrieben werden:

$$F_S = F_{S,0} + D \cdot s \quad (5.5)$$

s Fugenöffnung

Da die Trockenfuge trotz des Planschleifens eine mikroskopische Rauheit aufweist, verhält sich diese jedoch wesentlich weicher als ein idealer, harter Kontakt. Mit zunehmender Fugenpressung wird die Kontaktfläche aber immer größer, wodurch die Steifigkeit zunimmt. Bei ausreichend hoher Fugenpressung kommt es schließlich zum Vollkontakt und damit zu einer ähnlichen Steifigkeit wie im UHPC-Querschnitt. Wird nun die Fugenpressung durch eine Zugbelastung reduziert, nimmt auch die Steifigkeit mit geringer werdender Pressung wieder ab. In den Kraft – Fugenöffnung – Diagrammen (Abbildung 5.1) äußert sich dies in der Ausrundung der Kurven bei einem Lastniveau zwischen $F_{S,VS}$ und $F_{S,0}$.

Die weiche Fuge ist auch bei einer rechnerischen Ermittlung des Kraftanteils aus der Betonverkürzung zu berücksichtigen. Eine theoretische Berechnung von $\Delta F_{F,el}$ kann ähnlich der Gleichung für ΔP_{el} in [ÖNORM EN 1992-1-1 2011] erfolgen. Dabei muss nur der überdrückte Fugenbereich zwischen den beiden Ankerpunkten berücksichtigt werden. Aus der Betonstauchung, der Verbindersteifigkeit und der Verbinderlänge ergibt sich:

$$\Delta F_{F,el} = D \cdot L_{Verb} \cdot \varepsilon_{c,el} \quad (5.6)$$

$$\varepsilon_{c,el} = \frac{-F_{S,VS}}{A_{c,netto} \cdot E_{c,Fuge}} \quad (5.7)$$

$$\Delta F_{F,el} = D \cdot L_{Verb} \cdot \frac{-F_{S,VS}}{A_{c,netto} \cdot E_{c,Fuge}} \quad (5.8)$$

$\varepsilon_{c,el}$ Stauchung des Betons aufgrund der Vorspannung

L_{Verb} Länge des Verbinders von Ankerpunkt zu Ankerpunkt

$A_{c,netto}$ Nettoquerschnittsfläche des UHPC

$E_{c,Fuge}$ E-Modul des UHPC unmittelbar an der Fuge

Das weichere Verhalten wird in den oben angeführten Gleichungen durch den abgeminderten E-Modul $E_{c,Fuge}$ berücksichtigt. Da die Eigenschaften der Fuge entscheidend für die Größe des Kraftanteils $\Delta F_{F,el}$ sind, wurde dieser mit dem Index F (Fuge) bezeichnet.

Damit der nach Gl. (5.8) berechnete Kraftanteil aus der elastischen Verkürzung in einer ähnlichen Größenordnung wie in den Versuchen liegt, müsste der E-Modul des UHPCs allerdings sehr stark (auf $\sim 1/10 E_c$) abgemindert werden. Daher wird für die weiteren Berechnungen der aus den Zugversuchen ermittelte Wert $\Delta F_{F,el} = -5,5 \text{ kN}$ je Spannschloss verwendet (vgl. Abbildung 5.1 rechts).

5.1.2 Ableitung eines Berechnungsmodells aus den Biegeversuchen

In den Biegeversuchen kommt es zu keinem ausgeprägten Materialversagen der Bauteile. Das Verhalten wird maßgeblich durch die geometrischen Verhältnisse des Systems aus Spannschloss und Anker bestimmt. Unter Biegebeanspruchung wird das resultierende Moment durch das Kräftepaar (Zugkraft im Spannschloss F_s und Druckkraft C) sowie dem Abstand der Kräfte zueinander (Hebelsarm z) definiert. Mit zunehmender Durchbiegung verringert sich der Hebelsarm aufgrund der Rotation in der gelenkigen Verbindung zwischen Spannschloss-Haken und Verbundanker. Demgegenüber steht eine Zunahme der Zugkraft im Spannschloss, bedingt durch die Fugenöffnung und die damit verbundene Dehnungszunahme im Verbinder. Überwiegt jedoch die Abnahme des Hebelsarms gegenüber der Kraftzunahme, nimmt auch das reaktive Moment ab. Dieses Verhalten wird durch die nachfolgenden Zusammenhänge beschrieben (Abbildung 5.2).

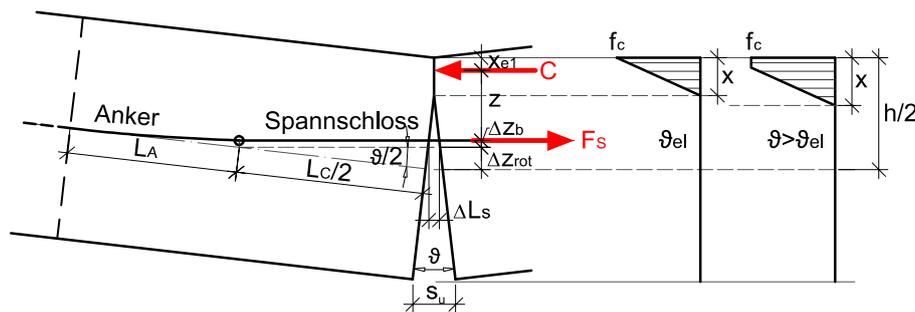


Abbildung 5.2 Kräftegleichgewicht bei geöffneter Fuge und angenommene Spannungsverteilung

Die Verdrehung der beiden Fügeteile zueinander kann vereinfachend als starre Rotation (ϑ) um die Nulllinie beschrieben werden. Je größer die Fugenöffnung wird, desto genauer stimmt diese Vereinfachung mit dem tatsächlichen Verhalten überein. Als Grundgleichung für das reaktive Biegemoment gilt:

$$M = F_S \cdot z = (F_{S,0} + \Delta F_S) \cdot \left(\frac{h}{2} - \Delta z_{rot} - \Delta z_b - x_{e1} \right) \quad (5.9)$$

mit:

- F_S Kraft im Verbinder: Zusammengesetzt aus der maximalen Vorspannkraft $F_{S,0}$ und der Kraftzunahme bei sich öffnender Fuge ΔF_S
- Δz_{rot} Abnahme des Hebelsarms durch die Rotation des Spannschlusses
- Δz_b Abnahme des Hebelsarms durch Biegung des Ankers
- x_{e1} Abstand der Druckkraft vom Druckrand

Dabei wird von einer zentrischen Lage des Verbinders ausgegangen, wodurch die übliche Bezeichnung d für die statische Nutzhöhe direkt mit $h/2$ angegeben wird.

Um das Berechnungsmodell überschaubar zu halten, wird ein bilineares Stoffgesetz wie in Abbildung 5.2 angenommen. Das Material wird bis zum Erreichen der Druckfestigkeit als linear-elastisch modelliert, nach Überschreiten der Druckfestigkeit als ideal plastisch. Wird die Tragfähigkeit in Abhängigkeit der Verdrehung ϑ beschrieben, müssen 4 Phasen unterschieden werden:

- (1) Bereich bis zum Erreichen des Grenzzustands der Dekompression
- (2) Bereich bis die Fugenöffnung der Höhenlage des Verbinders entspricht
- (3) Bereich bis zum Erreichen der Druckfestigkeit (linear-elastisches Verhalten)
- (4) Bereich nach Überschreiten der Druckfestigkeit (ideal-plastisches Verhalten)

Für die angestrebte durchgängige Beschreibung des Tragverhaltens muss außerdem der Zusammenhang von Druckzonenhöhe und Rotation definiert werden. Dafür sind zwei Möglichkeiten gegeben:

$$\vartheta = \frac{s_u}{(h_{eff} - x)} \quad \text{Definition über die Fugenöffnung} \quad (5.10)$$

$$\vartheta = \frac{\varepsilon_{c,c} \cdot L_{ch}}{x} \quad \text{Definition über die Stauchung des Druckrandes} \quad (5.11)$$

ϑ	<i>Rotation</i>
h_{eff}	<i>wirksame Höhe / Bauteildicke</i>
x	<i>Druckzonenhöhe</i>
s_u	<i>Fugenöffnung am Zugrand des Bauteils</i>
$\varepsilon_{c,c}$	<i>Dehnung am Druckrand</i>
L_{ch}	<i>charakteristische Abklinglänge der Druckstauchungen</i>

Da sowohl die Fugenöffnung s_u in Gl. (5.10) als auch die charakteristische Abklinglänge L_{ch} in Gl. (5.11) unbekannt sind, sind hierfür Annahmen zu treffen. Der Ansatz über L_{ch} ist dafür besser geeignet.

Durch die Verringerung der Druckzonenhöhe bei zunehmender Fugenöffnung, nehmen die Dehnungen am Druckrand lokal stark zu. Die Verkürzung des Druckrandes ergibt sich aus der Integration der Dehnungen über die Länge dieses Störbereichs. Für eine einfache Berechnung wird die charakteristische Abklinglänge definiert, welche ein Ersatzrechteck mit gleicher Fläche und damit gleicher Randverkürzung beschreibt (Abbildung 5.3).

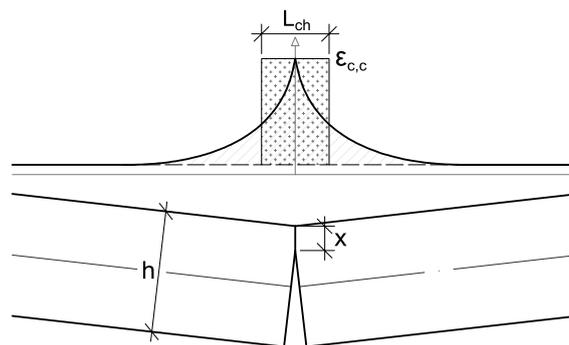


Abbildung 5.3 Definition der charakteristischen Abklinglänge L_{ch}

Eine analoge Vorgehensweise ist bei Faserbeton bzw. ultrahochfestem Faserbeton üblich, um den Zusammenhang zwischen Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung und Spannungs-Dehnungs-Beziehung zu beschreiben. Die charakteristische Abklinglänge, oft auch als Prozesszonlänge bezeichnet, wird dann jedoch für die Biegezugzone und nicht für die Druckzone definiert. [Reichel 2010], [Greiner 2006] sowie [Habel 2004] geben einen Überblick über verschiedene Ansätze für die Prozesszonlängen.

ge. Üblicherweise hängen die gewählten Längen von der Bauteilhöhe h ab. Gängige Vorschläge sind die zweifache Risstiefe $2 \cdot (h - x)$ oder auch $2/3 \cdot h$.

Da in den eigenen Betrachtungen der Bezug zur Rotation über die Druckseite definiert wird, scheint eine Abhängigkeit von der Druckzonenhöhe x logisch. Mittels einfachen FE-Berechnungen wurden verschiedene Ansätze für L_{ch} überprüft:

$$L_{ch} = k_\varepsilon \cdot x \quad \text{abhängig von } x, \text{ skaliert mit einem Faktor } k_\varepsilon \quad (5.12)$$

$$L_{ch} = a \cdot h \quad \begin{array}{l} \text{abhängig nur von } h, \text{ skaliert mit einem Faktor } a; \\ L_{ch} \text{ bleibt trotz sich ändernder Fugenöffnung konstant} \end{array} \quad (5.13)$$

$$L_{ch} = A + k \cdot x \quad \text{abhängig von } x, \text{ skaliert mit einem Faktor } k \text{ und} \\ \text{konstantem Anteil } A \quad (5.14)$$

$$L_{ch} = A \cdot x^k \quad \text{Nichtlinearer Zusammenhang, abhängig von } x, \text{ skaliert mit ei-} \\ \text{nem Faktor } A \text{ und Exponenten } k \quad (5.15)$$

Die Untersuchungen sind in Anhang C dokumentiert. Der nichtlineare Ansatz (Gl. (5.15)) stimmt am genauesten mit den FE-Ergebnissen überein. Leitet man jedoch die im Folgenden präsentierten Gleichungen für die unterschiedlichen Varianten ab, zeigt sich dass die Unterschiede im berechneten reaktiven Moment vernachlässigbar klein sind. Deshalb wird für die Berechnungen die erste Variante (Gleichung (5.12)) gewählt. Aufgrund des einfachen Zusammenhangs werden auch die weiteren Gleichungen nicht unnötig verkompliziert. Ein Skalierfaktor von $k_\varepsilon = 2$ hat sich als passend erwiesen und entspricht darüber hinaus auch dem Prinzip von St. Venant.

Die folgenden Herleitungen gelten für ein Verbindungselement und die zugehörige Breite, wobei der Nettoquerschnitt zu berücksichtigen ist.

$$b_n = a_v - b_v \quad (5.16)$$

$$\begin{array}{ll} b_n & \text{Nettoquerschnittsbreite bei berücksichtigter Aussparung} \\ a_v & \text{Abstand der Verbinder entlang der Fuge} \\ b_v & \text{Breite der Aussparung} \end{array}$$

(1) Grenzzustand der Dekompression:

Für die Berechnung des Dekompressionsmoments gilt $\Delta F_s = 0$, die Anteile, Δz_{rot} und Δz_b können vernachlässigt werden. Weiters gilt $x = h_{eff}$, $x_{e1} = h_{eff}/3$ und somit $z = h_{eff}/6$. Das Dekompressionsmoment kann also direkt berechnet werden. Es darf hier jedoch nicht die maximale Vorspannkraft $F_{s,0}$ angesetzt werden, da in der Höhenlage des Spannschlusses der Beton weiterhin unter Druck steht. Vereinfacht kann mit der im Spannschluss vorhandenen Vorspannkraft $F_{s,vs}$ gerechnet werden.

$$M_D = F_{s,vs} \cdot z = F_{s,vs} \cdot \frac{h_{eff}}{6} \quad (5.17)$$

Bei geschlossener Fuge ist die Rotation zwischen den beiden Fügeteilen null (Gl. (5.10)).

$$\vartheta_D = 0$$

(2) Moment bei Fugenöffnung $h/2$:

Das Moment bei Fugenöffnung bis zur halben Bauteildicke kann ebenso einfach wie das Dekompressionsmoment berechnet werden. Da die Fuge im Bereich des Verbindungselements noch geschlossen ist, gilt weiterhin $\Delta F_s = 0$. Auch die Rotationen sind minimal, deshalb werden auch Δz_{rot} und Δz_b wieder vernachlässigt. Mit $x = h_{eff}/2$, $x_{e1} = h_{eff}/6$ und $z = h_{eff}/3$ folgt:

$$M_2 = F_{S,0} \cdot z = F_{S,0} \cdot \frac{h_{eff}}{3} \quad (5.18)$$

Mit der Druckranddehnung

$$\varepsilon_{c,c} = \frac{\sigma_{c,c}}{E_c} = \frac{2 \cdot C}{x \cdot b_n \cdot E_c} \quad (5.19)$$

und den Glg. (5.11) und (5.12) sowie ($C = F_{S,0}$) wird die Rotation abgeschätzt:

$$\vartheta_2 = \frac{k_\varepsilon \cdot 4 \cdot F_{S,0}}{h_{eff} \cdot b_n \cdot E_c} \quad (5.20)$$

Bei der noch kleinen Fugenöffnung weicht die Annahme der reinen Rotation stark vom realen Verhalten ab. Zusätzlich ist auch der gewählte Ansatz für L_{ch} bei großen Druckzonenhöhen ungenau. Demnach ist Gl. (5.20) nur eine Vereinfachung. Dies ist aber akzeptabel, da die Rotation zum Zeitpunkt $x = h_{eff}/2$ im Vergleich zum weiteren Belastungs- und Verformungsverlauf sehr gering ist. Durch die Verwendung eines anderen Ansatzes kann gegebenenfalls eine genauere Rotation berechnet werden.

(3) Moment bis zum Erreichen der Druckfestigkeit:

Mit zunehmender Verdrehung der beiden Fügeteile zueinander, sind die Anteile Δz_{rot} und Δz_b gemäß Gl. (5.9) bzw. Abbildung 5.2 zu berücksichtigen. Dabei sei angemerkt, dass die Rotationen ϑ immer noch klein sind. Dies erlaubt die Vereinfachung $\tan \vartheta = \sin \vartheta = \vartheta$. Für $\cos \vartheta$ wird keine Vereinfachung vorgenommen, da dieser Einfluss durchaus in den Ergebnissen bemerkbar ist.

Die Verdrehung des Spannschlusses ist:

$$\Delta z_{rot} = \frac{L_C}{2} \cdot \frac{\vartheta}{2} \quad (5.21)$$

L_C *Länge des Spannschlusses mit Haken (entspricht dem Abstand der beiden Anschlusspunkte der Anker)*

Der freigestellte Teil des Ankers biegt sich bei schräger Krafteinleitung, welche mit größer werdender Verdrehung zunimmt. Für die Berechnung wird von einer starren Einspannung im Beton ausgegangen. Da der Biegeanteil des Ankers bereits klein gegenüber der Verdrehung des Spannschlusses ist, kann eine nachgiebige Einspannung vernachlässigt werden.

$$\Delta z_b = (F_{S,0} + \Delta F_S) \cdot \vartheta \cdot \frac{L_A^3}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \quad (5.22)$$

L_A *Freie Länge eines Ankers (Abstand vom Anschlusspunkt des Hakens bis zum Beginn des Beton-Verbundes)*

Des Weiteren fehlt noch der Anteil ΔF_S . Öffnet sich die Fuge über die Achse des Verbinders, nimmt die Kraft in Abhängigkeit der Steifigkeit zu:

$$\Delta F_S = D \cdot \Delta L_S \quad (5.23)$$

D *Steifigkeit des Verbinders (Spannschloss + Anker)*

ΔL_S *Längenänderung des Verbinders*

Wie einleitend angesprochen, ändert sich aufgrund des gelenkigen Anschlusses zwischen Haken und Anker und der damit verbundenen Rotation die Höhenlage des Spannschlusses. Die Längenänderung des Verbinders ergibt sich daher aus der Differenz der ursprünglichen Länge und dem Abstand der

Ankerpunkte in verdrehter Position. Sie setzt sich aus der Fugenöffnung und der Verdrehung des Spannschlusses zusammen (Abbildung 5.4).

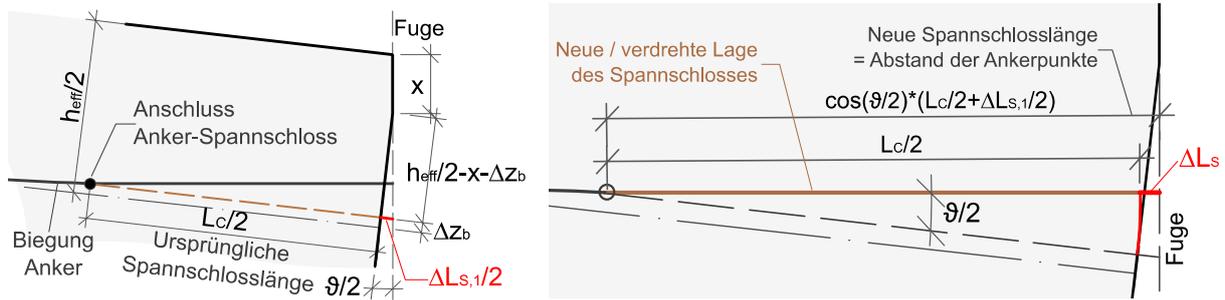


Abbildung 5.4 Geometrische Zusammenhänge bei offener Fuge: Verlängerung des Verbinders, zusammengesetzt aus der Fugenöffnung (links) und einer Verdrehung des Spannschlusses (rechts)

Die reine Verlängerung $\Delta L_{S,1}$ aus der Fugenöffnung ist:

$$\Delta L_{S,1} = 2 \cdot \tan \frac{\vartheta}{2} \cdot \left(\frac{h_{eff}}{2} - x - \Delta z_b \right) = \vartheta \left(\frac{h_{eff}}{2} - x - \Delta z_b \right) \quad (5.24)$$

Die tatsächliche, durch die Rotation verkürzte Länge, kann durch Multiplikation mit dem Cosinus des halben Verdrehwinkels berechnet werden. Damit ergibt sich die Längenänderung des Verbinders zu:

$$\begin{aligned} \Delta L_S &= 2 \cdot \cos \frac{\vartheta}{2} \cdot \left(\frac{L_C}{2} + \frac{\Delta L_{S,1}}{2} \right) - \frac{L_C}{2} \\ \Delta L_S &= \cos \frac{\vartheta}{2} \cdot \left[L_C + \vartheta \left(\frac{h_{eff}}{2} - x - \Delta z_b \right) \right] - L_C \end{aligned} \quad (5.25)$$

Die Höhe der Druckzone und damit die Lage des Rotationspunkts der beiden Fügeteile wird in Abhängigkeit der Verdrehung ϑ definiert. Dafür wird zuerst die Druckkraft im Beton bzw. die Zugkraft im Verbinder über die Druckranddehnung und x ausgedrückt:

$$C = F_{S,0} + \Delta F_S = \frac{x \cdot \varepsilon_{c,c} \cdot E_c \cdot b_n}{2} \quad (5.26)$$

Kombiniert man nun die Gleichung (5.26) mit (5.11) und (5.12), ist die Druckzonenhöhe:

$$x = \frac{2 \cdot k_\varepsilon \cdot (F_{S,0} + \Delta F_S)}{\vartheta \cdot E_c \cdot b_n} \quad (5.27)$$

Setzt man nun die Gleichungen (5.22) und (5.27) in (5.25) ein und kombiniert diese mit Gl. (5.23), kann man die Änderung der Kraft ΔF_S berechnen:

$$\begin{aligned} \frac{\Delta F_S}{D} &= \cos \frac{\vartheta}{2} \left[L_C + \vartheta \cdot \frac{h_{eff}}{2} - \frac{2 \cdot k_\varepsilon \cdot (F_{S,0} + \Delta F_S)}{E_c \cdot b_n} - \frac{(F_{S,0} + \Delta F_S) \cdot \vartheta^2 \cdot L_A^3}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right] - L_C \\ \Delta F_S(\vartheta) &= \frac{\cos \frac{\vartheta}{2} \left[L_C + \vartheta \cdot \frac{h_{eff}}{2} - F_{S,0} \cdot \left(\frac{2 \cdot k_\varepsilon}{E_c \cdot b_n} + \frac{\vartheta^2 \cdot L_A^3}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right) \right]}{\frac{1}{D} + \cos \frac{\vartheta}{2} \left[\frac{2 \cdot k_\varepsilon}{E_c \cdot b_n} + \frac{\vartheta^2 \cdot L_A^3}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right]} - L_C \quad \text{für: } \vartheta_2 < \vartheta \leq \vartheta_{el} \end{aligned} \quad (5.28)$$

Mit $x_{el} = x/3$ kann mittels Gl. (5.9) nun das reaktive Moment in Abhängigkeit der Verdrehung berechnet werden. Die hergeleiteten Formeln haben Gültigkeit, bis die Druckfestigkeit f_c am Druckrand erreicht wird. Die Grenzrotation bei Erreichen der Festigkeit wird mit ϑ_{el} bezeichnet.

(4) Moment nach Überschreiten der Druckfestigkeit:

Für die Beschreibung des Tragverhaltens nach erreichter Druckfestigkeit wird ein trapezförmiger Spannungsverlauf in der Druckzone angesetzt – also ideal-plastisches Verhalten. Dieser vereinfachte Ansatz wird mit dem Verhalten in den Versuchen gerechtfertigt. Dort wurde zwar ein oberflächliches Abplatzen an der Druckzone beobachtet, jedoch hatte dies keinen sichtbaren Lastabfall zur Folge.

Der Übergang von Bereich (3) auf Bereich (4) wird durch die Grenzrotation ϑ_{el} definiert:

$$\vartheta_{el} = \frac{k_\varepsilon \cdot f_c}{E_c} \quad (5.29)$$

Liegt ein trapezförmiger Spannungsverlauf vor, so kann dieser in einen Anteil mit linear-elastischem Verhalten (Index „el“) und einem Anteil für den plastischen Bereich (Index „pl“) aufgeteilt werden (Abbildung 5.5). Die Aufteilung in die beiden Anteile erfolgt über die Dehnungsverteilung:

$$\frac{x}{\varepsilon_{c,c}} = \frac{x_{el}}{\varepsilon_{el}} \quad (5.30)$$

Dabei beschreibt $\varepsilon_{c,c}$ wieder die Dehnung am Druckrand, ε_{el} die Dehnung am Ende des linear-elastischen Bereichs und x_{el} den Anteil des elastischen Bereichs an der Druckzonenhöhe.

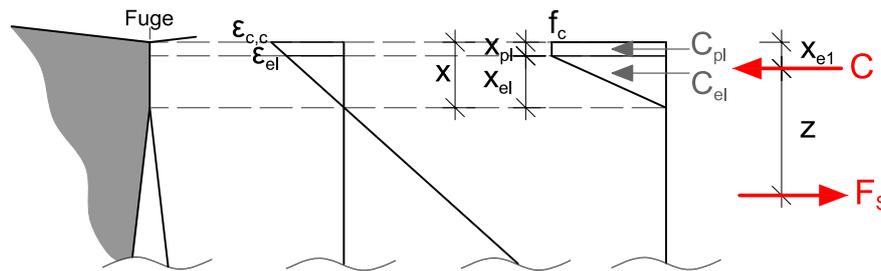


Abbildung 5.5 Dehnung und Druckspannungsverteilung bei $\vartheta > \vartheta_{el}$

Behält man den Ansatz für L_{ch} bei (Gl. (5.12)), ergibt sich mit Gl. (5.11) für $\varepsilon_{c,c}$:

$$\varepsilon_{c,c} = \frac{\vartheta}{k_\varepsilon} \quad (5.31)$$

Mit $\varepsilon_{el} = f_c/E_c$ kann dann der elastische Anteil der Druckzonenhöhe in Abhängigkeit der Rotation berechnet werden:

$$x_{el}(\vartheta) = \frac{x \cdot \varepsilon_{el}}{\varepsilon_{c,c}} = \frac{x \cdot f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} \quad (5.32)$$

Damit kann wieder die Druckkraft und die Zugkraft im Verbinder ausgedrückt werden:

$$C = F_S = F_{S,0} + \Delta F_S = \frac{(x + x_{pl}) \cdot f_c \cdot b_n}{2}$$

$$x_{pl} = x - x_{el}$$

$$F_{S,0} + \Delta F_S = \frac{(2 \cdot x - x_{el}) \cdot f_c \cdot b_n}{2}$$

$$F_{S,0} + \Delta F_S = x \cdot \left(2 - \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c}\right) \cdot \frac{f_c \cdot b_n}{2} \quad (5.33)$$

Daraus ergibt sich die Druckzonenhöhe zu:

$$x = \frac{2 \cdot (F_{S,0} + \Delta F_S)}{f_c \cdot b_n \cdot \left(2 - \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c}\right)} \quad (5.34)$$

Analog dem Bereich (3) kann man nun die Gleichungen (5.22), (5.23), (5.25) und (5.34) kombinieren um die Änderung der Kraft zu berechnen.

$$\begin{aligned} \frac{\Delta F_S}{D} &= \cos \frac{\vartheta}{2} \left[L_C + \vartheta \cdot \left(\frac{h_{eff}}{2} - \frac{2 \cdot (F_{S,0} + \Delta F_S)}{f_c \cdot b_n \cdot \left(2 - \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c}\right)} - \frac{(F_{S,0} + \Delta F_S) \cdot \vartheta \cdot L_A^3}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right) \right] - L_C \\ \Delta F_S(\vartheta) &= \frac{\cos \frac{\vartheta}{2} \left[L_C + \vartheta \cdot \left(\frac{h_{eff}}{2} - \frac{2 \cdot F_{S,0}}{f_c \cdot b_n \cdot \left(2 - \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c}\right)} - \frac{\vartheta \cdot L_A^3 \cdot F_{S,0}}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right) \right] - L_C}{\frac{1}{D} + \cos \frac{\vartheta}{2} \cdot \vartheta \cdot \left[\frac{2}{f_c \cdot b_n \cdot \left(2 - \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c}\right)} + \frac{\vartheta \cdot L_A^3}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right]} \quad \text{für: } \vartheta_{el} < \vartheta \quad (5.35) \end{aligned}$$

Mit dem Abstand x_{el} (Flächenschwerpunkt der trapezförmigen Spannungsverteilung)

$$x_{el} = \frac{x_{el}^2 + 3 \cdot x \cdot (x - x_{el})}{3 \cdot (2 \cdot x - x_{el})} \quad (5.36)$$

kann schließlich wieder das reaktive Moment nach Gl. (5.9) berechnet werden.

Mit den Glg. (5.37) und (5.38) kann die Kraftänderung für den Grenzfall bei linear elastischem Verhalten und genau erreichter Druckfestigkeit direkt berechnet werden. Damit können aber auch die hergeleiteten Gleichungen für die Grenzrotation ϑ_{el} überprüft werden: Bei $\vartheta = \vartheta_{el}$ muss die mit den Gleichungen (5.28), (5.35) und (5.38) berechnete Änderung der Kraft übereinstimmen.

$$x_{el} = \frac{2 \cdot (F_{S,0} + \Delta F_{S,Gr})}{f_c \cdot b_n} \quad (5.37)$$

$$\Delta F_{S,el} = \frac{\cos \frac{\vartheta_{el}}{2} \left[L_C + \vartheta_{el} \cdot \frac{h_{eff}}{2} - F_{S,0} \cdot \left(\frac{2 \cdot \vartheta_{el}}{f_c \cdot b_n} + \frac{\vartheta_{el}^2 \cdot L_A^3}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right) \right] - L_C}{\frac{1}{D} + \cos \frac{\vartheta_{el}}{2} \left[\frac{2 \cdot \vartheta_{el}}{f_c \cdot b_n} + \frac{\vartheta_{el}^2 \cdot L_A^3}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right]} \quad (5.38)$$

5.1.3 Vergleich des Berechnungsansatzes mit den Versuchsergebnissen

Im Folgenden werden die Moment – Rotationskurven mit den hergeleiteten Gleichungen berechnet und mit den Versuchsergebnissen verglichen. Dabei fließen noch zwei weitere Beobachtungen ein, die vorweg erläutert werden:

Betrachtet man wie bei den Zugversuchen die Kraftänderung in Abhängigkeit der Fugenöffnung, so stellt man fest, dass sich die Proben trotz unterschiedlicher Vorspannkraft sehr ähnlich verhalten (Abbildung 5.6). In diesem Diagramm wurde die halbe am Biegezugrand gemessene Fugenöffnung aufgetragen, dies entspricht in grober Näherung der Fugenöffnung in der Höhenlage des Verbinders.

Die Kraftänderung entspricht wie bei den Zugversuchen $\Delta F_S = F_{S, Messung} - F_{S, VS}$. Insbesondere bei sehr kleinen, gemessenen Fugenöffnungen sind die Kurven nahezu ident. Daraus kann geschlossen werden, dass der Kraftanteil aus der elastischen Verkürzung ($\Delta F_{F, el}$) bei allen Proben annähernd gleich ist. Dies wird damit begründet, dass der Anteil $\Delta F_{F, el}$ zum Großteil einer Verformung der „weichen“ Fuge zugeschrieben wird (vgl. Kap. 5.1.1). Wird der beschriebene „Vollkontakt“ der Fuge bereits bei einer niedrigeren Vorspannkraft erreicht (z.B. $F_{S, VS} = 46$ kN wie im Versuch B01), dann bewirkt eine höhere Vorspannkraft keine nennenswerte zusätzliche Verformung mehr. Dementsprechend bleibt auch der Kraftanteil $\Delta F_{F, el}$ ab einem bestimmten Vorspannkraftniveau annähernd konstant. Aufgrund dieser Erkenntnis werden die Werte für $\Delta F_{F, el}$ und für die Steifigkeit D aus den Zugversuchen übernommen.

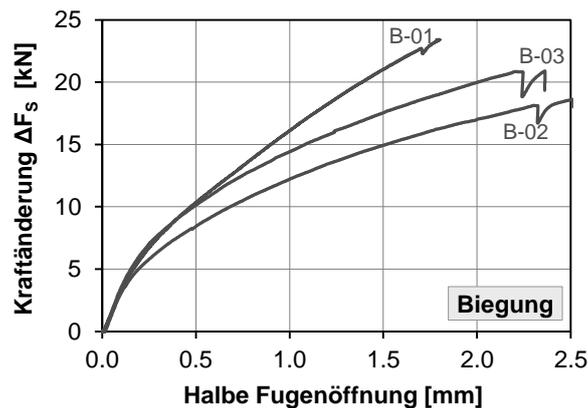


Abbildung 5.6 Kraftänderung – Fugenöffnung in den Biegeversuchen

Die zweite Beobachtung betrifft die Bauteilhöhe unmittelbar an der Fuge. Durch die notwendige Fugbearbeitung (schneiden und schleifen) kommt es zu Abplatzungen an den Bauteilkanten. Diese ungewollten Abrundungen sind zwar sehr klein, in Anbetracht der geringen Bauteildicken wirken sich diese aber durchaus aus.

Im analytischen Modell kann dies durch eine Abminderung der Bauteilhöhe berücksichtigt werden. Dafür wurde bereits die Variable h_{eff} eingeführt.

$$h_{eff} = h \cdot k_h \quad (5.39)$$

k_h Korrekturfaktor für eine reduzierte Bauteilhöhe im Fugenbereich

Für die Nachrechnung wurde der Faktor $k_h = 0.95$ gewählt. Dies entspricht einer effektiven Höhe von 47.5 mm, also einer Abrundung von 1.25 mm je Kante. Stichprobenartige Dickenmessungen an den Fugen zeigen, dass diese Größenordnung durchaus plausibel ist (Abbildung 5.7).

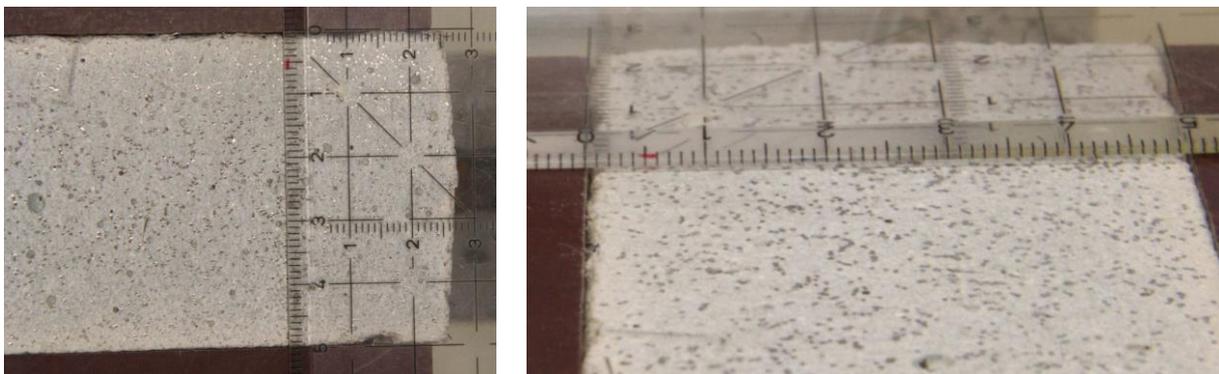


Abbildung 5.7 Abgeschrägte Kante an der geschliffenen Fuge (Versuchskörper Z01)

Würde die Bauteildicke nicht abgemindert werden, hätte das eine Überschätzung des berechneten reaktiven Biegemoments zur Folge. Das höhere Biegemoment ist vor allem eine Folge eines zu großen Hebelsarm z , welcher direkt von der Bauteildicke abhängt.

Unter Berücksichtigung dieser Beobachtungen wurden für die Nachrechnung der Versuche folgende Eingangswerte verwendet:

<i>UHPC:</i>	<i>Bauteilhöhe</i>	$h_{eff} = 47,5 \text{ mm}$
	<i>Breite</i>	$b_n = 1000/4 \cdot 50 = 200 \text{ mm}$
	<i>E-Modul</i>	$E_c = 50400 \text{ N/mm}^2$
<i>Anker:</i>	<i>Freie Länge</i>	$L_A = 55 \text{ mm}$
	<i>E-Modul</i>	$E_A = 200000 \text{ N/mm}^2$
	<i>Querschnittsfläche (2ϕ12)</i>	$A_A = 226,2 \text{ mm}^2$
	<i>Trägheitsmoment</i>	$I_A = 2035,8 \text{ mm}^4$
<i>Spannschloss: Länge</i>		$L_C = 110 \text{ mm}$
	<i>E-Modul</i>	$E_S = 200000 \text{ N/mm}^2$
	<i>Querschnittsfläche (M16x1,5)</i>	$A_S = 167 \text{ mm}^2$
<i>Faktor Abklinglänge</i>		$k_\varepsilon = 2$
<i>Vorspannkraft (B01 / B02 / B03)</i>		$F_{S,VS} = 46,3 / 66 / 75 \text{ kN}$
<i>Kraftanteil el. Verkürzung</i>		$\Delta F_{F,el} = -5,5 \text{ kN}$
<i>Maximale Vorspannkraft</i>		$F_{S,0} = 51,8 / 71,5 / 80,5 \text{ kN}$
<i>Verbindersteifigkeit</i>		$D = 7800 \text{ N/mm}$

Das Dekompressionsmoment sowie des Moment bei einer Fugenöffnungstiefe von $h/2$ können unabhängig der Rotation bzw. Fugenöffnung berechnet werden. Die Werte sind exemplarisch für den Versuch B03 angeführt:

$$M_D = F_{S,VS} \cdot \frac{h_{eff}}{6} = 75 \cdot \frac{47,5}{6} \cdot \frac{1}{10^3} = 0.594 \text{ kNm}$$

$$M_2 = F_{S,0} \cdot \frac{h_{eff}}{3} = 80,5 \cdot \frac{47,5}{3} \cdot \frac{1}{10^3} = 1.27 \text{ kNm}$$

$$\vartheta_2 = \frac{k_\varepsilon \cdot 4 \cdot F_{S,0}}{h_{eff} \cdot b_n \cdot E_c} = \frac{2 \cdot 4 \cdot 80,55 \cdot 10^3}{47,5 \cdot 200 \cdot 50400} = 1.345 \cdot 10^{-3} \text{ rad}$$

In Abbildung 5.8 ist der Verlauf des Biegemoments in Abhängigkeit der Fugenöffnung entsprechend den Glg. (5.9) - (5.36) dargestellt. Die Darstellung in Abhängigkeit der Fugenöffnung wurde gegenüber der Rotation ϑ bevorzugt, da die Fugenöffnung in den Versuchen gemessen wurde. Die Umrechnung von der im Berechnungsmodell verwendeten Rotation erfolgt mittels Gleichung (5.40). Für jeden Versuch ist neben dem Biegemoment auch der Verlauf des Hebelsarms und der Kraft im Spannschloss abgebildet.

$$s_u = \vartheta \cdot (h - x) \tag{5.40}$$

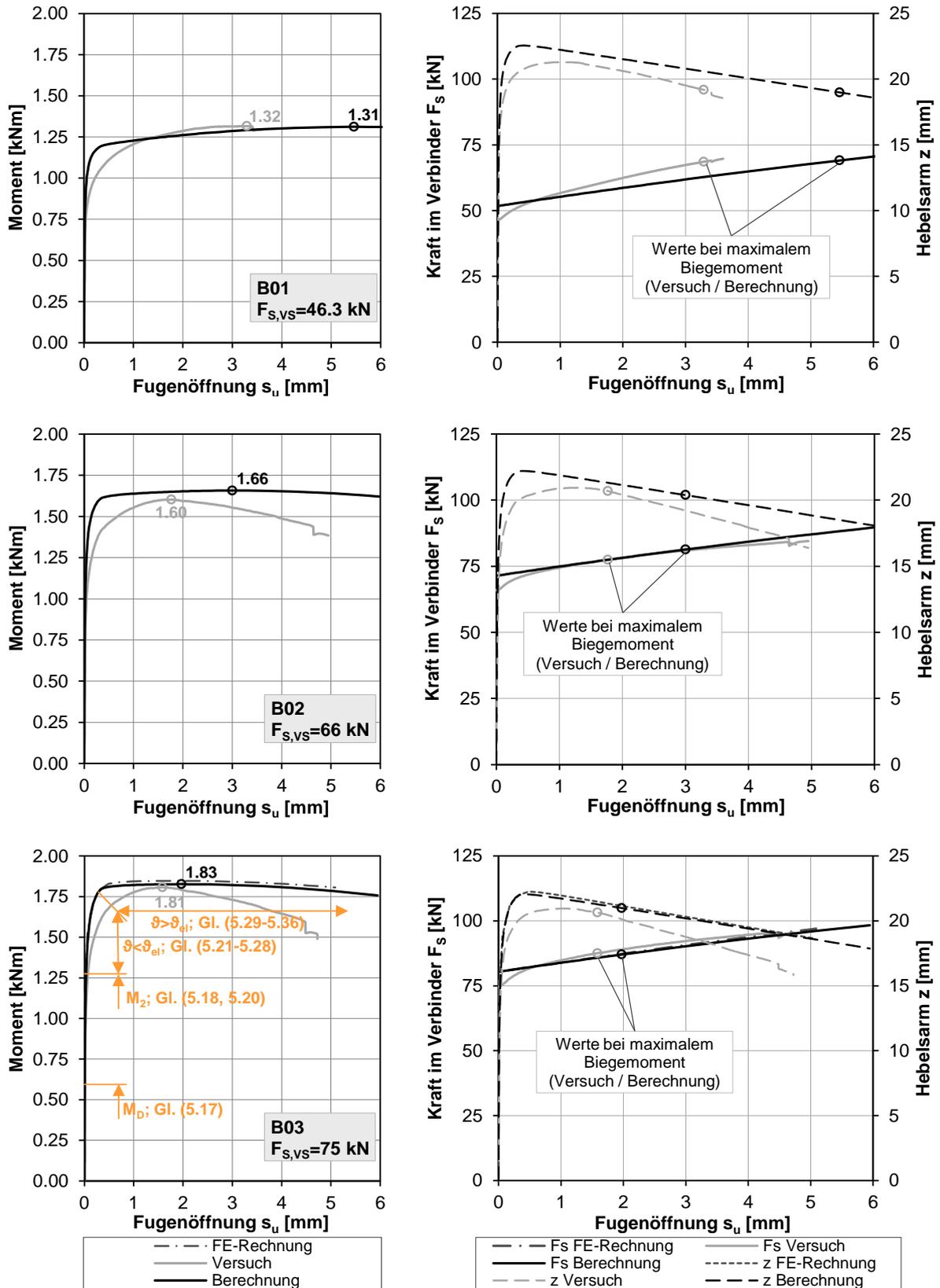


Abbildung 5.8 Moment, Hebelarm und Kraft im Spannschloss vs. Fugenöffnung; Vergleich Berechnung und Versuch unter Berücksichtigung der effektiven Höhe und der maximalen Vorspannkraft $F_{s,0}$

Bei allen drei Versuchen stimmen die Maximalwerte des Biegemoments sehr gut mit den berechneten Werten überein. Die berechneten Momentenverläufe weichen allerdings geringfügig von den Versuchsergebnissen ab. Die rechten Bilder in Abbildung 5.8 zeigen, dass diese Abweichung zum größten Teil auf den berechneten Hebelsarm zurückzuführen sind. Die Kraft im Spannschloss kann mit der vorgeschlagenen Berechnungsmethode sehr genau berechnet werden. Insbesondere bei den Versuchen B02 und B03 stimmen Berechnung und Versuch sehr exakt überein.

Um den vorgeschlagenen Berechnungsansatz zu verifizieren, wurden FE-Berechnungen an einem idealisierten 2D-Scheibenmodell durchgeführt. Dabei wurden die gleichen Eingangsparameter wie in der analytischen Berechnung verwendet: Ideal-plastisches Materialverhalten des UHPC, abgeminderte Steifigkeit des Verbinders, reduzierte Bauteildicke und die an die Versuche angepasste maximale Vorspannkraft $F_{s,0}$. Die Steifigkeitsabminderung des Verbinders wurde nur durch eine Reduktion des E-Moduls des Spannschlusses erfasst ($E_{s,FE} = 5238 \text{ N/mm}^2$). Die Steifigkeit der Anker wurde nicht reduziert, damit die Ankerbiegung mit dem analytischen Modell vergleichbar ist. Für den Versuch B03 sind die Berechnungsergebnisse in den Diagrammen in Abbildung 5.8 dargestellt. Die Ergebnisse der FE-Simulation stimmen sowohl für das Biegemoment als auch für den Hebelsarm und die Spannschlosskraft sehr exakt mit der analytischen Berechnung überein. Daher kann ein grundsätzlicher Fehler im Berechnungsansatz ausgeschlossen werden.

Die Abweichungen zwischen den Versuchsergebnissen und den Ergebnissen der analytischen Berechnung werden auf die Unterschiede zwischen idealen Modellannahmen und den realen Bedingungen im Versuch zurückgeführt. In Kap. 5.1.4 wird versucht, die Berechnung durch verschiedene Modifikationen genauer an die Versuchskurven anzupassen.

Für eine spätere Bemessung ist nicht die ganze $M-\vartheta$ Kurve relevant, sondern lediglich der Maximalwert von Interesse. Das maximale Moment lässt sich theoretisch durch Ableitung der Kurve $M(\vartheta)$ im Bereich (4) und anschließendem Nullsetzen ($dM/d\vartheta = 0$) ermitteln. Für die hergeleiteten Formeln ist dieses Gleichungssystem jedoch analytisch nicht lösbar. Ein vereinfachter Ansatz zur Berechnung des zulässigen, maximalen Biegemoments wird im Bemessungskonzept, Kap. 5.2, vorgestellt.

5.1.4 Überprüfung weiterer Ansätze für die Moment – Fugenöffnung – Beziehung

Um eine etwaige genauere Übereinstimmung der berechneten Moment-Fugenöffnung - Kurven mit den Versuchsergebnissen zu erreichen, werden weitere Ansätze überprüft:

- Betonarbeitslinie mit Sinus – Ansatz
- Betonarbeitslinie mit abfallendem Ast
- Nichtlineare Kraftzunahme im Verbinder (empirisch aus Versuchen)
- Variation des UHPC - E-Moduls (Abminderung im Fugenbereich)

Abbildung 5.9 zeigt die unterschiedlichen verwendeten Arbeitslinien. Ausgegangen wurde immer von der im vorgestellten Modell verwendeten linear-elastisch – ideal-plastischen Arbeitslinie.

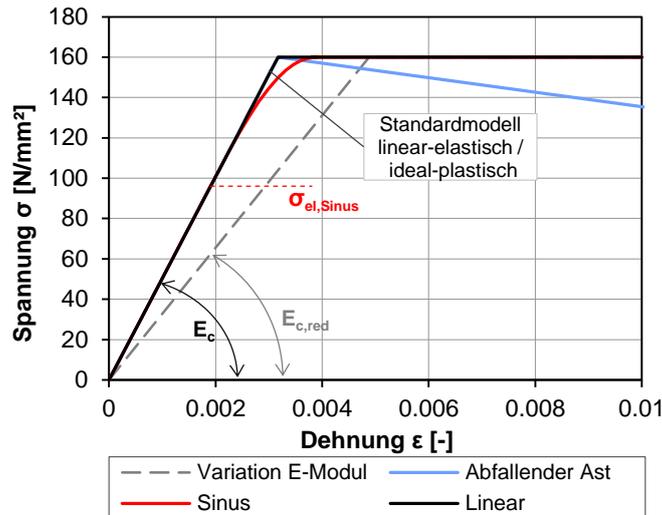


Abbildung 5.9 Varianten der im Modell berücksichtigten Arbeitslinien

Das Grundmodell nach Gl. (5.9) bleibt bei allen Variationen das Gleiche. Dennoch ändern sich die abgeleiteten Gleichungen zum Teil erheblich. Aufgrund dessen werden die Ansätze und die wesentlichen Ergebnisse im Folgenden nur kurz zusammengefasst. Die Herleitung der Gleichungen ist im Anhang D angeführt.

Arbeitslinie mit Sinus – Ansatz

Ein Sinus- bzw. Cosinus-Ansatz zur Beschreibung der UHPC-Arbeitslinie wurde von [Freytag et al. 2012a] vorgeschlagen. Damit soll überprüft werden, inwieweit ein Ausrunden der Spannungs-Dehnungsbeziehung einen Einfluss auf die M- ϑ Beziehung im Bereich kleiner Fugenöffnungen hat. Angestrebt wird eine stärkere Ausrundung der Kurve, wie dies in den Versuchen gemessen wurde. Der Ansatz wird mit drei Parametern definiert. Neben der Druckfestigkeit und dem E-Modul muss das Ende des linear-elastischen Verhaltens berücksichtigt werden (σ_{el}). Die Spannung bei $\sigma > \sigma_{el}$ errechnet sich dann zu:

$$\sigma = \sigma_{el} + (f_c - \sigma_{el}) \cdot \sin \left[\frac{E_c \cdot \varepsilon - \sigma_{el}}{f_c - \sigma_{el}} \right] \quad (5.41)$$

Das Ende des linear elastischen Bereichs wird hier mit $\sigma_{el} = 0,6 \cdot f_c$ angenommen. Nach erreichter Druckfestigkeit wird, wie beim Standardmodell, mit einem ideal-plastischen Verhalten gerechnet.

Arbeitslinie mit abfallendem Ast

Anstelle des ideal-plastischen Verhaltens nach erreichter Druckfestigkeit, wird ein linear abfallender Ast der Arbeitslinie angenommen. Bis zum Erreichen der Druckfestigkeit wird das Material linear-elastisch modelliert. Das Ende des abfallenden Asts wurde als ein vielfaches der elastischen Dehnung, $\varepsilon_{u,2} = 15 \cdot \varepsilon_{el}$, angenommen.

Durch diese Modelländerung soll die in den Versuchen stärker abfallende Momentenkurve bei großen Fugenöffnungen besser erfasst werden.

Nichtlineare Kraftzunahme im Verbinder

Anstelle der linearen Kraftzunahme ausgehend von der maximalen Vorspannkraft $F_{S,0}$ wurde ein nicht-linearer Zusammenhang zwischen Kraftänderung und Fugenöffnung, ausgehend von der Vorspannkraft $F_{S,vS}$ berücksichtigt:

$$\Delta F_S = A \cdot \sqrt{\Delta L_S} = 15000 \cdot \sqrt{\Delta L_S} \quad (5.42)$$

Der Vorfaktor A wurde dabei empirisch ermittelt. Abbildung 5.10 zeigt die modellierte Kraftänderung im Vergleich zu den Zugversuchen.

Durch dieses Modell wird auch eine genauere Berechnung im Bereich kleiner Fugenöffnungen erwartet.

Variation E-Modul

Aufgrund des beobachteten, weicheren Verhaltens der Fuge gegenüber einem Normalquerschnitt wurde auch der Einfluss eines abgeminderten E-Moduls auf die Berechnungsergebnisse überprüft. In Abbildung 5.11 ist das deutlich weichere Verhalten der Versuche auch bei geschlossener Fuge dargestellt. Dementsprechend wurde der E-Modul abgemindert.

$$E_{c,eff} = k_E \cdot E_c = 0,65 \cdot 50400 = 32760 \text{ N/mm}^2 \quad (5.43)$$

Die weitere Berechnung erfolgte mit dem vorgestellten Standardmodell. Theoretisch ist die Abminderung des E-Moduls aber bei allen Modellvarianten möglich.

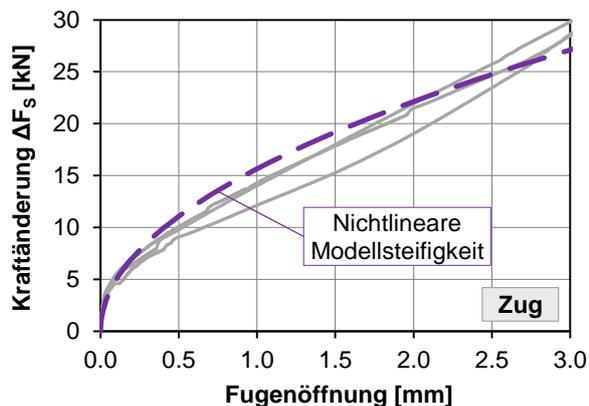


Abbildung 5.10 Nichtlineare Kraftänderung

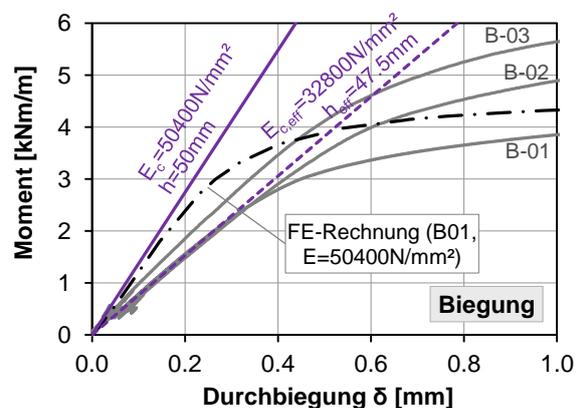


Abbildung 5.11 Biegesteifigkeit bei geschlossener Fuge

Die Veränderungen der Momenten-Fugenöffnungsbeziehung zeigt Abbildung 5.12 beispielhaft für den Versuch B03. Der Bereich kleiner Fugenöffnungen ist zur besseren Sichtbarkeit zusätzlich vergrößert dargestellt. In Abbildung 5.13 ist die Kraft im Spannschloss und der Hebelsarm für die verschiedenen Varianten dargestellt.

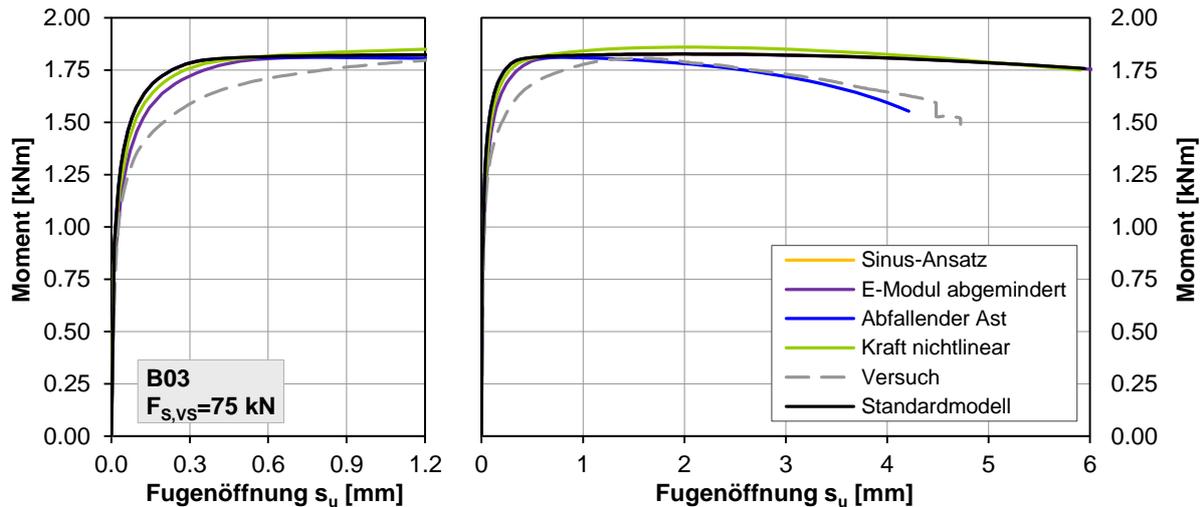


Abbildung 5.12 Berechnete Biegemomente bei unterschiedlichen Ansätzen, Vergleich zum Versuch B03

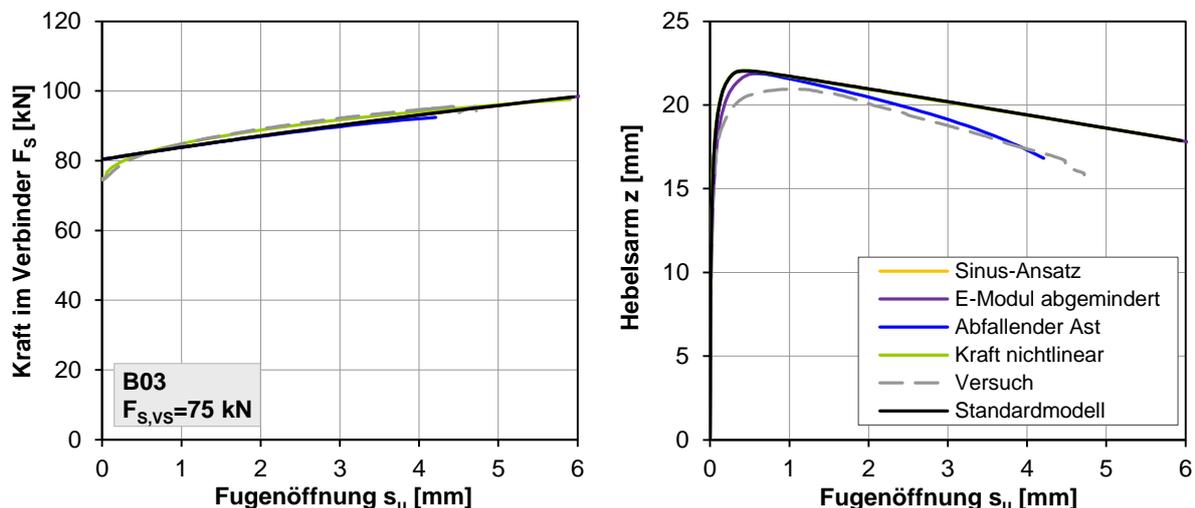


Abbildung 5.13 Spannschlosskraft und Hebelsarm bei den unterschiedlichen Ansätzen, Vergleich zum Versuch B03

In den Grafiken ist zu erkennen, dass der Einfluss der unterschiedlichen Modellvarianten äußerst gering ist. Beim Sinus-Ansatz ist der Unterschied sogar so gering, dass dieser in den Diagrammen nicht zu erkennen ist. Dies liegt daran, dass für die berechneten Größen die Fläche unter der Spannungs-Dehnungsbeziehung und deren Schwerpunkt ausschlaggebend ist. Zwischen Sinus- und Standardvariante beträgt der Unterschied im Spannungsintegral bei einer Dehnung von 4% nur $\sim 1\%$. Bei größeren Dehnungen wird der Unterschied verschwindend klein (vgl. Abbildung 5.9).

Die Fläche bzw. der Schwerpunkt unter der Arbeitslinie ist auch bei abfallendem Ast ausschlaggebend. Bei kleinen Dehnungen am Druckrand entsprechen die berechneten Werte in etwa dem Standardmodell, bei großen Dehnungen wird der Unterschied jedoch sehr deutlich. Aus Abbildung 5.13 ist ersichtlich, dass sich vor allem der Hebelsarm ändert. Durch den abfallenden Ast verschiebt sich der Schwerpunkt der Druckspannungen mehr in Richtung Bauteilmitte, wodurch sich der Hebelsarm verringert. Die hergeleiteten Gleichungen gelten bis zu einem Spannungsabfall auf $\sigma = 0$ N/mm^2 am Druckrand, was dem Ende der dargestellten Kurven entspricht.

Durch die nichtlineare Kraftänderung lässt sich die berechnete Momentenkurve auch nur sehr gering verbessern. Aufgrund der empirischen Anpassung stimmt die Spannschloss-Kraft jedoch sehr exakt mit dem Versuch überein.

Den größten Einfluss auf das Biegemoment im Bereich kleiner Fugenöffnungen hat noch die Reduktion des E-Moduls. Dabei verringert sich, wie auch beim abfallenden Ast, der Hebelsarm.

Generell lässt sich durch den abfallenden Ast das Berechnungsergebnis noch am besten verbessern, auch wenn der lineare Abfall sicher nur eine Näherung zum tatsächlichen Materialverhalten ist. Daraus lässt sich aber auch ableiten, dass das Überschreiten der Druckfestigkeit entgegen der ersten Annahme doch einen Einfluss auf den Verlauf des Biegemoments hat. Auch wenn es zu keinem plötzlichen Bruch der Druckzone kommt, reduziert sich die Biegetragfähigkeit aufgrund des Druckversagens dennoch geringfügig.

Abgesehen von der Anpassung des E-Moduls sind die modifizierten Berechnungsmodelle jedoch deutlich komplizierter als das vorgestellte Standardmodell. Demgegenüber stehen nur geringfügige Verbesserungen in den Ergebnissen. Zwar wäre noch eine Kombination der verschiedenen Ansätze denkbar, die erwartete Verbesserung daraus ist aber äußerst gering. Wird beispielsweise der E-Modul beim Modell mit nichtlinearer Kraftänderung reduziert, ergibt sich keine nennenswerte Änderung zum Standardmodell mit reduziertem E-Modul. Aufgrund dieser vernachlässigbaren Verbesserungen wird für die weiteren Berechnungen und das Bemessungskonzept das Standardmodell mit linear-elastisch – ideal-plastischem Materialgesetz verwendet.

Da die Diskrepanz zwischen berechnetem Biegemoment und Versuchsergebnis vor allem auf einer Abweichung im Hebelsarm beruht, ist anzunehmen, dass es sich dabei auch um geometrische Toleranzen im Versuch handelt. So ist z.B. eine leicht exzentrische Lage des Spannschlusses oder der Ankerbügel durchaus vorstellbar. Aufgrund der geringen Bauteildicke haben auch sehr kleine Abweichungen bereits bemerkbare Auswirkungen.

5.1.5 Einfluss der Verbindersteifigkeit

Wie bereits in Kap. 5.1.3 geschildert verhält sich das Verbindungssystem bestehend aus Anker und Spannschloss im Versuch wesentlich weicher als theoretisch berechnet. Andererseits verdeutlicht der abschließende Biegeversuch der Langzeit-Probe LZ_B1 (Kap. 4.3.6) wiederum den Einfluss der Steifigkeit auf die Biegetragfähigkeit.

Wendet man das vorgestellte Berechnungsmodell bei höherer Verbindersteifigkeit D an, sind einige Punkte zu beachten die im Folgenden kurz erläutert werden.

Abbildung 5.14 zeigt die Nachrechnung des Biegeversuchs der Langzeit-Probe LZ_B1 mit dem Standardmodell. Die Steifigkeit von Spannschloss und Anker wurde entsprechend den Versuchsergebnissen angepasst ($D = 64081 \text{ N/mm}$). Bedingt durch die hohe Steifigkeit und der daraus folgenden stärkeren Kraftzunahme in der Verbindung, muss auch das Fließen des Spannschlusses bzw. der Anker berücksichtigt werden (im Versuch wurde Fließen der Ankerbügel beobachtet). Im Modell kann das Fließen durch Begrenzung der Spannschlosskraft berücksichtigt werden. In der dargestellten Berechnung wurde die Kraft mit $F_S = 115 \text{ kN}$ begrenzt. Ansonsten wurden bewusst die gleichen Parameter wie bei der Nachrechnung der Biegeversuche B01 – B03 verwendet. Das heißt es wurde auch die elastische Verkürzung im Fugenbereich mit gleicher Größe berücksichtigt ($\Delta F_{F,el} = -5,5 \text{ kN}$).

Die Berechnung stimmt auch bei der höheren Steifigkeit sehr gut mit dem Versuch überein. Allerdings wird die Traglast etwas überschätzt. In der Berechnung ist das Fließen der Verbindungselemente das ausschlaggebende Versagenskriterium, wobei im Versuch auch die Schädigung der Druckzone einen Einfluss auf die Maximallast hat. Betrachtet man den Verlauf der Spannschlosskraft, so erkennt man,

dass in diesem Fall $\Delta F_{F,el}$ zu hoch angesetzt ist. Die Auswirkung auf das Berechnungsergebnis, insbesondere die Traglast, ist aber gering.

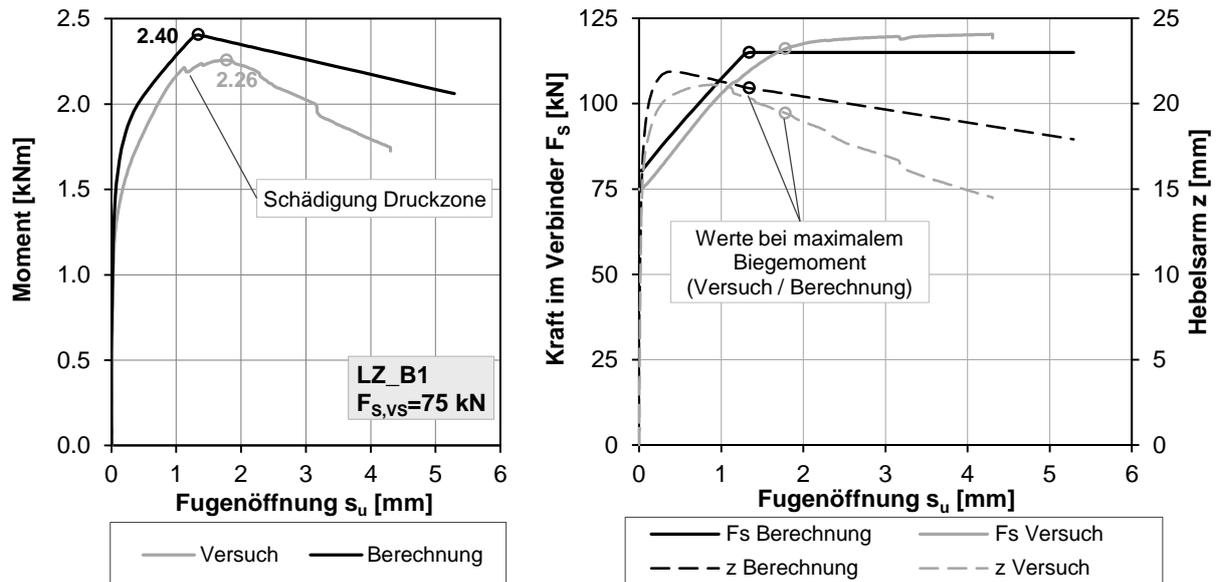


Abbildung 5.14 Berechnung des Versuchs LZ_B1 mit dem Standardmodell; Moment, Hebelsarm und Kraft im Spannschloss vs. Fugenöffnung;

Mit der Nachrechnung des Versuchs LZ_B1 konnte gezeigt werden, dass das Berechnungsmodell auch bei unterschiedlicher Verbindersteifigkeit anwendbar ist, sofern das Fließen in den Verbindungselementen berücksichtigt wird.

In Abbildung 5.15 sind weitere Berechnungen mit geänderten Steifigkeiten abgebildet. Zum direkten Vergleich sind auch die Versuchsergebnisse B03 und LZ_B1 sowie FE-Nachrechnungen dieser beiden Versuche abgebildet. In der FE-Rechnung wurden die gleichen Randbedingungen wie im analytischen Modell berücksichtigt, weshalb diese Ergebnisse sehr exakt übereinstimmen. Neben den Nachrechnungen der Versuche wurden auch eine Berechnung mit leicht erhöhter Steifigkeit (Faktor 2,5, $D^*2.5$, $D = 19504$ N/mm) und eine mit der theoretisch ermittelten Steifigkeit (D theoretisch, $D = 174674$ N/mm) durchgeführt.

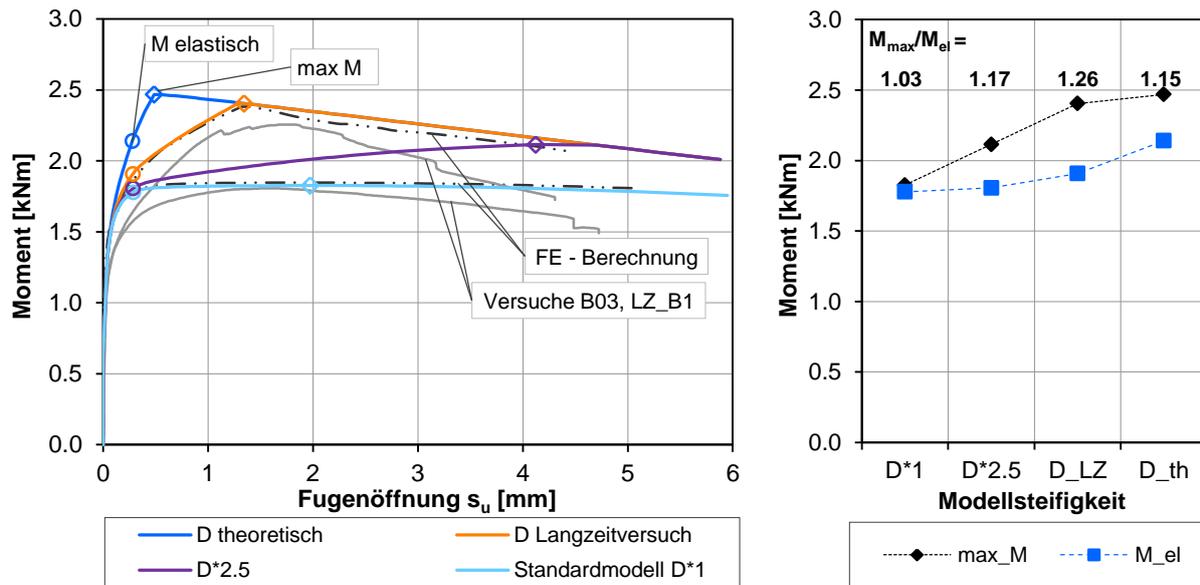


Abbildung 5.15 Berechnete Moment-Fugenöffnung – Beziehung bei unterschiedlichen Steifigkeiten mit Kennzeichnung des elastischen und maximalen Moments

Bei der Nachrechnung des Versuchs B03 bleibt das Moment nach Erreichen des elastischen Bereichs (M_{el}) nahezu konstant. Erhöht man die Verbindersteifigkeit nur geringfügig (Faktor 2,5), nimmt das Moment nach M_{el} noch weiter zu. Das berechnete, maximale Moment wird erst bei sehr großer Fugenöffnung erreicht, allerdings noch vor dem Fließen von Anker oder Spansschloss. Da bei idealplastischer Arbeitslinie das Berechnungsmodell bei großer Fugenöffnung immer mehr vom tatsächlichen Verhalten abweicht, liegt man mit dem berechneten maximalen Moment auf der unsicheren Seite. Dies gilt im Prinzip auch für die höhere Steifigkeit beim Langzeitversuch. Trotz Maximum bei relativ kleiner Fugenöffnung (bedingt durch das Fließen), wird das Moment durch die fehlende Berücksichtigung des Druckversagens überschätzt.

Auf der sicheren Seite liegend, kann für eine Bemessung das elastische Moment M_{el} angesetzt werden. Abbildung 5.15 (rechts) zeigt den Unterschied zwischen dem elastischen Moment und dem maximalen Moment bei den verschiedenen Steifigkeiten. Bei der gemessenen Verbindersteifigkeit ist dieser Unterschied nur sehr gering. Diese „plastische Reserve“ erhöht sich vorerst mit zunehmender Steifigkeit, und sinkt bei sehr Steifen Verbindungselementen bedingt durch das Fließen des Spanschlusses wieder ab. Diese Darstellung beruht allerdings nur auf den berechneten Maxima, das angesprochene Versagen im Druckbereich wird dabei nicht berücksichtigt.

Verwendet man M_{el} für die Bemessung, ergibt sich auch der Vorteil, dass sich die empirisch ermittelte Steifigkeit weniger stark auf den berechneten Wert auswirkt. Damit ist eine Bemessung weniger empfindlich auf ungenau ermittelte oder angenommene Steifigkeiten. Erst bei sehr hohen Steifigkeiten, welche nach derzeitigem Stand der Erkenntnis als praktisch weniger realistisch eingeschätzt werden, ergibt sich eine signifikante Steigerung von M_{el} . Dennoch wird auch das zusätzliche Potential des Verbindungssystems deutlich.

Die Ableitung von Bemessungsregeln aus dem analytischen Modell wird im folgenden Abschnitt 5.2 genauer beschrieben.

5.2 Bemessungskonzept

Ausgehend von den Versuchsergebnissen und dem analytischen Modell des Biegetragverhaltens wird im Folgenden schrittweise ein Konzept für eine praktische Bemessung abgeleitet. Zum besseren Verständnis wird vorerst von den dem Modell bzw. den Versuchen zugrunde gelegten Eigenschaften und Randbedingungen des Verbindungssystems ausgegangen. D.h. ein Spannschloss-Abstand von $b = 25 \text{ cm}$ ($b_n = 20 \text{ cm}$), eine Bauteildicke von $h = 50 \text{ mm}$ ($h_{\text{eff}} = 47,5 \text{ mm}$) und eine planmäßige Vorspannung von $F_{S,VS} = 75 \text{ kN}$.

Die angegebenen Vorspannkraften ($F_{S,VS}$ bzw. $F_{S,0}$) gelten dabei für den Zeitpunkt $t = \infty$. Um die zeitlichen Spannkraftverluste abzudecken, wird ein entsprechendes Überspannen der Verbindung vorgeschlagen.

5.2.1 Vereinfachung der Moment-Fugenöffnung – Beziehung

Um die Bemessung zu erleichtern, wird im ersten Schritt das detaillierte Biege-Modell aus Kap. 5.1.2 vereinfacht. Dabei wird zuerst der Cosinus-Anteil in der Kraftänderung $\Delta F_S(\vartheta)$ vernachlässigt ($\cos(\vartheta/2) = 1$). Weiters wird der Anteil der Ankerbiegung Δz_b und schließlich auch die Kraftzunahme ΔF_S vernachlässigt.

Zur Modellvereinfachung müssen lediglich die entsprechenden Terme aus den Gleichungen in Kap. 5.1.2 gestrichen werden. Im Folgenden sind die abgeänderten Gleichungen für den elastischen Bereich angeführt. Für den Bereich mit plastischer Druckzone ändern sich diese analog dazu.

Vernachlässigung des Cosinus-Anteils (aus Gl. (5.28)):

$$\Delta F_S(\vartheta) = \frac{\vartheta \cdot \frac{h_{\text{eff}}}{2} - F_{S,0} \cdot \left(\frac{2 \cdot k_\varepsilon}{E_c \cdot b_n} + \frac{\vartheta^2 \cdot L_A^3}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right)}{\frac{1}{D} + \frac{2 \cdot k_\varepsilon}{E_c \cdot b_n} + \frac{\vartheta^2 \cdot L_A^3}{6 \cdot E_A \cdot I_A}} \quad \text{für:} \quad \vartheta_2 < \vartheta \leq \vartheta_{el} \quad (5.44)$$

Zusätzliche Vernachlässigung der Ankerbiegung Δz_b (aus Gl.(5.44) und Gl. (5.9)):

$$\Delta F_S(\vartheta) = \frac{\vartheta \cdot \frac{h_{\text{eff}}}{2} - F_{S,0} \cdot \left(\frac{2 \cdot k_\varepsilon}{E_c \cdot b_n} \right)}{\frac{1}{D} + \frac{2 \cdot k_\varepsilon}{E_c \cdot b_n}} \quad \text{für:} \quad \vartheta_2 < \vartheta \leq \vartheta_{el} \quad (5.45)$$

$$M = F_S \cdot z = (F_{S,0} + \Delta F_S) \cdot \left(\frac{h_{\text{eff}}}{2} - \Delta z_{rot} - x_{e1} \right) \quad (5.46)$$

Zusätzliche Vernachlässigung der Kraftänderung ΔF_S (aus Gl. (5.46) und Gl. (5.27)):

$$M = F_S \cdot z = F_{S,0} \cdot \left(\frac{h_{\text{eff}}}{2} - \Delta z_{rot} - x_{e1} \right) \quad (5.47)$$

$$x = \frac{2 \cdot k_\varepsilon \cdot F_{S,0}}{\vartheta \cdot E_c \cdot b_n} \quad (5.48)$$

In Abbildung 5.16 sind die Moment-Fugenöffnung Kurven der vereinfachten Berechnungen dargestellt. Es ist ersichtlich, dass die Vernachlässigung des Cosinus nur sehr geringe Auswirkungen hat. Auch bei der Variante ohne Ankerbiegung ist eine signifikante Änderung erst bei großen Fugenöffnungen feststellbar. Am deutlichsten wirkt sich die Vernachlässigung der Kraftänderung aus. Das Moment steigt nach dem elastischen Moment nur mehr gering an und fällt mit zunehmender Fugen-

öffnung deutlich ab. Vergleicht man die maximalen Momente so, wird es ohne Δz_b leicht überschätzt und ohne ΔF_s leicht unterschätzt. Beim elastischen Moment ist nur die Variante ohne ΔF_s gering niedriger.

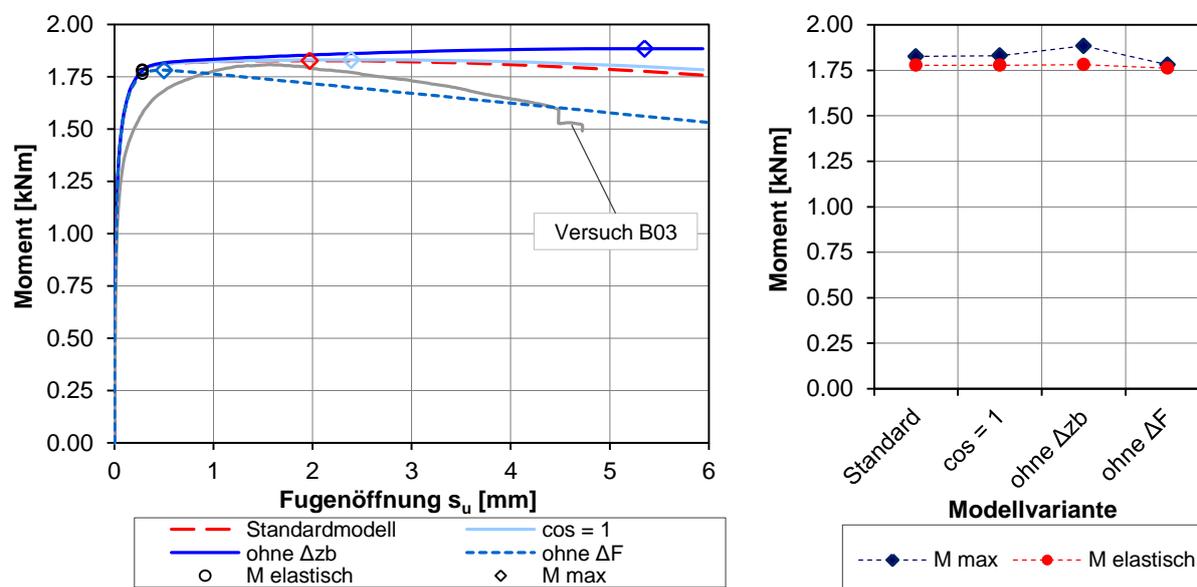


Abbildung 5.16 Moment-Fugenöffnung – Beziehung bei vereinfachten Berechnungsmodellen mit Kennzeichnung des elastischen und maximalen Moments

Wird, wie in Kap. 5.1.5 vorgeschlagen, das elastische Moment M_{el} für die Bemessung herangezogen, bietet sich für die weiter Vorgehensweise die Vernachlässigung des Cosinus und der Ankerbiegung an. Würde man jedoch die Kraftänderung vernachlässigen, geht auch der Einfluss der Verbindersteifigkeiten auf das berechnete Moment M_{el} verloren. Wie aber bereits in Abbildung 5.15 (rechts) gezeigt wurde, hat die Verbindersteifigkeit einen erheblichen Einfluss auf M_{el} . Deshalb wird die Kraftänderung weiterhin berücksichtigt. Damit kann M_{el} auch bei steiferen Verbindungen ausreichend genau berechnet werden.

5.2.2 Bruchkurve bei Moment – Normalkraft Interaktion

Da reine Biegung und reine Normalkraft eher die Ausnahme bilden, ist es erforderlich den Widerstand bei kombinierter M-N – Beanspruchung zu kennen. Eine im Betonbau übliche Methode zur Bestimmung der M-N Versagenskurve ist die Ermittlung der reaktiven Schnittkräfte bei definierten Grenzdehnungszuständen. Bei der Trockenfuge lässt sich diese Methode nicht anwenden, da die Dehnung in einer geöffneten Fuge nicht definiert ist. Aus diesem Grund wurde bereits im Modell der reinen Biegetragfähigkeit anstelle der Dehnungsebene die Rotation der beiden Fügeteile zueinander eingeführt. In das vorgestellte Biegemodell kann nun sehr einfach eine zusätzliche äußere Normalkraft integriert werden, und damit die Grenzbelastung bei M-N Interaktion bestimmt werden.

Als Grundlage wird vorerst jedoch die M-N Interaktion des Rechteckquerschnitts bei einer Fuge ohne aufnehmbare Zugspannungen angeführt (entspricht der Trockenfuge ohne Zugglied). Wird die Betondruckfestigkeit als Grenzrandspannung angesetzt, kann das Biegemoment in Abhängigkeit von der Normalkraft berechnet werden. Aufgrund der unterschiedlichen Spannungsverteilung muss dabei in einen Bereich mit trapezförmiger Spannungsverteilung (Querschnitt vollständig überdrückt) und mit dreiecksförmiger Spannungsverteilung (klaffende Fuge, $x \leq h$) unterschieden werden. Die Grundgleichungen dafür können einschlägigen Tabellenbüchern entnommen werden (z.B. [Schneider 1998]).

Die Beanspruchung aus Moment und Normalkraft kann (bei vorausgesetztem, zentrischem Lastangriff) durch eine exzentrisch einwirkende Normalkraft ausgedrückt werden. Die Exzentrizität e berechnet sich dann zu:

$$e = \frac{M}{-N} \quad (5.49)$$

Mit $e = h/6$ (Kernweite) wird das Dekompressionsmoment berechnet:

$$M_D = -N \cdot \frac{h_{eff}}{6} = f_c \cdot b_n \cdot \frac{h^2}{12} \quad (5.50)$$

In diesen und den folgenden Zusammenhängen werden Drucknormalkräfte mit negativem Vorzeichen angesetzt, die Druckfestigkeit jedoch positiv. Die Vorspannkraft des Spannschlusses ist ebenfalls immer positiv.

Bereich mit dreiecksförmiger Spannungsverteilung ($x \leq h$):

Bei dreieckiger Spannungsverteilung greift die resultierende Kraft im Abstand $x/3$ vom Druckrand an. Daraus ergibt sich für die Exzentrizität bzw. Druckspannungshöhe x :

$$e = \frac{M}{-N} = \left(\frac{h_{eff}}{2} - \frac{x}{3} \right) \quad \Rightarrow \quad x = 3 \cdot \left(\frac{h_{eff}}{2} + \frac{M}{N} \right) \quad (5.51)$$

Aus der Normalkraft und der Druckspannungshöhe kann schließlich das Grenzmoment (in Abhängigkeit der Normalkraft) berechnet werden.

$$N = -\frac{f_c \cdot x \cdot b_n}{2} = -\frac{f_c \cdot 3 \cdot \left(\frac{h_{eff}}{2} + \frac{M}{N} \right) \cdot b_n}{2} \quad (5.52)$$

$$N = -\frac{3}{2} \cdot f_c \cdot \frac{h_{eff}}{2} \cdot b_n - \frac{3}{2} \cdot f_c \cdot \frac{M}{N} \cdot b_n$$

$$M = -N \cdot \left(\frac{h_{eff}}{2} + \frac{2 \cdot N}{3 \cdot f_c \cdot b_n} \right) \quad (5.53)$$

Bereich mit trapezförmiger Spannungsverteilung:

Es liegt eine trapezförmige Spannungsverteilung vor, die Exzentrizität ist $e < h/6$. Für die größere Randspannung (Druckfestigkeit) gilt:

$$f_c = \frac{-N}{h_{eff} \cdot b_n} \cdot \left(1 + \frac{6 \cdot e}{h_{eff}} \right) = \frac{-N \cdot (6 \cdot e + h_{eff})}{h_{eff}^2 \cdot b_n} \quad (5.54)$$

Mit Gl. (5.49) kann wieder das Moment berechnet werden:

$$f_c = \frac{-N \cdot \left(6 \cdot \frac{M}{-N} + h_{eff} \right)}{h_{eff}^2 \cdot b_n} = \frac{6 \cdot M - h_{eff} \cdot N}{h_{eff}^2 \cdot b_n} \quad (5.55)$$

$$M = \frac{f_c \cdot h_{eff}^2 \cdot b_n + N \cdot h_{eff}}{6} \quad (5.56)$$

Bei dieser Betrachtung können über die Fuge keine Zugkräfte und kein reines Moment übertragen werden (Abbildung 5.17, hellgraue strichlierte Kurve). Berücksichtigt man jedoch die Vorspannung

des Spannschlusses, verschiebt sich die M-N Linie um den Betrag der maximalen Vorspannkraft in den Zugbereich (Abbildung 5.17, dunkelgraue strichlierte Kurve). Die maximale äußere Normalkraft N_{ext} ist dann:

$$N_{ext} = N + F_{S,0} \quad (5.57)$$

Dementsprechend kann zur direkten Berechnung des Grenzmoments auch die Normalkraft in den angeführten Gleichungen durch $N = N_{ext} - F_{S,0}$ ersetzt werden.

Wird die äußere Normalkraft in das eigene Berechnungsmodell integriert, muss diese in den Gleichungen für die Druckzonenhöhe, für die Änderung der Schraubkraft und für das Moment berücksichtigt werden. Dementsprechend ändern sich auch die notwendigen Gleichungen. Für $\vartheta = \vartheta_{el}$ (Gl. (5.29)) gilt:

$$x = \frac{2 \cdot (F_{S,0} + \Delta F_S - N_{ext})}{f_c \cdot b_n} \quad (5.58)$$

$$\Delta F_S = \frac{\frac{k_\varepsilon \cdot f_c}{E_c} \cdot \left[\frac{h_{eff}}{2} - \frac{2 \cdot (F_{S,0} - N_{ext})}{f_c \cdot b_n} \right]}{\frac{1}{D} + \frac{2 \cdot k_\varepsilon}{E_c \cdot b_n}} \quad (5.59)$$

$$M = F_S \cdot z - N_{ext} \cdot e = (F_{S,0} + \Delta F_S) \cdot \left(\frac{h_{eff}}{2} - \Delta z_{rot} - \frac{x}{3} \right) - N_{ext} \cdot \left(\frac{h_{eff}}{2} - \frac{x}{3} \right) \quad (5.60)$$

Da die Kraftänderung im Spannschluss von der Höhe der Fugenöffnung bzw. von der Druckzonenhöhe abhängt, muss die M-N Kurve in unterschiedliche Bereiche unterteilt werden. Diese sind im Wesentlichen analog zu denen bei fortschreitender Biegung in Kap. 5.1.2. Der Bereich I reicht von reiner Zugbeanspruchung (mit theoretisch vollständiger Fugenöffnung) bis zu einer Fugenöffnung von $h_{eff}/2$. Das Moment im Bereich I wird mit den Gleichungen (5.58) bis (5.60) berechnet. Die Grenznormalkraft zum Bereich II kann über die Druckfestigkeit direkt berechnet werden:

$$N_{ext,h/2} = -\frac{f_c \cdot h_{eff}}{4} \cdot b_n + F_{S,0} \quad (5.61)$$

Im Modell wird eine Kraftänderung erst bei einer Fugenöffnungshöhe von größer $h_{eff}/2$ (bzw. einer Druckzone von $x < h_{eff}/2$) berücksichtigt. Dementsprechend muss bei der Berechnung der M-N Kurve im Bereich II (Druckzonenhöhe $h_{eff}/2 \leq x \leq h_{eff}$) die Kraftänderung mit $\Delta F_S = 0$ festgelegt werden. Ansonsten sind für die Berechnung des Moments weiterhin die Glg. (5.58) und (5.60) gültig. Die Grenze zum Bereich III ist der Grenzzustand der Dekompression ($x = h_{eff}$). Die Grenznormalkraft errechnet sich zu:

$$N_{ext,D} = -\frac{f_c \cdot h_{eff}}{2} \cdot b_n + F_{S,0} \quad (5.62)$$

Die Rotation zwischen den beiden Fügeteilen, und damit die Gültigkeit des Berechnungsmodells, beginnt erst mit der sich öffnenden Fuge. Für den Bereich III, wo die Fuge vollständig geschlossen bleibt, sind somit andere Gleichungen heranzuziehen. Da weder eine Änderung der Schraubkraft noch eine Änderung des Hebels aus der Rotation vorliegen, kann analog der Fuge ohne Zugglied gerechnet werden, wobei neben der äußeren Normalkraft auch die maximale Vorspannkraft berücksichtigt werden muss. Die Gl. (5.56) ändert sich dann zu:

$$M = \frac{f_c \cdot h_{eff}^2 \cdot b_n + (N_{ext} - F_{S,0}) \cdot h_{eff}}{6} \quad (5.63)$$

Dennoch ergibt sich am Punkt der Dekompression eine Unstetigkeit in der M-N Linie. Berechnet man das zulässige Moment an der Stelle der Dekompression mit Gl. (5.60), so ergibt sich ein minimal unterschiedlicher Wert zur Berechnung nach Gl. (5.63). Dies liegt an der im eigenen Modell berücksichtigten Verdrehung des Spannschlusses Δz_{rot} und dem daraus resultierenden geringeren Hebelsarm. Der Unterschied der beiden Berechnungsmethoden ist aber äußerst gering (0,2 % im gegenständlichen Beispiel) und somit vernachlässigbar.

Darüber hinaus ist die Berechnung des Moments mit der maximalen Vorspannkraft $F_{S,0}$ bei überdrückter Fuge nicht korrekt. $F_{S,0}$ ist erst anzusetzen, wenn die Betonspannung in der Höhenlage des Spannschlusses null wird (vgl. Kap. 5.1.1). Zusätzlich müsste bei hohen äußeren Druckkräften auch die Vorspannkraft reduziert werden. Da der Beton im Bereich der Fuge und damit auch das Spannschloss durch die Drucknormalkräfte gestaucht werden, nimmt die Vorspannkraft ab. Beide Effekte sind stark von den Steifigkeitsverhältnissen an der Fuge (UHPC, Spannschloss, Anker, Fugenbearbeitung) abhängig. Die Vernachlässigung dieser beiden Effekte liegt auf der sicheren Seite, da sich die äußere Normalkraft dadurch verringert.

Das Moment – Normalkraft Interaktionsdiagramm für die verschiedenen Berechnungsmethoden ist in Abbildung 5.17 dargestellt. Es wurde eine mittlere Betondruckfestigkeit von $f_{cm} = 160 \text{ N/mm}^2$ zugrunde gelegt. An wichtigen Punkten ist die Spannungsverteilung gekennzeichnet.

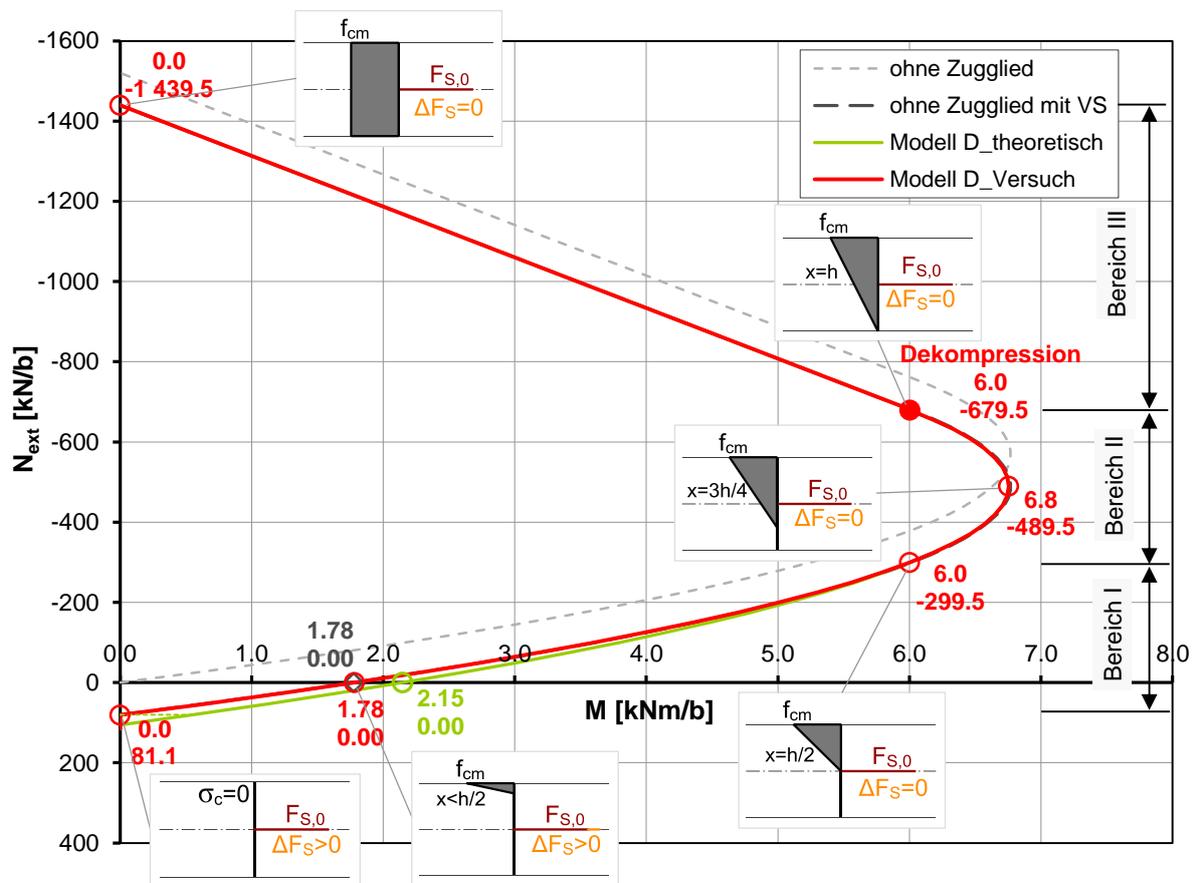


Abbildung 5.17 Moment-Normalkraft Interaktionsdiagramm mit Mittelwert der Betondruckfestigkeit f_{cm} ; Verschiedene Berechnungsmethoden

Die rote Linie zeigt die Grenzkurve nach dem eigenen Berechnungsmodell. Die Kurve liegt quasi Deckungsgleich mit der vereinfachten Berechnung ohne Zugglied (dunkelgraue, strichlierte Linie). Da die Schraubkraft bei niedriger Verbindersteifigkeit nur sehr wenig zunimmt, ist auch der Unterschied zur vereinfachten Berechnung kaum auszumachen. Die Steigerung der Grenzbeanspruchung bei höherer Verbindersteifigkeit wird jedoch erst durch das genauere Berechnungsmodell sichtbar. Die grüne Linie zeigt die Grenzkurve mit theoretisch berechneter Steifigkeit ($D = 174674 \text{ N/mm}$, vgl. auch Kap. 5.1.5). Dieser Unterschied kann insbesondere im Bereich des reinen Moments bzw. bei Zug und Biegung relevant sein.

Die berechnete, maximale Zugkraft ist höher als die Vorspannkraft. Entsprechend der Fugenöffnung bei Zug und Biegung nimmt die Spannschloss-Kraft zu und es können Zugkräfte größer der Vorspannkraft übertragen werden. Dies wird besonders bei hohen Verbindersteifigkeiten deutlich. Die maximale Grenznormalkraft bei Zug und Biegung lässt sich durch Nullsetzen der Gl. (5.60) und auflösen nach N_{ext} berechnen. Die analytische Lösung führt jedoch zu einer unübersichtlichen Gleichung, die hier nicht mehr dargestellt wird.

Die theoretische Zug-Grenzkraft bei $M = 0$ wird jedoch durch die Fließkraft des Spannschlusses bzw. der Anker bestimmt ($F_{S,Sp,y} = F_{S,A,y} = 115 \text{ kN}$, vgl. auch Vordimensionierung Kap. 4.3.1.3). Diese kann jedoch mit dem vorgestellten Modell nicht berechnet werden. Bedingt durch die in Kap. 5.1.2 bzw. 5.2.1 beschriebene Modellvorstellung, ist die dargestellte Bruchkurve über das gesamte M-N Spektrum durch Versagen der Druckzone (erreichen der Druckfestigkeit f_c) definiert. Ein Fließen des Spannschlusses / der Anker im Bereich großer Zugkräfte, wie dies bei klassischen Stahlbetonbauteilen zu erwarten wäre, kann durch das Berechnungsmodell nicht abgebildet werden. Eine entsprechend große Rotation der Fügeiteile, die zum Fließen des Verbinders führen würde, wird im Modell nicht berücksichtigt.

Bei der niedrigen, im Versuch gemessenen Verbindersteifigkeit, würde eine Berücksichtigung des Verbinderversagens allerdings nur im Bereich sehr kleiner Momente ($< 0,05 \text{ kNm/25cm}$) und Druckzonenhöhen im unteren 1/10 mm Bereich relevant werden, und kann daher vernachlässigt werden. Bei höherer Verbindersteifigkeit wird die M-N Tragfähigkeit im Bereich hoher Zugkräfte durch das Berechnungsmodell hingegen etwas unterschätzt. Damit liegt man jedoch auf der sicheren Seite. Im Anhang E wird näher auf diese Thematik eingegangen und die M-N Kurve mittels Finiten Elementen verifiziert.

Vereinfachend kann die Grenzzugkraft entsprechend der maximalen Vorspannkraft mit $N_{\text{ext,max}} = 80,5 \text{ kN}$ festgelegt werden. Dies kann auch im Hinblick auf weitere Beanspruchungen bzw. Versagensursachen sinnvoll sein. Liegt man bei niedriger Verbindersteifigkeit damit nur geringfügig unter der Tragfähigkeit, bleibt bei hohen Verbindersteifigkeiten hingegen deutlich mehr Tragfähigkeitspotential ungenutzt (grüne strichlierte Linie in Abbildung 5.17).

Abschließend kann festgehalten werden, dass die M-N Interaktionskurven vor allem auch das hohe Potential des UHPC bzw. der Verbindung im Druckbereich deutlich machen. Durch Vorspannung wird jedoch auch bei Zugnormalkräften oder geringen Druckkräften eine beachtliche Biegetragfähigkeit erreicht. In diesem Bereich wird auch der Einfluss der Verbindersteifigkeit erneut deutlich.

5.2.3 Weitere zu berücksichtigende Versagensmechanismen

Die M-N Interaktionskurve beschreibt nur das Versagen zufolge erreichter Betondruckfestigkeit unmittelbar an der Fuge. Darüber hinaus sind noch weitere Versagensmechanismen zu überprüfen bzw. auszuschließen:

- Zugversagen des Ankers und / oder des Spannschlusses
- Verbundversagen des Ankers

- Querschnittsschwächung am unmittelbaren Ankerende
- Querkraftversagen

Neben der Beanspruchung normal zur Fuge ist auch die Belastung parallel zur Fuge zu berücksichtigen. Folgendes ist zu überprüfen:

- Reduzierte Querschnittstragfähigkeit im Bereich der Aussparungen
- Reibungswiderstand entlang der Fuge / Widerstand gegen Schubkräfte in der Schalenfläche

5.2.3.1 Zugversagen des Ankers und / oder des Spannschlusses

Wie zuvor beschrieben, wird die Bruchkurve nur durch das Erreichen der Betondruckfestigkeit definiert. Ein Versagen des Ankers / Spannschlusses auf Zug wird in den entsprechenden Gleichungen nicht berücksichtigt. Ein mögliches Versagen des Zuggliedes kann durch Limitierung der Kraftänderung berücksichtigt werden (vgl. Kap. 5.1.5), oder nachträglich durch Berechnung der Spannschlusskraft überprüft werden. Für die sehr einfache, nachträgliche Kontrolle gilt:

$$F_S = F_{S,0} + \Delta F_S < \begin{cases} F_{S,A,y} \\ F_{S,Sp,y} \end{cases} \quad (5.64)$$

mit:

$$\begin{aligned} F_{S,A,y} & \quad \text{Zugtragfähigkeit des Ankers (an der Fließgrenze)} \\ F_{S,Sp,y} & \quad \text{Zugtragfähigkeit des Spannschlusses (an der Fließgrenze)} \end{aligned}$$

Bei den gegebenen Randbedingungen kann ein Versagen des Ankers oder des Spannschlusses eigentlich ausgeschlossen werden. Selbst bei hoher Verbindersteifigkeit wird die in den Versuchen beobachtete Fließgrenze des Ankers nicht erreicht. Bei $N_{\text{ext}} = 80,5 \text{ kN}$ und $M = 0,55 \text{ kNm}$ (Grüne, strichlierte Linie in Abbildung 5.17) ergibt sich beispielsweise eine Zugkraft im Verbinder von:

$$F_S = F_{S,0} + \Delta F_S = 80,5 + 24,6 = 105,1 \text{ kN}$$

Das Fließen wurde hingegen erst bei $F_S \sim 115 - 120 \text{ kN}$ festgestellt.

5.2.3.2 Verbundversagen des Ankers

Die Ankerlänge im vorgestellten Verbindungssystem ist so groß ausgelegt, dass ein Verbundversagen vermieden wird. Die Mindestverankerungslänge wurde dabei auf Basis von experimentellen Untersuchungen ermittelt und, um auf der sicheren Seite zu liegen, entsprechend vergrößert (vgl. Kap. 4.3.4). Der ausreichende Verbund konnte auch in den eigenen Zugversuchen bestätigt werden (Versagen des Ankers vor einem etwaigen Verbundversagen).

Es wurden zwar bereits Verbundspannungs – Schlupf – Gesetze für UHPC aus Versuchen abgeleitet ([Fehling & Lorenz 2014]), einfache Regeln zur Berechnung einer erforderlichen Verankerungslänge liegen jedoch noch nicht vor. Für allgemeingültige Regeln müssten auch sehr viele Einflüsse auf das Verbund- und Versagensverhalten (wie u.a. Betondeckung und Fasergehalt) berücksichtigt werden.

Bei Beibehaltung der Dimensionen des Verbindungsystems ($_{\text{zul}}F_{S,A} = 120 \text{ kN}$, ähnliche UHPC-Eigenschaften, gleiche Betondeckung) wird auch die gewählte Verankerungslänge als ausreichend erachtet damit kein Verbundversagen auftritt. Die gewählte Länge von $l_b = 150 \text{ mm}$ stellt auch aus praktischer Sicht (Einbau in gekrümmte Elemente udgl.) keine Probleme dar, weshalb eine kürzere, weniger konservative Länge nicht notwendig scheint.

Werden wesentliche Parameter geändert (Bauteildicke, Dicke des Ankerbügels, größere Kräfte, ...), so wird empfohlen die Verankerung jedenfalls genauer zu überprüfen. Eine Vordimensionierung kann entsprechend Kap. 4.3.4 erfolgen.

5.2.3.3 Querschnittsschwächung am unmittelbaren Ankerende

Wie bereits [Greiner 2006] bei seinen Versuchen an mit Stabstahl bewehrten Fugen ([Reineck & Greiner 2004]) feststellte, kommt es zu einer Schwachstelle an den Enden der Bewehrungsstäbe. Diese tritt einerseits durch Spannungsspitzen aus den eingeleiteten Zugkräften bei sehr kurzen Verankerungslängen auf, und andererseits durch die Querschnittsschwächung und die fehlende Zugbewehrung am unmittelbaren Ende der Bewehrungsstäbe. Diesem Problem wird durch große Verankerungslängen zum Vermeiden der Spannungsspitzen und durch unterschiedlich lange Stäbe zur Reduzierung der Querschnittsschwächung begegnet (siehe auch Kap. 2.3).

Dieselben Probleme sind auch bei den Ankerbügeln des Verbindungstyps 4 zu beachten. Spannungsspitzen werden durch die große Verankerungslänge zwar weitgehend ausgeschlossen, die Querschnittsschwächung an den Ankerenden ist jedoch zu berücksichtigen. Dafür kann wie in Kap. 4.2.4 der Nettoquerschnitt betrachtet werden.

Bei reiner Zugbeanspruchung ergibt sich aus Gl. (5.65) eine reduzierte Querschnittstragfähigkeit von 98 %.

$$\frac{A_{netto}}{A_{brutto}} = \frac{b \cdot h - 2 \cdot \frac{d_s^2 \cdot \pi}{4}}{b \cdot h} \quad (5.65)$$

$$\frac{A_{netto}}{A_{brutto}} = \frac{250 \cdot 50 - 2 \cdot \frac{12^2 \cdot \pi}{4}}{250 \cdot 50} = 0,98$$

Der Unterschied zwischen Netto – Widerstandsmoment und Brutto – Widerstandsmoment ist aufgrund der zentrischen Lage des Ankerbügels verschwindend gering. Dennoch wird empfohlen auch bei Biegebeanspruchung die Querschnittstragfähigkeit in ähnlicher Größe abzumindern.

Wie von [Greiner 2006] vorgeschlagen besteht auch hier die Möglichkeit die Anker in unterschiedlichen Längen auszuführen und so die Schwächung auf verschiedene Querschnitte zu verteilen. Bei einer zusätzlichen textilen Bewehrung der Schalenelemente kann eine Abminderung höchstwahrscheinlich entfallen, da die zusätzliche Beanspruchung durch die Bewehrung aufgenommen werden kann. Die tatsächlichen Auswirkungen wären gegebenenfalls noch experimentell zu überprüfen.

5.2.3.4 Widerstand gegen Querkräfte

Es ist davon auszugehen, dass Querkräfte in einem Schalentragswerk eher eine untergeordnete Rolle spielen. Dennoch ist ein ausreichender Widerstand gegen Querkräfte nachzuweisen. In den Versuchen (Kap. 4.3.5) konnte eine hohe Querkrafttragfähigkeit bei kombinierter M-V - Beanspruchung stichprobenartig nachgewiesen werden. Darüber hinaus wurde kein Einfluss auf die Biegetragfähigkeit festgestellt.

Grundsätzlich sind bei der Trockenfuge zwei Versagensmechanismen zufolge Querkraft möglich:

- Reibungsversagen der Trockenfuge
- Schubversagen des UHPC

Beide Versagensmechanismen sind besonders bei kombinierter Zug + Biegebelastung kritisch. Dies liegt einerseits an der Reduktion der Vorspannkräfte durch die Zugkraft und damit einer Verringerung des Reibungswiderstandes, und andererseits an den geringen Druckzonenhöhen, welche für die Schubtragfähigkeit an der Fuge wesentlich sind.

Der Reibungswiderstand kann über die verbleibende Normalkraft und den Reibungsbeiwert ermittelt werden.

$$V_{R,R} = \pm (F_{S,VS} - N_{ext} + \Delta F_{S,N,c}) \cdot \mu \quad (5.66)$$

Auf der sicheren Seite liegend wird die Zunahme der Spannschlusskraft vernachlässigt. Die Kraftzunahme ΔF_S würde erst bei sehr steifen Verbindern einen relevanten Beitrag zum Reibungswiderstand beitragen. Demgegenüber würde sich der Rechenaufwand deutlich erhöhen, da ΔF_S nicht für den Grenzzustand, sondern für einen beliebigen (vorliegenden) M-N Zustand berechnet werden müsste.

Die Abnahme der Vorspannkraft zufolge der Stauchung bei Druckkräften ($\Delta F_{S,N,c}$) wird in Gl. (5.66) allerdings berücksichtigt, da diese den Widerstand verringert. Der Anteil $\Delta F_{S,N,c}$ hängt von den Steifigkeitsverhältnissen an der Fuge ab, und kann mit nachstehenden Gleichungen berechnet werden. Vereinfacht wird eine gleichmäßige Stauchung des Betonquerschnittes ($\varepsilon_{c,N,c}$) auch bei geöffneter Fuge angenommen:

$$\varepsilon_{c,N,c} = \frac{N_{ext,c}}{b_n \cdot h_{eff} \cdot E_c} \quad (5.67)$$

$$\Delta L_{S,N,c} = \varepsilon_{c,N,c} \cdot (L_C + 2 \cdot L_A) \quad (5.68)$$

$\Delta L_{S,N,c}$ ist die Verkürzung des Spannschlusses zufolge der Betonstauchung. Mit der Verbindersteifigkeit erhält man schließlich die Kraftabnahme:

$$\Delta F_{S,N,c} = \Delta L_{S,N,c} \cdot D = \frac{N_{ext,c}}{b_n \cdot h_{eff} \cdot E_c} \cdot (L_C + 2 \cdot L_A) \cdot D \quad (5.69)$$

Bei geöffneter Fuge können die Querkräfte nur über die Druckzone übertragen werden. Diese kann wiederum aus dem eigenen Berechnungsmodell direkt ermittelt werden. Als einfacher Ansatz zur Ermittlung der Querkrafttragfähigkeit bietet sich daher das Modell nach Zink an ([Zink 1999]). Dabei wird die maximale Querkraft ausschließlich über die Schubtragfähigkeit der Druckzone im gerissenen Querschnitt berechnet. Diese, von [Zink 1999] als Grundwert der Schubtragfähigkeit bezeichnet, wird durch Integration der Schubspannungen über die Druckzone ermittelt (Abbildung 5.18). Die Schubfestigkeit wird dabei gleich der Betonzugfestigkeit gesetzt ($\tau_{xz} = f_{ct}$). Der Ansatz wurde auch noch um den Einfluss der Schubschlankheit und der Spannungsübertragung in der Risspitze erweitert.

Das Modell wurde im Wesentlichen auch für UHPC bestätigt. Es wurde eine gute Übereinstimmung mit Versuchen an UHPC – Balken ohne Querkraftbewehrung und ohne Faserbewehrung erzielt ([Fehling et al. 2013]).

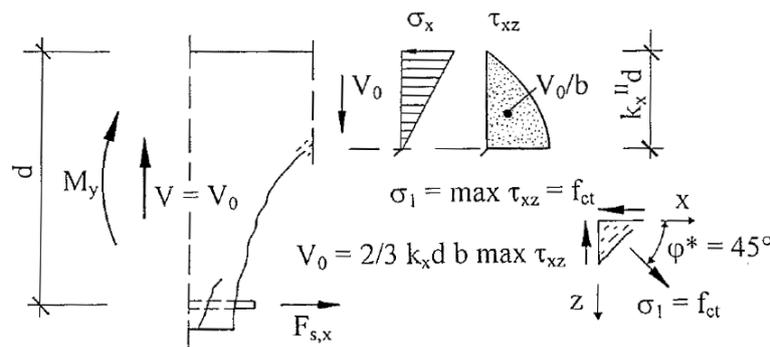


Abbildung 5.18 Querkraftmodell nach [Zink 1999] - Grundwert der Schubtragfähigkeit

Legt man das Grundmodell nach [Zink 1999] nun auf die eigene Problemstellung um, ergibt sich die Schubtragfähigkeit zu:

$$V_0 = \frac{2}{3} \cdot x \cdot b_n \cdot f_{ct} \quad (5.70)$$

Setzt man eine Druckzonenhöhe von $x = 3 \text{ mm}$ (entsprechend dem Berechnungsmodell bei großer Fugenöffnung) und eine mittlere Betonzugfestigkeit von $f_{ctm} = 7,0 \text{ N/mm}^2$ an, so ist die berechnete Querkrafttragfähigkeit $V_0 = 2,8 \text{ kN}$, und somit deutlich unter der im Versuch B-05 erreichten maximalen Querkraft von $V = 5,72 \text{ kN}$.

Der Ansatz von Zink geht von einer Hauptspannungsneigung von 45° aus, welche anhand der Rissrichtung in Versuchen ermittelt wurde. Aufgrund der zusätzlichen Normalkraft (aus der Vorspannung) im eigenen System, ist eine flachere Hauptspannungsrichtung denkbar. Dadurch würde sich auch eine höhere, rechnerische Querkrafttragfähigkeit ergeben. Die Tragfähigkeit von Segmentbrücken bei offenen Fugen wird von [Unteregger 2010] detailliert betrachtet. Darin findet sich auch ein Ansatz der die tatsächliche Hauptspannungsrichtung berücksichtigt.

Als erste Näherung wird jedoch der Ansatz von Zink verwendet, auch wenn dieser sehr auf der konservativen Seite liegt.

In dieser einfachen Betrachtung wird auch der Traganteil der Faserbewehrung nicht in Rechnung gestellt. Da bei dünnen Bauteilen eher von einer 2D – Faserorientierung auszugehen ist, wirken nur sehr wenig Fasern in Dickenrichtung. Darüber hinaus ist bei sehr geringen Druckzonenhöhen eine Aktivierung der Fasern unwahrscheinlich.

In Abbildung 5.19 ist die nach den obigen Gleichungen ermittelte Querkrafttragfähigkeit in Abhängigkeit der äußeren Normalkraft dargestellt. Der Reibungswiderstand ist dabei unabhängig von einer zusätzlichen Biegebeanspruchung. Die Schubtragfähigkeit hängt dagegen, bedingt durch unterschiedliche Druckzonenhöhen, auch vom Grad der Biegebeanspruchung ab. Im Diagramm sind daher neben der Schubtragfähigkeit bei voll ausgenutzter Querschnittstragfähigkeit unter Moment und Normalkraft (durchgezogene Linien) auch die Widerstände bei geringerer N+M Belastung dargestellt (strichlierte bzw. strichpunktierte Linien). Die Schubwiderstände gelten jeweils für Lastkombinationen der abgebildeten M-N Kurven. Für die im Diagramm abgebildeten Fälle liegt der Reibungswiderstand immer deutlich über dem Schubwiderstand.

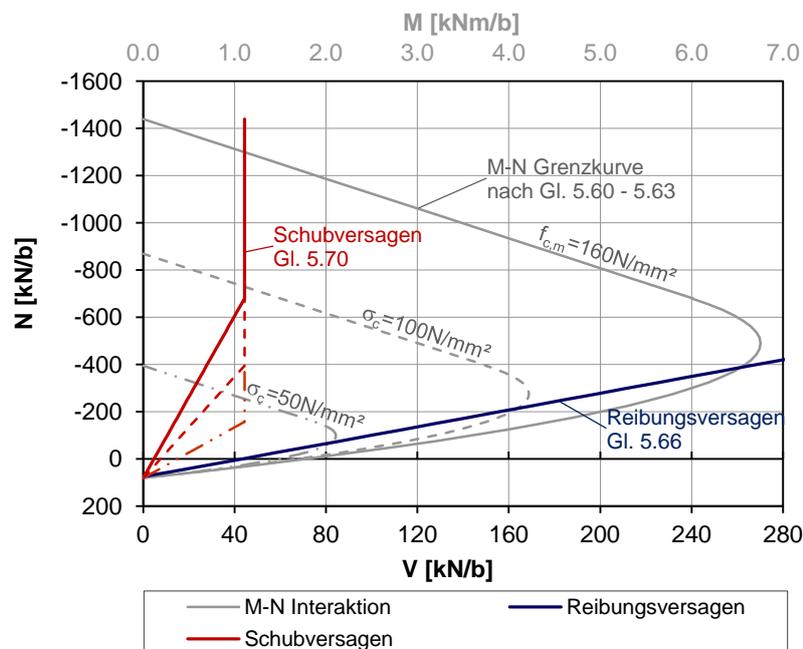


Abbildung 5.19 Querkrafttragfähigkeit in Abhängigkeit der Normalkraft

Das in Abbildung 5.19 dargestellte Schubversagen wurde für die M-N Grenzbeanspruchung bzw. für M-N Kombinationen bei vorgegebener Randspannung $\sigma_{c,c}$ berechnet. Ist die Druckrandspannung bekannt, kann direkt die Druckzonenhöhe x berechnet werden und daraus die Schubtragfähigkeit nach Gl. (5.70). Für eine beliebige M-N Beanspruchung aus einer Einwirkung ist weder x noch $\sigma_{c,c}$ bekannt. Eine analytische Auflösung der Glg. (5.58), (5.59) und (5.60) nach x ist zwar theoretisch möglich, führt aber zu einer unübersichtlichen und praktisch nicht mehr anwendbaren Gleichung. Eine weitere Möglichkeit ist daher die Lösung des Gleichungssystems mit numerischen Verfahren.

Ein vereinfachtes Verfahren zur Bestimmung von x ist durch Vernachlässigung des Kraftzuwachses ΔF_S und der Rotation des Spannschlusses Δz_{rot} möglich. Bei niedriger Verbindersteifigkeit ist dieses Verfahren sehr genau und bei hohen Steifigkeiten liegt man damit auf der sicheren Seite. Die Vorgehensweise ist wie folgt:

(1) Überprüfen der Dekompression

Bleibt der Querschnitt (auch im ULS) überdrückt, kann die gesamte Querschnittshöhe für den Querkraftnachweis angesetzt werden.

$$M_D = (F_{S,VS} - N_{ext}) \cdot \frac{h_{eff}}{6} \geq M_E \quad \rightarrow \quad x = h_{eff} \quad (5.71)$$

M_E Einwirkendes Moment

(2) Vereinfachte Berechnung von x

Die vereinfachte Beziehung der Druckzonenhöhe zu Moment und Normalkraft wurde bereits in Gl. (5.51) hergeleitet. Mit der Vorspannkraft ergibt sich:

$$x = 3 \cdot \left(\frac{h_{eff}}{2} - \frac{M_E}{F_{S,0} - N_{ext}} \right) \quad (5.72)$$

Für $x \geq h_{eff}/2$ ist die Gl. (5.72) bei beliebiger Verbindersteifigkeit ausreichend genau, da es noch keinen Kraftzuwachs im Spannschluss gibt und die Verdrehung der Fügeteile minimal ist. Bei kleineren Druckzonenhöhen wird der Ansatz jedoch immer ungenauer.

(3) Kontrolle der Druckzonenhöhe über das reaktive Moment

Die Genauigkeit der vereinfacht ermittelten Druckzonenhöhe kann durch Berechnung des reaktiven Moments und dem Vergleich mit dem einwirkenden Moment überprüft werden. Mit x kann die Spannung am Druckrand ermittelt werden:

$$\sigma_{c,c} = \frac{2 \cdot (F_{S,0} - N_{ext})}{x \cdot b_n} \quad (5.73)$$

Setzt man nun $\sigma_{c,c}$ anstelle f_c als Druckrandspannung ein, kann mit den Glg. (5.58) - (5.60) ΔF_S , ein korrigiertes x , Δz_{rot} und schließlich M_R berechnet werden. Je genauer dieses mit dem einwirkenden Moment übereinstimmt ($M_R \sim M_E$), desto genauer ist auch die Abschätzung von x .

5.2.3.5 Reduzierte Querschnittstragfähigkeit in Querrichtung im Bereich der Aussparungen

Wie bereits beim Entwurf des Verbindungstyps 4 angemerkt (Kap. 4.3.3), ist auch die Querschnittsreduktion in Querrichtung zu berücksichtigen. Das Problem wird in Abbildung 5.20 veranschaulicht. Die Aussparungen der Verbindungspunkte in Richtung 1 (rot), reduzieren den wirksamen Querschnitt in Richtung 2 (blau). Dieser Effekt ist natürlich in beiden Richtungen zu berücksichtigen.

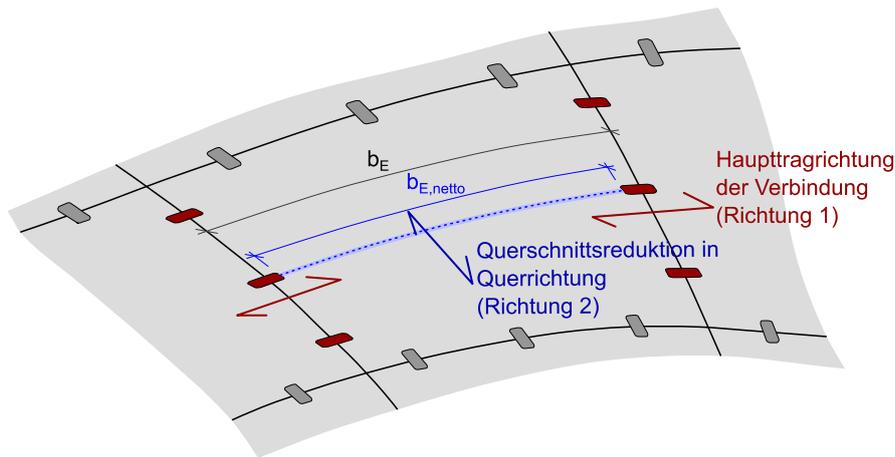


Abbildung 5.20 Querschnittschwächung durch die Aussparungen der Verbindungsmittel quer zur Haupttragrichtung

Die Schwächung kann in der Bemessung des Regelquerschnittes berücksichtigt werden. Anstelle des vollen Querschnitts darf nur der Nettoquerschnitt in Rechnung gestellt werden.

Alternativ kann auch die volle Tragfähigkeit des Regelquerschnitts entsprechend dem Verhältnis der Nettoquerschnittsfläche zur Bruttoquerschnittsfläche abgemindert werden:

$$R = R_{brutto} \cdot \frac{A_{netto}}{A_{brutto}} = R_{brutto} \cdot \frac{b_{E,netto}}{b_E} \quad (5.74)$$

R	Tragfähigkeit des UHPC – Querschnitts bei berücksichtigten Aussparungen
R_{brutto}	Querschnittstragfähigkeit des Bruttoquerschnitts
b_E	Elementbreite des UHPC-Fertigteils
$b_{E,netto}$	Nettobreite des UHPC-Fertigteils: $b_{E,netto} = b_E - L_{Aus}$
L_{Aus}	Länge der Aussparung

Bei Zugbeanspruchung kann darüber hinaus auch der Ankerbügel selbst noch eine Schwächung verursachen. Da die Bewehrung in Querrichtung keine Zugkräfte aufnehmen kann, ist der Anker wie ein Hohlraum zu betrachten. Dieser zusätzliche Anteil kann beim Nettoquerschnitt berücksichtigt werden. Damit ergibt sich der Nettoquerschnitt bei Zugbeanspruchung zu:

$$A_{netto,t} = (b_E - L_{Aus}) \cdot h - 2 \cdot l_{b,ges} \cdot d_s \quad (5.75)$$

$l_{b,ges}$ Gesamteinbindelänge des Ankers (Verbundlänge + freigestellte Länge)

Bei einer angenommenen Fertigteilgröße von $b_E = 2,4$ m ergibt sich für den vorgestellten Verbindungstyp eine gesamte Abminderung auf 90 % der vollen Querschnittstragfähigkeit:

$$\frac{A_{netto,t}}{A_{brutto}} = \frac{(2400 - 160) \cdot 50 - 2 \cdot 180 \cdot 12}{2400 \cdot 50} = \frac{112000 - 4320}{120000} = 0,90$$

Ob die Abminderung um die Verbundlänge des Ankers tatsächlich notwendig ist, oder ob Umlagerungen der Zugkräfte in andere Querschnittsbereiche möglich sind, hängt von der „Völligkeit“ der Schnittkraftverläufe ab. Treten, entlang einer Fuge betrachtet, annähernd konstant hohe Zugkräfte auf, so ist kaum eine Umlagerung möglich. Treten allerdings nur einzelne Zugkraftspitzen bei ansonsten moderat beanspruchter Fuge auf, ist eine ausreichend Umlagerung denkbar.

Bei zusätzlicher Flächenbewehrung wird die Abminderung um den Anteil des Ankers ebenfalls entfallen können.

5.2.3.6 Reibungswiderstand entlang der Fuge / Widerstand gegen Schubkräfte in der Schalenfläche

Neben den Querkraften normal zur Schalenfläche wirken auch Schubkräfte in Schalenfläche auf die Fuge (Abbildung 5.21, mit T_{12} bezeichnet). Folgt die Fugenteilung im Bauwerk annähernd den Hauptspannungsrichtungen, kann die Beanspruchung auf die Fuge aus diesen Kräften minimiert werden. Weicht die Fugenrichtung hingegen stark von der Hauptspannungsrichtung ab, sind an der Fuge deutlich größere Schubkräfte zu berücksichtigen.

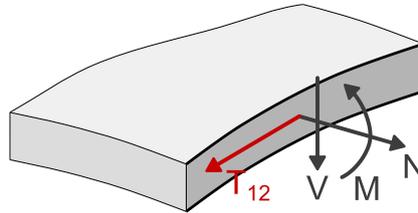


Abbildung 5.21 Einwirkende Kräfte an der Fuge

Um ein Abgleiten entlang der Fuge zu vermeiden, ist der Reibungswiderstand nachzuweisen. Dabei gilt der gleiche Zusammenhang wie bei der Querkraft. Für die Scheibenschubkräfte alleine gilt:

$$T_{12} \leq \pm (F_{S,VS} - N_{ext} + \Delta F_{S,N,c}) \cdot \mu \quad (5.76)$$

Der Reibungswiderstand an der Fuge ist in alle Beanspruchungsrichtungen konstant. Daher muss auch die Interaktion aus Scheibenschub T_{12} und Querkraft V berücksichtigt werden. Die gesamte Schubkraft der Fuge errechnet sich zu:

$$T = \sqrt{T_{12}^2 + V^2} \quad (5.77)$$

Damit gilt generell für den Reibungswiderstand an der Fuge:

$$T \leq (F_{S,VS} - N_{ext} + \Delta F_{S,N,c}) \cdot \mu \quad (5.78)$$

5.2.4 Grenzzustand der Tragfähigkeit (ULS)

Bisher wurde der Tragwiderstand der Fuge immer mit den Mittelwerten der Materialfestigkeit berechnet. Für eine Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit sind die Festigkeiten entsprechend dem semiprobabilistischen Sicherheitskonzept abzumindern.

Da sich die Widerstandskurve der Fuge (M-N Interaktion) aus dem Druckversagen des UHPC errechnet, ist es sinnvoll auch das Sicherheitskonzept für die Bemessung von UHPC zu übernehmen. Ein Vorschlag dafür findet sich in [Fehling et al. 2013], welcher im Folgenden auszugsweise wiedergegeben wird. In Tabelle 5.1 sind einleitend die Teilsicherheitsbeiwerte zusammengefasst.

Tabelle 5.1 Teilsicherheitsbeiwerte für die Bestimmung des Tragwiderstandes im Grenzzustand der Tragfähigkeit (nach [Fehling et al. 2013])

	Bemessungssituation	
	ständige und vorübergehende	außergewöhnliche
UHPC unter Druckbeanspruchung		
hoher Qualitätsstandard	$\gamma_c = 1,35$	$\gamma_c = 1,15$
normaler Qualitätsstandard	$\gamma_c = 1,5$	$\gamma_c = 1,3$
wenn Duktilitätskriterium nicht erfüllt, zusätzlich	$\gamma'_c = 1,2$	
UHPC unter Zugbeanspruchung (σ_{c0})		
Ansatz nur bei hohem Qualitätsstandard erlaubt		
allgemein (alternative Lastpfade möglich)	$\gamma_{cf} = 1,5$	$\gamma_{cf} = 1,3$
für lokale Nachweise	$\gamma_{cf} = 2,1$	$\gamma_{cf} = 1,5$
Betonstahl oder Spannstahl	$\gamma_s = 1,15$	$\gamma_s = 1,0$

Da bei höherfesten Betonen auch die Sprödigkeit zunimmt, wurde der zusätzliche Beiwert γ'_c eingeführt. Wird eine ausreichende Duktilität erreicht, z.B. durch entsprechende Faserbewehrung, kann dieser Beiwert entfallen. Als ausreichende Duktilität wird in [Fehling et al. 2013] ein Niveau entsprechend normalfestem Beton angegeben.

Damit beträgt der Designwert der Druckfestigkeit

$$f_{cd} = \alpha_{cc} \cdot \frac{f_{ck}}{\gamma_c \cdot \gamma_c'} \quad (5.79)$$

Der Beiwert α_{cc} soll Langzeitauswirkungen auf die Betondruckfestigkeit berücksichtigen ($\alpha_{cc} = 0,85$ bei langandauernde und wiederholter Belastung) bzw. zur Umrechnung von Zylinder- auf Bauteildruckfestigkeit dienen ($\alpha_{cc} = 0,95$).

Die vorgeschlagene Arbeitslinie für die Bemessung ist in Abbildung 5.22 dargestellt. Dabei wird der E-Modul mit dem Faktor 1,3 abgemindert:

$$E_{cd} = E_{cm}/1,3 \quad (5.80)$$

Für spröden UHPC (ohne Faserbewehrung) gilt nur der linear ansteigende Ast der Arbeitslinie. Die Grenzdehnung ergibt sich direkt aus den Bemessungswerten der Druckfestigkeit und des E-Moduls.

$$\varepsilon_{c2} = f_{cd}/E_{cd} \quad (5.81)$$

Bei duktilem UHPC (mit Faserbewehrung) kann zusätzlich noch ein plastisches Plateau angesetzt werden. Dessen Ende entspricht der charakteristischen Bruchstauchung:

$$\varepsilon_{c2u} = \varepsilon_{c1} = f_{ck}/E_c \quad (5.82)$$

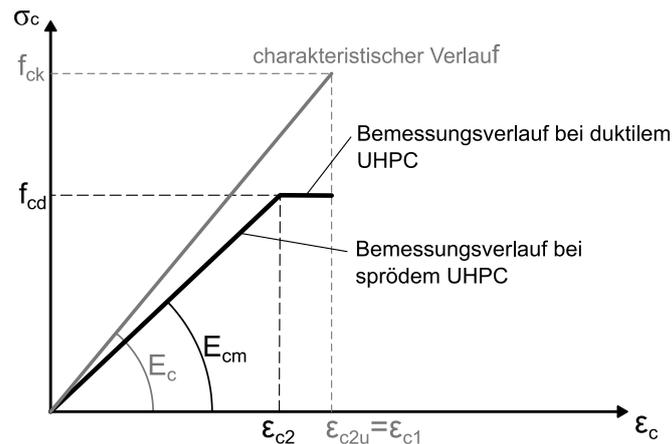


Abbildung 5.22 Arbeitslinie für die Bemessung im Druckbereich nach [Fehling et al. 2013]

Die bereits vorgestellte M-N Widerstandskurve auf Mittelwertniveau berücksichtigt nur eine Arbeitslinie mit ansteigendem Ast. Grundsätzlich ist mit dem eigenen Modell aber auch die Berücksichtigung des plastischen Anteils möglich. Entsprechende Gleichungen wurden ja bereits für die Berechnung der Moment – Fugenöffnungsbeziehung abgeleitet (Kap. 5.1.2, Bereich (4)). Das Bruchmoment wird dann bei einer Druckranddehnung ϵ_{c2u} berechnet. Aus ϵ_{c2u} kann man die im analytischen Modell angesetzte Verdrehung der beiden Fügeteile ϑ_{2cu} für das Grenzmoment ermitteln (vgl. Glg. (5.11), (5.12) und (5.82)):

$$\vartheta_{c2u} = \frac{f_{ck} \cdot k_{\epsilon}}{E_c} \quad (5.83)$$

Die Vereinfachung der Gleichungen und die Berücksichtigung der äußeren Normalkraft kann entsprechend den Kapiteln 5.2.1 und 5.2.2 erfolgen.

In der weiteren Betrachtung wird jedoch der konservative Ansatz ohne plastisches Plateau gewählt. Damit wird auch etwaigen Abweichungen der Materialeigenschaften an der bearbeiteten Fuge Rechnung getragen.

In der in Kap. 5.2.2 eingeführten M-N Bruchkurve ergibt sich die Tragfähigkeit bei Zugbeanspruchung nicht aus der Festigkeit des Spannschlusses und der Anker, sondern wird nur durch die Vorspannung definiert. Um auch im Bereich Biegung + Zug ein entsprechendes Sicherheitsniveau zu erreichen, wird vorgeschlagen auch die Vorspannkraft mit Hilfe von Teilsicherheitsbeiwerten abzumindern.

$$F_{S,0,d} = \frac{F_{S,0}}{\gamma_{S,VS}} \quad (5.84)$$

$\gamma_{S,VS}$ Teilsicherheitsbeiwert für die Vorspannung

Der Beiwert für die Vorspannung hängt vor allem davon ab, wie exakt die Vorspannkraft aufgebracht werden kann. Bei einer entsprechend genauen Kalibrierung des Systems (Werkzeug und Verbinder) kann der Beiwert niedriger sein. Für die weiteren Untersuchungen wurde der Wert mit $\gamma_{S,VS} = 1,15$ angesetzt.

Durch die Abminderung der Vorspannkraft ergibt sich in den Bemessungsgleichungen jedoch eine größere Fugenöffnung und damit eine größere Kraftzunahme ΔF_S bei gleicher Biegebelastung. Die Abminderung der Gesamtkraft im Spannschluss ist dadurch geringer als durch den Teilsicherheitsbeiwert angestrebt. Der Anteil ist jedoch äußerst gering und kann vernachlässigt werden.

Bei hohen Druckkräften wirkt die Vorspannkraft im Gegensatz zum Zugbereich ungünstig. Eine Abminderung ist daher nicht zulässig, da dies zu einem geringeren Sicherheitsniveau führt. Der Teilsicherheitsbeiwert bei ungünstiger Wirkung der Vorspannkraft ist deshalb mit $\gamma_{S,VS} = 1,0$ zu wählen. Die Grenze zwischen günstiger und ungünstiger Wirkung der Vorspannkraft liegt näherungsweise bei einer Druckzonenhöhe von $x = 3/4 \cdot h_{eff}$. Dies entspricht einer Normalkraft von:

$$N_{ext,3/4h} = -\frac{3 \cdot f_{cd} \cdot h_{eff}}{8} \cdot b_n + F_{S,0} \quad (5.85)$$

Der in Kap. 5.2.2 eingeführte Bereich II der M-N Interaktionskurve muss somit zusätzlich in einen Bereich IIa und IIb unterteilt werden.

Damit lässt sich nun der Widerstand auf Bemessungsniveau für das ganze M-N Spektrum berechnen.

Bereich I und IIa ($x < 3/4 h_{eff}$):

$$M_d = (F_{S,0,d} + \Delta F_S) \cdot \left(\frac{h_{eff}}{2} - \Delta z_{rot} - \frac{x}{3} \right) - N_{ext,d} \cdot \left(\frac{h_{eff}}{2} - \frac{x}{3} \right) \quad (5.86)$$

mit

$$\Delta z_{rot} = \frac{L_c \cdot k_\varepsilon \cdot f_{cd}}{4 \cdot E_{cd}} \quad (5.87)$$

$$x = \frac{2 \cdot (F_{S,0,d} + \Delta F_S - N_{ext,d})}{f_{cd} \cdot b_n} \quad (5.88)$$

$$\Delta F_S = \frac{\frac{k_\varepsilon \cdot f_{cd}}{E_{cd}} \cdot \left[\frac{h_{eff}}{2} - \frac{2 \cdot (F_{S,0,d} - N_{ext,d})}{f_{cd} \cdot b_n} \right]}{\frac{1}{D} + \frac{2 \cdot k_\varepsilon}{E_{cd} \cdot b_n}} \quad \text{für } x < \frac{h_{eff}}{2} \quad (5.89)$$

$$\Delta F_S = 0 \quad \text{für } \frac{h_{eff}}{2} < x < \frac{3}{4} \cdot h_{eff} \quad (5.90)$$

Bereich IIb ($3/4 h_{eff} < x < h_{eff}$):

$$M_d = F_{S,0} \cdot \left(\frac{h_{eff}}{2} - \Delta z_{rot} - \frac{x}{3} \right) - N_{ext,d} \cdot \left(\frac{h_{eff}}{2} - \frac{x}{3} \right) \quad (5.91)$$

$$x = \frac{2 \cdot (F_{S,0} - N_{ext,d})}{f_{cd} \cdot b_n} \quad (5.92)$$

Bereich III:

$$M_d = \frac{f_{cd} \cdot h_{eff}^2 \cdot b_n + (N_{ext,d} - F_{S,0}) \cdot h_{eff}}{6} \quad (5.93)$$

In Abbildung 5.23 ist die M-N Interaktionskurve für den ULS dargestellt. Die Bemessungswerte wurden auf Basis der Versuchsergebnisse festgelegt. Da der Probenumfang für eine statistische Auswertung zu gering ist, wurde für die charakteristische Betondruckfestigkeit $f_{ck} = 150 \text{ N/mm}^2$ als plausibler Wert angenommen (bei $f_{cm} \sim 160 \text{ N/mm}^2$).

$$f_{cd} = 0,85 \cdot \frac{150}{1,35 \cdot 1} = 94,4 \text{ N/mm}^2$$

$$E_{cd} = \frac{50400}{1,3} = 38770 \text{ N/mm}^2$$

$$F_{S,0,d} = \frac{80,5}{1,15} = 70,0 \text{ kN}$$

Die blaue, durchgezogene Linie stellt die maßgebende Grenzkurve dar. Zum Verständnis ist auch die Kurve mit der um den Teilsicherheitsbeiwert abgeminderten Vorspannkraft ($F_{S,0,d}$) oberhalb von $N_{\text{ext},3/4h}$ abgebildet (hellblaue, strichpunktierte Linie). Die graue, strichlierte Linie entspricht der Grenzkurve auf Mittelwertniveau nach Kap. 5.2.2.

Darüber hinaus sind die Begrenzungslinien für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit dargestellt. Diese werden im folgenden Unterkapitel erläutert.

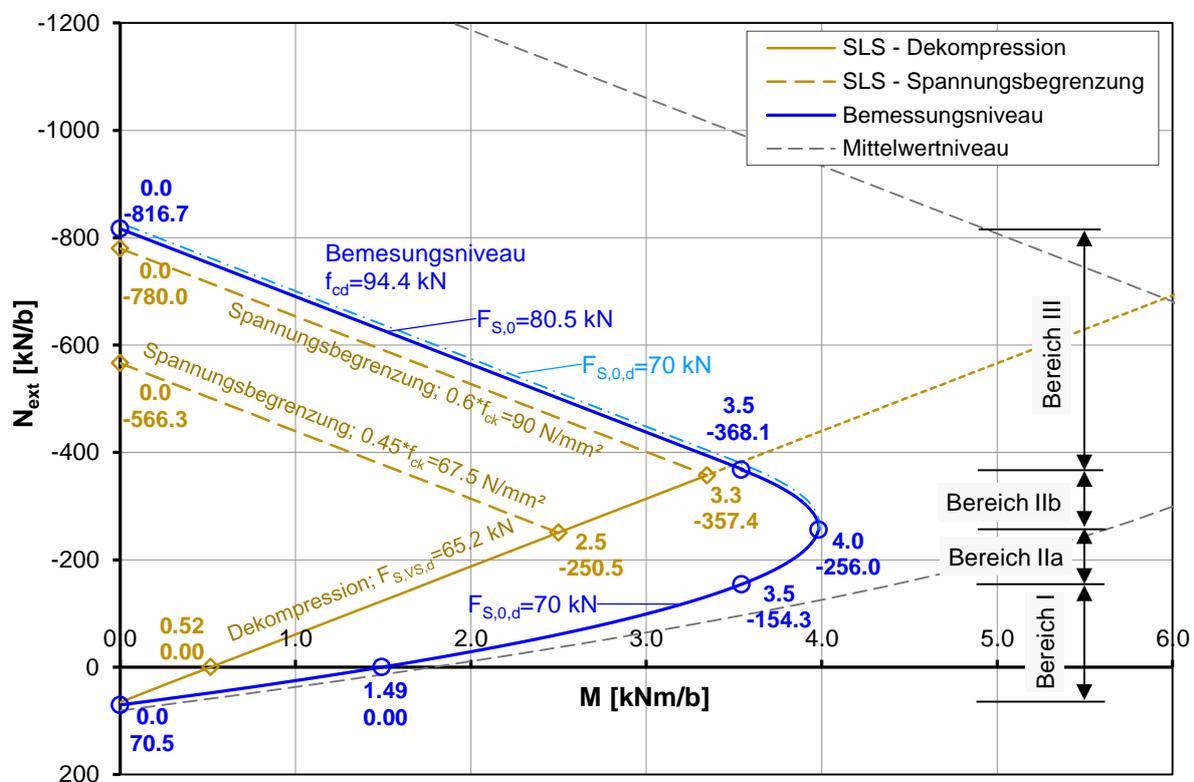


Abbildung 5.23 Moment-Normalkraft Interaktionsdiagramm für den Grenzzustand der Tragfähigkeit und den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit

Bei den weiteren Nachweisen ist vor allem für den Reibungswiderstand ein entsprechendes Sicherheitskonzept zu berücksichtigen. Deshalb wird auch der Reibungsbeiwert für den ULS mit einem Teilsicherheitsbeiwert beaufschlagt. Für die Wahl des Sicherheitsbeiwertes kann bei GV-Verbindungen des Stahlbaus oder bei der Fugenbemessung von Segmentbrücken Anleihe genommen werden. Der Eurocode 3 ([ÖNORM EN 1993-1-8 2012]) gibt für die Gleitfestigkeit von GV-Verbindungen einen Sicherheitsbeiwert von $\gamma_{M3} = 1,25$ an. Im Gegensatz dazu wird bei Segmentbrücken von [Specker 2001] ein Beiwert von $\gamma_F = 2,0$ vorgeschlagen. Dieser hohe Wert setzt sich aus dem Sicherheitsbeiwert für Beton ($\gamma_c = 1,5$) und einem zusätzlichen Faktor 1,3 zusammen. Dieser wird vor allem mit Imperfektionen und sprödem Verhalten einer Fugenprofilierung (z.B. Schubnocken) begründet. Dies ent-

spricht allerdings einem spröden Schubversagen, nicht aber einem Reibungsversagen. Für die geschliffene, glatte Trockenfuge wird der Wert γ_F daher als zu hoch angesehen. Einerseits können Imperfektionen durch das Schleifen minimiert werden, und andererseits verhalten sich reine Reibungsverbindungen sehr duktil. Um dennoch die größeren Streuungen der Materialeigenschaften im Betonbau gegenüber dem Stahlbau abzudecken, erscheint es sinnvoll den gleichen Teilsicherheitsbeiwert wie für Beton anzusetzen ($\gamma_c = 1,35$).

5.2.5 Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (SLS)

Nachweis der geschlossenen Fuge

Als wesentliches Kriterium für die Gebrauchstauglichkeit wird eine geschlossene Fuge angesehen. Das heißt, als Grenze gilt das von der Normalkraft abhängige Dekompressionsmoment. Damit die Fuge auch tatsächlich überdrückt bleibt, scheint es sinnvoll die Vorspannkraft entsprechend dem ULS abzumindern. Allerdings ist bei überdrückter Fuge die Vorspannkraft $F_{S,VS}$ und nicht $F_{S,0}$ anzusetzen (vgl. Kap. 5.1.2 (1)). Mit $F_{S,VS,d} = F_{S,VS}/\gamma_{VS}$ ist das Dekompressionsmoment:

$$M_D = (F_{S,VS,d} - N_{ext}) \cdot \frac{h_{eff}}{6} \quad (5.94)$$

Spannungsnachweise

Folgt man den Regeln für Normalbeton, sind die Druckspannungen unter Gebrauchslasten zu begrenzen um Mikrorisse oder starkes Kriechen zu vermeiden. Gemäß [ÖNORM EN 1992-1-1 2011] gilt:

$$\sigma_c \leq 0,6 \cdot f_{ck} \quad \text{für die charakteristische Einwirkungskombination}$$

$$\sigma_c \leq 0,45 \cdot f_{ck} \quad \text{für die quasi-ständige Einwirkungskombination}$$

Das Spanningskriterium ist nur oberhalb der Dekompressionslinie relevant (vollständig überdrückte Fuge). Das Moment bei dem die Grenzspannungen erreicht werden, kann daher sehr einfach durch Anpassung der Gl. (5.56) berechnet werden:

$$M = \frac{\sigma_c \cdot h_{eff}^2 \cdot b_n + (N_{ext} - F_{S,VS}) \cdot h_{eff}}{6} \quad (5.95)$$

Die Dekompressionslinie und die beiden Linien zur Spannungsbegrenzung sind bereits in Abbildung 5.23 dargestellt (gelbe Linien).

Verformungsnachweise

Da eine geschlossene Fuge unter Gebrauchslasten vorausgesetzt wird, kann an der Fuge theoretisch die gleiche Biegesteifigkeit wie in einem Regelquerschnitt angenommen werden. Dann können die Verformungen des Tragwerks auch ohne Berücksichtigung der Fugen berechnet werden.

Die Versuche haben aber gezeigt, dass sich gefügte Teile auch bei geschlossener Fuge weicher verhalten als gleichwertige Proben ohne Fuge. Für eine exakte Erfassung der Tragwerksverformungen wird es also notwendig sein, die Fugen in den CAD und FE-Modellen zu berücksichtigen, und eine entsprechend abgeminderte Biegesteifigkeit anzusetzen. Eine Abminderung des E-Moduls zur genaueren Erfassung der Moment - Fugenöffnung - Beziehung wurde bereits in Kap. 5.1.4 diskutiert und kann als ein erster Ansatz dafür gesehen werden.

Die Größe einer solchen Abminderung hängt jedoch von vielen Faktoren ab, wie z.B. der Genauigkeit der Fugbearbeitung und dem Abstand der Verbindungselemente. Dahingehend sind sicherlich noch weitere Untersuchungen, vor allem an größeren Bauteilen mit mehreren Verbindungspunkten, notwendig.

5.3 Bemessungsbeispiel

In den bisherigen Betrachtungen wurde die Tragfähigkeit der Verbindung für die gegebenen bzw. die für die Untersuchungen gewählten Randbedingungen dargestellt. Bei einer praktischen Anwendung des Systems müssen die Eigenschaften der Verbindung und der Bauteile hingegen entsprechend einer vorgegebenen Belastung gewählt werden. Im Folgenden wird eine Vorgehensweise für die Dimensionierung einer Fuge vorgeschlagen und anhand eines einfachen Beispiels veranschaulicht.

5.3.1 Vorgehensweise bei der Bemessung

Wie aus den vorigen Kapiteln hervorgeht, hängt die Tragfähigkeit der Fuge von mehreren Faktoren ab. Die wesentlichen, für die Bemessung relevanten Eigenschaften sind:

- Schalendicke (h)
- UHPC – Eigenschaften (f_c, E_c)
- Abstand der Verbindungspunkte (a_v)
- Vorspannkraft eines Verbindungspunktes ($F_{S,vs}, F_{S,0}$)
- Eigenschaften der Verbindungsmittel (Steifigkeit D , Länge L_c)

Insbesondere die Schalendicke und die UHPC – Eigenschaften sind dabei auch von der Bemessung der Regelquerschnitte (Bereiche ohne Fuge) im Tragwerk abhängig. Die Dimensionierung der Fuge wird sich also besonders auf die fugenspezifischen Eigenschaften ($a_v, F_{S,vs}$) konzentrieren. Die Eigenschaften der Verbindungsmittel sind durch den vorgestellten Verbindungstyp im Wesentlichen vorgegeben.

Auch wenn dadurch die Fugenbemessung mehr oder weniger von der Dimensionierung der Regelquerschnitte entkoppelt ist, ist eine ehestmögliche Berücksichtigung der Fugen in der Tragwerksbemessung dennoch wichtig. Durch eine kluge Anordnung der Fugen kann so beispielsweise die Beanspruchung auf diese minimiert werden.

Aus diesen Überlegungen heraus wird folgender Ablauf für den Bemessungsvorgang eines Fertigteil - Schalentragerwerkes vorgeschlagen:

- (1) Vordimensionierung des Schalentragerwerkes ohne Berücksichtigung der Fugen; Festlegung von h , f_c und E_c .
- (2) Festlegung einer Fugenanordnung; Die Fugen sollen so angeordnet werden, dass deren Beanspruchung möglichst gering ist, wobei fertigungstechnische Anforderungen (max. Größe, Seitenverhältnis, max. Krümmung bzw. Stich eines Fertigteils) und gegebenenfalls ein Montagekonzept der Fertigteile zu berücksichtigen sind.
- (3) Endgültige Bemessung unter Berücksichtigung der erforderlichen Verbinder-Aussparungen (Nettoquerschnitt nach Kap. 5.2.3.5); Kontrolle von f_c , h und ggf. Festlegung einer zusätzlichen Flächenbewehrung
- (4) Fugendimensionierung: Festlegung der Vorspannkraft und Anzahl der Verbindungsmittel
 - a. M – N Tragfähigkeit im ULS
 - b. Dekompression im SLS
 - c. Nachweis des Reibungswiderstandes im ULS
- (5) Führung aller weiteren Nachweise nach Kap. 5.2.3, 5.2.4 und 5.2.5

Im Weiteren wird ausschließlich die Fugenbemessung erläutert (Punkte (4) und (5)). Die Bauteildicke und die UHPC – Eigenschaften werden als gegebene Randbedingungen betrachtet.

Eine direkte Berechnung des erforderlichen Verbindungsabstandes a_v bzw. der Vorspannkraft je Fugenlänge aus M und N ist aufgrund der nichtlinearen Zusammenhänge im ULS nicht möglich. Eine anschauliche Vorgehensweise für die Dimensionierung im ULS ist daher die Zuhilfenahme von ent-

sprechenden M-N Interaktionsdiagrammen. Da man möglichst die maximale Vorspannkraft eines Spannschlusses ausnutzen werden wird, bietet es sich an eine M-N Kurvenschar für diese definierte Vorspannkraft und verschiedenen Verbinderabstände zu erstellen. Eine normierte Darstellung für beliebige Verbinderabstände bzw. Vorspannkraften ist aufgrund des nichtlinearen Einflusses nicht möglich. Für eine vergleichbare Darstellung ist auch eine Umrechnung der Widerstände auf eine einheitliche Fugenlänge notwendig. Die M-N Bemessungskurven können entsprechend den Gleichungen in Kap. 5.2.4 für eine definierte Breite und einen Verbindungspunkt berechnet werden, und entsprechend den Glg. (5.96) und (5.97) auf eine Fugenlänge von 1 m umgerechnet werden.

$$m_d = M_d \cdot 1000/a_V \quad \text{mit } a_V \text{ in mm} \quad (5.96)$$

$$n_d = N_{ext,d} \cdot 1000/a_V \quad \text{mit } a_V \text{ in mm} \quad (5.97)$$

Aus diesen Diagrammen kann dann ein erforderlicher Verbinderabstand gewählt und damit die erforderlichen Nachweise geführt werden.

Im SLS kann die erforderliche Vorspannkraft je m Fugenlänge unabhängig vom Verbinderabstand direkt durch Umformen der Gl. (5.94) ermittelt werden.

Der Reibungswiderstand ist neben der Vorspannkraft auch von der einwirkenden Normalkraft abhängig. Für eine gegebene Belastungssituation kann jedoch die zusätzlich erforderliche Vorspannkraft und damit auch der Verbinderabstand direkt abgeschätzt werden.

Die beschriebene Vorgehensweise wird anhand des folgenden Beispiels (Kap. 5.3.3) gezeigt.

5.3.2 Einwirkende Schnittgrößen am Beispiel des „Wellendachs“

Als Grundlage für das Bemessungsbeispiel wird das in der Einleitung (Kap. 1.2) vorgestellte Beispieltragwerk („Wellendach“) herangezogen. Abbildung 5.24 zeigt das Modell des Tragwerks mit der Fugenanordnung und den Auflagerpunkten. Es wird im Weiteren ausschließlich die gekennzeichnete Fuge 4 – 4 näher betrachtet.

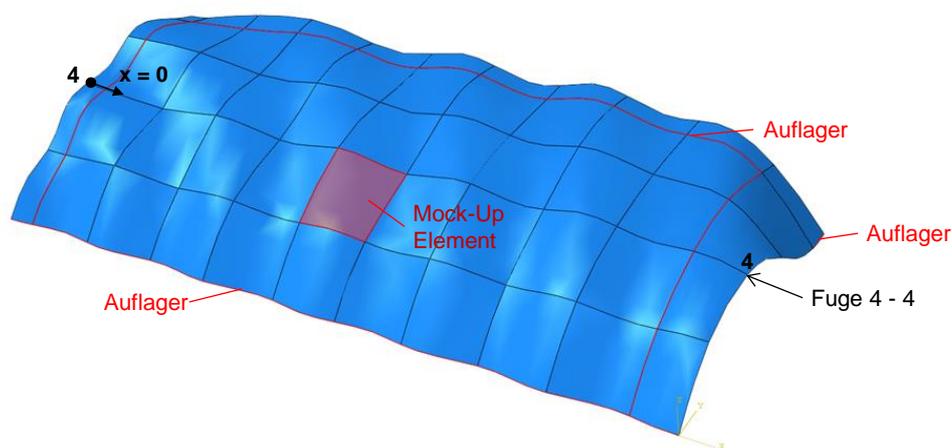


Abbildung 5.24 Wellendach mit Fugenteilung, Kennzeichnung der Auflagerbereiche im FE-Modell und der analysierten Fuge 4 - 4

Die Fugenteilung erfolgte zu Projektbeginn aus praktischen Gesichtspunkten in einem regelmäßigen Raster ohne Berücksichtigung des Kraftflusses. Sämtliche Arbeiten im Forschungsprojekt basieren auf dieser Teilung, weshalb die Anordnung auch für dieses Bemessungsbeispiel beibehalten wird.

Eine erste statische Berechnung des Tragwerks wurde von [Groß 2013] durchgeführt, weiterführenden Analysen des Tragverhaltens finden sich auch in [Sliskovic 2015]. Dabei wurden vereinfachte Lastannahmen getroffen, die auch für dieses Beispiel beibehalten werden. Eine Belastung aus Eigengewicht, Schnee und Wind, gleichmäßig über die gesamte Struktur verteilt:

$$\begin{aligned} \text{Eigengewicht: } g_k &= 1,25 \text{ kN/m}^2 \\ \text{Schnee: } \bar{s}_k &= 2,43 \text{ kN/m}^2 \\ \text{Wind: } w_k &= 0,21 \text{ kN/m}^2 \end{aligned}$$

Nach [ÖNORM EN 1990 2013] gilt damit für die ständige oder vorübergehende Bemessungssituation im ULS:

$$\begin{aligned} \gamma_G \cdot g_k + \gamma_Q \cdot \bar{s}_k + \gamma_Q \cdot \psi_{0,w} \cdot w_k \\ 1,35 \cdot 1,25 + 1,5 \cdot 2,43 + 1,5 \cdot 0,6 \cdot 0,21 \end{aligned}$$

Darüber hinaus werden die Kombinationen für die Nachweise im SLS berücksichtigt:

Charakteristische Kombination:

$$g_k + \bar{s}_k + \psi_{0,w} \cdot w_k$$

Quasi-ständige Kombination:

$$g_k + \psi_{2,w} \cdot w_k \quad \text{wobei } \psi_{2,w} = 0$$

Die Schnittkraftverläufe an der Fuge 4-4 sind für den ULS in Abbildung 5.25 dargestellt. Durch die Wellenform des Bauwerks ergeben sich auch stark wechselnde Schnittgrößen. In den Schnittkraftverläufen sind die Stellen der maximalen und minimalen Normalkraft sowie des maximalen Biegemoments (Absolutwert) gekennzeichnet. Die auf der x-Achse aufgetragene Länge ist die wahre Länge der Fuge.

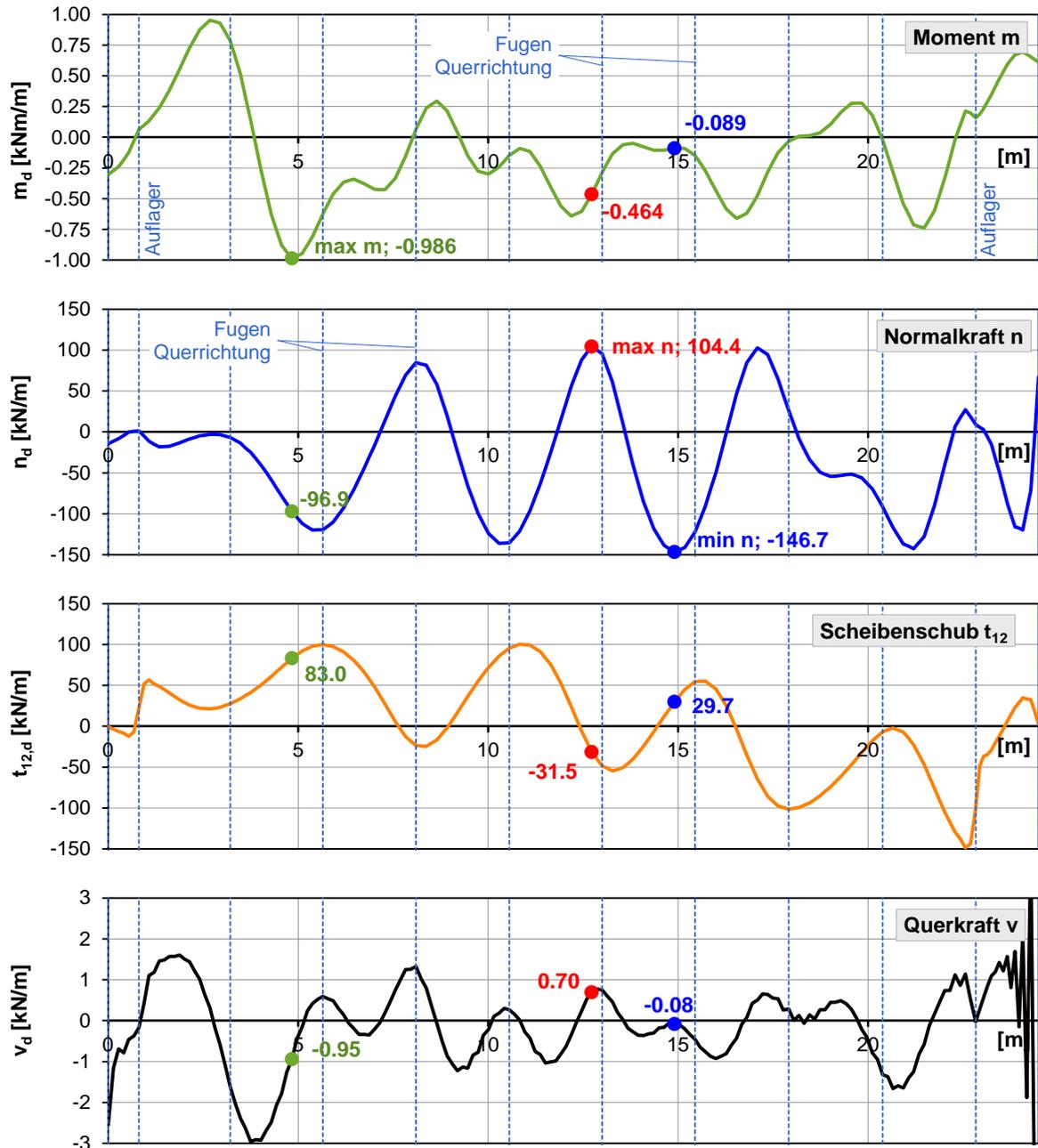


Abbildung 5.25 ULS - Schnittkräfte an der Fuge 4-4; Kennzeichnung der Stellen von $\max m_d$, $\max n_d$ und $\min n_d$ sowie den zugehörigen Schnittkräften

5.3.3 Dimensionierung der Fuge

Erforderlicher Verbinderabstand zufolge Moment und Normalkraft im ULS

Um den Abstand der Verbindungspunkte festzulegen, werden die Schnittkraftkombinationen in entsprechende M-N Diagramme eingetragen. Die üblicherweise in der Querschnittsbemessung definierten Bauteileigenschaften werden hier als gegebene Randbedingungen angenommen. Es wird dabei von den bisher in dieser Arbeit verwendeten Größen ausgegangen:

<u>UHPC:</u>	Bauteilhöhe	$h = 50 \text{ mm} / h_{\text{eff}} = 47,5 \text{ mm}$
	Druckfestigkeit	$f_{ck} = 150 \text{ N/mm}^2$
		$f_{cd} = (150 \cdot 0,85) / 1,35 = 94,4 \text{ kN/mm}^2$
	Zugfestigkeit	$f_{ctk} = 6 \text{ N/mm}^2$
		$f_{ctd} = 6 / 1,35 = 4,44 \text{ kN/mm}^2$
	E-Modul	$E_c = 50400 \text{ N/mm}^2$
		$E_{cd} = 50400 / 1,3 = 38770 \text{ N/mm}^2$
<u>Verbindung:</u>	Vorspannkraft	$F_{S,VS} = 75 \text{ kN}$
		$F_{S,VS,d} = 75 / 1,15 = 65,2 \text{ kN}$
	Maximale Vorspannkraft	$F_{S,0} = 80,5 \text{ kN}$
		$F_{S,0,d} = 80,5 / 1,15 = 70,0 \text{ kN}$
	Verbindersteifigkeit	$D = 7801 \text{ N/mm}$
	Aussparungsbreite	$b_V = 50 \text{ mm} (b_n = a_V - b_V; \text{ Gl. (5.16)})$
	Länge Spannschloss	$L_C = 110 \text{ mm}$
	Länge Anker	$L_A = 55 \text{ mm}$

Die mit diesen Parametern berechneten M-N Diagramme sind in Abbildung 5.26 dargestellt. Das gewählte Spektrum des Verbindungsabstand reicht von 25 cm (entspricht den bisherigen Untersuchungen) bis 50 cm. In diese Grenzkurven wurden nun die Schnittkräfte der Fuge 4-4 eingetragen, wobei die Kombinationen bei $\max n_d$, $\min n_d$ und $\max m_d$ hervorgehoben sind. Die Kombination bei $\max n_d$ kommt am nächsten an den Grenzkurven zu liegen und ist daher maßgebend. $\min n_d$ und $\max m_d$ sind in diesem Beispiel unkritisch für die Verbindung. In diesem Beispiel ist zwar die M-N Kombination bei $\max n_d$ am kritischsten, die kritische Schnittkraftkombination muss aber nicht zwangsläufig beim Maximum oder Minimum von einer der Komponenten liegen. Daher ist es wichtig alle Schnittkräfte in die Diagramme einzutragen, um die maßgebende Belastung zu erfassen.

Aus dem Bemessungsdiagramm ist nun ersichtlich, dass für die M – N Beanspruchung im ULS ein Verbinderabstand von $a_V = 50 \text{ cm}$ ausreichend ist. Damit ergibt sich eine Nettobreite je Verbindungspunkt $b_n = a_V - b_V = 500 - 50 = 450 \text{ mm}$.

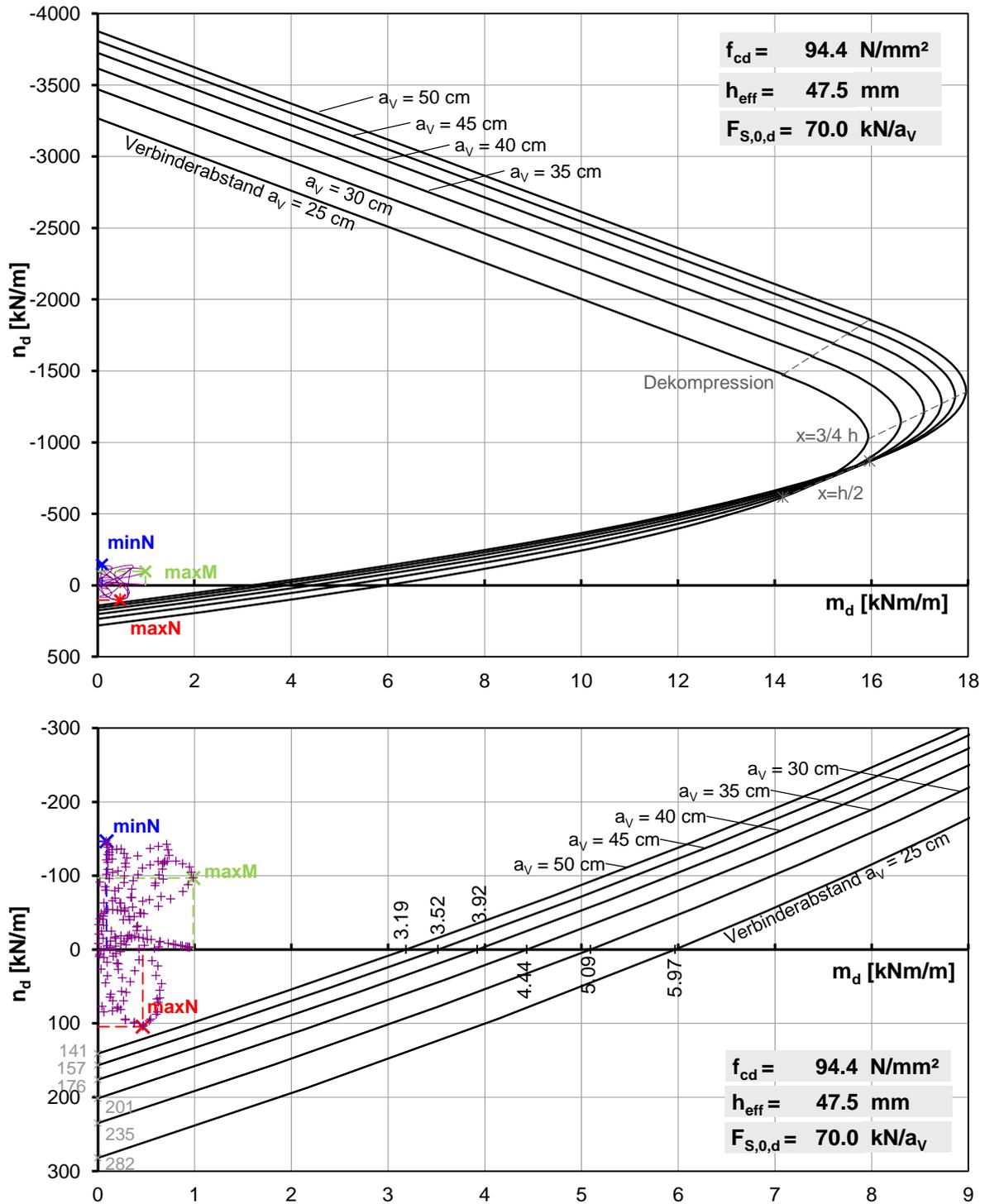


Abbildung 5.26 M-N Bemessungsdiagramme für unterschiedliche Verbinderabstände, gesamtes M – N Spektrum (oben) und für das Beispiel relevanter Ausschnitt (unten); Schnittkräfte m_d und n_d in der Fuge 4-4

Erforderlicher Verbinderabstand und Nachweise im SLS

Als erstes ist die Dekompression für die charakteristischen Schnittkräfte nachzuweisen bzw. der dafür erforderliche, maximale Verbinderabstand zu ermitteln.

Die Schnittkräfte im SLS an der Stelle $_{max}n$ sind:

	n_k [kN/m]	m_k [kNm/m]	$t_{12,k}$ [kN/m]	v_k [kN/m]
charakteristische Kombination	72,0	0,32	21,7	0,48
quasi – ständige Kombination	23,6	0,11	7,1	0,16

Außer bei den Normalkräften werden alle Schnittkräfte mit positivem Vorzeichen betrachtet (Absolutwerte).

Die erforderliche Vorspannkraft, um das Kriterium der Dekompression einzuhalten, kann durch umformen der Gl. (5.94) ermittelt werden:

$$f_{S,VS,d} = \frac{6 \cdot m_k}{h_{eff}} + n_k \quad (5.98)$$

$$f_{S,VS,d} = \frac{6 \cdot 0,32 \cdot 10^3}{47,5} + 72 = 112,4 \text{ kN/m}$$

Bei einer maximalen Vorspannkraft $F_{S,VS,d} = 65,2$ kN je Verbindungspunkt ergibt sich daraus ein maximaler Abstand von $a_V = 58$ cm. Der für den ULS gewählte Abstand von $a_V = 50$ cm ist somit ausreichend.

Alternativ kann auch das Dekompressionsmoment für den gewählten Abstand überprüft werden:

$$m_D = \left(F_{S,VS,d} \cdot \frac{1000}{a_V} - n_k \right) \cdot \frac{h_{eff}}{6} \geq m_k \quad \text{mit } a_V \text{ in mm} \quad (5.99)$$

$$m_D = \left(65,2 \cdot \frac{1000}{500} - 72 \right) \cdot \frac{47,5}{6} \cdot \frac{1}{10^3} = 0,462 > 0,32 \text{ kNm/m}$$

Die Spannungsnachweise sind zwar im Bereich Zug+Biegung nicht relevant (vgl. Abbildung 5.23), der Vollständigkeit halber sind die Nachweise dennoch hier angeführt. Aus Gl. (5.95) ergibt sich:

$$\sigma_c = \left[\frac{6 \cdot M_k}{h_{eff}^2} - (N_{ext} - F_{S,VS}) \right] \cdot \frac{1}{h_{eff} \cdot b_n}$$

$$\sigma_c = \left[\left(\frac{6 \cdot m_k}{h_{eff}^2} - n_k \right) \cdot \frac{a_V}{1000} + F_{S,VS} \right] \cdot \frac{1}{h_{eff} \cdot b_n} \leq \begin{cases} 0,6 \cdot f_{ck} \\ 0,45 \cdot f_{ck} \end{cases} \quad (5.100)$$

$$\sigma_c = \left[\left(\frac{6 \cdot 0,32 \cdot 10^6}{47,5} - 72 \cdot 10^3 \right) \cdot \frac{500}{1000} + 75 \cdot 10^3 \right] \cdot \frac{1}{47,5 \cdot 450} = 2,77 < 90 \text{ N/mm}^2 = 0,6 \cdot f_{ck}$$

$$\sigma_c = \left[\left(\frac{6 \cdot 0,11 \cdot 10^6}{47,5} - 23,6 \cdot 10^3 \right) \cdot \frac{500}{1000} + 75 \cdot 10^3 \right] \cdot \frac{1}{47,5 \cdot 450} = 3,27 < 67,5 \text{ N/mm}^2 = 0,45 \cdot f_{ck}$$

Erforderlicher Verbinderabstand für ausreichenden Reibungswiderstand im ULS

Der erforderliche Verbinderabstand kann für eine gegebene Vorspannkraft in Abhängigkeit der einwirkenden Normalkraft direkt abgeschätzt werden. Die Kraftzunahme aus der Biegung wird, wie bereits in Kap. 5.2.3.4 angeführt, vernachlässigt. Entsprechend den Glg. (5.77) und (5.78) gilt für die kombinierte Beanspruchung aus Querkraft und Scheibenschub:

$$\sqrt{t_{12,d}^2 + v_d^2} \leq \left(F_{S,VS,d} \cdot \frac{1000}{a_V} - n_d + \Delta f_{S,N,c}(a_V) \right) \cdot \mu_d \quad (5.101)$$

Der Anteil $\Delta f_{S,N,c}$ (Spannkraftverlust aufgrund der Betonstauchung bei Druckkräften, vgl. Gl. (5.69)) hängt dabei vom Nettoquerschnitt und damit vom Verbinderabstand ab. Da dieser Anteil bei für Schubversagen kritischen Lasten (Zugkräfte bzw. geringe Druckkräfte) sehr klein ist, kann er für die Bestimmung des erforderlichen Abstandes vernachlässigt werden. Daher ergibt sich für den erforderlichen Verbinderabstand:

$$a_V \leq \frac{F_{S,VS,d} \cdot \mu_d \cdot 1000}{\sqrt{t_{12,d}^2 + v_d^2} + n_d \cdot \mu_d} \quad \text{für } \sqrt{t_{12,d}^2 + v_d^2} + n_d \cdot \mu_d > 0$$

$$a_V \rightarrow \infty, \text{ d.h. keine zusätzliche Vorspannkraft notwendig} \quad \text{für } \sqrt{t_{12,d}^2 + v_d^2} + n_d \cdot \mu_d \leq 0$$
(5.102)

Als alternative, sehr anschauliche Methode kann auch hier ein Bemessungsdiagramm mit definierten Verbinderabständen verwendet werden. Da der Reibungswiderstand von der einwirkenden Normalkraft abhängt, muss auch das Bemessungsdiagramm in Abhängigkeit der äußeren Einwirkung dargestellt werden. Entsprechend den Schnittkraftverläufen (Abbildung 5.25) kann der Widerstand für jeden Punkt entlang der Fuge aufgetragen werden. In Abbildung 5.27 sind die Reibungswiderstände bei unterschiedlichen Verbinderabständen der kombinierten Schubeinwirkung der Fuge 4-4 gegenübergestellt. Liegt ein Punkt der Einwirkungs-Kurve unter der Entsprechenden Widerstandskurve, ist die Reibungstragfähigkeit an dieser Stelle ausreichend.

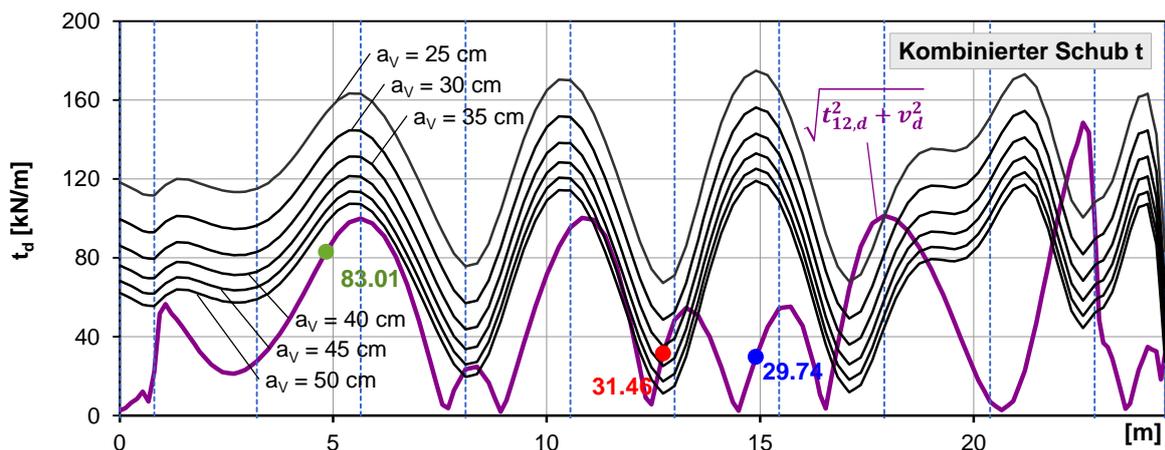


Abbildung 5.27 Bemessungsdiagramm für kombinierten Schub (Querkraft + Scheibenschub) bei gegebener Normalkraft: Reibungswiderstand bei unterschiedlichen Verbinderabständen und Schnittkräfte t_d in der Fuge 4-4

Bereits in Abbildung 5.25 war ersichtlich, dass aufgrund der charakteristischen Wellenform des Bauwerks und der daraus resultierenden Tragwirkung, sehr hohe Schubkräfte entlang der Fuge auftreten. Überlagern sich die Bereiche mit hohen Schubkräften mit zugbeanspruchten Bereichen, ist eine hohe Vorspannkraft und damit ein sehr geringer Verbinderabstand für ausreichenden Widerstand notwen-

dig. In der untersuchten Fuge sind besonders der Bereich bei einer Fugenkoordinate von $x = 17 - 19$ m und der auflagernahe Bereich ($x \sim 22,5$ m) kritisch (Abbildung 5.27). Wählt man aufgrund dieser lokal hohen Beanspruchung für die gesamte Fuge einen engen Verbinderabstand, so führt dies zu einer sehr hohen Verbinderanzahl und ist damit unwirtschaftlich. Sinnvoller erscheint es, die Verbinder an den kritischen Stellen lokal zu verdichten.

In großen Bereichen der Fuge ist ein Abstand von $a_v = 50$ cm ausreichend. Neben den bereits angesprochenen, kritischen Stellen, ist auch im Bereich der maximalen Normalkraft (rot markiert) ein geringerer Abstand notwendig. Im Folgenden werden die Nachweise beispielhaft an dieser Stelle ($_{\max}n_d$) geführt. Dafür wird $a_v = 36$ cm gewählt.

Nachweise im ULS

Die ULS - Schnittkräfte an der Stelle $_{\max}n_d$ sind nochmals zusammengefasst:

	n_d [kN/m]	m_d [kNm/m]	$t_{12,d}$ [kN/m]	v_d [kN/m]
ständige oder vorübergehende Komb.	104,4	0,46	31,5	0,70

Da für die Wahl des Verbinderabstandes der Reibungswiderstand maßgebend war, wird als erstes dieser Nachweis nach Gl. (5.101) geführt:

$$\sqrt{t_{12,d}^2 + v_d^2} \leq \left(F_{S,VS,d} \cdot \frac{1000}{a_v} - n_d + \Delta f_{S,N,c}(a_v) \right) \cdot \mu_d$$

Der Anteil $\Delta f_{S,N,c}$ ist die Abnahme der Vorspannkraft zufolge der Betonstauchung aus einer Druckbeanspruchung. Für die vorliegende Zugbeanspruchung gilt daher $\Delta f_{S,N,c} = 0$. Damit ergibt sich:

$$\sqrt{31,5^2 + 0,70^2} \leq \left(65,2 \cdot \frac{1000}{360} - 104,4 + 0 \right) \cdot 0,43$$

$$31,5 \text{ kN/m} \leq 33,0 \text{ kN/m}$$

Der Reibungswiderstand ist somit ausreichend.

Da der Verbinderabstand $a_v = 36$ cm kleiner ist als der notwendige Abstand gemäß dem M-N Bemessungsdiagramm (Abbildung 5.26), ist auch die M - N Tragfähigkeit eigentlich nachgewiesen. Zur Veranschaulichung wird der Nachweis nochmals separat geführt. Dafür wird das Grenzmoment $m_{R,d}$ bei vorliegender Normalkraft berechnet. Es gelten die Glg. (5.86) bis (5.90).

Als erstes wird die Zunahme der Kraft im Spannschloss für das Grenzmoment bei n_d berechnet (vgl. Gl. (5.89)). Die Kraftänderung gilt dabei für einen einzelnen Verbinder.

$$\Delta F_S = \frac{\frac{k_\epsilon \cdot f_{cd}}{E_{cd}} \cdot \left[\frac{h_{eff}}{2} - \frac{2 \cdot \left(F_{S,0,d} - n_d \cdot \frac{a_v}{1000} \right)}{f_{cd} \cdot b_n} \right]}{\frac{1}{D} + \frac{2 \cdot k_\epsilon}{E_{cd} \cdot b_n}}$$

$$\Delta F_S = \frac{\frac{2 \cdot 94,4}{38770} \cdot \left[\frac{47,5}{2} - \frac{2 \cdot \left(70 - 104,4 \cdot \frac{360}{1000} \right) \cdot 10^3}{94,4 \cdot 310} \right]}{\frac{1}{7801} + \frac{2 \cdot 2}{38770 \cdot 310}} \cdot \frac{1}{10^3} = 0,816 \text{ kN/b}$$

Mit der Kraftänderung kann nun die Höhe der Druckzone bestimmt werden (vgl. Gl. (5.88)):

$$x = \frac{2 \cdot \left(F_{S,0,d} + \Delta F_S - n_d \cdot \frac{a_V}{1000} \right)}{f_{cd} \cdot b_n}$$

$$x = \frac{2 \cdot \left(70 + 0,816 - 104,4 \cdot \frac{360}{1000} \right) \cdot 10^3}{94,4 \cdot 310} = 2,27 \text{ mm}$$

Darüber hinaus muss die Änderung der Höhenlage des Spannschlusses aufgrund der Rotation der Fügeile berechnet werden (vgl. Gl. (5.87)):

$$\Delta z_{rot} = \frac{L_c \cdot k_\varepsilon \cdot f_{cd}}{4 \cdot E_{cd}}$$

$$\Delta z_{rot} = \frac{110 \cdot 2 \cdot 94,4}{4 \cdot 38770} = 0,13 \text{ mm}$$

Schlussendlich kann das Grenzmoment berechnet werden (vgl. Gl. (5.86)):

$$m_{R,d} = \left[\left(F_{S,0,d} + \Delta F_S \right) \cdot \left(\frac{h_{eff}}{2} - \Delta z_{rot} - \frac{x}{3} \right) - n_d \cdot \frac{a_V}{1000} \cdot \left(\frac{h_{eff}}{2} - \frac{x}{3} \right) \right] \cdot \frac{1000}{a_V} \geq m_d$$

$$m_{R,d} = \left[(70 + 0,816) \cdot \left(\frac{47,5}{2} - 0,13 - \frac{2,270}{3} \right) - 104,4 \cdot \frac{360}{1000} \cdot \left(\frac{47,5}{2} - \frac{2,270}{3} \right) \right] \cdot \frac{1000}{360} \cdot \frac{1}{10^3}$$

$$= 2,10 > 0,46 \text{ kNm/m}$$

Die Moment – Normalkraft – Tragfähigkeit ist somit leicht erfüllt.

Als nächstes wird die Tragfähigkeit des Ankers und des Spannschlusses überprüft (Gl. (5.64)):

$$F_{S,R,d} = \frac{F_{S,A,y}}{\gamma_s} = \frac{F_{S,Sp,y}}{\gamma_s} = \frac{115}{1,15} = 100 \text{ kN}$$

$$F_S = F_{S,0} + \Delta F_S = 80,5 + 0,82 = 81,32 < 100 \text{ kN}$$

Für den Nachweis der Querkrafttragfähigkeit ist die Druckzonenhöhe bei der gegebenen Beanspruchung zu ermitteln. Entsprechend Gl. (5.71) wird als erstes das Dekompressionsmoment im ULS berechnet:

$$m_{D,d} = \left(F_{S,VS,d} \cdot \frac{1000}{a_V} - n_d \right) \cdot \frac{h_{eff}}{6}$$

$$m_{D,d} = \left(65,2 \cdot \frac{1000}{360} - 104,4 \right) \cdot \frac{47,5}{6} = 0,61 \geq 0,46 \text{ kNm/m}$$

Durch den verringerten Verbinderabstand von $a_V = 360 \text{ mm}$ ist die Fuge somit auch im ULS überdrückt. Damit kann für den Querkraftnachweis die volle Fugenhöhe angesetzt werden ($x = h_{eff} = 47,5 \text{ mm}$). Nach Gl. (5.70) ist die Schubtragfähigkeit:

$$v_{R,d} = \frac{2}{3} \cdot x \cdot b_n \cdot f_{ct,d} \cdot \frac{1000}{a_V}$$

$$v_{R,d} = \frac{2}{3} \cdot 47,5 \cdot 310 \cdot 4,67 \cdot \frac{1000}{360} \cdot \frac{1}{10^3} = 127,3 > 0,70 \text{ kN/m}$$

Die Querkrafttragfähigkeit liegt damit weit über der Beanspruchung.

Wie in Kap. 5.3.1 vorgeschlagen, sollten die Nettoquerschnitte bereits in der Bemessung der Regelquerschnitte berücksichtigt werden. Der Vollständigkeit halber wird hier die Abminderung im Vergleich zu den Bruttoquerschnitten nach 5.2.3.3 und 5.2.3.5 angegeben.

Am unmittelbaren Ankerende:

$$\frac{A_{netto}}{A_{brutto}} = \frac{a_V \cdot h - 2 \cdot \frac{d_s^2 \cdot \pi}{4}}{a_V \cdot h} = \frac{360 \cdot 50 - 2 \cdot \frac{12^2 \cdot \pi}{4}}{360 \cdot 50} = 0,987$$

Aus den Aussparungen in Querrichtung:

$$\frac{A_{netto,t}}{A_{brutto}} = \frac{(b_E - L_{Aus}) \cdot h - 2 \cdot l_{b,ges} \cdot d_s}{b_E \cdot h} = \frac{(2400 - 160) \cdot 50 - 2 \cdot 180 \cdot 12}{2400 \cdot 50} = 0,897$$

Die Erstellung von Bemessungsdiagrammen, sowohl für den M – N Widerstand als auch für den Reibungswiderstand, ist eine einfache und anschauliche Methode für die Dimensionierung der Fugen bzw. die Festlegung der Verbindungsmittelanzahl und Vorspannkraft. Die Vorgehensweise lässt sich mittels EDV auch sehr einfach automatisieren, um die kritischen Schnittkraftkombination zu ermitteln und die entsprechenden Nachweise zu überprüfen.

Im gezeigten Beispiel wurde deutlich, dass nicht immer die Beanspruchungen aus Moment und Normalkraft die maßgebenden Schnittkräfte sind. Die hohen Scheibenschubkräfte erforderten eine deutliche Verringerung des Verbinderabstandes gegenüber den Anforderungen aus m_d und n_d . Dies macht deutlich, dass alle Beanspruchungen für die Wahl der Vorspannkraft bzw. des Verbinderabstands berücksichtigt werden müssen.

In der Berechnung des Reibungswiderstandes muss allerdings die einwirkende Normalkraft berücksichtigt werden. Im Gegensatz zum M-N Widerstand muss der Reibungswiderstand daher für jeden Punkt an der Fuge separat berechnet werden. Dies kann aber in einer automatisierten Bemessung ohne weiteres umgesetzt werden. Darüber hinaus ist aber auch immer die sorgfältige Analyse und Beurteilung der Belastung und des Tragwiderstands durch den berechnenden Ingenieur essentiell.

Im gezeigten Beispiel wurden die Nachweise an der Stelle der maximalen Normalkraft mit einem Verbinderabstand von $a_V = 360$ mm geführt. Wie bereits angemerkt, erfordern die konstruktionsbedingt hohen Scheibenschubkräften an anderen Stellen entlang der Fuge aber noch deutlich geringere Abstände. Ob in einer praktischen Anwendung der Abstand entlang einer Fuge entsprechend den Schnittkräften variiert wird, oder ob immer der kleinste Verbinderabstand ausgeführt wird, hängt sicher nicht nur von den statischen Anforderungen, sondern von vielen weiteren Faktoren ab. So können z.B. das optische Erscheinungsbild, die Kosten der Verbindungsmittel und der größere Herstellungsaufwand bei häufig wechselnden Abständen eine Rolle spielen.

Das Beispiel zeigt aber auch, dass trotz hochwertiger Materialien wie UHPC und der entwickelten, hochtragfähigen Fügetechnik, eine statische Tragwerksoptimierung wesentlich zur Robustheit von Konstruktionen aus Fertigteilen beitragen kann. Die Verbindungstechnik wurde zwar für Freiformgeometrien mit großen Biegestörungen entwickelt, im Beispiel „Wellendach“ sind jedoch vor allem die Kombination aus hohen zentrischen Zugkräften und Scheibenschubkräften eine ungünstige Lastkombination für die Fugen. Durch Änderung der Lagerungsbedingungen bzw. geringfügige Geometrieänderungen, ohne den architektonischen Entwurf wesentlich zu beeinflussen, könnte das Wellendach hin-

sichtlich den statischen Anforderungen sicherlich noch optimiert werden. Auch die Anpassung der Fugenteilung ist Teil eines solchen Optimierungsprozesses.

Ein großes Augenmerk in der Bemessung wird auch auf die berücksichtigten Lasten und Lastfallkombinationen zu legen sein. So können beispielsweise auch die Bauzustände für die Auslegung der Verbindung relevant sein. Darüber hinaus ist gemäß dem Sicherheitskonzept der [ÖNORM EN 1990 2013] auch die günstige Wirkung von äußeren Lasten in den Teilsicherheitsbeiwerten entsprechend zu berücksichtigen. Dies kann unter Umständen bei Kombination von Druck und Biegung eine Rolle spielen, da Druckkräfte günstig für die Biegetragfähigkeit sind.

6 Zusammenfassung und Ausblick

6.1 Zusammenfassung und Ergebnisse

Um UHPC - Schalentragerwerke aus Fertigteilen herstellen zu können, ist eine leistungsfähige Füge-technik notwendig. In dieser Arbeit werden verschiedene mögliche Füge-techniken vorgestellt, und schließlich in mehreren Entwicklungsschritten ein hoch tragfähiges Verbindungssystem für doppelt gekrümmte UHPC – Fertigteile entwickelt. Da das Verbindungssystem für Freiformschalen ohne kraftflussoptimierte Geometrie geeignet sein soll, muss dieses sehr hohe Anforderungen erfüllen. Einerseits muss die Verbindung für eine Vielzahl von individuellen Fertigteilen gleichermaßen geeignet sein, weshalb ein wesentlich flexibleres System als bei immer gleichen Systembauteilen notwendig ist. Vor allem aber treten durch die Freiformgeometrie höhere Beanspruchungen in den Fugen auf, weshalb die Verbindung neben den Drucknormalkräften auch Zugnormalkräfte, Biegemomente und Querkräfte aufnehmen muss.

Als Grundlage für die eigene Arbeit werden in Kapitel 2 bestehende Füge-techniken analysiert, wobei besonders auf die Fügung von UHPC-Bauteilen und dünnwandigen Querschnitten eingegangen wird. Für die Fügung von UHPC-Fertigteilen werden vielfach bekannte Techniken aus dem Betonbau adaptiert, wie beispielsweise klassische Überlappungsstöße. Allerdings bieten die hervorragenden mechanischen Eigenschaften von UHPC auch die Möglichkeit, neue, bisher im Betonbau eher unübliche Füge-techniken anzuwenden. Hier sind vor allem Klebeverbindungen, trockene Stöße und die Verwendung von Einbauteilen zu nennen.

In Kapitel 3 werden mögliche Fügekonzepte vorgestellt, und deren Vor- und Nachteile zusammengefasst. Aufgrund der Anforderung an das Verbindungssystem, für doppelt gekrümmte, dünnwandige Fertigteile geeignet zu sein, werden einige Methoden von vornherein ausgeschlossen:

- Steckverbindungen und Verbindungen mit stiftförmigen Einbauteilen sind aufgrund der Bewegungsabläufe beim Fügevorgang nicht geeignet
- Das grundsätzlich sehr gute und vielversprechende System der Vorspannung mit verbundlosen Vorspannkabeln wird aufgrund der Probleme der Spannkabelführung in den dünnwandigen Bauteilen (insbesondere bei Kreuzungspunkten bei mehrachsiger Vorspannung) nicht weiter verfolgt

Die geeignet erscheinenden Füge-techniken werden entsprechend ihrer Art in vier Grundtypen unterteilt:

- Verbindungen auf Basis konventioneller Nassstöße
- Klebeverbindungen
- Schraubenverbindungen
- Einbauteile

Die Auswahl einer zweckmäßigen Verbindungstechnik kann bei unterschiedlichen Anwendungen von vielen unterschiedlichen Faktoren abhängen. Das eigene, in dieser Arbeit entwickelte Fügekonzept, sieht Trockenfugen in Kombination mit vorgespannten Schraubenverbindungen vor. Die ausschlaggebenden Punkte für diese Entscheidung sind:

- Verschraubte Trockenfugen sind sofort nach der Fügung tragfähig – dies verkürzt die Montagezeit und ermöglicht einfachere Bauverfahren mit minimalem Rüstungsaufwand
- Gegenüber Klebe- und Nassverbindungen kein bzw. nur geringer Einfluss der Witterung
- Möglichkeit der Demontage und eventuell sogar Wiederverwendung der Fertigteile

Als Teil des Forschungsprojekts „UHPC – Schalen“ werden in dieser Arbeit automatisierte Fertigungsprozesse vorausgesetzt. Dadurch können auch die erforderlichen Genauigkeiten der Trockenfugen erzielt werden. Die Methoden die dabei angewendet werden können sind Hochdruckwasserstrahlschneiden zur groben Vorbearbeitung der Fertigteile und Schleifen der Fugen durch Bearbeitungsroboter um die entsprechende Präzision zu erreichen. Die Fugенbearbeitung selbst ist allerdings nicht Gegenstand dieser Arbeit.

Die eigenen Entwicklungen zur Fügetechnik (Kapitel 4) gliedern sich in drei Stufen. In Entwicklungsstufe I werden Grundlagen zu vorgespannten Schraubenverbindungen ausgearbeitet und verschiedene Voruntersuchungen durchgeführt. Für eine direkte Verschraubung von Fertigteilen sind verschiedene Schraubenanordnungen möglich. Die Schrauben können beispielsweise normal zur Bauteilfläche, schräg in beliebigem Winkel oder in der Bauteilfläche liegend angeordnet werden. Entsprechend den Schraubenanordnungen müssen aber auch die Fugen zum Teil schräg ausgeführt werden. Schräge Fugen können dabei den Vorteil bieten, dass durch lokale Biegung ein Ausgleich von Längentoleranzen möglich ist, steile bzw. vertikale Fugen sind jedoch für eine direkte Kraftübertragung der Drucknormalkräfte besser geeignet. Die Kraftübertragung bei Trockenfugen hängt wesentlich vom Reibungsverhalten ab. Deshalb wird als erster Schritt die mechanische Beziehung zwischen Reibung, Vorspannkraft und übertragbarer äußerer Kraft für beliebige Schrauben- und Fugenwinkel hergeleitet. Anschließend wird mittels Finite Elemente Berechnungen das Trag- und Versagensverhalten einiger ausgewählter, einfacher Schraubenverbindung untersucht. Dabei werden zwei unterschiedliche Versagensmechanismen identifiziert. Ein lokales Biegeversagen bei sehr flach geneigten, schrägen Fugen und ein Ausbrechen der Schraube bei steil geneigten Fugen und flachen Schraubenwinkeln. Für die Traglast wurde der Abstand des Schraubenkopfs zur Fuge (Klemmlänge l_{kp}) und nicht die Vorspannkraft als maßgebende Größe identifiziert.

An Tastversuchen einer einfachen Verbindungsvariante (Schraube normal zur Bauteilfläche, flache Fuge mit 30° Neigung) wurden diese ersten Überlegungen überprüft. Die FE – Simulation konnte dabei im Wesentlichen bestätigt werden, allerdings ist die Biegetragfähigkeit der geprüften Variante mit 25 % der Traglast des Querschnitts ohne Fuge noch sehr gering.

In der zweiten Entwicklungsstufe werden drei ausgewählte Verbindungstypen untersucht:

- Typ 1: Schraubenverbindung mit schräger Fuge ($\alpha = 45^\circ$) und Schrauben in zwei unterschiedlichen Winkeln ($\beta_A = 160^\circ$, $\beta_B = 90^\circ$).
- Typ 2: Schraubenverbindung mit Fuge normal zur Bauteilfläche ($\alpha = 90^\circ$) und einer in der Bauteilmittelfläche liegenden Schraube ($\beta = 0^\circ$).
- Typ 3: Eine Klemmverbindung als Alternative zu den Schraubenverbindungen. Dabei werden die Fügeteile mittels Stahllaschen (Klemmteller) verbunden, wobei die Kraftübertragung zwischen Stahl und UHPC nur über Reibung erfolgt. Die Klemmkraft wird wieder durch vorgespannte Schrauben zwischen den Stahllaschen erzeugt.

Den Kern der Untersuchungen bildet eine Serie von mechanischen Versuchen, wobei ergänzend auch FE – Berechnungen durchgeführt wurden.

Die beiden Schraubenverbindungen haben eine deutlich höhere Tragfähigkeit als die in den ersten Tastversuchen untersuchte Verbindung. Die Traglast bei Biegebeanspruchung kann theoretisch auf ca. 80% der Tragfähigkeit des Querschnitts ohne Fuge gesteigert werden. Als Schwachpunkt stellen sich jedoch die erforderlichen Aussparungen für die Schraubenmontage dar. Bei einer großen Anzahl an Verbindungspunkten (kleiner Schraubenabstand) führen die Aussparungen zu einem Nettoquerschnittsversagen im Bereich der Aussparungen. Bei größerem Schraubenabstand sinkt wiederum die maximal übertragbare Beanspruchung. Die Verbindung versagt dann durch Ausbrechen der Schrauben, was auch maßgeblich durch die Eigenschaften des faserbewehrten UHPC bestimmt wird. Unter Zugbeanspruchung wurde in den Versuchen eine Verbindungstragfähigkeit von ~43 % der Quer-

schnitttragfähigkeit bei einem Schraubenabstand von 20 cm ermittelt. Theoretisch kann auch hier durch Verringerung des Schraubenabstandes die Tragfähigkeit auf bis zu ~70 % erhöht werden. Unter Druckbeanspruchung ist bei Fuge normal zur Bauteilfläche der Nettoquerschnitt maßgebend und bei schräger Fuge ein Abgleiten entlang der Fuge in Abhängigkeit der Reibung.

Mit der Klemmverbindung werden auf Zug und Biegung ähnliche Traglasten wie bei den Schraubenverbindungen erreicht. Das Versagen wird durch ein Ausbrechen des UHPC im Bereich unmittelbar um die Klemmlaschen charakterisiert. Unter Druckbeanspruchung ist die Tragfähigkeit relativ gering, da die Kräfte wie bei Zugbeanspruchung nur über die durch die Klemmkraft aktivierte Reibung übertragen werden. Ein großer Vorteil der Klemmverbindung ist, dass dabei kein Fugenkontakt notwendig ist, und damit eine aufwändige Nachbearbeitung entfallen kann. Allerdings müssen die Klemmlaschen relativ groß und dick dimensioniert werden, und können dadurch das architektonische Erscheinungsbild erheblich stören.

Die beiden wesentlichen Schwachpunkte der untersuchten Schraubenverbindungen sind die erforderlichen großen Aussparungen und die damit einhergehende Querschnittsschwächung, sowie die punktuelle Druckkrafteinleitung der Schraubenvorspannkraft in relativ geringem Abstand zur Fuge. In der dritten Entwicklungsstufe wird eine Verbindung entworfen, die diese Schwachpunkte vermeidet (Verbindungstyp 4). Anstelle von gewöhnlichen Schrauben sind allerdings, wenn auch einfach gestaltete, Sonderbauteile notwendig. Der Verbindungstyp besteht aus Verbundankern und einem in einer entsprechenden Aussparung platzierten Spannschloss, welches gelenkig an die Anker angeschlossen wird. Durch Vorspannen des Spannschlusses können die Fertigteile miteinander verbunden werden. Die Verbundanker ermöglichen eine kontinuierliche Einleitung der Vorspannkraft über die Verbundlänge, in einem ausreichend großen Abstand von der Fuge entfernt, wodurch lokale Spannungsspitzen weitgehend vermieden werden. Durch die Platzierung der Anker hinter dem Spannschloss und der Aussparung, ist der reduziert Querschnittsbereich durch die Vorspannung überdrückt. Dadurch wird ein Versagen des Nettoquerschnitts vermieden.

Für den Prototyp des Verbindungstyps 4 wurden die Verbundanker aus konventionellem Bewehrungsstahl hergestellt, die V-förmig gebogen wurden. Das Spannschloss besteht aus zwei Hakenelementen, die in die Ankerbügel eingehängt werden können und einer Spannschraube. Beides wurde aus hochfestem Stahl gefertigt.

Die Tragfähigkeit der Verbindung wird durch entsprechende Versuche veranschaulicht. Die Zugtragfähigkeit wird durch die Fließgrenze der Anker bestimmt und liegt deutlich über der Zugtragfähigkeit des faserbewehrten UHPC. Die Dekompression wird durch die Vorspannkraft bestimmt. In den Versuchen wurde eine Vorspannkraft je Spannschloss von bis zu 75 kN untersucht. Auch bei Biegebeanspruchung konnte die Tragfähigkeit des Referenz – UHPC bei hoher Vorspannung übertroffen werden. Die Verbindung verhält sich darüber hinaus sehr duktil. Das Versagen wird maßgeblich durch das geometrische Verhalten der Verbindungskomponenten mitbestimmt. Aufgrund einer Rotation zwischen Anker und Spannschloss verringert sich bei zunehmender Fugenöffnung der Hebelsarm signifikant, und das reaktive Biegemoment nimmt dadurch ab.

Die Verbindung kann auch ausreichend hohe Querkräfte selbst bei weit geöffneter Fuge übertragen, wie in Versuchen mit kombinierter Moment – Querkraftbeanspruchung gezeigt werden konnte.

Das in den Versuchen beobachtete Biegetragverhalten des Verbindungstyps 4 wird im ersten Teil des Kapitels 5 mit einem analytischen Modell beschrieben. Das reaktive Biegemoment wird dabei in Abhängigkeit der Rotation bzw. der Fugenöffnung berechnet. Verschiedene Annahmen idealisierter Spannungs-Dehnungsbeziehungen haben nur einen geringen Einfluss auf die berechneten Momente. Als eine wesentliche Größe für das Tragverhalten stellte sich die Steifigkeit der Anker und des Spannschlusses heraus. Diese ist in den getesteten Proben wesentlich geringer als in theoretischen Berechnungen. Der Vergleich der Berechnung mit den Versuchsergebnissen zeigt auch, dass die Bauteilhöhe in Berechnungen reduziert werden muss. Bei der nachträglichen Fugbearbeitung brechen die Kanten

zum Teil leicht aus. Bei der geringen Bauteildicke beeinflusst dieser minimale Dickenverlust die Biegetragfähigkeit schon merklich.

Im zweiten Teil des Kapitels 5 wird ein Bemessungskonzept für die Verbindung vorgestellt. Für die Bemessung wird das vorgestellte analytische Modell vorerst vereinfacht und anschließend um eine äußere Normalkraft erweitert. Damit können in Abhängigkeit der Vorspannkraft und des Verbindungsabstandes Moment – Normalkraft – Interaktionsdiagramme berechnet werden. Neben dem Widerstand gegen Biege- und Normalkraftbeanspruchungen werden auch die weiteren möglichen Versagensmechanismen erläutert. Für das Sicherheitskonzept werden die Vorschläge für die Bemessung von UHPC-Bauteilen weitgehend übernommen. Den Abschluss bildet schließlich ein Bemessungsbeispiel.

Die praktische Anwendung der entwickelten Fügemethode konnte bei der Herstellung eines Mock-ups im Rahmen des Forschungsprojektes UHPC-Schalen überprüft werden (Abbildung 6.1). Das Mock-up besteht aus neun Einzelteilen welche mit dem im Projekt entwickelten Fertigungsprozess hergestellt wurden. Dabei wurde auch die Verbindung mittels Spannschlössern integriert. Einige für die Füge-technik und den Montageprozess relevante Punkte der Herstellung sind im Anhang F angeführt.

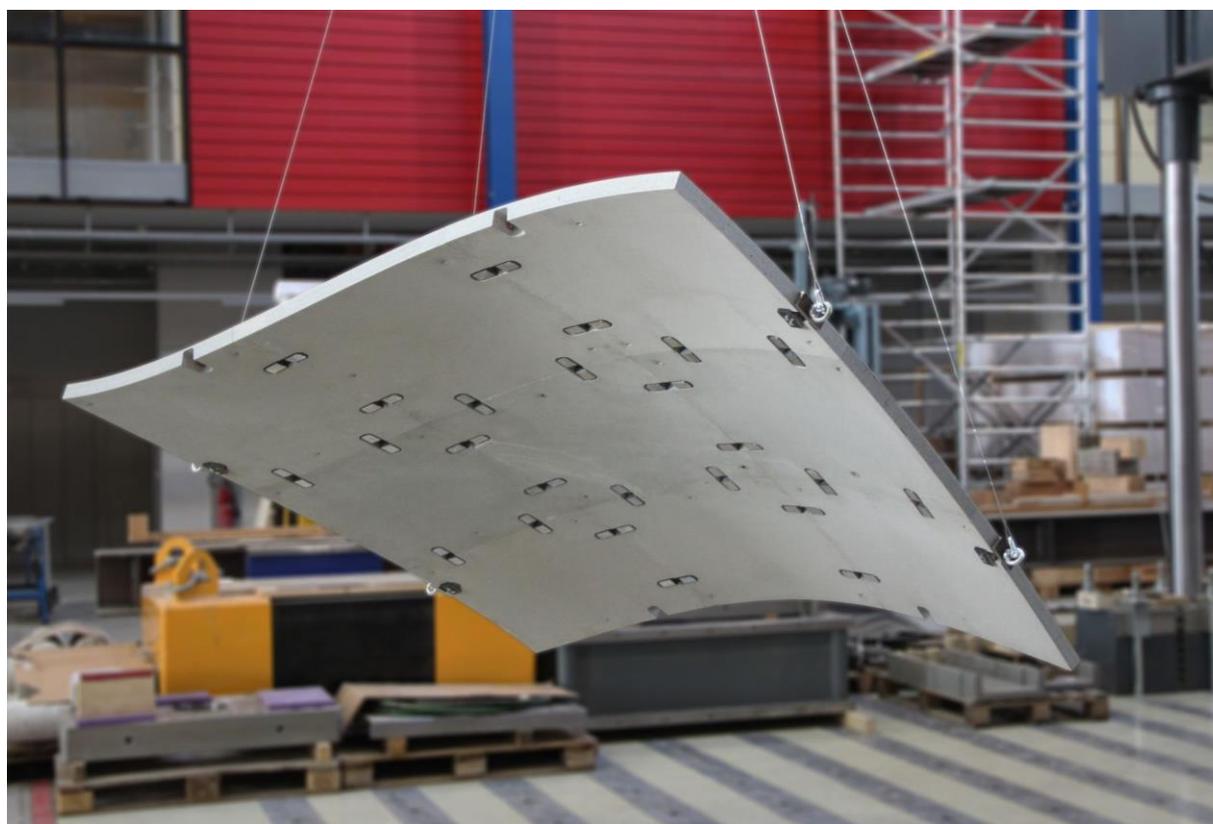


Abbildung 6.1 Mock-up aus neun Einzelsegmenten als Resultat des Forschungsprojekts „UHPC-Schalen“

6.2 Ausblick und weiterer Forschungsbedarf

Die vielen Neuentwicklungen und die dafür erforderlichen, umfangreichen Arbeiten und Untersuchungen machten es notwendig, auch einige Aspekte vorerst außer Acht zu lassen. Im Folgenden werden einige Punkte angeführt, deren Untersuchung in weiteren Forschungsarbeiten empfohlen wird.

Die durchgeführten mechanischen Versuche wurden, um einen raschen Fortschritt in der Entwicklung zu erzielen, auf eine geringe Anzahl je Verbindungstyp beschränkt. Sie dienten dabei in erster Linie dem Erfassen des Tragverhaltens und der Versagensmechanismen als Grundlage für die Berechnungsmodelle. Auch wenn das Tragverhalten des finalen Verbindungstyps 4 durch das analytische Modell sehr klar beschrieben werden kann, scheinen für eine statistische Absicherung weitere Versuche sinnvoll. Insbesondere wird dies auch bei veränderten Parametern empfohlen. Der Einfluss unterschiedlicher UHPC – Eigenschaften (Druckfestigkeit, Faserbewehrungsgrad, Einfluss einer textilen Bewehrung) oder der Bauteildicke wurde bisher nicht experimentell überprüft. Besondere Beachtung wird der textilen Bewehrung zu schenken sein. Es wird angenommen, dass diese die Druckzone eher schwächt als verstärkt. Eine sinnvoll erscheinende Vorgehensweise ist, bei ersten Anwendungen der Fügemethode entsprechende Versuche mit den jeweiligen Randbedingungen durchzuführen. Dadurch kann auch eine Datengrundlage für weitere Projekte geschaffen werden.

Den kritischen Lastkombinationen, Biegung + Zug bzw. Biegung + Zug + Querkraft, sollte in weiteren Untersuchungen vermehrt Aufmerksamkeit geschenkt werden. Die Fragestellung dabei ist, ob sich in der Praxis tatsächlich die theoretisch berechneten geringen Druckzonenhöhen von unter einem Millimeter einstellen, oder ob es zu lokalen Abplatzungen und einer Verringerung des Hebelsarm kommt. Auch der durchgeführte Langzeitversuch ist nur als erster Tastversuch zu sehen. Für eine genauere Prognose der Spannkraftverluste sind sicher noch weitere Untersuchungen notwendig. Hier spielen neben weiteren Experimenten sicher theoretische Analysen über das Kriechverhalten des UHPC bzw. die Relaxation der Stahlbauteile eine Rolle.

Die Tragfähigkeit der Verbindung wurde in dieser Arbeit auf Basis der Kleinversuche mit jeweils nur einem Spannschloss ermittelt. Zur Beurteilung des Systemtragverhaltens (Zusammenwirken mehrerer Verbindungspunkte in langen Fugen) wurde im Rahmen einer Masterarbeit am Labor für Konstruktiven Ingenieurbau ([Sliskovic 2015]) ein Großversuch entworfen. Dieser konnte jedoch mit dem verfügbaren Projektbudget nicht mehr umgesetzt werden. Hinsichtlich des Systemtragverhaltens sind vor allem der Einfluss des Verbinderabstandes und die Genauigkeit der Fugенbearbeitung zu klären. Es gilt zu ermitteln, ob die Festlegung auf einen maximalen Abstand der Spannschlösser notwendig bzw. sinnvoll ist. Bei zu großem Abstand ist keine gleichmäßige Fugenpressung mehr gegeben, und die Fuge wird nur mehr punktuell überdrückt. Dies muss bei der Berechnung der Fugentragfähigkeit jedenfalls berücksichtigt werden, spielt aber auch für die Gebrauchstauglichkeit eine Rolle, da dadurch das ganze System weicher wird. Die gleichen Fragestellungen ergeben sich auch, wenn es durch eine ungenaue Fugенbearbeitung nur zu punktuellen bzw. abschnittsweisen Kontakten kommt. Hierfür ist der Einfluss der Abweichungen zu untersuchen und sinnvolle Toleranzen sind festzulegen.

In der Arbeit von [Sliskovic 2015] wurde auch die zweiaxiale Tragfähigkeit auf Schnittkraftebene betrachtet. Im vorgestellten Bemessungskonzept wurde mit Ausnahme der Querschnittsabminderung in Querrichtung nur eine einaxiale Belastung berücksichtigt. Als besonders relevant wird bei dieser Thematik die Verbundfestigkeit des Ankers bei Querkzugbeanspruchung eingestuft.

Die geschliffene Trockenfuge bietet neben der Fragestellung der Genauigkeit noch weitere Forschungsmöglichkeiten. So gibt es zwar bereits einige Untersuchungen zum Reibungsverhalten von Beton und UHPC, diese bestehen aber meist nur aus der experimentellen Bestimmung des Reibungsbeiwertes. Durch systematische Analysen unter Berücksichtigung der Betoneigenschaften, der Bearbeitungswerkzeuge, der resultierenden Fugenrauheit und die Erstellung von mikromechanischen Modellen kann der Wissensstand dahingehend noch erweitert werden. Neben der Reibung gilt es vor allem aber auch das Kontaktverhalten der Fuge bei Druckbeanspruchung noch näher zu untersuchen.

Da die hochgradig statisch unbestimmten Schalenträgerwerke die Möglichkeit von großen Lastumlagerungen bieten, ist auch die Berücksichtigung der Verbindungsmittel in den statischen Analysen von ganzen Tragwerken interessant. Durch nichtlineare Traglastanalysen kann ermittelt werden, ob und

wieviel durch die Lastumlagerungen eine kritische Beanspruchung einzelner Verbindungselemente vermieden wird. Für derartige Berechnungen ist eine genaue Modellierung der Fuge notwendig. Zur Berücksichtigung der Verbindungsmittel in den Berechnungsmodellen werden nichtlineare Federelemente vorgeschlagen. Als erster Ansatz für die Federsteifigkeiten können dafür direkt die Moment – Rotation – Kurven der Biegeversuche bzw. die Kraft – Weg – Kurven der Zugversuche herangezogen werden.

Weitere, nicht in dieser Arbeit behandelte Themen betreffen nicht statisch – konstruktive Fragestellungen:

Korrosionsschutz: Die Anforderungen an den Korrosionsschutz hängen auch stark von der Exposition der Bauteile ab. Für sichtbare Konstruktionen im Freien sind sicherlich mehr Maßnahmen zu treffen als bei innenliegenden Bauteilen. Besonderes Augenmerk ist hier sicherlich auf die Verbundanker zu legen. Neben Beschichtungen wie sie bei handelsüblichen Ankersystemen verwendet werden, bieten sich hier korrosionsbeständige Stähle an. Die Ausführung mit rostfreien Stählen ist allerdings auch ein Kostenfaktor. Da bei den Spannschlössern die Möglichkeit des Austausches besteht, scheinen dafür entsprechende Beschichtungen die wirtschaftlich sinnvollere Wahl zu sein.

Fugendichtheit: Auch wenn die Fuge im Gebrauchszustand überdrückt bleibt, können aufgrund der Bearbeitungstoleranzen einzelne undichte Stellen sicherlich nicht ausgeschlossen werden. Werden Bauwerke in Sichtbeton, also ohne zusätzliche, außenliegende Abdichtung ausgeführt, sind entsprechende Maßnahmen zur Fugendichtung zu ergreifen. Welche ausreichend dauerhaften Systeme hierfür geeignet sind, gilt es noch zu untersuchen.

Brandschutz: Die Beständigkeit bei einer Brandeinwirkung ist noch zu untersuchen. Da die Stahlteile bei starker Erwärmung an Festigkeit und Steifigkeit verlieren bzw. die Vorspannkraft verloren geht, sind bei der Gefahr der Brandeinwirkung vermutlich entsprechende Brandschutzmaßnahmen zu treffen.

Literaturverzeichnis

- Bachmann, H., Steinle, A. & Hahn, V. 2009, "Bauen mit Betonfertigteilen im Hochbau", in: *Beton-Kalender 2009* Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH & Co. KG, , pp. 151-335.
- Bagger, A. 2010, *Plate shell structures of glass - Studies leading to guidelines for structural design*, Dissertation, Technische Universität Dänemark.
- Blandini, L. 2008, "Structural Use of Adhesives in Glass Shells", in: *Challenging Glass, Conference on Architectural and Structural Applications of Glass*, eds. F. Bos, C. Louter & F. Veer, Delft University of Technology.
- BruX, G. 1998, "Einschaliger Tunnelausbau mit Stahlbetontübbingen", *Tiefbau* 110 (1998), Heft 10, S. 708-716.
- Burtscher, S.L., Dallinger, S., Ambro, S.Z. & Kollegger, J. 2008, "Fügen von glasfaserbewehrten Betonplatten und Betonschalen durch Vorspannung", *Beton- und Stahlbetonbau* 103 (2008), Heft 2, S. 85-92.
- Curbach, M., Graf, W., Jesse, D., Sickert, J. & Weiland, S. 2007, "Segmentbrücke aus textilbewehrtem Beton: Konstruktion, Fertigung, numerische Berechnung", *Beton- und Stahlbetonbau* 102 (2007), Heft 6, S. 342-352.
- Dilthey, U., Schleser, M., Feldmann, M., Pak, D. & Geßler, A. 2008, "Investigation of punctiform, plane and hybrid joints of textile-reinforced concrete parts", *Cement and Concrete Composites* 30 (2008), Heft 2, S. 82-87.
- Fehling, E. & Lorenz, P. 2014, "Verankerung und Übergreifung nicht vorgespannter Bewehrung in UHPC", in: *Nachhaltiges Bauen mit ultra-hochfestem Beton; Ergebnisse des Schwerpunktprogrammes 1182 gefördert durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG)*, eds. M. Schmidt, E. Fehling, S. Fröhlich & J. Thiemcke, Kassel University Press, Kassel, pp. 553-570.
- Fehling, E., Lorenz, P. & Leutbecher, T. 2012, "Experimental Investigations on Anchorage of Rebars in UHPC", in: *Proceedings of Hipermat 2012 - 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for Construction Materials*, eds. M. Schmidt, E. Fehling, C. Glotzbach, S. Fröhlich & S. Piotrowski, Kassel University Press, Kassel, Germany, pp. 533-540.
- Fehling, E., Schmidt, M., Walraven, J., Leutbecher, T. & Fröhlich, S. 2013, "Ultrahochfester Beton", in: *Beton-Kalender 2013; Lebensdauer und Instandsetzung - Brandschutz*, eds. K. Bergmeister, F. Fingerloos & J. Wörner, Ernst & Sohn, Berlin, pp. Teil 2; 117-240.
- Freytag, B. 2014, *UHPC im Konstruktiven Ingenieurbau*, Habilitationsschrift, Technische Universität Graz.
- Freytag, B., Escobar, M., Guggenberger, W., Linder, J. & Sparowitz, L. 2012a, "Buckling Behaviour of UHPFRC-Panels under Compression", in: *Proceedings of Hipermat 2012 - 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for Construction Materials*, eds. M. Schmidt, E. Fehling, C. Glotzbach, S. Fröhlich & S. Piotrowski, Kassel University Press, Kassel, Germany, pp. 765-772.
- Freytag, B., Heinzle, G., Reichel, M. & Sparowitz, L. 2012b, "WILD-Bridge Scientific Preparation for Smooth Realisation", in: *Proceedings of Hipermat 2012 - 3rd International Symposium on*

- UHPC and Nanotechnology for Construction Materials*, eds. M. Schmidt, E. Fehling, C. Glotzbach, S. Fröhlich & S. Piotrowski, Kassel University Press, Kassel, Germany, pp. 881-888.
- Graybeal, B.A. & Swenty, M. 2012, "UHPC for Prefabricated Bridge Component Connections", in: *Proceedings of Hipermat 2012 - 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for Construction Materials*, eds. M. Schmidt, E. Fehling, C. Glotzbach, S. Fröhlich & S. Piotrowski, Kassel University Press, Kassel, Germany, pp. 663-668.
- Greiner, S. 2006, *Zum Tragverhalten von dünnen Bauteilen aus ultrahochfestem Faserfeinkornbeton*, 1. Auflage, Cuvillier, Göttingen.
- Groß, M. 2013, *Wellendach - statische Voruntersuchungen*, Zwischenbericht Projekt UHPC Schale, Arbeitspakete API; (unveröffentlicht), Institut für Tragwerksentwurf, Technische Universität Graz.
- Grünewald, S., Weyns, R. & Dekkers, J. 2009, "Experience with prefabricated UHPFRC in the Netherlands", in: *Proceedings of the fib congress Designing and Building with UHPFRC: State of the Art and Development* Marseille.
- Habel, K. 2004, *Structural behaviour of elements combining ultra-high performance fibre reinforced concretes (UHPC) and reinforced concrete*, Dissertation, EPFL.
- Habenicht, G. 2002, *Kleben; Grundlagen, Technologien, Anwendung*, 4. Auflage, Springer, Berlin, Heidelberg, New York.
- Hegger, J., Goralski, C. & Kulas, C. 2011, "Schlanke Fußgängerbrücke aus Textilbeton", *Beton- und Stahlbetonbau* 106 (2011), Heft 2, S. 64-71.
- Hegger, J., Schoening, J., Tue, N.V., Della Pietra, R. & Li, J. 2014, "Fügen von Fertigteilen mit UHPC", in: *Nachhaltiges Bauen mit ultra-hochfestem Beton; Ergebnisse des Schwerpunktprogrammes 1182 gefördert durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG)*, eds. M. Schmidt, E. Fehling, S. Fröhlich & J. Thiemcke, Kassel University Press, Kassel, pp. 709-724.
- Hegger, J., Will, N., Schneider, H.N. & Kölzer, P. 2004, "Neue Bauteile aus textilbewehrtem Beton", *Beton- und Stahlbetonbau* 99 (2004), Heft 6, S. 482-487.
- Heinzle, G. 2012, *Umrechnung Biegezug- in zentrische Zugfestigkeit*, interner Bericht, Forschungsprojekt FibreScan, LKI, TU Graz (unveröffentlicht).
- Heinzle, G., Freytag, B. & Sparowitz, L. 2010, *FFG-Projekt 819342, Endbericht Teil 2/6*, Forschungsbericht, LKI, TU Graz (unveröffentlicht).
- Henze, S. 2009, *Entwicklung und Beschreibung des Tragverhaltens einer modularen Fachwerkkonstruktion aus Hochleistungsbeton*, Dissertation, Universität Leipzig.
- Hirt, M.A. & Bez, R. 1998, *Stahlbau; Grundbegriffe und Bemessungsverfahren*, PPUR, Akad. Verl., Lausanne.
- Hofstetter, G. 2006, "Konstitutive Modellierung von Beton", in: *BetonKalender 2006 - Teil 1*, eds. K. Bergmeister & J. Wörner, pp. 320-362.

- Holschemacher, K., Weiße, D. & Klotz, S. 2004, "Bond of Reinforcement in Ultra High Strength Concrete", in: *Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete* Kassel University Press, Kassel, pp. 375-387.
- Isler, H. 1992, "Moderner Schalenbau", in: *Arcus 18: Zum Werk von Felix Candela. Die Kunst der leichten Schalen* Verlagsgesellschaft Rudolph Müller, Köln.
- Jungwirth, J. & Muttoni, A. 2005, *Versuche zum Tragverhalten von ultra hochfestem Beton - Zusammenfassung*, Bericht, Institut de structures – Constuction en béton, École Polytechnique, Fédérale de Lausanne.
- Kloos, K., Thomala, W. & Wiegand, H. 2007, *Schraubenverbindungen - Grundlagen, Berechnung, Eigenschaften, Handhabung*, 5. Auflage, Springer, Berlin [u.a.].
- Kobler, M. 2013, *Ein Implantat zur Einleitung konzentrierter Lasten in Bauteile aus ultra-hochfestem Beton*, Dissertation, Universität Stuttgart.
- Kohlmeyer, C. & Oster, S. 2014, "Klebeverbindungen für Platten- und Scheibenbauteile aus hochfestem Beton", in: *Leicht Bauen mit Beton - Forschung im Schwerpunktprogramm 1542, Förderphase 1*, eds. S. Scheerer & M. Curbach, Eigenverlag Institut für Massivbau der TU Dresden, Dresden, pp. 140-151.
- Krelaus, R., Freisinger, S. & Schmidt, M. 2008, "Adhesive Bonding of UHPC Structural Members at the Gaertnerplatz bridge in Kassel", in: *Ultra high performance concrete (UHPC) ; Proceedings of the Second International Symposium on Ultra High Performance Concrete, Kassel, Germany, March 05 - 07, 2008*, eds. E. Fehling, M. Schmidt & S. Stürwald, Kassel University Press, Kassel, pp. 597-604.
- Krüger, W. & Mertzsch, O. 2003, *Spannbetonbau-Praxis*, 1. Auflage, Bauwerk, Berlin.
- Kueres, D., Stark, A., Herbrand, M. & Claßen, M. 2015, "Numerische Abbildung von Beton mit einem plastischen Schädigungsmodell - Grundlegende Untersuchungen zu Normalbeton und UHPC", *Bauingenieur* 90 (2015), Heft 6, S. 252-264.
- Lehmberg, S., Mainka, J., Ledderose, L., Budelmann, H. & Kloft, H. 2014, "Neuartige Verbindungen für geometrisch komplexe Flächen- und Stabwerkelemente aus UHPFRC", in: *Leicht Bauen mit Beton - Forschung im Schwerpunktprogramm 1542, Förderphase 1*, eds. S. Scheerer & M. Curbach, Eigenverlag Institut für Massivbau der TU Dresden, Dresden, pp. 122-139.
- Leutbecher, T. 2008, *Rissbildung und Zugtragverhalten von mit Stabstahl und Fasern bewehrtem ultrahochfesten Beton (UHPC)*, Kassel University Press, Kassel.
- Lichtenfels, A. 2004, "Ultra-High Performance Fibre Reinforced Concrete for shells", in: *Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete* Kassel University Press, Kassel, pp. 827-838.
- Linder, J. 2006, *Reibungsverbindung UHPC-Stahl*, Versuchsdokumentation, LKI, TU Graz (unveröffentlicht).
- Mainka, J., Lehmberg, S., Budelmann, H. & Kloft, H. 2013, "Non-Standard Fügeprinzipien für leichte Bauteile aus UHPFRC", *Beton- und Stahlbetonbau* 108 (2013), Heft 11, S. 763-773.

- Michler, H. 2013, "Segmentbrücke aus textildbewehrtem Beton - Rottachsteg Kempten im Allgäu", *Beton- und Stahlbetonbau* 108 (2013), Heft 5, S. 325-334.
- Mittelstädt, J. & Sobek, W. 2012, "Analytical and experimental investigations on the introduction of compressive loads in thin walled elements made of UHPFRC by the use of implants", in: *Proceedings of Hipermat 2012 - 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for Construction Materials*, eds. M. Schmidt, E. Fehling, C. Glotzbach, S. Fröhlich & S. Piotrowski, Kassel University Press, Kassel, Germany, pp. 773-780.
- Mühlbacher, M. & Jergitsch, W.C. 2010, *Prozessentwicklung vom Entwurf bis zur Fertigung amorpher Bauelemente aus dem Baustoff Beton*, Diplomarbeit, Technische Universität Graz.
- Mühlbauer, C. 2012, *Fügen von Bauteilen aus ultrahochfestem Beton (UHPC) durch Verkleben*, Dissertation, Technische Universität München.
- Oettel, V. & Empelmann, M. 2013, "Feinprofilierter UHPFRC-Trockenfugen für Segmentbauteile", *Beton- und Stahlbetonbau* 108 (2013), Heft 7, S. 487-495.
- ÖNORM EN 10080 (ed) 2005, *Stahl für die Bewehrung von Beton - Schweißgeeigneter Betonstahl, Allgemeines*, Österreichisches Normungsinstitut (ON), Wien.
- ÖNORM EN 1990 (ed) 2013, *Eurocode - Grundlagen der Tragwerksplanung*, Österreichisches Normungsinstitut (ON), Wien.
- ÖNORM EN 1992-1-1 (ed) 2011, *Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken; Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*, Österreichisches Normungsinstitut (ON), Wien.
- ÖNORM EN 1993-1-1 (ed) 2014, *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten. Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*, Österreichisches Normungsinstitut (ON), Wien.
- ÖNORM EN 1993-1-8 (ed) 2012, *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten. Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen*, Österreichisches Normungsinstitut (ON), Wien.
- Oster, S., Shklyar, I. & Andrä, H. 2012, "Adhesive joints for structural elements of high performance concrete (HPC)", in: *Proceedings of the 9th fib International PhD Symposium in Civil Engineering*, eds. H.S. Müller, M. Haist & F. Acosta, KIT Scientific Publishing, Karlsruhe, Germany, pp. 335-340.
- Parmann, G. 2012, *Modular Standard, modulare Fertigteile zur Realisierung von Non-Standard Gebäudehüllen*, Diplomarbeit, Technische Universität Graz.
- Perry, V.H. & Seibert, P. 2012, "Field Cast UHPC Connections for Precast Bridge Elements & Systems", in: *Proceedings of Hipermat 2012 - 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for Construction Materials*, eds. M. Schmidt, E. Fehling, C. Glotzbach, S. Fröhlich & S. Piotrowski, Kassel University Press, Kassel, Germany, pp. 669-678.
- Peters, H., Bänziger, H. & Poltera, M. 2008, "Durable adhesive bonding with epoxy resins in civil engineering construction", in: *Ultra high performance concrete (UHPC) ; Proceedings of the Second International Symposium on Ultra High Performance Concrete, Kassel, Germany, March 05 - 07, 2008*, eds. E. Fehling, M. Schmidt & S. Stürwald, Kassel University Press, Kassel, pp. 267-274.

- Peters, S., Trummer, A., Parmann, G. & Amtsberg, F. 2016, "Concrete Shells: A Structural Adventure", in: *GAM.12 Structural Affairs*, ed. Technische Universität Graz Fakultät für Architektur, Birkhäuser, Basel, pp. 206-223.
- Pilch, E. 2002, *Fertigteil-Kuppelschalen*, Diplomarbeit, Technische Universität Graz.
- Reichel, M. 2010, *Dünnwandige Segmentfertigteilbauweisen im Brückenbau aus gefasertem Ultrahochleistungsbeton (UHFB); Tragverhalten, Bemessung und Konstruktion*, Dissertation, Technische Universität Graz.
- Reichel, M., Sparowitz, L. & Freytag, B. 2011, "Wildbrücke Völkermarkt - vorgespanntes Bogen-tragwerk aus UHFB-Segmentfertigteilen Teil 1 - Entwurf und Bemessung", *Beton- und Stahlbetonbau* 106 (2011), Heft 11, S. 760-769.
- Reineck, K. & Greiner, S. 2004, *Dichte Heißwasser-Wärmespeicher aus ultrahochfestem Faserfeinkornbeton*, Abschlußbericht BMU 0329606V, Universität Stuttgart.
- Reinhardt, H.W. 2014, "Demontable Betonkonstruktionen - Vision oder Illusion?", in: *Nachhaltig Bauen mit Beton: Werkstoff und Konstruktion; 2. Grazer Betonkolloquium, 25./26. September 2014*, eds. N.V. Tue, P. Maydl, B. Freytag & G. Santner, Verl. der Techn. Univ. Graz, Graz, pp. 49-54.
- Schickhofer, G. 2009, *Holzbau - Nachweisführungen für Konstruktionen aus Holz*, Skriptum zur Lehrveranstaltung "Holzbau", 1.3.1 Auflage, Technische Universität Graz.
- Schmidt, M., Krelaus, R., Teichmann, T., Leutbecher, T. & Fehling, E. 2007, "Fügen von Bauteilen aus UHPC Durch Kleben Voruntersuchungen und Anwendung bei der Gärtnerplatzbrücke in Kassel", *Beton- und Stahlbetonbau* 102 (2007), Heft 10, S. 681-690.
- Schneider, H.N., Schätzke, C., Hegger, J. & Voss, S. 2006, "Tragwerkskonstruktion/Rautenförmige Gitterstrukturen - Stabnetze aus Textilbeton", *Betonwerk und Fertigteil-Technik/Concrete Pre-casting Plant and Technology* 72 (2006), Heft 3, S. 34-40.
- Schneider, K. (ed) 1998, *Bautabellen für Ingenieure; mit Berechnungshinweisen und Beispielen*, Werner, Düsseldorf.
- Schoening, J. & Hegger, J. 2012, "Lapped splices in UHPC joints", in: *Proceedings of the 4th Bond in Concrete Conference: Bond, Anchorage, Detailing* Publisher Creations, Brescia, Italy, pp. 687-694.
- Schoening, J., Della Pietra, R., Hegger, J. & Tue, N.V. 2013, "Verbindungen von Fertigteilen aus UHPC", *Bautechnik* 90 (2013), Heft 5, S. 304-313.
- Scholzen, A., Chudoba, R. & Hegger, J. 2012, "Dünnwandiges Schalentragwerk aus textilbewehrtem Beton - Entwurf, Bemessung und baupraktische Umsetzung", *Beton- und Stahlbetonbau* 107 (2012), Heft 11, S. 767-776.
- Simulia 2008, *Abaqus 6.8 Program Documentation*.
- Sliskovic, V. 2015, *Zweiachiales Tragverhalten von Schalenkonstruktionen aus UHPC – Konzept eines Großversuches*, Masterarbeit, Technische Universität Graz.

- Sobek, W. & Mittelstädt, J. 2014, "Lokale Lasteinleitung von Druck-, Zug- und Querkraftbeanspruchungen mit Implantaten in Bauteile aus ultra-hochfestem Beton", in: *Nachhaltiges Bauen mit ultra-hochfestem Beton; Ergebnisse des Schwerpunktprogrammes 1182 gefördert durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG)*, eds. M. Schmidt, E. Fehling, S. Fröhlich & J. Thiemcke, Kassel University Press, Kassel, pp. 643-660.
- Sobek, W., Mittelstädt, J. & Kobler, M. 2011, "Fügung schlanker Bauteile", *Beton- und Stahlbetonbau* 106 (2011), Heft 11, S. 779-784.
- Specker, A. 2001, *Der Einfluss der Fugen auf die Querkraft- und Torsionstragfähigkeit extern vorgespannter Segmentbrücken*, Dissertation, Technische Universität Hamburg-Harburg.
- Stupré 1978, *Kraftschlüssige Verbindungen im Fertigteilbau*, Beton-Verlag, Düsseldorf.
- Stürwald, S. & Fehling, E. 2012, "Design of Reinforced UHPFRC in Flexure", in: *Proceedings of Hipermat 2012 - 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for Construction Materials* Kassel University Press, Kassel, Germany.
- ter Maten, R.N. 2011, *Ultra High Performance Concrete in Large Span Shell Structures*, Master thesis, Technische Universität Delft.
- Trummer, A., Amtsberg, F., Forstlechner, F. & Peters, S. 2012, "Beton_auf die Form kommt es an", in: *Die Vielseitigkeit eines Baustoffs; 1. Grazer Betonkolloquium, 27./28. September 2012*, eds. N.V. Tue, P. Maydl & B. Freytag, Verl. der Techn. Univ. Graz, Graz, pp. 115-126.
- Tue, N.V., Winkler, M. & Freytag, B. 2011, "Verbindungen für UHPC-Fertigteile", *BWI - BetonWerk International* (2011), Heft 4, S. 58-64.
- Unteregger, L. 2010, *Glatte Segmentfugen im Betonbrückenbau - geneigte Fugenkonstruktion*, Masterarbeit, Technische Universität Graz.
- Vicenzino, E., Cuiham, G., Perry, V.H., Zakariasen, D. & Chow, T.S. 2005, "First Use of UHPFRC in Thin Precast Concrete Roof Shell for Canadian LRT Station", *PCI Journal* 50 (2005), Heft 5, S. 50-67.
- Voss, S. 2008, *Ingenieurmodelle zum Tragverhalten von textildbewehrtem Beton*, Dissertation, RWTH Aachen.
- Wingenfeld, D.R. 2013, *Fügetechnische Konstruktionslösungen für Bauteile aus ultrahochfestem Beton (UHPC)*, Dissertation, Technische Universität München.
- Zink, M. 1999, *Zum Biegeschubversagen schlanker Bauteile aus Hochleistungsbeton mit und ohne Vorspannung*, Dissertation, Universität Leipzig.

Anhang A Weitere Messergebnisse der Versuchsserie 1

Zur Beurteilung der Tragfähigkeit der Verbindungstypen 1, 2 und 3 wurden in Kap. 4.2.3 bereits Last – Verformungskurven gezeigt. Die Ergebnisse der weiteren Messaufnehmer sind an dieser Stelle zusammengefasst.

Biegeversuche:

Bei den Biegeversuchen wurde die Biegelinie mit 7 induktiven Wegaufnehmern je Probenseite erfasst (vergleiche auch Abbildung 4.49). Dies hat vor allem den Zweck, die Verdrehung der beiden Fügeiteile zueinander bestimmen zu können. Diese Rotation kann aus den gemessenen Durchbiegungen und dem Abstand der Aufnehmer zueinander ermittelt werden. Für eine Probenseite gilt:

$$\theta = \tan^{-1} \left(\frac{\delta_6 - \delta_4}{L_{(6-4)}} \right) + \tan^{-1} \left(\frac{\delta_{10} - \delta_{12}}{L_{(12-10)}} \right) \quad (\text{A.1})$$

Die Indizes in der Gleichung beziehen sich dabei auf die Aufnehmernummern. Für die zweite Probenseite gilt Gl. (A.1) analog mit den entsprechend anderen Aufnehmern. Die Durchbiegungen an den einzelnen Messpunkten $\delta_{(i)}$ sind dabei schon um die Auflagerverschiebung korrigiert (vgl. Gl. (4.24)). In den im Folgenden dargestellten Moment-Rotations Kurven wurde der Mittelwert der beiden Probenseiten verwendet. Abbildung A.1 zeigt die Rotation der beiden Fügeiteile exemplarisch an einer Probe.

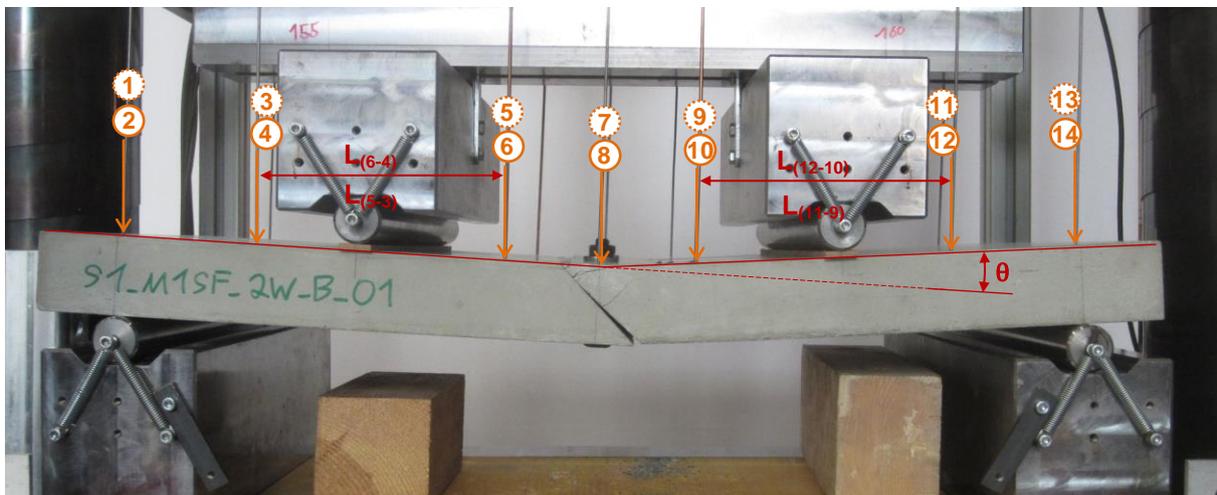


Abbildung A.1 Ermittlung der Rotation der beiden Fügeiteile aus der Biegelinie der Versuche;
Probe S1_TI_SF_B-01 bei Versuchsende

Neben der Verdrehung der Fügeiteile ist auch die gemessene Fugenöffnung dargestellt. Bei den Verbindungstypen 1 und 2 wurde ein Aufnehmer in Probenmitte (Nr. 15) und einer unmittelbar am Verbindungspunkt angeordnet (Nr. 16). Damit kann eine unterschiedliche Fugenöffnung unmittelbar an den Schrauben und zwischen den Schrauben erfasst werden. Bei Verbindungstyp 3 wurden beide Aufnehmer am den Probenrändern angeordnet.

Die folgenden Diagramme zeigen die Messergebnisse. Für jeden Probentyp (jeweils zwei gleiche Proben) ist im linken Diagramm die Rotation und im Rechten die Fugenöffnung dargestellt. Die Rotation

ist sowohl in Radiant (mm/mm) als auch in Grad angegeben. Das Moment für eine Probe im Versuch sowie für eine Fugenlänge von einem Meter.

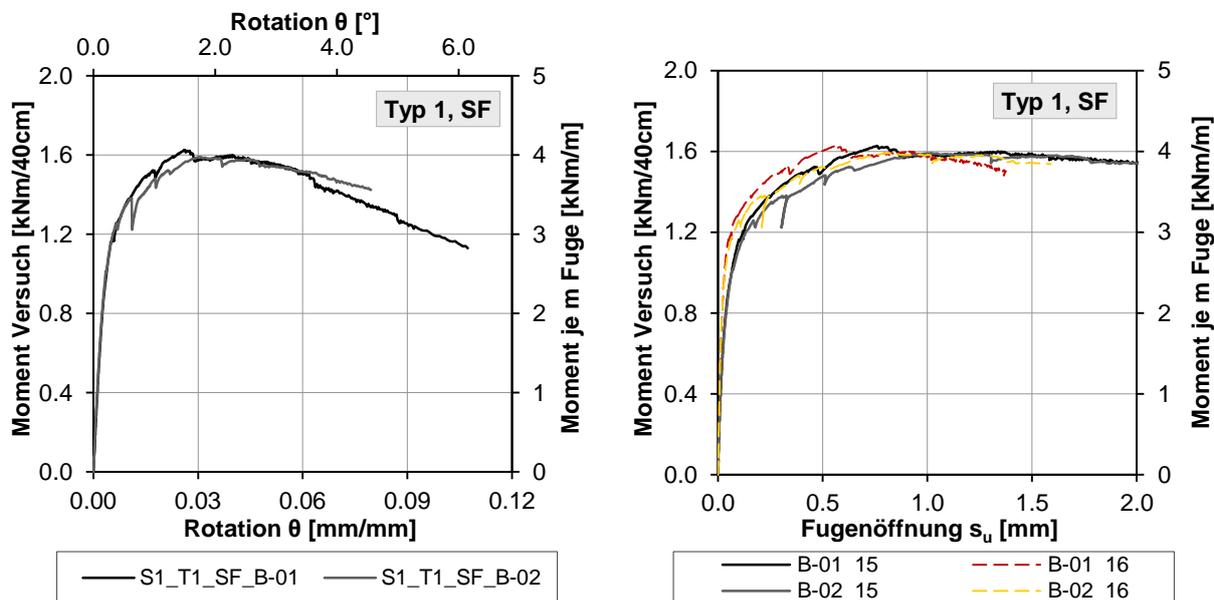


Abbildung A.2 Verbindungstyp 1, stahlfaserbewehrt: Moment-Rotation und Moment-Fugenöffnung

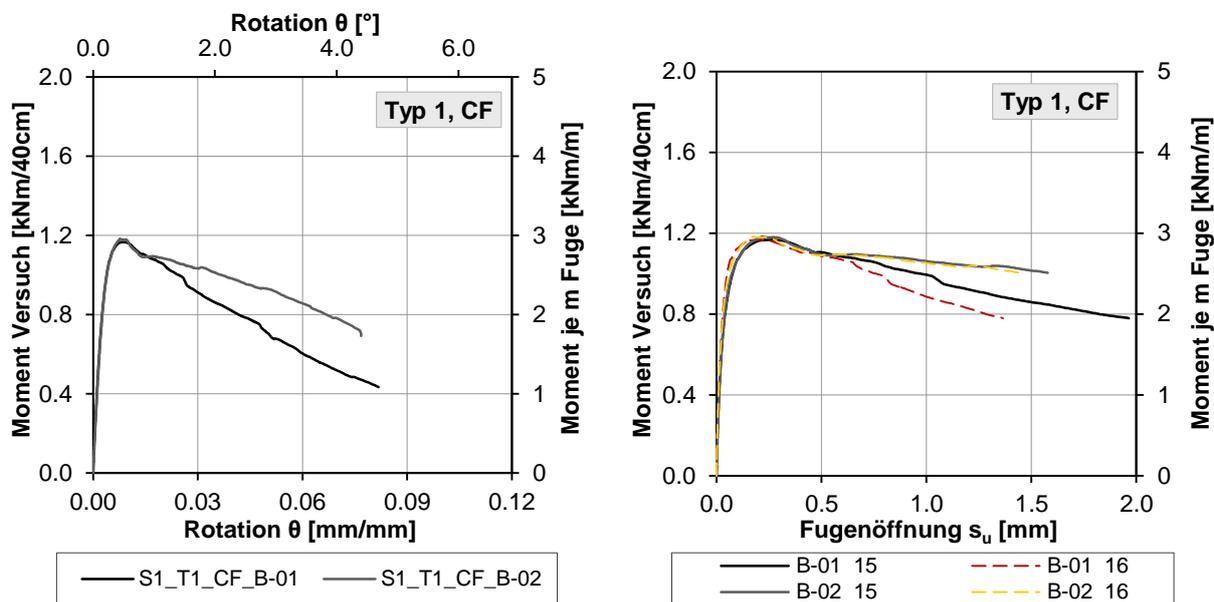


Abbildung A.3 Verbindungstyp 1, karbonfaserbewehrt: Moment-Rotation und Moment-Fugenöffnung

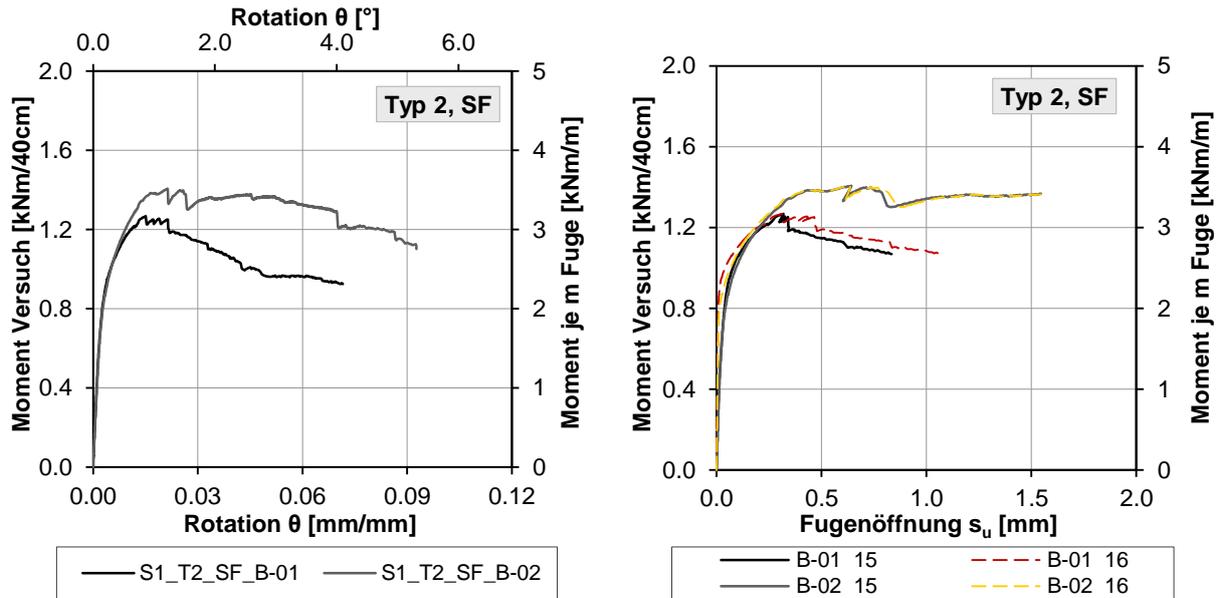


Abbildung A.4 Verbindungstyp 2, stahlfaserbewehrt: Moment-Rotation und Moment-Fugenöffnung

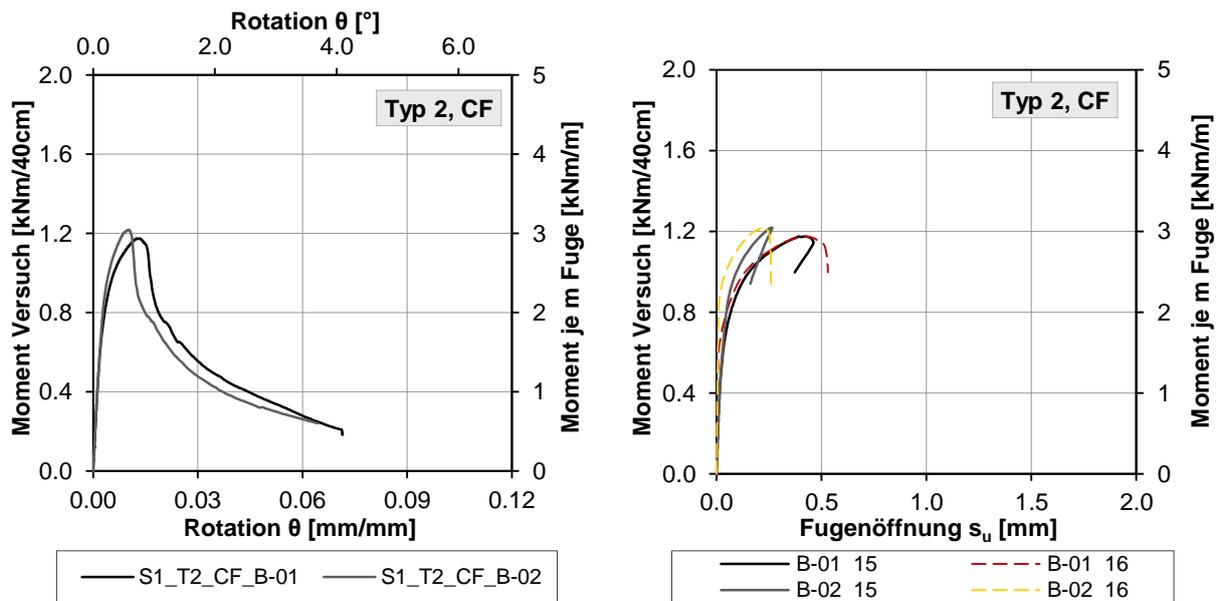


Abbildung A.5 Verbindungstyp 2, karbonfaserbewehrt: Moment-Rotation und Moment-Fugenöffnung

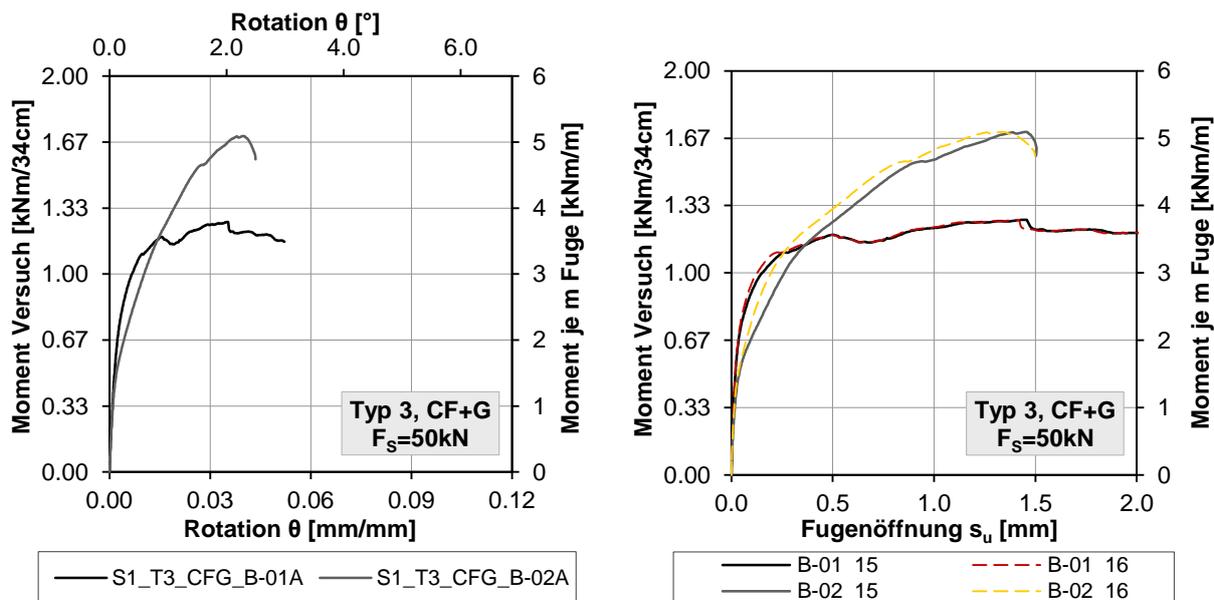


Abbildung A.6 Verbindungstyp 3, Karbonfasern + Grid, Schraubenvorspannung 50 kN: Moment-Rotation und Moment-Fugenöffnung

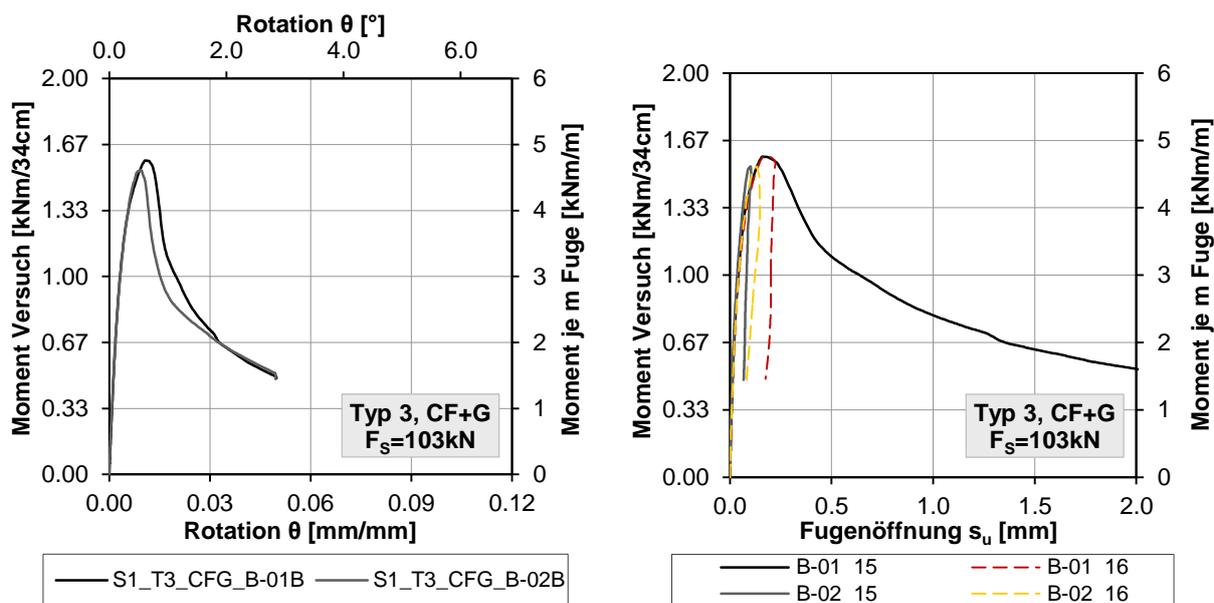


Abbildung A.7 Verbindungstyp 3, Karbonfasern + Grid, Schraubenvorspannung 103 kN: Moment-Rotation und Moment-Fugenöffnung

Zugversuche:

Bei den Zugversuchen wurde neben der Kraft die Fugenöffnung an mehreren Stellen gemessen. Bei den Verbindungstypen 1 und 2 an insgesamt 6 Punkten (3 je Probenseite) und bei Verbindungstyp 3 an 4 Punkten (2 je Probenseite) (vgl. Kap. 4.2.3 bzw. Abbildung 4.49). In Kap. 4.2.3 wurde der Übersicht halber immer der Mittelwert aller Messaufnehmer je Probe dargestellt.

Die Fuge öffnet sich an den verschiedenen Messpunkten aber zum Teil sehr unterschiedlich stark. Dies ist eine Ursache der Rissbildung an nur einem der beiden Fügepunkte je Probe. Die folgenden Diagramme zeigen die Messergebnisse für jeden Aufnehmer und für jede Probe separat. Die Diagramme sind auf den Bereich bis 1 mm Fugenöffnung skaliert. In diesem Bereich lässt sich die unterschiedliche Fugenöffnung am deutlichsten erkennen. Der darüber hinausgehende Bereich ist vor allem durch den Bruch und die damit verbundene Rissbildung charakterisiert. Dies äußert sich durch sprunghafte Zunahme aber zum Teil auch einer Abnahme der Fugenöffnung. Bei einzelnen Messpunkten ist dies auch in den abgebildeten Diagrammen schon zu erkennen.

Die Aufnehmer 1 – 2, 3 – 4 und 5 – 6 sind immer gegenüberliegend angeordnet. 1, 2, 3 und 4 sind dabei unmittelbar an den Schrauben bzw. neben den Klemmtellern, 5 und 6 immer in Probenmitte zwischen den beiden Verbindungen positioniert.

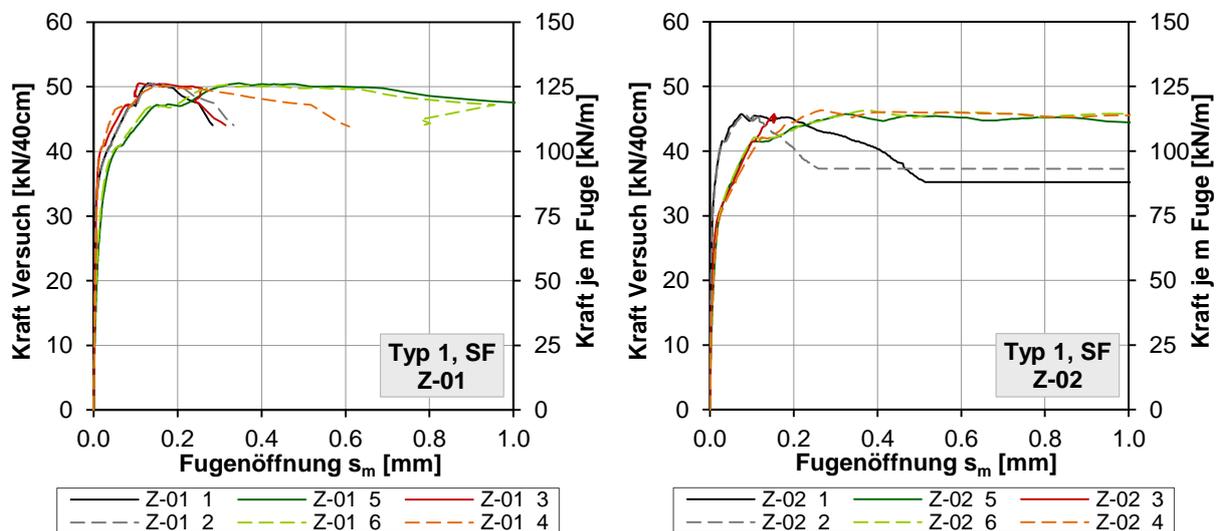


Abbildung A.8 Verbindungstyp 1, stahlfaserbewehrt: Kraft – Fugenöffnung der einzelnen Messaufnehmer

Bei Verbindungstyp 1 und besonders bei Verbindungstyp 2 ist die größere Fugenöffnung zwischen den Verbindungspunkten deutlich zu erkennen (Aufnehmer 5 und 6, grüne Linien, Abbildung A.8 und Abbildung A.9). Dies liegt daran, dass die Fugen durch die vorgespannten Schrauben nur sehr lokal überdrückt sind.

Insbesondere bei Typ 2 öffnet sich die Fuge auch an den beiden Verbindungspunkten sehr unterschiedlich. Durch den Bruch und die starke Rissbildung an nur einem der beiden Verbindungspunkte, kommt es zu einer leichten Verdrehung der Füge Teile bzw. einzelner Bruchstücke. Dadurch nimmt die Fugenöffnung beim Bruch zum Teil auch ab (z.B. Probe Typ2 Z-01, Aufnehmer 1 und 2, Abbildung A.9 links).

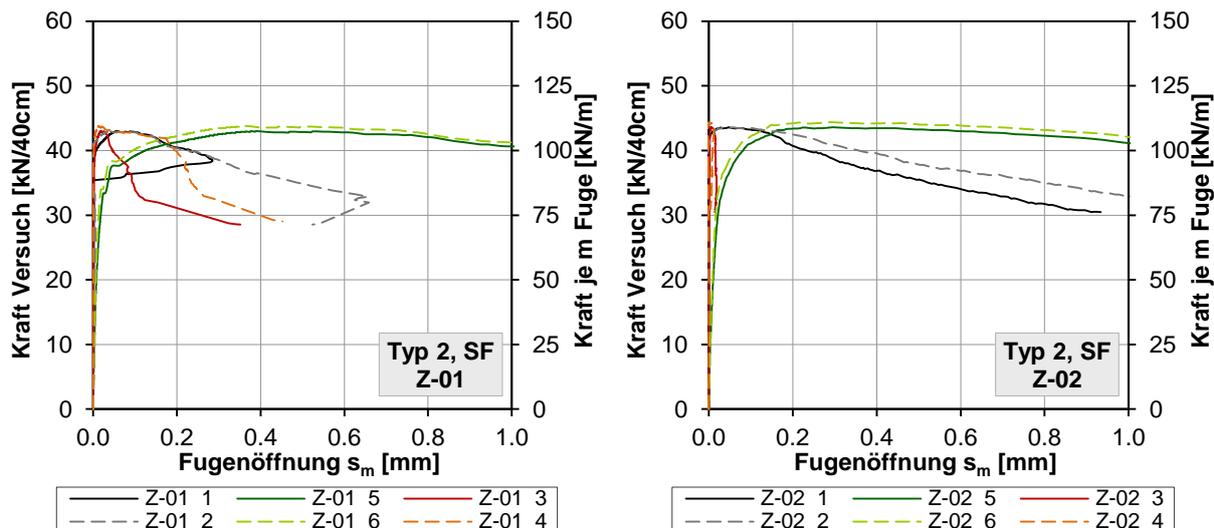


Abbildung A.9 Verbindungstyp 2, stahlfaserbewehrt: Kraft – Fugenöffnung der einzelnen Messaufnehmer

Bei Verbindungstyp 3 öffnet sich die Fuge bis zum Bruch sehr gleichmäßig. Der Bruch ist durch eine sehr plötzliche Änderung der Fugenöffnung gekennzeichnet. Diese plötzliche Änderung ist eine Ursache der Bewehrung aus Karbonfasern und Karbongelege. Diese werden im Vergleich zu Stahlfasern erst bei einer großen Rissöffnung aktiviert. Dadurch kommt es auch zum Lastabfall unmittelbar bei Rissbildung. Durch eine unterschiedliche Rissbildung an den beiden Fügepunkten verringert sich auch hier an einzelnen Messstellen der Fugenspalt.

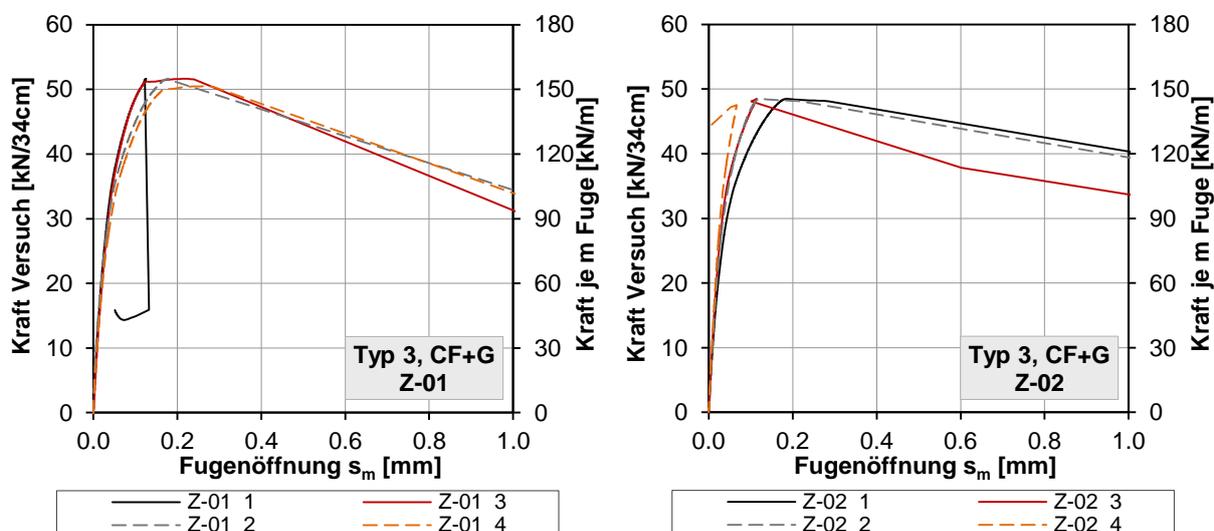


Abbildung A.10 Verbindungstyp 3, Karbonfasern + Grid, Schraubenvorspannung 103 kN: Kraft – Fugenöffnung der einzelnen Messaufnehmer

Anhang B Weitere Messergebnisse der Versuchsserie 2

Wie bei Versuchsserie 1 wurden auch bei der Versuchsserie 2 zur Beurteilung des Verbindungstyps 4 nur die wesentlichen Ergebnisse gezeigt (Kap. 4.3.5). Die Messergebnisse der übrigen Messaufnehmer sind im Folgenden dargestellt.

Biegeversuche:

Das Messprogramm der Versuchsserie 2 (Kap. 4.3.5, Abbildung 4.83) ähnelt im Wesentlichen dem der Versuchsserie 1. Die Rotation der Füge­teile zueinander wurde wieder aus der Biegelinie ermittelt (vgl. Abbildung A.1 und Gl. (A.1)). Die Moment-Rotation – Kurven sind in Abbildung B.1 dargestellt.

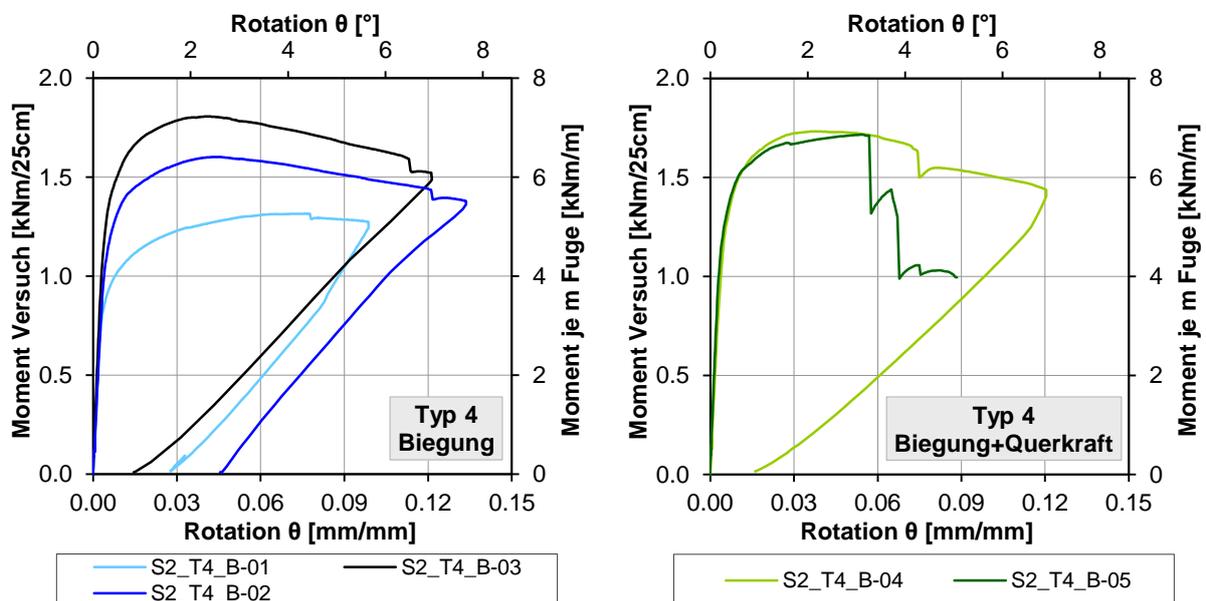


Abbildung B.1 Moment-Rotation - Kurven des Verbindungstyp 4; Links reine Biegung, rechts Biegung und Querkraft

Die Versuche der Serie 2 unterscheiden sich insofern von denen der Versuchsserie 1, dass bei der Serie 2 nur ein Verbindungspunkt je Probe angeordnet wurde. Damit ist auch ein Vergleich der Fugenöffnung am Verbindungspunkt und zwischen den Verbindungspunkten nicht möglich. Die Fugenöffnung wurde stattdessen an identer Stelle an beiden Probenseiten gemessen (Abbildung 4.83). Dementsprechend sind auch die Messergebnisse der beiden Aufnehmer nahezu ident. Zusätzlich wurde bei der Serie 2 auch die Stauchung der Druckzone erfasst. Die Ergebnisse der Aufnehmer vom Typ DD1 sind im Folgenden dargestellt. Wie bereits in Kap. 4.3.5 erwähnt, sind die Ergebnisse der zusätzlich angeordneten Dehnmessstreifen wenig aussagekräftig, weshalb auf eine Darstellung verzichtet wurde. Abbildung B.2 und Abbildung B.3 zeigen die Fugenöffnung und die Druckstauchung der Biegeversuche. Die Druckstauchung ist dabei in Promille angegeben (Messbasis 40 mm), die Fugenöffnung in Millimeter. Die dargestellten Kurven entsprechen den gemessenen Werten. Eine geringfügige zusätzliche Stauchung (bzw. Verkürzung) ergibt sich aus der Länge der Messaufnehmer und der Rotation der Füge­teile. Diese ist jedoch vernachlässigbar und wurde nicht berücksichtigt.

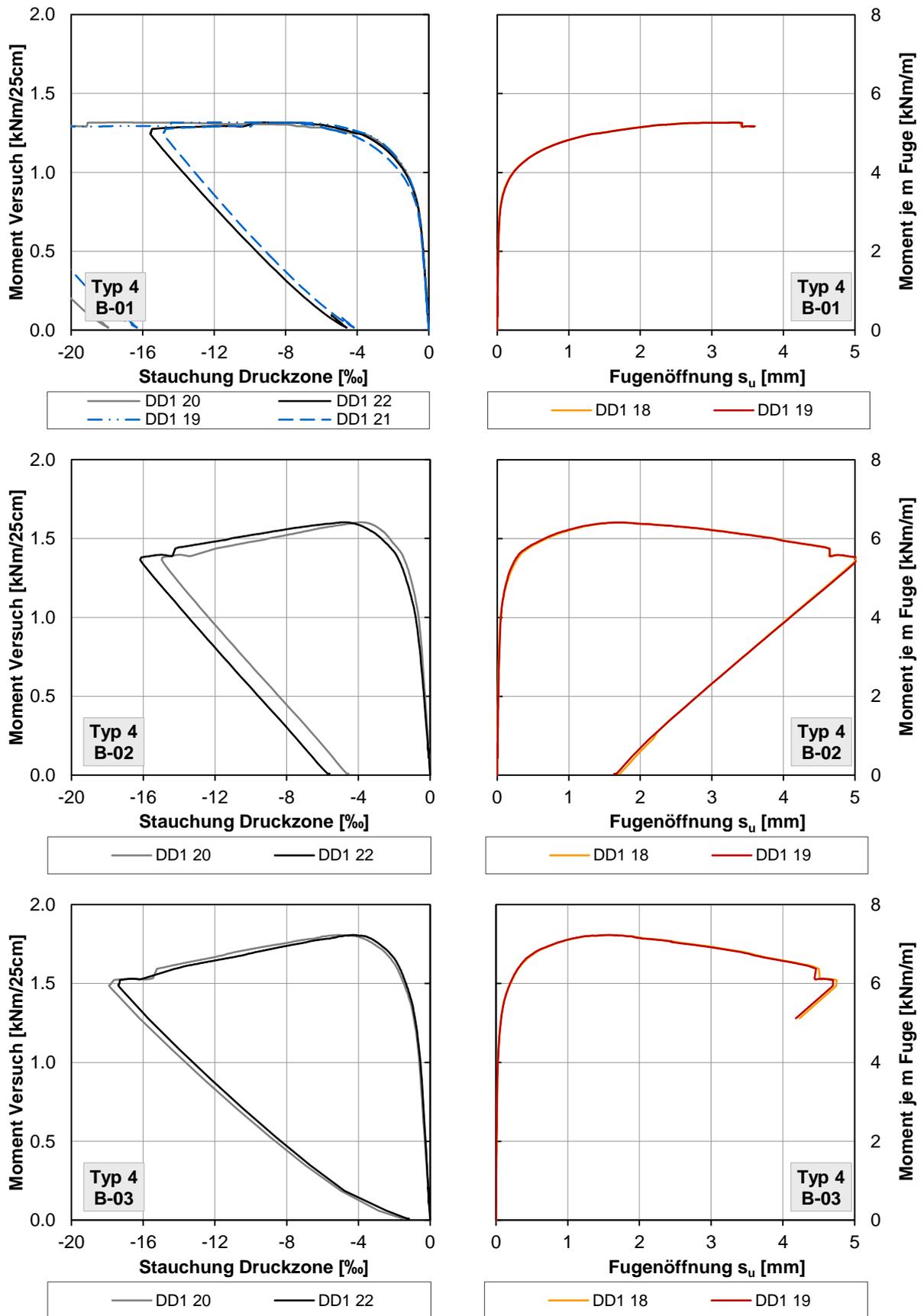


Abbildung B.2 Stauchung am Biegedruckrand (links) und Fugenöffnung am Biegezugrand (rechts); Proben B-01 bis B-03 (reine Biegung)

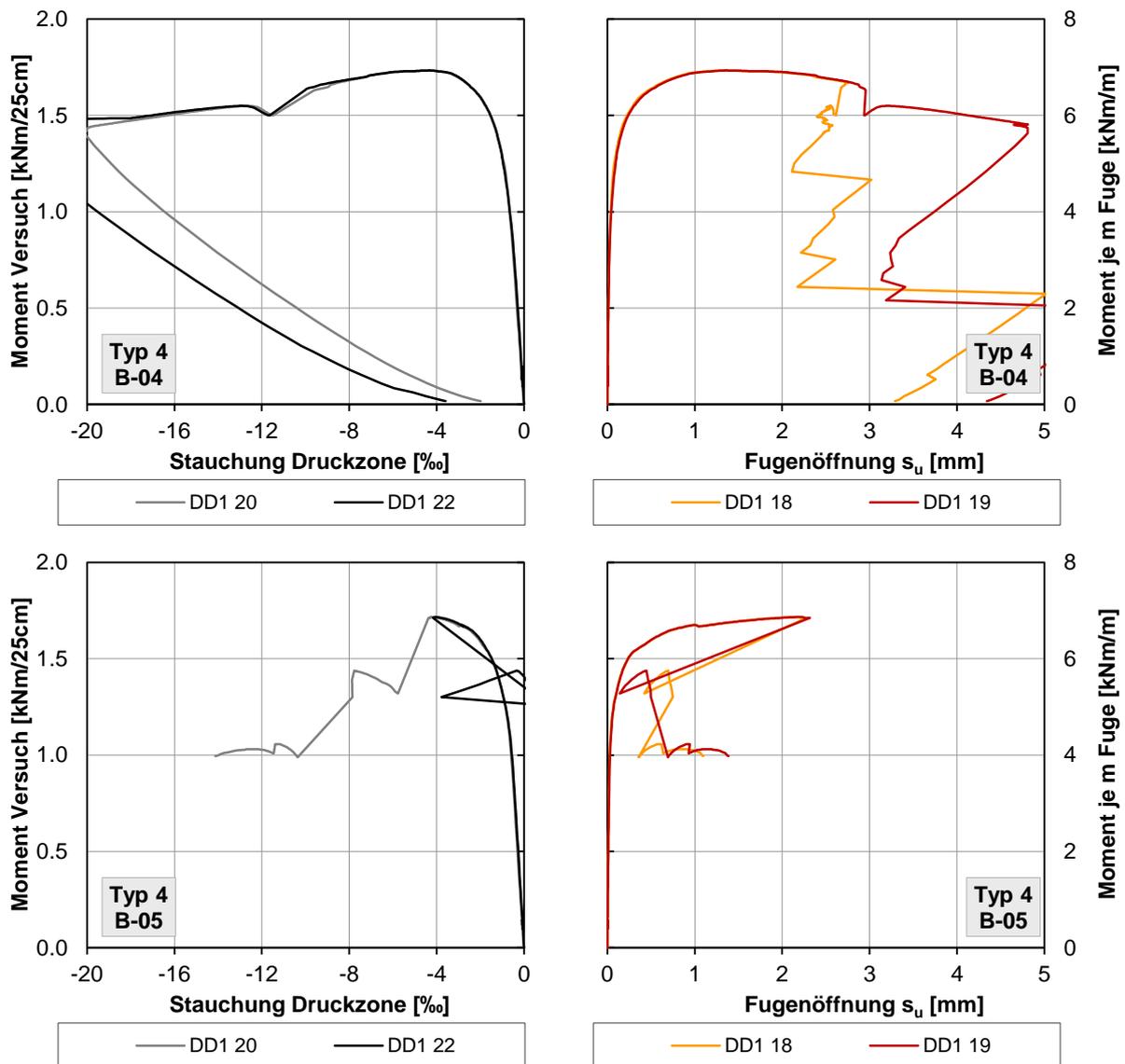


Abbildung B.3 Stauchung am Biegedruckrand (links) und Fugenöffnung am Biegezugrand (rechts); Proben B-04 und B-05 (Biegung und Querkraft)

Der Verlauf der Fugenöffnung wurde bereits beim Vergleich mit dem Berechnungsmodell (Kap. 5.1.3) beschrieben, und bedarf hier keiner weiteren Erklärung. Es ist aber ersichtlich, dass der Unterschied zwischen den beiden einzelnen Messaufnehmern äußerst gering ist.

Die Messkurven der Druckstauchung zeigen hingegen, dass das maximale Biegemoment (mit Ausnahme der Probe B-01) bei einer Dehnung von ca. -4 % erreicht wird. Dies entspricht in etwa der Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit (bei nichtlinearer Arbeitslinie, bspw. mit Sinus-Ansatz Kap. 5.1.4). Auch wenn in den Versuchen kein ausgeprägtes Druckversagen ersichtlich war, kann daraus auf den Einfluss der Druckfestigkeit bzw. der Druckarbeitslinie auf den Verlauf des Biegemoments geschlossen werden. In der Modellvariante mit abfallendem Ast konnte bereits gezeigt werden, dass besonders das Materialverhalten nach überschreiten der Druckfestigkeit einen Einfluss auf das Verhalten der Verbindung hat (Kap. 5.1.4, Anhang D.2).

Zugversuche:

In Abbildung B.4 sind die Kraft – Fugenöffnungsdiagramme der einzelnen Messaufnehmer dargestellt. Die vier Messaufnehmer sind dabei an identen Positionen angeordnet (gleicher Abstand vom Probenrand, Vorder- und Rückseite). Die Aufnehmer 17 und 18 bzw. 19 und 20 sind jeweils gegenüberliegend (Abbildung 4.83). Durch die idente Position sind auch die gemessenen Werte sehr ähnlich. Die Unterschiede sind nur im Bereich sehr kleiner Fugenöffnungen zu erkennen, weshalb in den Diagrammen nur der Bereich bis 0,4 mm Fugenöffnung dargestellt ist. Bei den Proben Z-01 und Z-03 wurden auf den beiden Probenseiten unterschiedliche Fugenöffnungen gemessen. Da die Probe an der Unterseite fest eingespannt war (siehe Versuchsaufbau Abbildung 4.82), sind geringe Zwänge aus dem Versuchsaufbau denkbar. Es wurden dadurch jedoch keine Auswirkungen auf den weiteren Versuchsverlauf festgestellt.

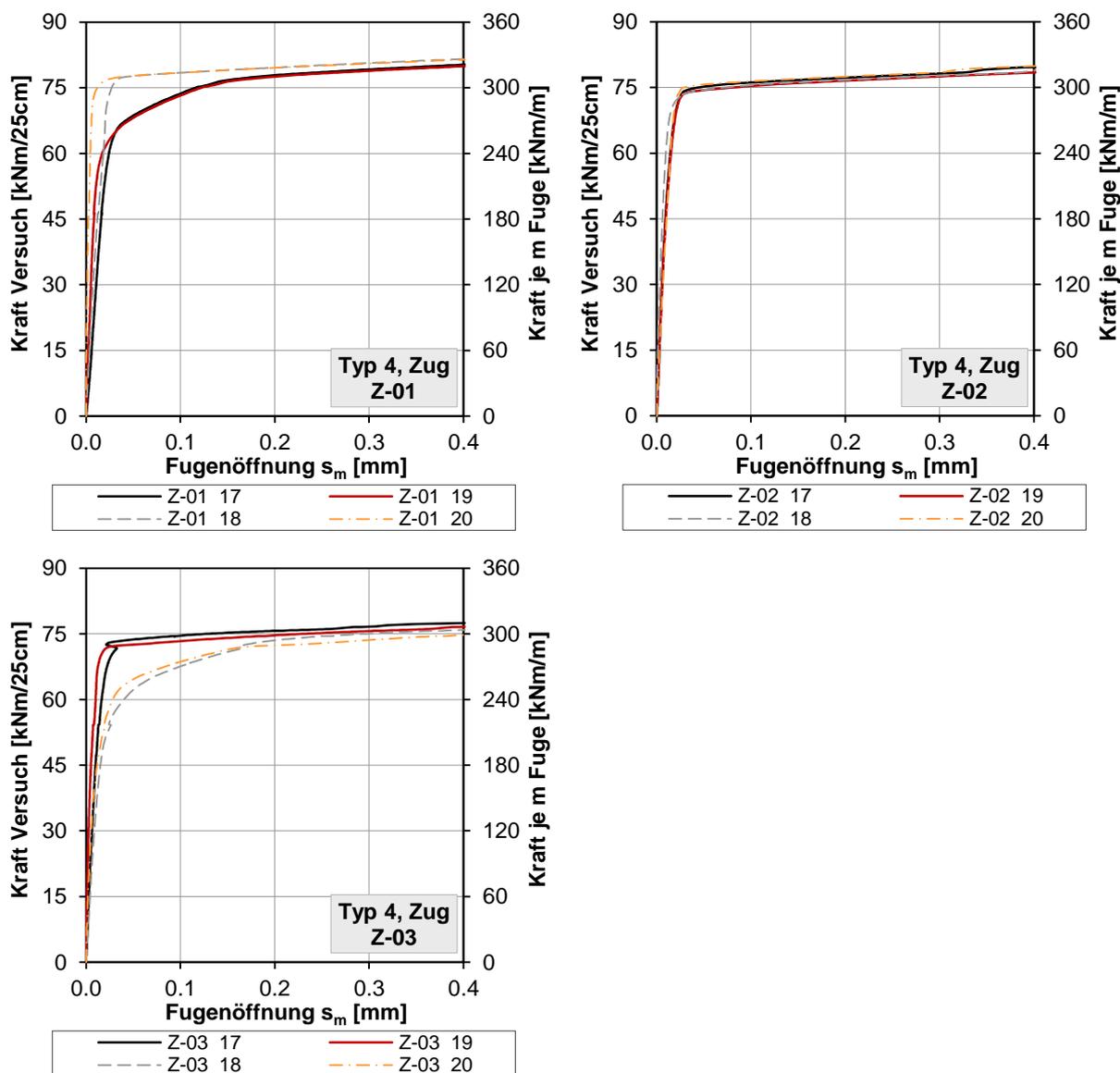


Abbildung B.4 Kraft - Fugenöffnung der einzelnen Messaufnehmer

Anhang C Ermittlung der charakteristischen Abklinglänge am FE-Modell

C.1 Überprüfung verschiedener Ansätze

Für die in Kapitel 5.1.2 definierte charakteristische Abklinglänge muss eine Annahme getroffen werden. Eine Berechnung in Abhängigkeit der Bauteilhöhe bzw. der Druckzonenhöhe x ist über unterschiedliche Ansätze möglich. Folgende Möglichkeiten werden dafür vorgeschlagen und untersucht:

$$L_{ch} = k_\varepsilon \cdot x \quad \text{Variante 1}$$

$$L_{ch} = a \cdot h \quad \text{Variante 2}$$

$$L_{ch} = A + k \cdot x \quad \text{Variante 3}$$

$$L_{ch} = A \cdot x^k \quad \text{Variante 4}$$

Zur Überprüfung wurde ein einfaches FE – Modell der Biegeversuche mit den folgenden Randbedingungen erstellt:

- 2D – Modell (Plane Stress) mit Breite 250mm bzw. 200mm im Aussparungsbereich.
- Anker als Biegestab (Typ „Beam“) mit voller Steifigkeit
- Spannschloss als Zugstab (Typ „Truss“) mit gelenkigem Anschluss an die Anker (Typ „Pin“); Steifigkeit entsprechend den Versuchsergebnissen angepasst
- Material: Randbereiche ($b=250\text{mm}$) linear-elastisch; Fugbereich ($b=200\text{mm}$) ideal-plastisch mit begrenzter Zugfestigkeit
- Zur Bestimmung von L_{ch} sehr feines Netz im Fugbereich (Elementhöhe 0.5mm).

Die charakteristische Abklinglänge wurde nur für Druckrandspannungen $\sigma_{c,c} < f_c$ ermittelt, da dies der für das Berechnungsmodell relevante Bereich ist. Dies erspart jedoch auch etwaige Abstimmungen von Materialparametern und FE-Netz, wie es bei nichtlinearen Materialmodellen oft erforderlich ist.

Für die Ermittlung von L_{ch} wurde nun wie folgt vorgegangen:

- Auslesen Spannung bzw. Fugenpressung (CPRESS) über die Fugenhöhe bei verschiedenen Laststufen
- Ablesen der Höhe der Fugenöffnung bzw. Druckzonenhöhe x
- Berechnung der Dehnung mit der zur Laststufe gehörender Schraubkraft und Druckzonenhöhe:

$$\varepsilon_c = \frac{2 \cdot F_S}{b \cdot x \cdot E_c}$$

- Berechnung der Rotation der Fügeiteile aus Fugenöffnung und Druckzonenhöhe:

$$\vartheta = \frac{(h - x)}{s_u}$$

- Berechnung der charakteristischen Abklinglänge (Vergleiche Gl. (5.11))

$$L_{ch} = \frac{\varepsilon_c \cdot \vartheta}{x}$$

- Erstellen eines Diagramms der charakteristischen Abklinglänge in Abhängigkeit von der Druckzonenhöhe

Tatsächlich weicht die Spannungsverteilung in der Druckzone vom idealen Dreieck ab. Da in der modellhaften Beschreibung aber die dreiecksförmige Verteilung angenommen wird, wurde auch für die ermittelten Druckzonenhöhen ein idealisierter Verlauf angenommen, welcher geringfügig vom tatsächlichen Verlauf abweicht (Abbildung C.1). Als Basis für die Ermittlung von L_{ch} wurde der Versuch

B-01 herangezogen (Bauteildicke $h=50\text{mm}$, Vorspannkraft $F_{s,0}=46.3\text{kN}$). Die Steifigkeit des Spannschlusses wurde durch Reduktion des E-Moduls an die Biegeversuche angepasst ($E_{s,FE}=4800\text{N/mm}^2$). In (Abbildung C.2) ist der Zusammenhang zwischen der Abklinglänge L_{ch} und der Druckzonenhöhe x dargestellt. Durch Variation der jeweiligen Parameter wurden die Ansätze 1 – 4 an die durch oben beschriebene Vorgehensweise berechneten Werte angepasst.

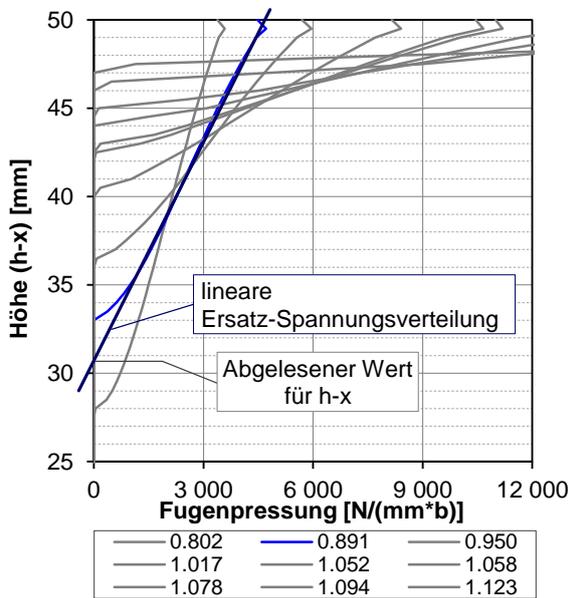


Abbildung C.1 Verlauf der Fugenpressung bei unterschiedlichen Biegemomenten; Modell entsprechend Versuch B-01

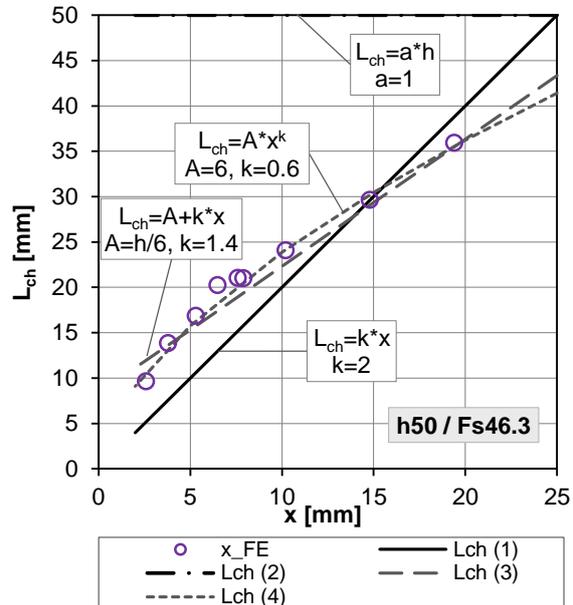


Abbildung C.2 Zusammenhang $L_{ch} - x$; Modell entsprechend Versuch B-01, ($F_{s,0} = 46,3 \text{ kN}$)

Eine Abhängigkeit der Abklinglänge von x ist eindeutig gegeben. Wie aus Abbildung C.2 ersichtlich ist die Variante 2 deshalb für die Definition von L_{ch} wenig geeignet. Als einfachste Variante wurde hier der Faktor $a = 1$ gewählt. Die genaueste Übereinstimmung ist mit dem Ansatz 4 gegeben. Zur Überprüfung der Ansatzfunktionen wurden noch einige Randbedingungen im FE – Modell variiert:

- Höhere Vorspannkraft: $F_{s,0}=75\text{kN}$ (entsprechend Versuch B-03)
- Steifigkeit im Verbinder um den Faktor 5 erhöht ($E_s=24000\text{N/mm}^2$)
- Bauteilhöhe : $h=40\text{mm}$ und $h=60\text{mm}$, Anpassung der Vorspannkraft entsprechend den veränderten Höhen (gleiche mittlere Druckspannungen)

Abbildung C.3 bis Abbildung C.6 zeigen den Zusammenhang zwischen der charakteristischen Abklinglänge und der Druckzonenhöhe bei geänderten Randbedingungen.

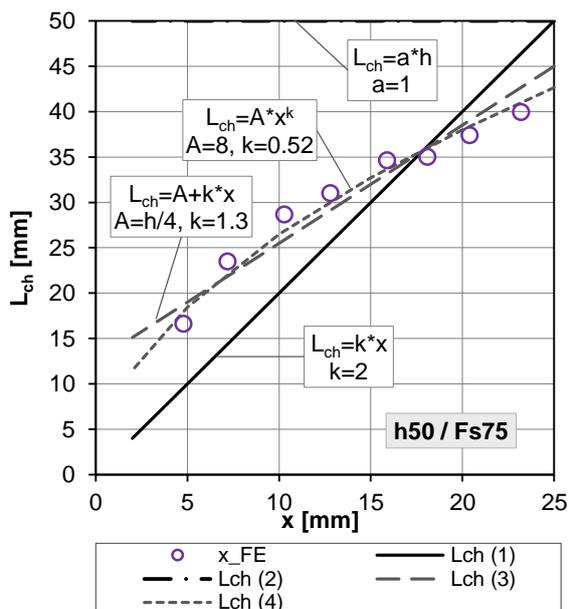


Abbildung C.3 Zusammenhang $L_{ch} - x$; Modell entsprechend Versuch B-03, ($F_{s,0} = 75 \text{ kN}$)

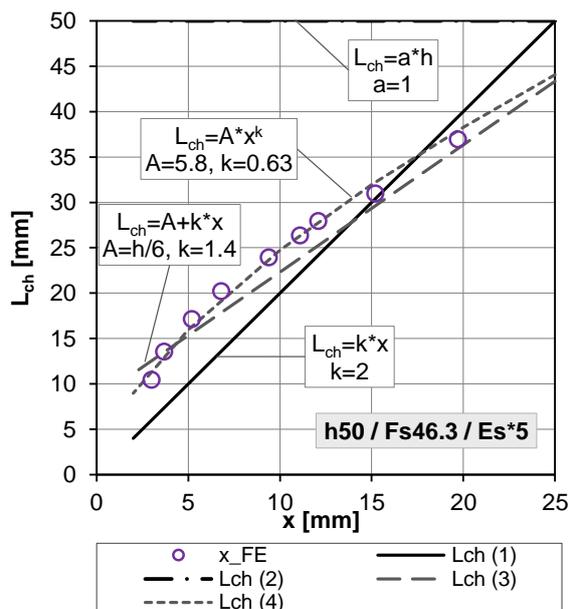


Abbildung C.4 Zusammenhang $L_{ch} - x$; Modell mit höhere Spannschloß-Steifigkeit; ($F_{s,0} = 46,3 \text{ kN}$, $E_s = 24000 \text{ N/mm}^2$)

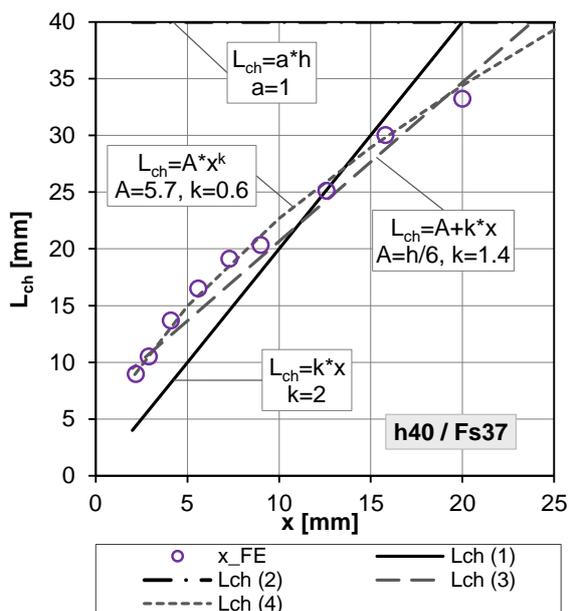


Abbildung C.5 Zusammenhang $L_{ch} - x$; Modell mit $h = 40 \text{ mm}$, ($F_{s,0} = 37 \text{ kN}$)

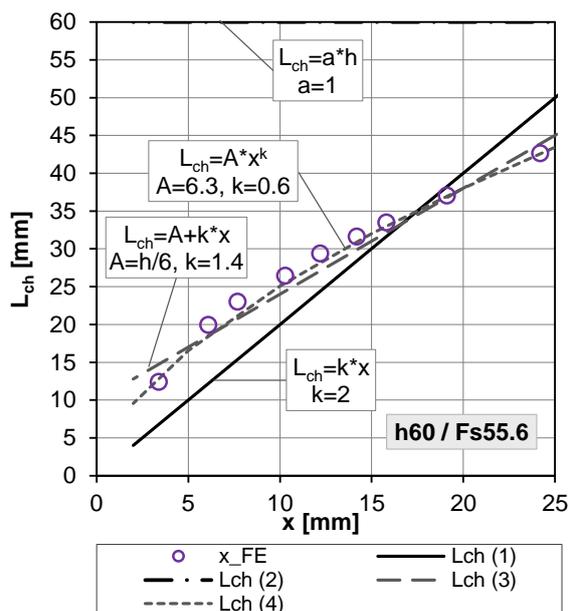


Abbildung C.6 Zusammenhang $L_{ch} - x$; Modell mit $h = 60 \text{ mm}$, ($F_{s,0} = 55,6 \text{ kN}$)

Die gewählten Faktoren für die verschiedenen Modelle sind in Tabelle C.2 zusammengefasst.

Tabelle C.2 Parameter der Ansatzfunktionen für L_{ch} bei unterschiedlichen Modell-Randbedingungen

Variante	Parameter	Basismodell h=50mm $F_{s,0}=46.3\text{kN}$	h=50mm $F_{s,0}=75.0\text{kN}$	h=50mm $F_{s,0}=46.3\text{kN}$ $E_s=24000\text{N/mm}^2$	h=40mm $F_{s,0}=37.0\text{kN}$	h=60mm $F_{s,0}=55.6\text{kN}$
1	k_ε	2	2	2	2	2
2	a	1	1	1	1	1
3	A / k	h/6 / 1.4	h/4 / 1.3	h/6 / 1.4	h/6 / 1.4	h/6 / 1.4
4	A / k	6 / 0.6	8 / 0.52	5.8 / 0.53	5.7 / 0.6	6.3 / 0.6

Es ist ersichtlich, dass zwar die Ansatzvariante 4 in allen Fällen am genauesten mit den FE-Ergebnissen übereinstimmt, jedoch ist bei Änderung der Randbedingungen eine Kalibrierung der Parameter notwendig. Variante 3 stimmt bei wesentlich geringerer Parametervariation auch sehr gut mit der FE-Simulation überein. Hierfür würde sich mit weiteren Untersuchungen gegebenenfalls eine Gesetzmäßigkeit ableiten lassen. Am robustesten gegenüber Änderungen der Randbedingungen scheint Variante 1 zu sein. Bei gleichbleibenden Parameter k_ε ist in allen Fällen eine durchaus noch brauchbare Übereinstimmung gegeben.

C.2 Berechnungen bei verschiedenen Varianten von L_{ch}

Um die Eignung der verschiedenen Ansätze von L_{ch} zu verifizieren, wurden die in Kap. 5.1.2 abgeleiteten Formeln an die unterschiedlichen Varianten angepasst. Zusammenfassend sind die wichtigsten Gleichungen für $\vartheta_2 < \vartheta \leq \vartheta_{el}$ aufgelistet. Die Basisgleichungen bleiben dabei immer gleich, die Berechnung der Druckzonenhöhe ändert sich jedoch. Bei $\vartheta = \vartheta_{el}$ und $\vartheta > \vartheta_{el}$ kann analog vorgegangen werden.

$$\frac{\Delta F_S}{D} = \cos \frac{\vartheta}{2} \left[L_C + \vartheta \cdot \left(\frac{h_{eff}}{2} - x - \frac{(F_{S,0} + \Delta F_S) \cdot \vartheta \cdot L_A^3}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right) \right] - L_C \quad (\text{C.1})$$

Variante (2):

$$\vartheta = \frac{\varepsilon_c \cdot a_\varepsilon \cdot h_{eff}}{x} \quad (\text{C.2})$$

$$x = \sqrt{\frac{2 \cdot (F_{S,0} + \Delta F_S) \cdot a_\varepsilon \cdot h_{eff}}{\vartheta \cdot E_c \cdot b_n}} \quad (\text{C.3})$$

Variante (3):

$$\vartheta = \frac{\varepsilon_c \cdot (A + k \cdot x)}{x} \quad (\text{C.4})$$

$$x = \frac{k \cdot (F_{S,0} + \Delta F_S) + \sqrt{k^2 \cdot (F_{S,0} + \Delta F_S)^2 + 2 \cdot A \cdot \vartheta \cdot E_c \cdot b_n \cdot (F_{S,0} + \Delta F_S)}}{\vartheta \cdot E_c \cdot b_n} \quad (\text{C.5})$$

Variante (4):

$$\vartheta = \frac{\varepsilon_c \cdot (A \cdot x^k)}{x} \quad (\text{C.6})$$

$$x = 2^{\left(\frac{1}{2-k}\right)} \cdot \left(\frac{A \cdot (F_{s,0} + \Delta F_s)}{\vartheta \cdot E_c \cdot b_n}\right)^{\left(\frac{1}{2-k}\right)} \quad (\text{C.7})$$

Die Gleichungen lassen sich nicht mehr nach ΔF_s auflösen. Zur Bestimmung von ΔF_s müssen daher numerische Verfahren angewendet werden.

Für die Versuche B-01 und B-03 sowie einer fiktiven Variante mit erhöhter Verbindersteifigkeit wurden die Änderung der Schraubenkraft und das Biegemoment mit unterschiedlichem L_{ch} berechnet, und mit den FE-Ergebnissen verglichen (Abbildung C.7 - Abbildung C.12). Der Vergleich mit den Versuchsergebnissen ist zwar dargestellt, wird aber an dieser Stelle nicht diskutiert (siehe dazu Kap. 5.1.3). Es ist ersichtlich, dass trotz unterschiedlicher Ansätze die Verläufe der Biegemomente nahezu ident sind und auch sehr gut mit den Ergebnissen der FE-Rechnung übereinstimmen. Dies trifft auch bei den untersuchten, veränderten Randbedingungen zu. Größere Unterschiede sind im Bereich kleiner Fugenöffnungen / Rotationen zu erkennen. In den Bereichen der jeweiligen Maxima sind die Unterschiede hingegen vernachlässigbar.

Diese geringen Unterschiede begründen die Wahl des Ansatzes $L_{ch} = k_\varepsilon \cdot x$ (Variante 1), da dieser in den Berechnungen am einfachsten handzuhaben ist. Auch kann der Faktor k_ε zumindest für die anwendungstypischen Randbedingungen (dünne Bauteile, Vorspannkraft und Steifigkeit ähnlich wie in den Untersuchungen) konstant gewählt werden.

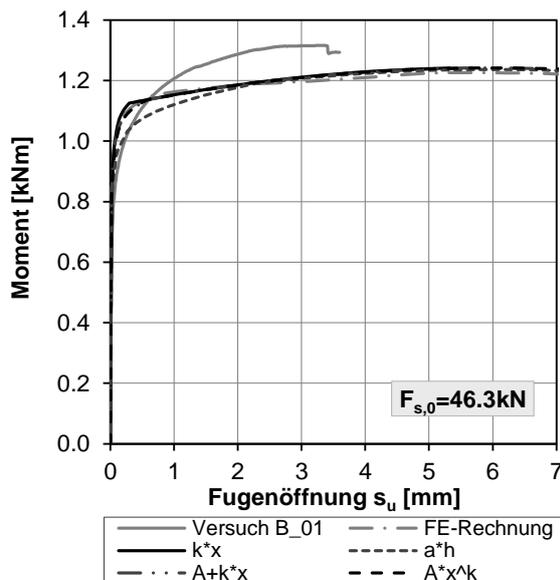


Abbildung C.7 Vergleich des berechneten Momentes bei verschiedenen Ansatzfunktionen; Modell entsprechend Versuch B-01, ($F_{s,0} = 46,3 \text{ kN}$)

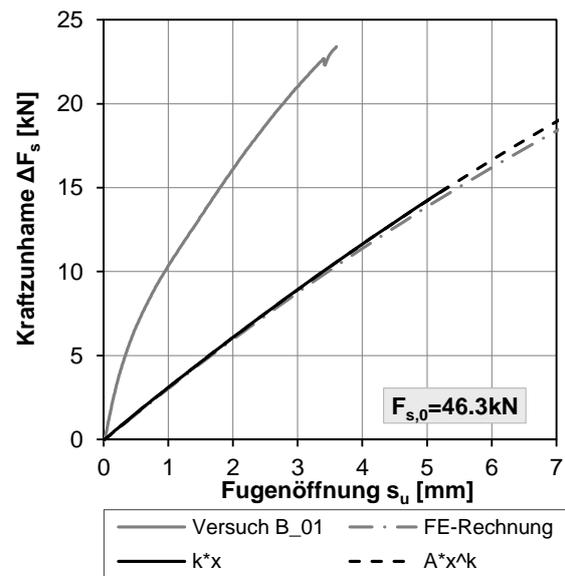


Abbildung C.8 Vergleich der berechneten Kraftänderung bei verschiedenen Ansatzfunktionen; Modell entsprechend Versuch B-01, ($F_{s,0} = 46,3 \text{ kN}$)

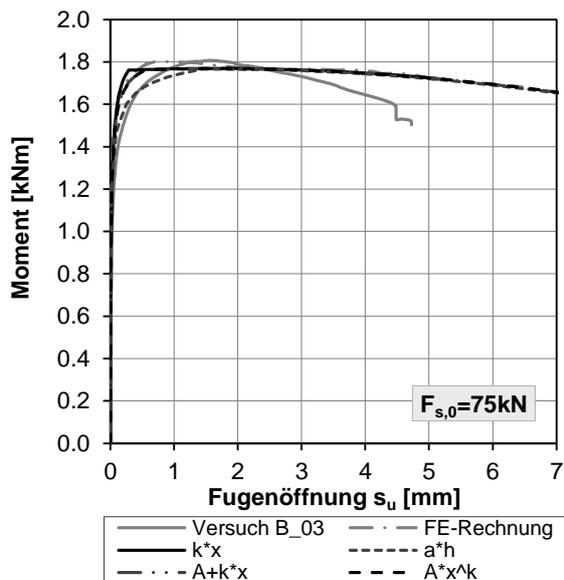


Abbildung C.9 Vergleich des berechneten Momentes bei verschiedenen Ansatzfunktionen; Modell entsprechend Versuch B-03, ($F_{s,0} = 75 \text{ kN}$)

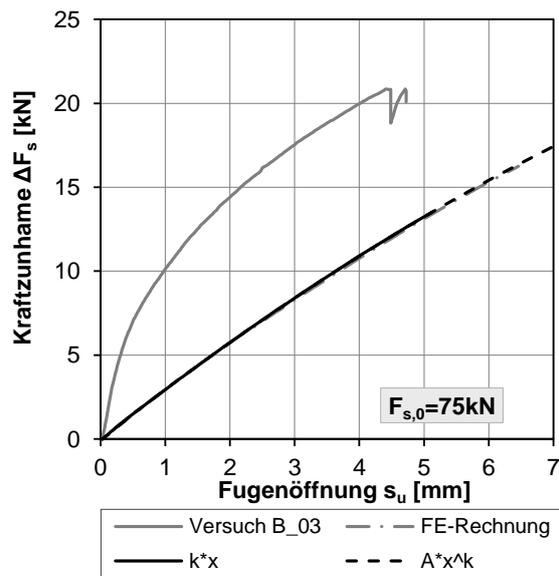


Abbildung C.10 Vergleich der berechneten Kraftänderung bei verschiedenen Ansatzfunktionen; Modell entsprechend Versuch B-03, ($F_{s,0} = 75 \text{ kN}$)

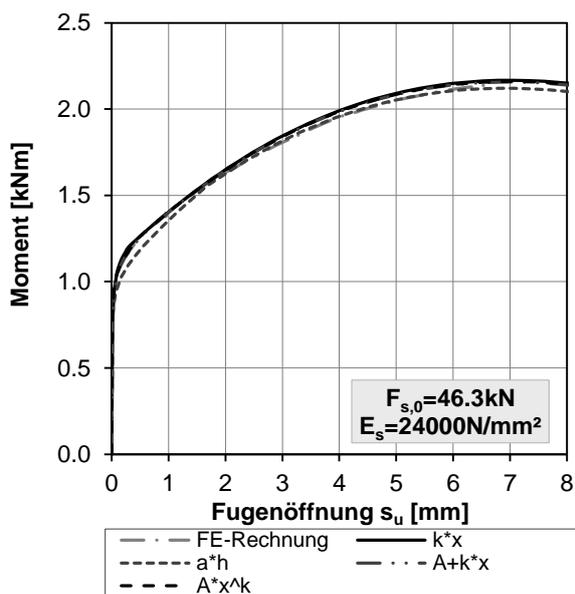


Abbildung C.11 Vergleich des berechneten Momentes bei verschiedenen Ansatzfunktionen; Modell mit $F_{s,0} = 46,3 \text{ kN}$ und $E_s = 24000 \text{ N/mm}^2$

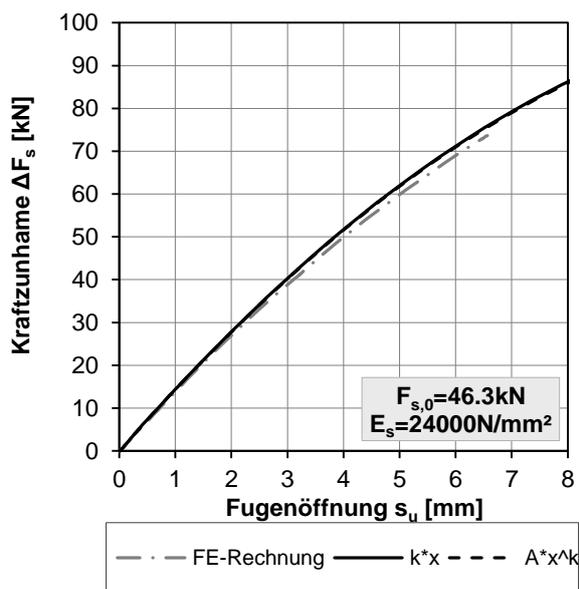


Abbildung C.12 Vergleich der berechneten Kraftänderung bei verschiedenen Ansatzfunktionen; Modell mit $F_{s,0} = 46,3 \text{ kN}$ und $E_s = 24000 \text{ N/mm}^2$

Anhang D Herleitungen der M – ϑ Beziehung bei verschiedenen Ansätzen

D.1 Arbeitslinie mit Sinus-Ansatz

Ein Sinus- bzw. Cosinus-Ansatz zur Beschreibung der UHPC-Arbeitslinie wurde von [Freytag et al. 2012a] vorgeschlagen. Der Ansatz wird mit drei Parametern definiert. Neben der Druckfestigkeit und dem E-Modul muss das Ende des linear-elastischen Verhaltens berücksichtigt werden (σ_{el}). Die Spannung bei $\sigma > \sigma_{el}$ errechnet sich dann zu:

$$\sigma = \sigma_{el} + (f_c - \sigma_{el}) \cdot \sin \left[\frac{E_c \cdot \varepsilon - \sigma_{el}}{f_c - \sigma_{el}} \right] \quad (D.1)$$

Die Dehnung bei erreichter Druckfestigkeit ist:

$$\varepsilon_u = \frac{\sigma_{el}}{E_c} \cdot \left[1 - \frac{\pi}{2} \left(1 - \frac{f_c}{\sigma_{el}} \right) \right] \quad (D.2)$$

Gegenüber dem in Kap. 5.1.2 beschriebenen Ansatz, muss die Berechnung nun in einen weiteren Bereich unterteilt werden: Der Bereich (3) beschreibt das Verhalten solange die Druckspannungen im linear-elastischen Bereich der Arbeitslinie liegen. Die Berechnung entspricht wie bisher den Gleichungen (5.25) bis (5.28), die Grenzrotation errechnet sich jedoch aus σ_{el} ist anstelle von f_c :

$$\vartheta_{el} = \frac{k_\varepsilon \cdot \sigma_{el}}{E_c} \quad (D.3)$$

σ_{el} muss entsprechend dem Materialverhalten gewählt werden. In der gegenständlichen Berechnung wird wie von [Freytag et al. 2012a] vorgeschlagen, $\sigma_{el} = 0,6 \cdot f_c$ angenommen.

Nach Ende der Elastizität wird in den Bereich (4a) mit sinusförmigem Spannungsverlauf bis zum Erreichen der Druckfestigkeit (Gl. (D.1)) und den Bereich (4b) nach Überschreitung dieser unterschieden. Der Bereich (4b) wird vorerst wieder als ideal-plastisch angenommen. Die Grenze zwischen den Bereichen (4a) und (4b) ergibt sich aus den Glg. (5.31) und (D.2):

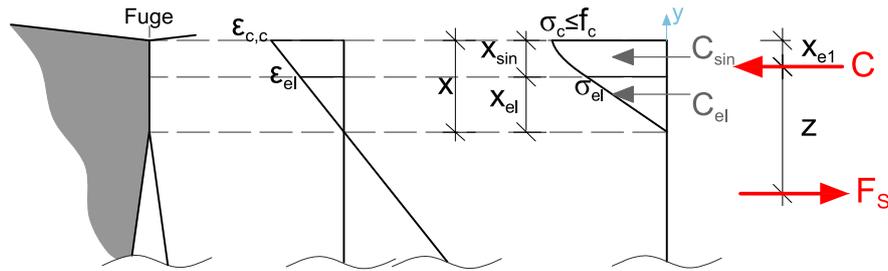
$$\vartheta_u = \frac{\sigma_{el}}{E_c} \cdot \left[1 - \frac{\pi}{2} \left(1 - \frac{f_c}{\sigma_{el}} \right) \right] \cdot k_\varepsilon \quad (D.4)$$

Zur Berechnung der M-ϑ Beziehung wird gleich wie in Kap. 5.1.2 vorgegangen. Zuerst muss wieder die Druckzonenhöhe in Abhängigkeit der Verdrehung und der resultierenden Druckkraft ausgedrückt werden. Daraus ergeben sich die Kraftzunahme aus der Fugenöffnung und das resultierende Kräftepaar aus Zug- und Druckkraft. Mit dem Hebelsarm z kann das reaktive Moment bestimmt werden.

Bereich (4a): $\vartheta_{el} < \vartheta < \vartheta_u$

Die Druckkraft setzt sich aus dem Anteil des elastischen Bereichs und des Sinus-Bereichs zusammen (Gl. (D.5), Abbildung D.1):

$$C = C_{el} + C_{sin} \quad (D.5)$$


 Abbildung D.1 Dehnung und Druckspannungsverteilung bei Sinus-Ansatz, $\vartheta_{el} < \vartheta < \vartheta_u$

Ebenso kann auch der Anteil an der Druckzonenhöhe aufgeteilt werden. x_{el} ergibt sich dabei analog zu Gl. (5.32), jedoch mit σ_{el} ist anstelle von f_c .

$$x_{el}(\vartheta) = \frac{x \cdot \varepsilon_{el}}{\varepsilon_{c,c}} = \frac{x \cdot \sigma_{el} \cdot k_\varepsilon}{E_c \cdot \vartheta} \quad (D.6)$$

$$x_{sin}(\vartheta) = x(\vartheta) - x_{el}(\vartheta) = x \cdot \left(1 - \frac{\sigma_{el} \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c}\right) \quad (D.7)$$

Der Anteil der Druckkraft C_{el} im elastischen Bereich kann einfach über die Dreiecksfläche berechnet werden:

$$C_{el} = \frac{x_{el} \cdot \sigma_{el} \cdot b_n}{2} = x \cdot \frac{\sigma_{el}^2 \cdot k_\varepsilon \cdot b_n}{\vartheta \cdot E_c \cdot 2} \quad (D.8)$$

Der Flächenanteil bei sinusförmigen Spannungsverlauf und damit C_{sin} wird durch Integration der Gl. (D.1) bestimmt. Die Integration erfolgt über die Höhe von 0 bis x_{sin} , wobei die Laufvariable hier mit y bezeichnet wird, um eine Verwechslung mit der definierten Größe der Druckzonenhöhe x zu vermeiden. Dafür muss zuerst die Dehnung ε in Gl. (D.1) in Abhängigkeit von y und von bekannten Größen ausgedrückt werden:

$$\varepsilon(y) = \frac{\varepsilon_{c,c} - \varepsilon_{el}}{x_{sin}} \cdot y + \varepsilon_{el} \quad (D.9)$$

Unter Berücksichtigung von $\sigma_{el} = E_c \cdot \varepsilon_{el}$ ergibt sich für C_{sin} :

$$C_{sin} = \int_0^{x_{sin}} \left(\sigma_{el} + (f_c - \sigma_{el}) \cdot \sin \left[\frac{E_c \cdot \frac{\varepsilon_{c,c} - \varepsilon_{el}}{x_{sin}} \cdot y}{f_c - \sigma_{el}} \right] \right) dy \cdot b_n$$

$$C_{sin} = x_{sin} \cdot \frac{(f_c - \sigma_{el})^2 + E_c \cdot (\varepsilon_{c,c} - \varepsilon_{el}) \cdot \sigma_{el} - (f_c - \sigma_{el})^2 \cdot \cos \left[\frac{E_c \cdot (\varepsilon_{c,c} - \varepsilon_{el})}{f_c - \sigma_{el}} \right]}{E_c \cdot (\varepsilon_{c,c} - \varepsilon_{el})} \cdot b_n \quad (D.10)$$

Darin wird nun Gl. (D.7), $\varepsilon_{el} = \sigma_{el}/E_c$, $\varepsilon_{c,c} = \vartheta/k_\varepsilon$ und $\Delta\sigma = (f_c - \sigma_{el})$ eingesetzt:

$$C_{sin} = x \cdot \left(1 - \frac{\sigma_{el} \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c}\right) \cdot \frac{\Delta\sigma^2 + \left(E_c \cdot \frac{\vartheta}{k_\varepsilon} - \sigma_{el}\right) \cdot \sigma_{el} - \Delta\sigma^2 \cdot \cos \left[\frac{E_c \cdot \frac{\vartheta}{k_\varepsilon} - \sigma_{el}}{\Delta\sigma} \right]}{E_c \cdot \frac{\vartheta}{k_\varepsilon} - \sigma_{el}} \cdot b_n \quad (D.11)$$

Mit C_{el} (Gl. (D.8)) kann nun die gesamte Druckkraft bzw. Zugkraft im Verbinder in Abhängigkeit von x und ϑ ausgedrückt werden:

$$C = C_{el} + C_{sin} = F_{S,0} + \Delta F_S =$$

$$x \cdot \underbrace{\left[\frac{\sigma_{el}^2 \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c \cdot 2} + \left(1 - \frac{\sigma_{el} \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c}\right) \cdot \frac{\Delta\sigma^2 + \left(E_c \cdot \frac{\vartheta}{k_\varepsilon} - \sigma_{el}\right) \cdot \sigma_{el} - \Delta\sigma^2 \cdot \cos\left[\frac{E_c \cdot \vartheta/k_\varepsilon - \sigma_{el}}{\Delta\sigma}\right]}{E_c \cdot \frac{\vartheta}{k_\varepsilon} - \sigma_{el}} \right]}_{A(\vartheta)} \cdot b_n \quad (D.12)$$

Löst man nach x auf, kann wie bisher mit den Glg. (5.22), (5.23) und (5.25) die Kraftänderung ΔF_S berechnet werden. Zur übersichtlicheren Darstellung wurde der von der Krümmung abhängige Term in Gl. (D.12) zu $A(\vartheta)$ zusammengefasst.

$$\Delta F_S(\vartheta) = \frac{\cos \frac{\vartheta}{2} \left[L_C + \vartheta \cdot \frac{h_{eff}}{2} - \frac{\vartheta \cdot F_{S,0}}{A(\vartheta)} - \frac{F_{S,0} \cdot \vartheta^2 \cdot L_A^3}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right] - L_C}{\frac{1}{D} + \cos \frac{\vartheta}{2} \left[\frac{\vartheta}{A(\vartheta)} + \frac{\vartheta^2 \cdot L_A^3}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right]} \quad \text{für:} \quad \vartheta_{el} < \vartheta \leq \vartheta_u \quad (D.13)$$

Zur Berechnung des Hebelarms und des reaktiven Moments muss noch der Schwerpunkt der Druckzone berechnet werden.

Der Gesamtschwerpunkt aus Dreiecksfläche und Sinus-Fläche ist:

$$y_S = \frac{A_{sin} \cdot (y_{s,sin} + x_{el}) + \frac{x_{el}^2 \cdot \sigma_{el}}{3}}{A_{sin} + \frac{x_{el} \cdot \sigma_{el}}{2}} \quad (D.14)$$

Die Sinus – Anteile ergeben sich durch Integration analog zu Gl. (D.10):

$$A_{sin} = \int_0^{x_{sin}} \left(\sigma_{el} + \Delta\sigma \cdot \sin \left[\frac{E_c \cdot \frac{\varepsilon_{c,c} - \varepsilon_{el}}{x_{sin}} \cdot y}{\Delta\sigma} \right] \right) dy$$

$$A_{sin} = x_{sin} \cdot \frac{\Delta\sigma^2 + E_c \cdot (\varepsilon_{c,c} - \varepsilon_{el}) \cdot \sigma_{el} - \Delta\sigma^2 \cdot \cos \left[\frac{E_c \cdot (\varepsilon_{c,c} - \varepsilon_{el})}{\Delta\sigma} \right]}{E_c \cdot (\varepsilon_{c,c} - \varepsilon_{el})} \quad (D.15)$$

$$y_{s,sin} = \frac{\int_0^{x_{sin}} \left(\sigma_{el} + \Delta\sigma \cdot \sin \left[\frac{E_c \cdot \frac{\varepsilon_{c,c} - \varepsilon_{el}}{x_{sin}} \cdot y}{\Delta\sigma} \right] \cdot y \right) dy}{\int_0^{x_{sin}} \left(\sigma_{el} + \Delta\sigma \cdot \sin \left[\frac{E_c \cdot \frac{\varepsilon_{c,c} - \varepsilon_{el}}{x_{sin}} \cdot y}{\Delta\sigma} \right] \right) dy}$$

$$y_{s,sin} = x_{sin} \cdot \frac{E_c^2 \cdot (\varepsilon_{c,c} - \varepsilon_{el})^2 \cdot \sigma_{el} - 2 \cdot E_c \cdot (\varepsilon_{c,c} - \varepsilon_{el}) \cdot \Delta\sigma^2 \cdot \cos \left[\frac{E_c \cdot (\varepsilon_{c,c} - \varepsilon_{el})}{\Delta\sigma} \right] + 2 \cdot \Delta\sigma^3 \cdot \sin \left[\frac{E_c \cdot (\varepsilon_{c,c} - \varepsilon_{el})}{\Delta\sigma} \right]}{2 \cdot E_c \cdot (\varepsilon_{c,c} - \varepsilon_{el}) \cdot \left(\Delta\sigma^2 + E_c \cdot (\varepsilon_{c,c} - \varepsilon_{el}) \cdot \sigma_{el} - \Delta\sigma^2 \cdot \cos \left[\frac{E_c \cdot (\varepsilon_{c,c} - \varepsilon_{el})}{\Delta\sigma} \right] \right)} \quad (D.16)$$

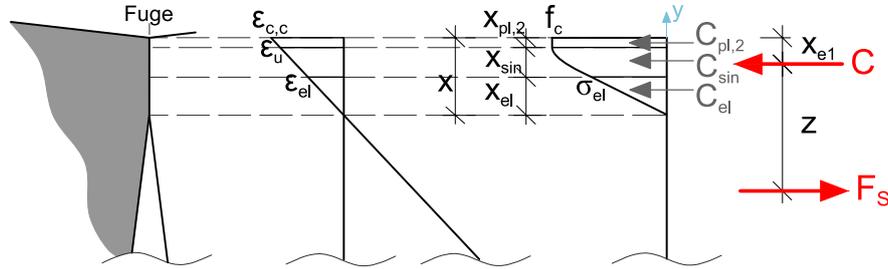
Der Hebelarm kann dann mit $x_{e1} = x - y_S$ berechnet werden, das reaktive Moment mit Gl. (5.9).

Bei einer Berechnung bis $\vartheta = \vartheta_u$ ist bereits ersichtlich, dass die Unterschiede zur rein linear-elastisch – ideal-plastischen Arbeitslinie nicht erkennbar sind. Der Vollständigkeit halber werden aber auch die Gleichungen für den Bereich (4b) angeführt.

Bereich (4b): $\vartheta > \vartheta_u$

Die reaktive Druckkraft wird in drei Anteile unterteilt (Gl. (D.17, Abbildung D.2):

$$C = C_{el} + C_{sin} + C_{pl,2} \quad (D.17)$$


 Abbildung D.2 Dehnung und Druckspannungsverteilung bei Sinus-Ansatz, $\vartheta > \vartheta_u$

 Über die Dehnungsverhältnisse lassen sich wieder die Anteile an der Druckzonenhöhe berechnen. Für x_{el} gilt weiterhin Gl. (D.6). Neben ϵ_{el} ist auch ϵ_u durch Gl. (D.2) bekannt. x_{sin} und $x_{pl,2}$ berechnen sich damit wie folgt:

$$\frac{x_{sin} + x_{el}}{\epsilon_u} = \frac{x_{el}}{\epsilon_{el}} \quad (D.18)$$

$$(x_{sin} + x_{el}) \cdot \epsilon_{el} = x_{el} \cdot \epsilon_u$$

$$(x_{sin} + x_{el}) \cdot \frac{\sigma_{el}}{E_c} = x_{el} \cdot \frac{\sigma_{el}}{E_c} \cdot \left[1 - \frac{\pi}{2} \cdot \left(1 - \frac{f_c}{\sigma_{el}} \right) \right]$$

$$x_{sin} = -x_{el} \cdot \frac{\pi}{2} \cdot \left(1 - \frac{f_c}{\sigma_{el}} \right) = -x_{el} \cdot \frac{\sigma_{el} \cdot k_\epsilon}{\vartheta \cdot E_c} \cdot \frac{\pi}{2} \cdot \left(1 - \frac{f_c}{\sigma_{el}} \right) \quad (D.19)$$

$$x_{pl,2} = x - x_{el} - x_{sin} \quad (D.20)$$

$$x_{pl,2} = x \cdot \left[1 - \frac{\sigma_{el} \cdot k_\epsilon}{\vartheta \cdot E_c} \cdot \left[1 - \frac{\pi}{2} \cdot \left(1 - \frac{f_c}{\sigma_{el}} \right) \right] \right] \quad (D.21)$$

 Danach werden wieder die einzelnen Anteile der Druckkraft berechnet. Für C_{el} gilt wieder Gl. (D.8) für C_{sin} die Gl. (D.10), wobei $\epsilon_{c,c}$ durch ϵ_u ersetzt wird. Für den Term $E_c \cdot (\epsilon_{c,c} - \epsilon_{el})$ ergibt sich mit Gl. (D.2):

$$\begin{aligned} E_c \cdot (\epsilon_u - \epsilon_{el}) &= E_c \cdot \left[\frac{\sigma_{el}}{E_c} \cdot \left[1 - \frac{\pi}{2} \cdot \left(1 - \frac{f_c}{\sigma_{el}} \right) \right] - \frac{\sigma_{el}}{E_c} \right] \\ &= -\frac{\pi}{2} \cdot \sigma_{el} \cdot \left(1 - \frac{f_c}{\sigma_{el}} \right) = \frac{\pi}{2} \cdot (f_c - \sigma_{el}) = \frac{\pi}{2} \cdot \Delta\sigma \end{aligned} \quad (D.22)$$

Eingesetzt in Gl. (D.10):

$$C_{sin} = x_{sin} \cdot \frac{\overbrace{(f_c - \sigma_{el})^2 + \frac{\pi}{2} \cdot (f_c - \sigma_{el}) \cdot \sigma_{el}}^{=0} - \overbrace{(f_c - \sigma_{el})^2 \cdot \cos \left[\frac{\frac{\pi}{2} \cdot (f_c - \sigma_{el})}{(f_c - \sigma_{el})} \right]}^{=0}}{\frac{\pi}{2} \cdot (f_c - \sigma_{el})} \cdot b_n$$

$$C_{sin} = x_{sin} \cdot \frac{(f_c - \sigma_{el}) \cdot \left[(f_c - \sigma_{el}) + \frac{\pi}{2} \cdot \sigma_{el} \right]}{\frac{\pi}{2} \cdot (f_c - \sigma_{el})} \cdot b_n = x_{sin} \cdot \frac{2 \cdot \Delta\sigma + [\pi \cdot \sigma_{el}]}{\pi} \cdot b_n \quad (D.23)$$

Der Anteil $C_{pl,2}$ ist:

$$C_{pl,2} = x_{pl,2} \cdot f_c \cdot b_n = x \cdot f_c \cdot b_n \cdot \left[1 - \frac{\sigma_{el} \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} \cdot \left[1 - \frac{\pi}{2} \cdot \left(1 - \frac{f_c}{\sigma_{el}} \right) \right] \right] \quad (D.24)$$

Damit ergibt sich:

$$\begin{aligned} C &= C_{el} + C_{sin} + C_{pl,2} = F_{S,0} + \Delta F_S \\ &= x \cdot \frac{\sigma_{el}^2 \cdot k_\varepsilon \cdot b_n}{\vartheta \cdot E_c \cdot 2} - x \cdot \frac{\sigma_{el} \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} \cdot \frac{\pi}{2} \cdot \left(1 - \frac{f_c}{\sigma_{el}} \right) \cdot \frac{2 \cdot (f_c - \sigma_{el}) + [\pi \cdot \sigma_{el}]}{\pi} \cdot b_n \\ &\quad + x \cdot f_c \cdot b_n \cdot \left[1 - \frac{\sigma_{el} \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} \cdot \left[1 - \frac{\pi}{2} \cdot \left(1 - \frac{f_c}{\sigma_{el}} \right) \right] \right] \\ C &= x \cdot b_n \cdot \underbrace{\left[\frac{\sigma_{el} \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c \cdot 2} \cdot \left[\sigma_{el} - \left(1 - \frac{f_c}{\sigma_{el}} \right) \cdot 2 \cdot \Delta\sigma + [\pi \cdot \sigma_{el}] - \left(2 - \pi \cdot \left(1 - \frac{f_c}{\sigma_{el}} \right) \right) \cdot f_c \right] + f_c \right]}_{B(\vartheta)} \end{aligned} \quad (D.25)$$

Mit $x = (F_{S,0} + \Delta F_S)/B(\vartheta)$ kann wie gewohnt die Kraftänderung ΔF_S berechnet werden (vgl. Gl. (D.13)).

Der Schwerpunkt zur Berechnung des Hebelsarms und des reaktiven Moments ist:

$$y_S = \frac{A_{sin} \cdot (y_{s,sin} + x_{el}) + \frac{x_{el}^2 \cdot \sigma_{el}}{3} + x_{pl,2} \cdot f_c \cdot \left(\frac{x_{pl,2}}{2} + x_{sin} + x_{el} \right)}{A_{sin} + \frac{x_{el} \cdot \sigma_{el}}{2} + x_{pl,2} \cdot f_c} \quad (D.26)$$

Bei $\varepsilon_{c,c} = \varepsilon_u$ können durch Einsetzen der Gl. (D.22) die Gleichungen für A_{sin} und $y_{s,sin}$ vereinfacht werden (vgl. auch Gl. (D.23)).

$$A_{sin} = -x \cdot \frac{\sigma_{el} \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c \cdot 2} \cdot \left(1 - \frac{f_c}{\sigma_{el}} \right) \cdot 2 \cdot \Delta\sigma + [\pi \cdot \sigma_{el}] \quad (D.27)$$

$$\begin{aligned} y_{s,sin} &= x_{sin} \cdot \frac{\overbrace{\left(\frac{\pi}{2} \cdot \Delta\sigma \right)^2 \cdot \sigma_{el} - 2 \cdot \frac{\pi}{2} \cdot \Delta\sigma \cdot \Delta\sigma^2 \cdot \cos \left[\frac{\pi}{2} \cdot \frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma} \right]}_{=0} + 2 \cdot \Delta\sigma^3 \cdot \overbrace{\sin \left[\frac{\pi}{2} \cdot \frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma} \right]}_{=1}}{2 \cdot \frac{\pi}{2} \cdot \Delta\sigma \cdot \left(\Delta\sigma^2 + \frac{\pi}{2} \cdot \Delta\sigma \cdot \sigma_{el} - \underbrace{\Delta\sigma^2 \cdot \cos \left[\frac{\pi}{2} \cdot \frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma} \right]}_{=0} \right)} \\ y_{s,sin} &= x_{sin} \cdot \frac{\left(\frac{\pi}{2} \right)^2 \cdot \sigma_{el} + 2 \cdot \Delta\sigma}{\pi \cdot \Delta\sigma \cdot \left(\Delta\sigma + \frac{\pi}{2} \cdot \sigma_{el} \right)} \end{aligned} \quad (D.28)$$

D.2 Arbeitslinie mit abfallendem Ast

In den Versuchen fällt die M-ϑ Kurve nach überschreiten des Maximums stärker ab als im Modell mit ideal-plastischer Arbeitslinie. Durch eine Arbeitslinie mit abfallendem Ast wurde überprüft, ob sich dieses Verhalten genauer anpassen lässt. Es wurde linear-elastisches Verhalten bis zum Erreichen der Druckfestigkeit und ein linear abfallender Ast angenommen (Abbildung D.3). Das Ende des abfallenden Asts wurde als ein vielfaches der elastischen Dehnung angenommen:

$$\varepsilon_{u,2} = a_{\varepsilon,u} \cdot \varepsilon_{el} \quad (D.29)$$

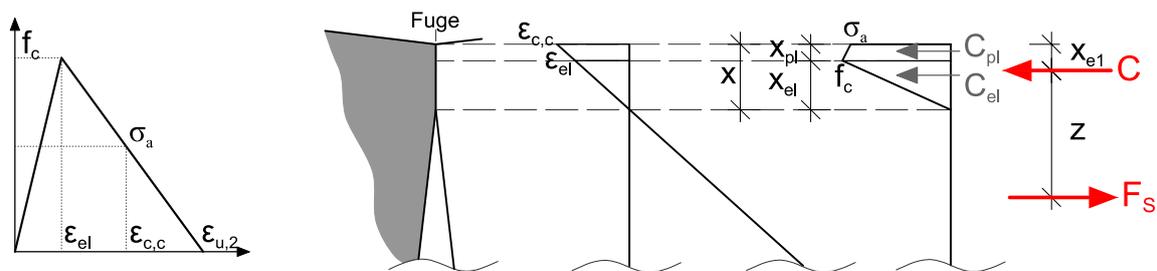


Abbildung D.3 Arbeitslinie (schematisch) sowie Dehnung und Druckspannungsverteilung mit abfallendem Ast, $\vartheta > \vartheta_{el}$

Bis zum Erreichen der Grenzdehnung bzw. Grenzrotation ϑ_{el} gelten die Gleichungen aus Kap. 5.1.2. Für den Bereich 4 ($\vartheta > \vartheta_{el}$) müssen diese angepasst werden. Dafür wird als erstes die Spannung im abfallenden Ast definiert

$$\frac{\varepsilon_u - \varepsilon_{el}}{f_c} = \frac{\varepsilon_u - \varepsilon_{c,c}}{\sigma_a} \quad (D.30)$$

$$\sigma_a = f_c \cdot \frac{a_{\varepsilon,u} \cdot \varepsilon_{el} - \varepsilon_{c,c}}{\varepsilon_{el} \cdot (a_{\varepsilon,u} - 1)} \quad (D.31)$$

Anschließend werden wie bisher die Druckkraftkomponenten definiert:

$$C = C_{el} + C_{pl} \quad (D.32)$$

Für x_{el} gilt Gl. (5.32), damit ist C_{el} :

$$C_{el} = \frac{x_{el} \cdot f_c \cdot b_n}{2} = x \cdot \frac{f_c^2 \cdot k_\varepsilon \cdot b_n}{\vartheta \cdot E_c \cdot 2} \quad (D.33)$$

Mit

$$x_{pl}(\vartheta) = x(\vartheta) - x_{el}(\vartheta) = x \cdot \left(1 - \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c}\right) \quad (D.34)$$

und Gl. (D.31) ist C_{pl} :

$$C_{pl} = \frac{x_{pl} \cdot (f_c + \sigma_a) \cdot b_n}{2} = x \cdot \left(1 - \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c}\right) \cdot \frac{f_c \cdot b_n}{2} \cdot \left[1 + \frac{a_{\varepsilon,u} \cdot \varepsilon_{el} - \varepsilon_{c,c}}{\varepsilon_{el} \cdot (a_{\varepsilon,u} - 1)}\right] \quad (D.35)$$

Damit ergibt sich die Druckkraft zu

$$C = C_{el} + C_{pl} = F_{S,0} + \Delta F_S = x \cdot \frac{f_c^2 \cdot k_\varepsilon \cdot b_n}{\vartheta \cdot E_c \cdot 2} + x \cdot \left(1 - \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c}\right) \cdot \frac{f_c \cdot b_n}{2} \cdot \left[1 + \frac{a_{\varepsilon,u} \cdot \varepsilon_{el} - \varepsilon_{c,c}}{\varepsilon_{el} \cdot (a_{\varepsilon,u} - 1)}\right]$$

$$C = F_{S,0} + \Delta F_S = x \cdot \underbrace{\frac{f_c \cdot b_n}{2} \cdot \left[\frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} + \left(1 - \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} \right) \cdot \left[1 + \frac{a_{\varepsilon,u} \cdot \varepsilon_{el} - \varepsilon_{c,c}}{\varepsilon_{el} \cdot (a_{\varepsilon,u} - 1)} \right] \right]}_{A(\vartheta)} \quad (D.36)$$

Fasst man wieder zu $A(\vartheta)$ zusammen, ergibt sich $x = (F_{S,0} + \Delta F_S)/A(\vartheta)$ und damit die bekannte Gleichung für die Kraftänderung ΔF_S :

$$\Delta F_S(\vartheta) = \frac{\cos \frac{\vartheta}{2} \left[L_C + \vartheta \cdot \frac{h_{eff}}{2} - \frac{\vartheta \cdot F_{S,0}}{A(\vartheta)} - \frac{F_{S,0} \cdot \vartheta^2 \cdot L_A^3}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right] - L_C}{\frac{1}{D} + \cos \frac{\vartheta}{2} \left[\frac{\vartheta}{A(\vartheta)} + \frac{\vartheta^2 \cdot L_A^3}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right]} \quad \text{für: } \vartheta_{el} < \vartheta \leq \vartheta_{u,2} \quad (D.37)$$

Die Gleichung gilt bis $\vartheta_{u,2} = a_{\varepsilon,u} \cdot \frac{f_c}{E_c} \cdot k_\varepsilon$, was einer Spannung am Druckrand von $\sigma_a = 0$ entspricht.

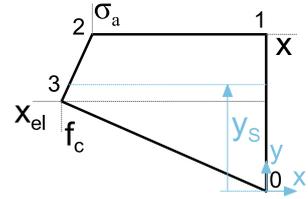
Zur Berechnung des Schwerpunktes wurden die allgemeinen Formeln für ein Polygon verwendet:

$$A = \frac{1}{2} \sum_{i=0}^{N-1} (x_i \cdot y_{i+1} - x_{i+1} \cdot y_i) \quad (D.38)$$

$$y_S = \frac{1}{6 \cdot A} \sum_{i=0}^{N-1} (y_i \cdot y_{i+1}) \cdot (x_i \cdot y_{i+1} - x_{i+1} \cdot y_i) \quad (D.39)$$

Mit

i Ecken des Polygons, gegen den Uhrzeigersinn gezählt
 x, y lokale Koordinaten; hier wird y in Richtung der Druckzonenhöhe gezählt und x in Richtung des Spannungswerts



Der Koordinatennullpunkt wird bei $\sigma = 0$ und $\varepsilon = 0$ gesetzt. Daraus folgt:

$$A = \frac{1}{2} \cdot [0 \cdot x - 0 \cdot 0 + 0 \cdot x - (-\sigma_a) \cdot x + (-\sigma_a) \cdot x_{el} - (-f_c) \cdot x + (-f_c) \cdot 0 - 0 \cdot x_{el}]$$

$$A = \frac{1}{2} \cdot \sigma_a \cdot x - \sigma_a \cdot x_{el} + f_c \cdot x \quad (D.40)$$

$$6 \cdot A \cdot y_S = (0 + x) \cdot 0 + (x + x) \cdot (\sigma_a \cdot x) + (x + x_{el}) \cdot (-\sigma_a \cdot x_{el} + f_c \cdot x) + (x_{el} + 0) \cdot 0$$

$$6 \cdot A \cdot y_S = 2 \cdot x^2 \cdot \sigma_a - \sigma_a \cdot x_{el} \cdot x + f_c \cdot x^2 - \sigma_a \cdot x_{el}^2 + f_c \cdot x \cdot x_{el} \quad (D.41)$$

Mit $x_{el} = x \cdot \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c}$:

$$y_S = \frac{2 \cdot x^2 \cdot \sigma_a - \sigma_a \cdot x^2 \cdot \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} + f_c \cdot x^2 - \sigma_a \cdot x^2 \cdot \left(\frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} \right)^2 + f_c \cdot x^2 \cdot \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c}}{3 \cdot \left[\sigma_a \cdot x - \sigma_a \cdot x \cdot \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} + f_c \cdot x \right]}$$

$$y_S = \frac{x \cdot \left[2 \cdot \sigma_a - \sigma_a \cdot \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} + f_c - \sigma_a \cdot \left(\frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} \right)^2 + f_c \cdot \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} \right]}{3 \cdot \left[\sigma_a - \sigma_a \cdot \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} + f_c \right]}$$

$$y_S = \frac{x \cdot \left[\frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} \cdot \left[f_c - \sigma_a \cdot \left(1 + \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} \right) \right] + f_c + 2 \cdot \sigma_a \right]}{3 \cdot \left[\sigma_a \cdot \left(1 - \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} \right) + f_c \right]} \quad (\text{D.42})$$

Mit $x_{e1} = x - y_S$ kann nun nach dem bekannten Schema das reaktive Moment berechnet werden (Gl. (5.9)).

Um eine gute Übereinstimmung zu erreichen wurde der Vorfaktor an die Versuchsergebnisse angepasst und mit $a_{e,u} = 15$ gewählt.

D.3 Nichtlineare Kraftzunahme

Zur besseren Angleichung der Momentenkurve im Bereich kleiner Fugenöffnungen, wurde anstelle der linearen Kraftzunahme eine nichtlineare Kraftänderung berücksichtigt. Ansonsten entspricht das Modell dem ursprünglichen Modell mit linear-elastischer – ideal-plastischer Druckarbeitslinie (Kap. 5.1.2).

Aus der Kraft-Fugenöffnung – Beziehung der Zugversuche wurde folgende Gleichung für die Kraftänderung ermittelt:

$$\Delta F_S = A \cdot \sqrt{\Delta L_S} \quad (\text{D.43})$$

Diese nichtlineare Kraftänderung berücksichtigt allerdings bereits den Kraftanteil aus der elastischen Verkürzung des UHPC im Fugenbereich. Deshalb muss bei dieser Modellvariante anstelle mit der maximalen Vorspannkraft $F_{S,0}$ mit der tatsächlich beim Vorspannen aufgebrauchten Kraft $F_{S,VS}$ gerechnet werden.

Der Faktor A in Gl. (D.43) wurde entsprechend den Versuchen angepasst. Bei $A = 15000$ ergibt sich eine sehr gute Annäherung an die Versuchsergebnissen bis zu einer Fugenöffnung von ca. $s_u = 2.5$ mm. Anschließend wird die Kraftänderung etwas unterschätzt.

Die weitere Berechnung erfolgt analog zum Kap. 5.1.2, wobei anstelle der Gleichung (5.23) die Gl. (D.43) eingesetzt wird.

Bereich (3), $\vartheta_2 < \vartheta < \vartheta_{el}$:

Mit den Glg. (D.43), (5.22) und (5.27) ergibt sich:

$$\begin{aligned} \Delta L_S &= \cos \frac{\vartheta}{2} \cdot \left[L_C + \vartheta \left(\frac{h_{eff}}{2} - x - \Delta z_b \right) \right] - L_C \\ \frac{\Delta F_S^2}{A^2} &= \cos \frac{\vartheta}{2} \cdot \left[L_C + \vartheta \cdot \frac{h_{eff}}{2} - \frac{2 \cdot k_\varepsilon \cdot (F_{S,VS} + \Delta F_S)}{E_c \cdot b_n} - \frac{(F_{S,VS} + \Delta F_S) \cdot \vartheta^2 \cdot L_A^3}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right] - L_C \end{aligned} \quad (\text{D.44})$$

Die quadratische Gleichung wird nach ΔF_S aufgelöst:

$$\begin{aligned} \frac{\Delta F_S}{A} &= \frac{1}{2} \cdot A^2 \\ &\cdot \left[- \frac{2 \cdot k_\varepsilon \cdot \cos \frac{\vartheta}{2}}{E_c \cdot b_n} - \frac{\vartheta^2 \cdot L_A^3 \cdot \cos \frac{\vartheta}{2}}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right. \\ &\left. + \sqrt{\left(\frac{2 \cdot k_\varepsilon \cdot \cos \frac{\vartheta}{2}}{E_c \cdot b_n} + \frac{\vartheta^2 \cdot L_A^3 \cdot \cos \frac{\vartheta}{2}}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right)^2 - \frac{4}{A^2} \cdot \left(L_C + \cos \frac{\vartheta}{2} \cdot \left(\frac{2 \cdot k_\varepsilon \cdot F_{S,VS}}{E_c \cdot b_n} - L_C - \vartheta \cdot \frac{h_{eff}}{2} + \frac{\vartheta^2 \cdot L_A^3 \cdot F_{S,VS}}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right) \right)} \right] \end{aligned} \quad (\text{D.45})$$

Zur besseren Darstellung wird $2 \cdot k_\varepsilon / E_c \cdot b_n = P$ und $\vartheta^2 \cdot L_A^3 / 6 \cdot E_A \cdot I_A = R$ gesetzt. Damit erhält man:

$$\Delta F_S = \frac{A^2}{2} \cdot \left[-\cos \frac{\vartheta}{2} \cdot (P + R) + \sqrt{\left(\cos \frac{\vartheta}{2} \cdot (P + R) \right)^2 - \frac{4}{A^2} \cdot \left(L_C + \cos \frac{\vartheta}{2} \cdot \left(F_{S,VS} \cdot P + F_{S,VS} \cdot R - \vartheta \cdot \frac{h_{eff}}{2} - L_C \right) \right)} \right] \quad (D.46)$$

Bereich (4), $\vartheta > \vartheta_{el}$:

Für den Bereich 4 muss die Druckzonenhöhe gemäß Gl. (5.34) verwendet werden. Das führt zu folgender Grundgleichung:

$$\frac{\Delta F_S^2}{A^2} = \cos \frac{\vartheta}{2} \cdot \left[L_C + \vartheta \cdot \frac{h_{eff}}{2} - \frac{2 \cdot (F_{S,VS} + \Delta F_S)}{f_c \cdot b_n \cdot \left(2 - \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} \right)} - \frac{(F_{S,VS} + \Delta F_S) \cdot \vartheta^2 \cdot L_A^3}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right] - L_C \quad (D.47)$$

Die Auflösung nach ΔF_S gibt:

$$\Delta F_S = \frac{1}{2} \cdot A^2 \cdot \left[\frac{2 \cdot \vartheta \cdot \cos \frac{\vartheta}{2}}{f_c \cdot b_n \cdot \left(2 - \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} \right)} - \frac{\vartheta^2 \cdot L_A^3 \cdot \cos \frac{\vartheta}{2}}{6 \cdot E_A \cdot I_A} + \sqrt{\left(\frac{2 \cdot \vartheta \cdot \cos \frac{\vartheta}{2}}{f_c \cdot b_n \cdot \left(2 - \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} \right)} + \frac{\vartheta^2 \cdot L_A^3 \cdot \cos \frac{\vartheta}{2}}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right)^2 - \frac{4}{A^2} \cdot \left(L_C + \cos \frac{\vartheta}{2} \cdot \left(\frac{2 \cdot \vartheta \cdot F_{S,VS}}{f_c \cdot b_n \cdot \left(2 - \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} \right)} - L_C - \vartheta \cdot \frac{h_{eff}}{2} + \frac{\vartheta^2 \cdot L_A^3 \cdot F_{S,VS}}{6 \cdot E_A \cdot I_A} \right) \right)} \right] \quad (D.48)$$

Mit $2 \cdot \vartheta / f_c \cdot b_n \cdot \left(2 - \frac{f_c \cdot k_\varepsilon}{\vartheta \cdot E_c} \right) = T$ und $\vartheta^2 \cdot L_A^3 / 6 \cdot E_A \cdot I_A = R$ erhält man:

$$\Delta F_S = \frac{A^2}{2} \cdot \left[-\cos \frac{\vartheta}{2} \cdot (T + R) + \sqrt{\left(\cos \frac{\vartheta}{2} \cdot (T + R) \right)^2 - \frac{4}{A^2} \cdot \left(L_C + \cos \frac{\vartheta}{2} \cdot \left(F_{S,VS} \cdot T + F_{S,VS} \cdot R - \vartheta \cdot \frac{h_{eff}}{2} - L_C \right) \right)} \right] \quad (D.49)$$

Mit den so berechneten Kraftänderungen kann nach Gl. (5.9) das reaktive Moment für die Bereiche (3) und (4) berechnet werden. Der Randabstand der Druckkraft x_{e1} für den jeweiligen Bereich wird wie in Kap. 5.1.2 berechnet.

D.4 Änderung des E- Moduls

Die Variation des UHPC – E-Moduls basiert auf der Beobachtung des weicheren UHPC-Verhaltens im unmittelbaren Fugenbereich (Abbildung 5.11). Wie im Folgenden gezeigt wird, stimmt die berechnete Momenten – Fugenöffnungskurve deutlich besser mit den Versuchsergebnissen überein, wenn der E-Modul signifikant reduziert wird. Dies lässt sich Grundsätzlich bei allen Modellvarianten anwenden, wird hier aber nur für das Basismodell nach Kapitel 5.1.2 gezeigt.

Entsprechend den Ergebnissen der Biegeversuche wurde der E-Modul um einen Faktor k_E abgemindert:

$$E_{c,eff} = k_E \cdot E_c = 0,65 \cdot 50400 = 32760N/mm^2 \quad (D.50)$$

Anhang E Überprüfung der M-N Bruchkurve mittels Finiten Elementen

Um die Gültigkeit des in Kap. 5.2.2 abgeleiteten Berechnungsmodells bei Interaktion von Moment und Normalkraft zu überprüfen, wurden stichprobenartige FE – Berechnungen bei unterschiedlichen M-N Kombinationen durchgeführt. Um den Unterschied zwischen einem im Verbund liegenden Zugglied und der sich öffnenden Trockenfuge aufzuzeigen, wird darüber hinaus die Bruchkurve mit der im Stahlbetonbau üblichen Methode, der Variation von Grenzdehnungsebenen und der Ermittlung des reaktiven Moments, dargestellt.

Das FE-Modell entspricht im Wesentlichen dem bereits im Anhang C beschriebenen, mit folgenden Unterschieden:

- Linear-elastisches Material im Fugenbereich bis zu einer Festigkeit von $f_c = 160 \text{ N/mm}^2$. Danach nahezu senkrechter Abfall der Arbeitslinie.
- Schrittweise Verfeinerung des Netzes im Fugenbereich bei höheren Zugkräften (bis zu Elementgrößen von $\sim 0,18 \text{ mm}$ und quadratischer Ansatzfunktion. Dieses feine Netz ist notwendig, um auch bei sehr kleinen Druckzonenhöhen das Verhalten noch richtig abbilden zu können.
- Belastung durch exzentrisch angreifende Normalkräfte um die entsprechenden M-N Kombinationen zu erhalten.

Der Vergleich zwischen FE-Rechnung und Handrechenmodell wurde auch für verschiedene Verbindersteifigkeiten durchgeführt. Dementsprechend wurde auch der E-Modul des Spanschlusses im FE-Modell angepasst.

In den Versuchen gemessene Verbindersteifigkeit $D_{\text{Versuch}} = 7801 \text{ N/mm}$

Der E-Modul des Spanschlusses wurde wie bei den Berechnungen in Kap. 5.1.3 auf $E_{s,\text{eff}} = 5238 \text{ N/mm}^2$ abgemindert.

In Abbildung E.1 ist die mit den verschiedenen Methoden ermittelte Bruchkurve im Bereich von Zugnormalkräften und kleinen Druckkräften dargestellt. Die blaue Linie wurde durch Variation der Grenzdehnungsebenen bestimmt. Für das Zugglied wurde der gleiche E-Modul wie im FE Modell angesetzt. Die Grenzdehnung für das Zugglied entspricht der Fließdehnung (dh. es wird kein Fließen berücksichtigt), auf der Druckseite wird die zur Druckfestigkeit gehörende elastische Dehnung angesetzt. Die Kurve zeigt das für einen Stahlbetonbauteil erwartete Verhalten: Im Bereich großer Zugkräfte ist das Versagen durch das Erreichen der Grenzdehnung im Zugglied (Zugversagen) gekennzeichnet. Im übrigen Bereich ist Druckversagen (Erreichen von f_c bzw. der entsprechenden Grenzdehnung) maßgebend. Der Punkt wo die Grenzdehnung sowohl am Druckrand als auch im Zugglied erreicht wird, ist im Diagramm gekennzeichnet. Aufgrund des sehr weichen Zugglieds, tritt Zugversagen erst bei hohen Zugkräften und geringen Momenten auf.

Diese Methode gilt allerdings nur für im Verbund liegende Zugglieder. Daher wurde für die Berechnung der Fugentragfähigkeit nicht die Dehnung sondern die Rotation der Fügeiteile zueinander herangezogen (vgl. Kap. 5.1.2). Wie bereits in Kap. 5.2.2 erläutert, berücksichtigt das abgeleitete Berechnungsmodell allerdings nur ein Versagen auf Druck und kein Versagen des Zugglieds. Die FE – Berechnung zeigt aber, dass bei dem gegebenen, weichen Verbinder, bis zu einem verschwindend kleinen Moment tatsächlich nur Druckversagen auftritt. Die Bruchkurve des Berechnungsmodells

(Abbildung E.1, schwarze Linie) und die FE – Ergebnisse (rot markiert) stimmen nahezu exakt überein.

Dies kann damit erklärt werden, dass die Kraft im Verbinder aufgrund der geringen Dehnsteifigkeit nur sehr gering zunimmt. Damit die Bruchdehnung im Verbinder erreicht wird, müsste sich die Fuge sehr weit öffnen und die Druckzonenhöhe x wird verschwindend klein. Bei diesen sehr kleinen Druckzonenhöhen wird allerdings auch bei sehr geringen Momenten (und geringer reaktiver Druckkraft) noch vor der Zuggrenzdehnung die Druckfestigkeit erreicht.

Um diese geringen Druckzonenhöhen mit der Finiten Elemente Methode auch exakt abbilden zu können, ist die einleitend erwähnte, sehr feine Netzteilung im Bereich der Druckzone notwendig.

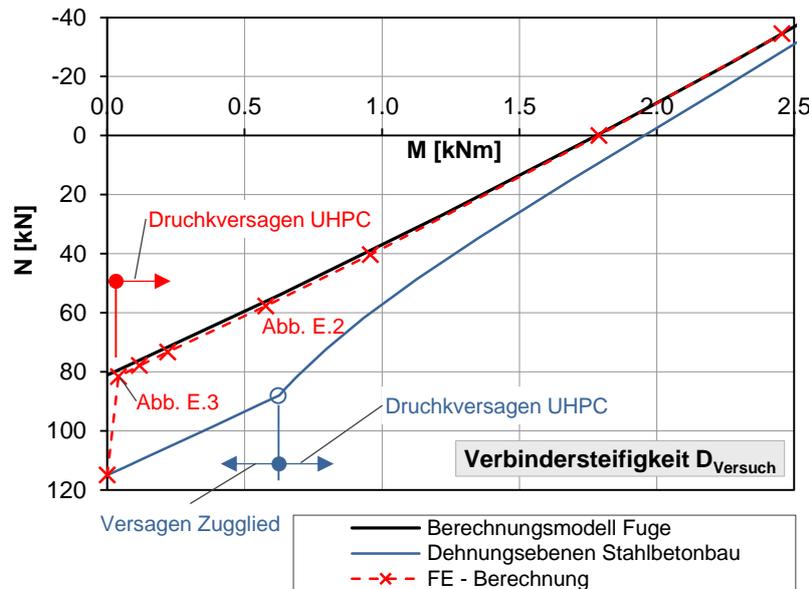


Abbildung E.1 Vergleich der M-N Bruchkurven im Bereich Zug und Biegung: Berechnungsmodell, FE-Berechnung und Grenzdehnungszustände analog dem Stahlbetonbau (Steifigkeit D_{Versuch})

Exemplarisch sind für zwei M-N Kombinationen Ergebnisse aus der FE – Berechnung dargestellt: Abbildung E.2 und Abbildung E.3 zeigen die Längsspannungen in der Druckzone zum Versagenszeitpunkt. Bereits bei einer Lastexzentrizität von $e = 10 \text{ mm}$ (Abbildung E.2) reduziert sich die Druckzone auf $x \sim 1,55 \text{ mm}$. Aber selbst bei vorwiegender Zugbeanspruchung und verschwindend kleinem Moment (Abbildung E.3, Lastexzentrizität $e = 0,5 \text{ mm}$) versagt die Fuge noch in der Druckzone. Die Druckzonenhöhe beträgt nur mehr $x \sim 0,17 \text{ mm}$.

Zusätzlich ist in den Abbildungen auch der Dehnungsverlauf am Druckrand abgebildet. Die Lokalisierung der Dehnungen mit kleiner werdender Druckzone lässt sich sehr gut ablesen.

In Tabelle E.1 sind die Ergebnisse der untersuchten M-N Kombinationen zusammengefasst. Neben Lastexzentrizität, Moment und Normalkraft sind auch die Spannschlusskraft und die Spannung am Druckrand zum Versagenszeitpunkt angegeben. Druckversagen tritt bei einer Spannung von $\sigma_c = -160 \text{ N/mm}^2$ auf, Zugversagen bei einer Spannschlusskraft von $F_S = 115 \text{ kN}$.

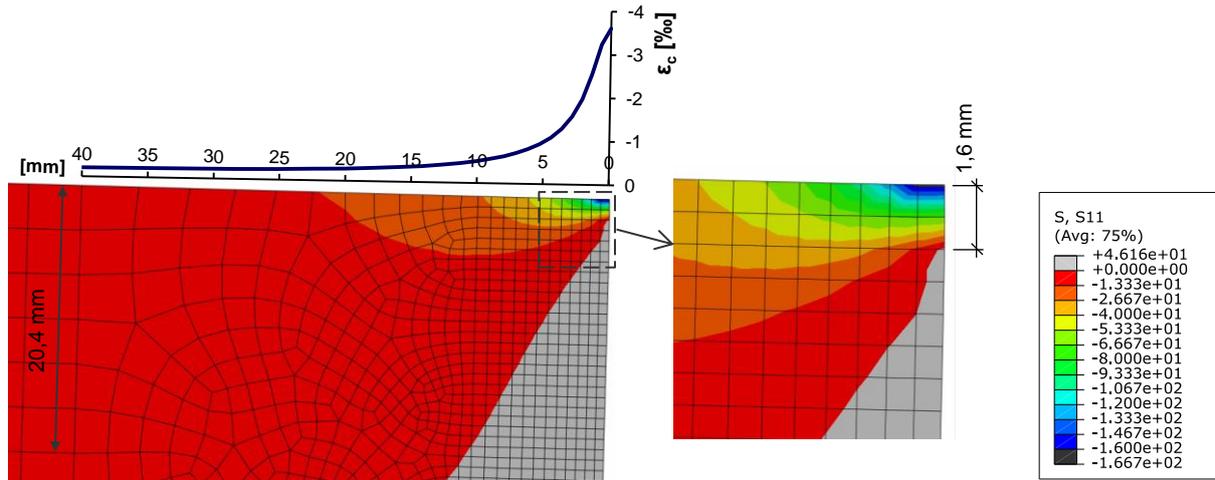


Abbildung E.2 $M=0,58 \text{ kNm} / N=57,7 \text{ kN}$: Spannungen in der Druckzone und Dehnungen am Druckrand

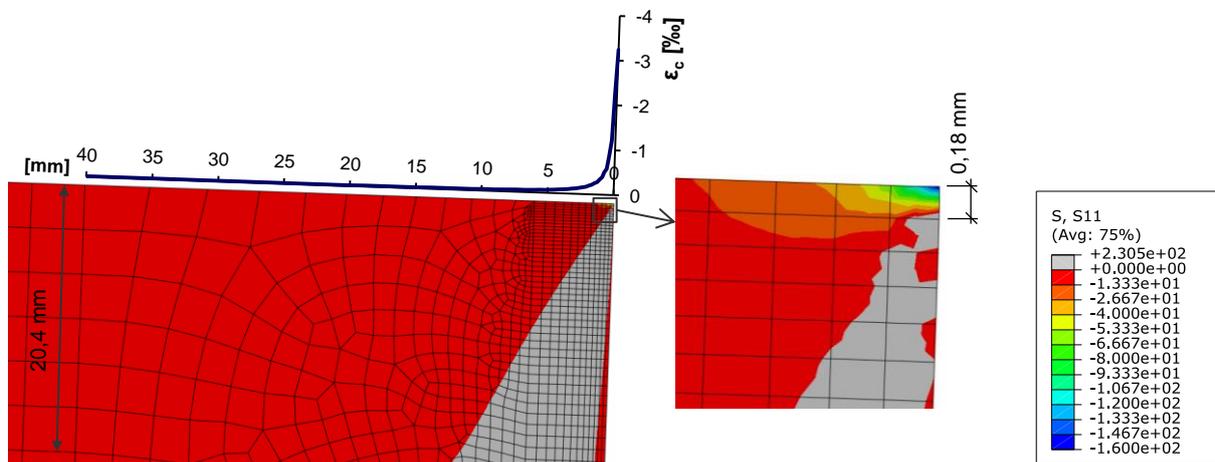


Abbildung E.3 $M=0,04 \text{ kNm} / N=81,6 \text{ kN}$: Spannungen in der Druckzone und Dehnungen am Druckrand

Tabelle E.1 Ergebnisse der FE – Berechnung bei unterschiedlichen Lastexzentrizitäten (Steifigkeit D_{Versuch})

Bezeichnung	e [mm]	M [kNm]	N [kN]	F_s [kN]	σ_c [N/mm ²]
Grenzpunkt		0	115.0	115.0	0.0
T4_2D_nach_XXXf_q_MN_exz0_5	0.5	0.041	81.6	83.4	-159.0
T4_2D_nach_XXfein_MN_exz1_5	1.5	0.117	77.9	82.9	-161.6
T4_2D_nach_xfein_MN_exz3	3.0	0.220	73.3	82.6	-159.4
T4_2D_nachNeu_B3_MN_exz10_gLin	10.0	0.577	57.7	82.5	-165.0
T4_2D_nachNeu_B3_MN_exzR_gLin	23.8	0.958	40.3	82.1	-158.1
T4_2D_nachNeu_B3_MN_nurM_gLin	-	1.790	0.0	81.5	-161.6
T4_2D_nachNeu_B3_MN_Nc_ou2	71.3	2.456	-34.5	81.3	-163.9

Theoretische Verbindersteifigkeit $D_{\text{theoretisch}} = 174674 \text{ N/mm}$

Die theoretische Verbindersteifigkeit ergibt sich durch Berücksichtigung eines E-Moduls von $E_s = 200000 \text{ N/mm}^2$.

In Abbildung E.4 sind wieder die Bruchkurven des Handrechenmodells, der FE-Rechnung und bei Berechnung über Grenzdehnungszustände dargestellt. Zusätzlich ist zum Vergleich auch die Modellkurve mit abgeminderter Verbindersteifigkeit abgebildet. Durch die hohe Steifigkeit des Verbinders unterscheidet sich die Bruchkurve aus der FE – Berechnung kaum zur Grenzkurve eines im Verbund liegenden Zugglieds. Allerdings unterscheiden sich die Versagensmechanismen. In der FE – Berechnung versagt die Fuge bis zu einer Zugnormalkraft von ~80 kN auf Druck, erst bei höheren Zugkräften versagt der Verbinder auf Zug. Die Bruchkurve eines im Verbund liegenden Zuggliedes (blaue Linie) wird hingegen im gesamten Zugnormalkraftbereich und bis zu einer Druckkraft von ~ -180 kN durch Zugversagen charakterisiert.

Wie bereits erwähnt, wird im eigenen Berechnungsmodell (schwarze Linie) nur Druckversagen berücksichtigt. Dadurch wird die Tragfähigkeit auch geringfügig unterschätzt. Man liegt damit jedoch auf der sicheren Seite. Darüber hinaus ist, wie auch die Versuche gezeigt haben (Kap. 4.3.5 und 4.3.6), eine derart hohe Verbindersteifigkeit in einer praktischen Anwendung eher unwahrscheinlich.

In Tabelle E.2 sind wieder die Ergebnisse der untersuchten M-N Kombinationen zusammengefasst.

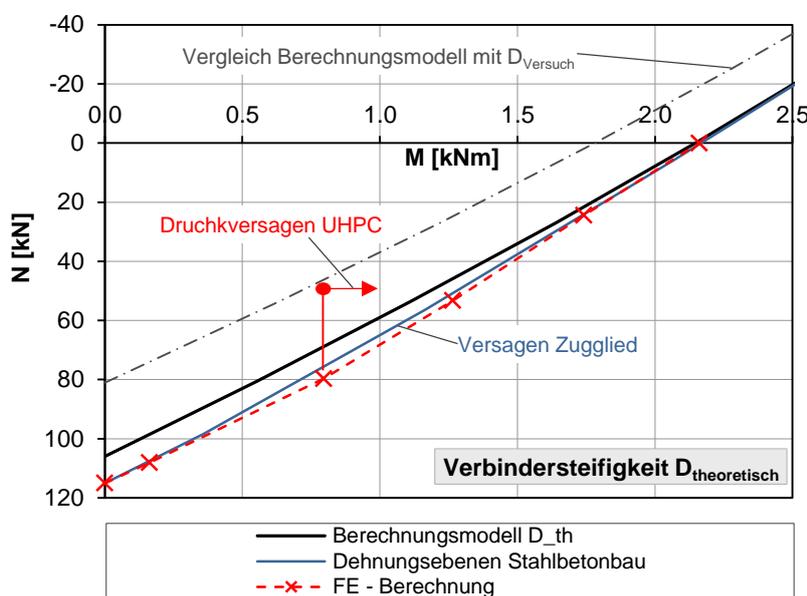


Abbildung E.4 Vergleich der M-N Bruchkurven im Bereich Zug und Biegung: Berechnungsmodell, FE-Berechnung und Grenzdehnungszustände analog dem Stahlbetonbau (Steifigkeit $D_{theoretisch}$)

Tabelle E.2 Ergebnisse der FE – Berechnung bei unterschiedlichen Lastexzentrizitäten (Steifigkeit $D_{theoretisch}$)

Bezeichnung	e [mm]	M [kNm]	N [kN]	F _s [kN]	σ _c [N/mm ²]
Grenzpunkt		0	115.0	115.0	0.0
T4_2D_nach_MN_exz1_5_steif	1.5	0.162	108.1	115.0	-128.1
T4_2D_nach_MN_exz10_steif	10.0	0.796	79.6	114.3	-161.6
T4_2D_nach_MN_exzR_steif	23.8	1.265	53.3	109.4	-163.2
T4_2D_nach_MN_ntu2_steif	71.3	1.741	24.4	103.7	-159.5
T4_2D_nach_MN_nurM_steif	-	2.161	0.0	100.3	-162.9

Anhang F Praktische Anwendung des Verbindungstyp 4 – Mock-up aus neun Fertigteilen

Wie in Kapitel 1 erwähnt, wurde zum Abschluss des Forschungsprojekts „UHPC – Schalen“ ein Mock-up aus neun Fertigteilen hergestellt. Damit sollten die unterschiedlichen Einzelergebnisse der verschiedenen Arbeitspakete zusammengeführt und der durchgängige Herstellungsprozess demonstriert werden. An dieser Stelle sind zwei für Fügetechnik relevante Themen dokumentiert: Das Montagekonzept der Aussparungen und der Verbundanker an den Schalungen, sowie die Montage und Verbindung der Fertigteilelemente. Das generelle Schalungskonzept und der Fertigungsprozess sind Teil anderer Arbeiten, daher wird hier nicht näher darauf eingegangen. Entsprechende Beschreibungen finden sich z.B. in [Peters et al. 2016].

F.1 Montagekonzept der Anker und Aussparungskörper

Die Montage der Aussparungskörper unterscheidet sich einerseits durch das Schalungsmaterial von den Kleinversuchen des Verbindungstyps 4 (gebundener Formsand anstelle von Mehrschichtplatten). Vor allem aber die Anforderung an eine einseitig geschlossene Betonoberfläche des Mock-ups machte eine Modifizierung der Aussparungskörper und ein mit der Herstellungsmethode abgestimmtes Montagekonzept notwendig. In Abbildung F.1 ist die Geometrie der neuen Aussparungskörper dargestellt.

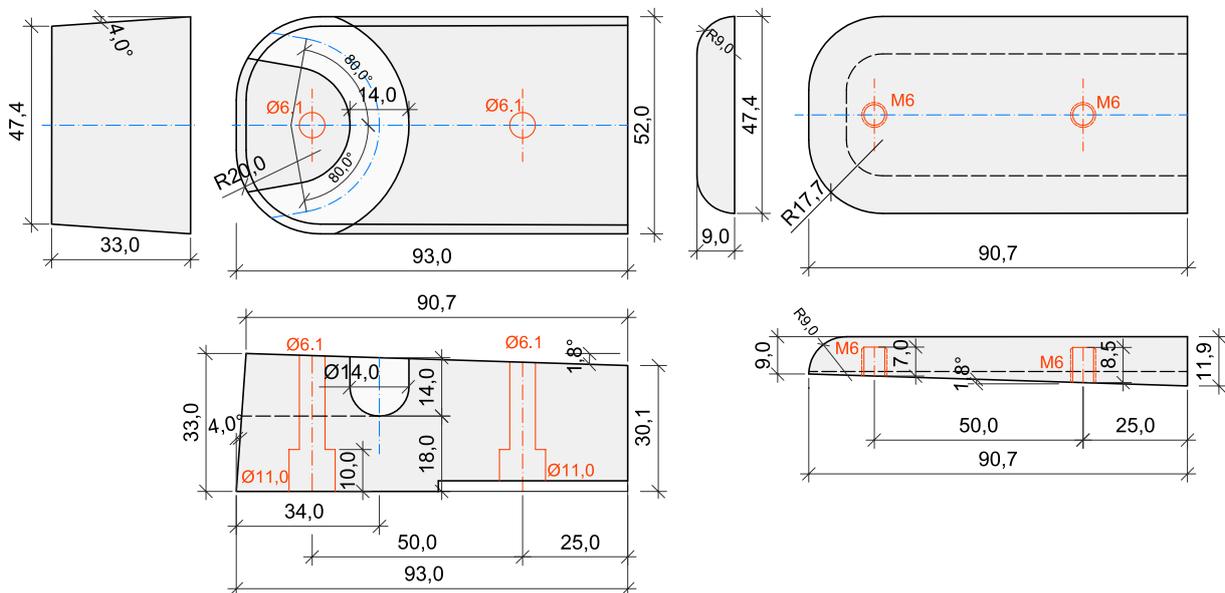


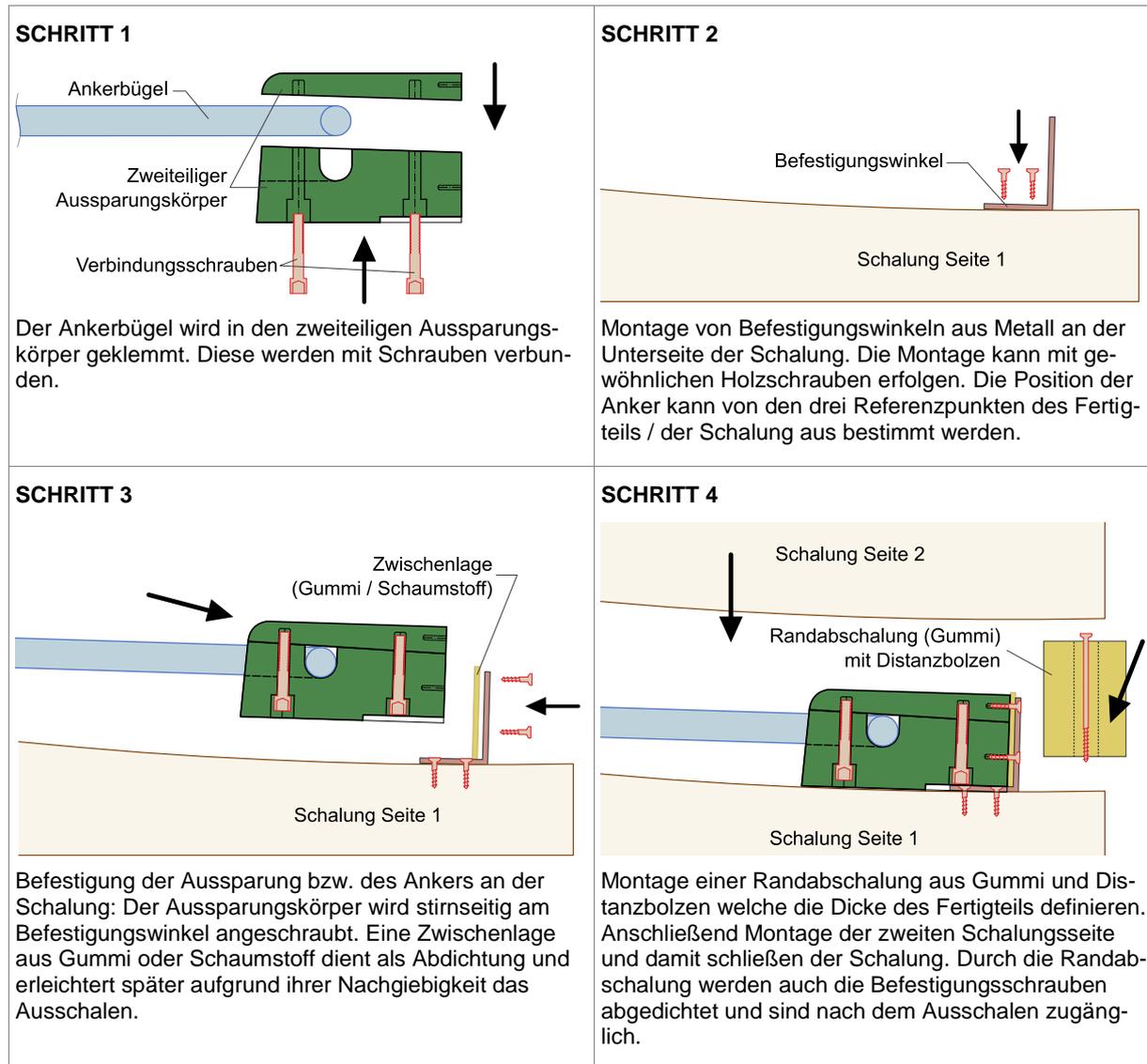
Abbildung F.1 Weiterentwickelter Aussparungskörper für einseitig geschlossene Oberfläche: Unterteil mit Ausnehmung für den Verbundanker (links) und Oberteil (rechts)

Die in den Kleinversuchen (Kap. 4.3.5.2) verwendeten, zweiteiligen Aussparungskörper konnten beim Ausschalen auf die jeweilige Schalenseite hin entfernt werden. Ist nun eine Seite mit Beton überdeckt, kann nur mehr ein Teil der Aussparung zur Oberfläche entfernt werden (im Folgenden als Unterteil bezeichnet). Der Oberteil bleibt zwischen Ankerbügel und Betonüberdeckung eingeklemmt. Der Aussparungskörper wurde nun dahingehend modifiziert, dass die „Rinne“, in die der Ankerbügel eingelegt wird, komplett im Unterteil liegt. Der einfach gestaltete Oberteil, mit dem der Anker geklemmt wird,

liegt damit vollständig oberhalb des Ankerbügels. Damit kann dieser nach der Betonhärtung über die Stirnseite des Fertigteils (Fugenseite) entfernt werden.

Die Tiefe der Aussparung ergibt sich aus dem Platzbedarf für das zum Anspannen der Verbindung notwendige Werkzeug. Bei der gewählten Tiefe von 42 mm bleiben bei einer Bauteildicke von 50 mm noch 8 mm Betonüberdeckung.

Im Folgenden ist der Montage- und der Ausschalvorgang schematisch dargestellt und beschrieben (Abbildung F.2). Abbildung F.3 bis Abbildung F.14 zeigen exemplarisch einzelne Schritte bei der Herstellung der Mock-up Elemente.



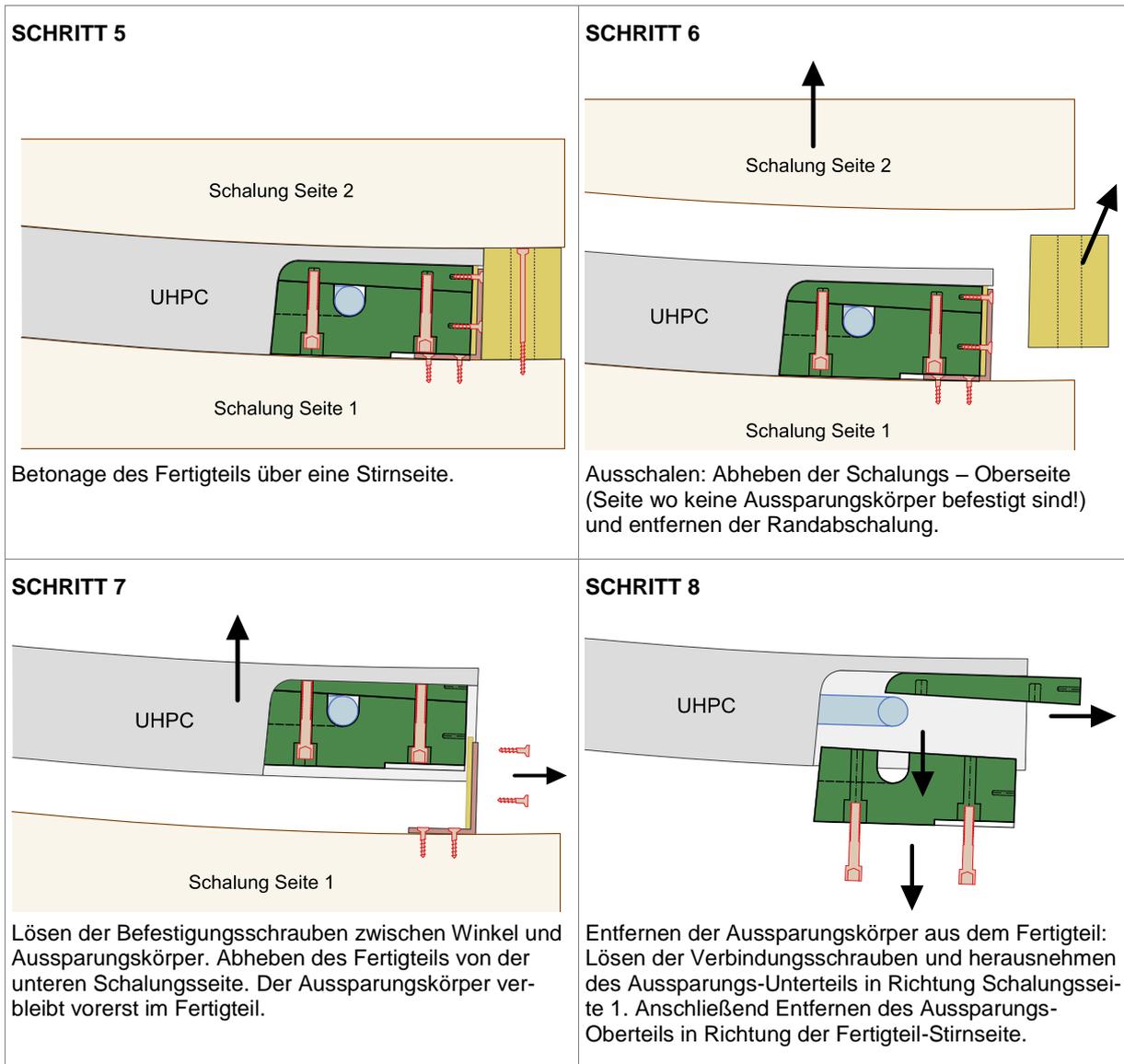


Abbildung F.2 Schematische Vorgangsweise der Montage und des Ausschalvorgangs des Aussparungskörpers und des Ankers



Abbildung F.3 Zweiteiliger Aussparungskörper zur Befestigung des Verbundankers an der Schalung

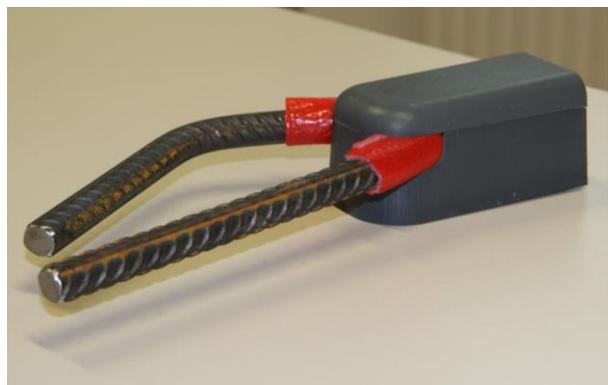


Abbildung F.4 Zusammengesetzter Aussparungskörper mit fixiertem Ankerbügel



Abbildung F.5 Auf der Formsandschalung montierte Befestigungswinkel. Die Positionen wurden von den drei Referenzpunkten aus gemessen (einer davon ist links oben im Bild sichtbar)



Abbildung F.6 Schalungs-Unterseite mit Aussparungskörpern und Ankerbügeln sowie der Randabschalung aus Gummi



Abbildung F.7 Aussparungskörper bei geschlossener Schalung. Draufsicht auf die Einfüllseite



Abbildung F.8 Betonage eines Elements. Einfüllseite mit Aussparungskörper



Abbildung F.9 Ausgehärtetes Fertigteil nach Abnahme der Schalungs-Oberseite und der Randabschalung. Die Aussparungskörper sind noch mit den Befestigungswinkeln verschraubt.



Abbildung F.10 Abheben des Fertigteils von der Schalungs-Unterseite nach der Entfernung der Befestigungsschrauben.



Abbildung F.11 Ausschaltetes Fertigteil, noch mit Aussparungskörpern.



Abbildung F.12 Lösen der Verbindungsschrauben Aussparungskörper Unterteil – Ober- teil und entfernen des Unterteils.



Abbildung F.13 Entfernung des Aussparungskörper- Oberteils in Richtung der Fuge



Abbildung F.14 Aussparung im UHPC-Schalenelement mit noch ungeschliffener Fuge

F.2 Montage des Mock-ups

Das Mock-up besteht aus 3 x 3 Fertigteilen mit einer Größe von jeweils ca. 80 x 80 cm. Damit ergibt sich eine Gesamtgröße von ~ 2,4 x 2,4 m bei einer Schalendicke von 5 cm. Die verhältnismäßig kleinen Abmessungen der Einzelteile wurden gewählt, damit eine praktikable Handhabung im Labor sichergestellt ist. Für eine spätere Anwendung ist angedacht, Fertigteile mindestens in der Größe des Mock-ups herzustellen. Die Geometrie des Mock-ups entstammt dem prototypischen Entwurf des „Wellendachs“ (vgl. Kap. 1.2).

Für den Zusammenbau der einzelnen Fertigteile wurde eine sehr einfache Vorgangsweise gewählt, welche sich als sehr praktikabel erwies. Die einzelnen Elemente wurden stehend übereinander montiert. Da sich die Fertigteile an den geschliffenen Fugen automatisch einrichten, gestaltet sich die Positionierung der Teile zueinander sehr einfach. In Dickenrichtung wurden die Fertigteile an der Schalenunterseite (Seite mit den Verbindungselementen) ausgerichtet. Dazu wurden die Platten mittels Beilagen aus Sperrholz und Schraubzwingen fixiert. Die Ausrichtung parallel zur Fuge erfolgte von Hand entlang den Mock-up Rändern bzw. an den Rändern der angrenzenden Elemente. Die Manipulation der Einzelteile erfolgt mittels Kran und einem Scherengreifer. Dadurch sind die Fertigteile beim Einheben auch ausreichend beweglich, um vor dem Verbinden in die exakte Position gebracht werden zu können. Der stehende Zusammenbau war auch für das Einlegen und das Vorspannen der Spannschlösser ideal, da die Ankerbügel sehr gut zugänglich waren. Nach dem Einlegen der Spannschlösser wurde

das jeweilige Fertigteil vorerst nur durch leichtes Anziehen fixiert. Nach dem endgültigen Einrichten des Elements wurden die Spannschlösser schrittweise vorgespannt.

Im Detail wurde wie folgt vorgegangen:

- Aufstellen und Fixierung des ersten Fertigteils
- Nacheinander Einheben und Verbinden der beiden Elemente der untersten Reihe. Neben der Position in Dickenrichtung musste hier die Anschlussfuge zu den weiteren Elementen (obere horizontale Fuge) besonders exakt eingerichtet werden.
- Bei den beiden oberen Reihen wurde immer mit dem mittleren der drei Elemente begonnen. Dieses wurde direkt auf das untere Element aufgesetzt, exakt positioniert und mit den Spannschlössern fixiert (noch keine vollständige Vorspannung). Danach wurden die beiden äußeren Elemente eingehoben und ebenso fixiert. Anschließend wurden die Spannschlösser abwechselnd vorgespannt.
- Da der Beton einzelner Elemente zum Zeitpunkt des Zusammenbaus noch sehr jung war, wurden die Spannschlösser vorerst nur auf einen Teil der geplanten Vorspannkraft angespannt. Nach der ausreichenden Aushärtezeit wurden die Verbinder schließlich nachgespannt. Die Vorspannkraft betrug dabei ca. 65 kN.

Die folgenden Bilder (Abbildung F.15 bis Abbildung F.28) zeigen auszugswweise den Zusammenbau des Mock-ups. Die oben angeführten Arbeitsschritte von Einheben bis zum Verschrauben eines Elements sind im Besonderen in Abbildung F.19 bis Abbildung F.24 zu erkennen.



Abbildung F.15 Einzelne Fertigteile vor der Montage; An der Platte im Vordergrund werden die weiteren Elemente angefügt



Abbildung F.16 Einheben des zweiten Elements mittels Kran



Abbildung F.17 Die ersten zusammengefügte Teile



Abbildung F.18 Drei Fertigteile der untersten Reihe



Abbildung F.19 Einheben eines Elementes



Abbildung F.20 Aufsetzen und Positionieren auf den zusammengebauten Elementen



Abbildung F.21 Einrichten in Dickenrichtung mit Schraubzwinde und Holzbeilage



Abbildung F.22 Einrichten der Position in Fugenlängsrichtung



Abbildung F.23 Einlegen des Spannschlusses



Abbildung F.24 Anspannen der Verbindung



Abbildung F.25 Einheben des letzten Elements



Abbildung F.26 Fertiges Mock-up; Seitenansicht bzw. Oberseite



Abbildung F.27 Fertiges Mock-up; Stehend nach dem Zusammenbau (Unterseite)



Abbildung F.28 Fertiges Mock-up; An vier Punkten aufgehängt (Oberseite)
(Foto: ©R. Schmid / ITE TU Graz)