

# **Die Wirkungsweise von Glas-UHPC- Verbindungen – Theorie, Experiment, Bemessung**

Dissertation zur Erlangung des Doktorgrades der technischen Wissenschaften

an der

**Fakultät für Bauingenieurwesen  
Technische Universität Graz**

**2016**

**mgr inż. Dorota Płóciennik**

Begutachter:

**Em.Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Lutz Sparowitz  
Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Nguyen Viet Tue**

## **Vorwort**

Nachdem ich mich mit der Dissertation von Bernhard Freytag "Die Glas-Beton-Verbundbauweise" auseinandergesetzt habe, gewann ich einen Einblick in die Problematik und die Eigenarten der Glas-Beton-Verbundbauweise.

Die Verbindung zwischen Glas und Beton ist ein noch nicht ausreichend untersuchtes Gebiet und ist als das schwächste Glied im Glas-Beton-Verbundbauteil zu betrachten.

Ich habe mich entschieden, meine Untersuchungen auf diesem Gebiet durchzuführen, um in nächster Zukunft die Einführung dieser innovativen Bauweise in die Baupraxis zu ermöglichen. Aufgabe ist es, dass die Glas-Beton-Verbindung die Forderungen der Tragfähigkeit erfüllt. Die Durchführung der experimentellen Untersuchungen und der EDV-Analysen, sowie die Auswertung der Ergebnisse sollen im Hinblick auf die Bemessungsverfahren beurteilt werden.

Die vorliegende Dissertation entstand im Rahmen meines Doktoratsstudiums und diverser Forschungsarbeiten am Institut für Betonbau an der TU Graz. Ich danke allen herzlich, die es ermöglicht haben, diese Arbeit zu verfassen.

Besonders möchte ich mich bei meinen Betreuern bedanken, die mir sehr viel Geduld schenkten und mit wertvollen Ratschlägen für das Gelingen dieser Arbeit beitrugen.

Meinem Doktorvater Herrn Em.Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Lutz Sparowitz schulde ich für seine Anregungen und Unterstützung meiner wissenschaftlichen Arbeit einen herzlichen Dank. Ohne seinen wertvollen akademischen Rat wäre diese Arbeit nicht entstanden.

Meinem zweiten Begutachter Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Nguyen Viet Tue, gilt ein besonderer Dank für die fachliche Betreuung, das mir entgegengebrachte Vertrauen und den Freiraum, ohne den diese Arbeit nicht möglich gewesen wäre.

Auch Herrn Dipl.-Ing. Dr. techn. Univ.-Doz. Bernhard Freytag, der mir jederzeit für konstruktive Gespräche zur Verfügung stand, bin ich zu Dank verpflichtet. Mit kreativen Ideen und kritischem Geist hat er diese Arbeit gefördert.

Allen Kollegen und Mitarbeitern des Labors für konstruktiven Ingenieurbau der TU Graz sei für ihren Einsatz und ihre Unterstützung gedankt.

Ebenso geht mein Dank an meine Kolleginnen und Kollegen des Instituts für Betonbau und jenes für Stahlbau, die mich in den vergangenen Jahren mit bereichernden Tipps und Diskussionsbeiträgen wiederholt in neue fruchtbare thematische Bahnen gelenkt haben.

Besonders wertvoll war für mich auch, dass es ehrliche und offene Kritik gab, die mich immer wenn nötig, geerdet hat. Für diese Ehrlichkeit und Kollegialität bin ich sehr dankbar.

Es gibt noch viele Personen, die sich für meinen wissenschaftlichen Zugang in verschiedenster Form eingesetzt und den Fortschritt der vorliegenden Arbeit gefördert haben. Auch denen bin ich zu großem Dank verpflichtet.

Darüber hinaus gilt mein Dank meinen Eltern und allen mir nahestehenden Menschen, die mich nicht nur tatkräftig unterstützt haben, sondern mich stets aufbauten und für die erforderliche Abwechslung sorgten. Ich danke, dass sie nicht nur meine Zeiten der Strapazen toleriert, sondern mich auch immer wieder motiviert haben.

Graz, im Dezember 2016

Dorota Płóciennik

## **Kurzfassung**

Der Glasbau ist ein Teilgebiet des Bauwesens. Die heutige Architektur verwendet Glas meist in Mischbauweise. Durchdachte und innovative Verbundkonstruktionen können mittlerweile wichtige bauliche Aufgaben erfüllen. Die Glas-Verbundbauweise eröffnet neue Möglichkeiten für den architektonischen Entwurf von transparenten Tragwerken.

Bisher wurden Glaselemente oder Vollverglasungen in Konstruktionen mittels Punktstützungen (mit mechanischen Verbindungsmitteln wie z. B. Schrauben, Bolzen, Dübel) eingeführt. Das spröde Glas ist sehr empfindlich gegen örtliche Spannungskonzentrationen, die sich an Stellen der Kraftübertragung bei solchen Verbindungen aufbauen. Die Klemm- und Klebeverbindungen zeichnen sich dagegen durch hohe Nachgiebigkeit aus, die dem Glas die Möglichkeit gibt, sich der Lastabtragung zu entziehen. In Glas-Beton-Verbundbauweise werden Glasteile mit UHPC direkt verbunden. Dadurch sollte das vollständige Ausnutzen des hohen Potenzials an Schubtragwirkung in Glasscheiben ermöglicht werden.

Die flächenhafte Verbindung von Glas und UHPC entsteht durch Einbetonieren eines rauen Glasrandes. Die Rauheit wird dadurch erreicht, dass auf die Glasoberfläche im Kontaktbereich ein Emaillack gemischt mit einem harten Sand (Basalt, Korund, Quarz, Granat etc.) aufgebracht wird. Beim nachfolgenden Aufwärmprozess zum Vorspannen des Glases formt sich eine Oberfläche, die einem Schmirgelpapier ähnelt.

Während des Herstellungsprozesses eines Verbundes bildet sich zwischen den Einzelteilen ein Bereich aus, dessen Materialverhalten sich vom Nachbarmaterial unterscheidet. Das Ablösen des Verbundes entlang dieser Zwischenschicht ist als Schwachstelle der Struktur anzusehen.

In dieser Arbeit wird eine linienförmige Schubverbindung zwischen Glas und Beton untersucht. Der Schwerpunkt dieser Untersuchungen werden die Wirkungsmechanismen von Glas-UHPC-Verbindungen und die Identifizierung der für die Festigkeit des Verbundes maßgebenden Einflussgrößen sein.

Die Untersuchung wird mittels experimentellen Versuchen (fremde und eigene Versuchsreihen) erfolgen. Die durchgeführten experimentellen Push-out-Versuche werden umfangreich unter Anwendung der Methode der finiten Elemente modelliert und nachgerechnet. Mit Hilfe der inversen Modellierung kann die Schädigung von Glas-Beton-Verbindungen bei definiertem Belastungszustand analysiert und die wichtigsten Parameter der Wirkungsmechanismen im Kontaktbereich bestimmt werden. Ebenso auch die maßgebenden Einflussgrößen von Material und Geometrie.

Die theoretischen Überlegungen, Beobachtungen und Berechnungen sollen die Erarbeitung eines praxisgerechten Modells für die Bemessung sowie Bemessungsverfahrens der Glas-Beton-Verbundfestigkeit unterstützen. Diverse Beiwerte in Bezug auf die Verbundspannungen werden aus der Analyse der unterschiedlichen Abmessungen des Betonquerschnitts, Glasstärken und Breiten der Verbundfläche abgeleitet.

Stichworte: Verbundbauweise, Glas, Ultra-Hochleistungsbeton, Adhäsion, Reibung, Verzahnung, Grenzzone, Schubtragverhalten, Modell, Methode der finiten Elemente, Schädigungsparameter, Bemessung, experimentelle Untersuchungen

## Abstract

Glass construction has become a subarea of the construction engineering. At present, the application of structural glass in architecture is usually in form of hybrid/composite construction. Sophisticated and innovative hybrid constructions can fulfil essential construction requirements in general. The glass-composite construction allows thus new possibilities for the architectural design of modern, transparent structures.

Until now, glazing of glass elements is usually connected to stiff frames by point supports, *i.e.* through mechanical fasteners such as screws, bolts or dowels. In these connection types, high stress concentration often occurs at the load transfer locations, which the brittle glass material is very sensitive of. Due to the high compliance when compared to conventional connecting types, the application of clamping and gluing connections can considerably reduce the stress concentration in glass. In glass-concrete construction, glass elements are embedded directly in UHPC. By this means, high in-plane shear carrying capacity of glass membrane elements can be fully utilized.

The laminar bond between glass and UHPC is established through rough edges of the glass element embedded in concrete. In order to obtain the required roughness, the in concrete embedded glass surface is enamelled prior to casting by a mix containing stiff sand, *e.g.* basalt, corundum/aluminium oxide, quartz or garnet. Through a subsequent heating process, a rough surface very similar to that of abrasive papers is formed.

During the developing process of the bond, a region between individual parts is formed, whose material behaviour differs from that of their neighbour. The interfacial unbonding along this intermediate layer is considered as the weakness of this construction.

This work investigates the linear formed shear connection between glass and concrete. The investigations focus on the action mechanisms in the glass-UHPC connection and the identification of decisive influencing parameters on the strength of the connection.

In the investigation, experiments available in the literature and own tests are analysed. The performed push-out tests are numerically simulated with the finite element method. Through the inverse modeling, the damage of glass-concrete connection at defined load levels, the major parameters of the action mechanisms in the contact zone as well as the main influencing parameters of material and geometry can be analysed and determined.

Theoretical considerations, observations and calculations should provide a basis for the development of a practical-oriented design model for the strength of the glass-concrete connection. Diverse coefficients regarding the bond stresses are derived from the analysis of different dimensions of the concrete cross-section, glass thickness and the width of the bond area.

**Keywords:** composite structures, glass, ultra high performance concrete, adhesion, friction, aggregate interlock, boundary zone, shear behaviour delamination, model, finite element method, parameter of damage, dimensioning and structural design, experimental analysis

# Inhaltsverzeichnis

<b>1. Problemstellung und Zielsetzung</b>	<b>1</b>
<b>1.1 Einleitung</b> .....	<b>1</b>
1.1.1 Glas am Bauwerk.....	1
1.1.2 Eigenheiten des Glases .....	1
1.1.3 Tragstrukturen aus Glas .....	3
1.1.4 Verbindungen mit Glas – Stand der Technik.....	3
1.1.5 Kontinuierlicher Verbund mit Glas mittels UHPC.....	6
<b>1.2 Problemstellung</b> .....	<b>8</b>
<b>1.3 Lösungsansatz und Zielsetzung</b> .....	<b>9</b>
<b>1.4 Gliederung der Arbeit</b> .....	<b>10</b>
<b>2. Theoretische Grundlagen</b>	<b>11</b>
<b>2.1 Einleitung</b> .....	<b>11</b>
2.1.1 Schubtragverhalten von Verbundfugen .....	11
2.1.2 Verbundfugen nachträglich ergänzter Betonbauteile.....	12
2.1.3 Verbundverhalten einbetonierter Bewehrung .....	14
2.1.4 Mechanismen der Klebeverbindungen .....	16
2.1.5 Verbundmechanismen der Glas-Beton-Verbindungen .....	18
<b>2.2 Grundlagen der Schädigungs- und Bruchmechanik</b> .....	<b>21</b>
2.2.1 Definitionen .....	21
2.2.2 Arten der Rissöffnung (Beanspruchungsfälle).....	23
2.2.3 Brucharten.....	24
2.2.4 Rissfortschritt und Rissmodelle .....	25
2.2.5 Spannungsintensitätsfaktor $K$ .....	26
2.2.6 Bruchzähigkeit $K_{Ic}$ .....	26
2.2.7 Energiefreisetzungsrates $G_c$ .....	28
<b>2.3 Ansatz der Reibung - Coulomb'sches Reibungsgesetz</b> .....	<b>29</b>
2.3.1 Physikalische Bedeutung .....	29
2.3.2 Berechnung der Reibungskraft .....	29
2.3.3 Geometrische Interpretation.....	30
2.3.4 Größe des Reibungskoeffizienten .....	31
2.3.5 Kräfteübertragung durch Reibung .....	31
2.3.6 Aufnahmefähigkeiten der Oberflächenrauheit der Beton-Beton-Verbundfugen..	33
<b>2.4 Adhäsion im Haftmechanismus</b> .....	<b>34</b>
2.4.1 Definitionen .....	34
2.4.2 Kohäsivgesetze und Grenzflächenschädigungsmechanik.....	36
2.4.3 Entfestigungsmodelle für Grenzflächen .....	37
<b>2.5 Verzahnung</b> .....	<b>38</b>
2.5.1 Definitionen .....	38
2.5.2 Modell .....	39
2.5.3 Übertragbare Spannungen.....	40

<b>2.6</b>	<b>Wichtige Parameter des Schubkraftabtrags .....</b>	<b>42</b>
2.6.1	Einfluss der Betoneigenschaften.....	42
2.6.2	Einfluss der verschiedenen geometrischen Größen – Bauteilabmessungen, Einbindetiefe des Glasrandes und Steifigkeit der Betonteile.....	43
2.6.3	Oberflächenstruktur .....	45
<b>2.7</b>	<b>Modellvorstellungen zum Kraftfluss in der Verbundfuge und bestehende Bemessungsansätze.....</b>	<b>46</b>
2.7.1	Drei Mechanismen des Tragverhaltens.....	47
2.7.2	Schubtragfähigkeit einer Verbundfuge .....	47
2.7.3	Bemessungsansätze für nachträglich ergänzte Betonbauteile.....	49
2.7.4	Verbund der Bewehrung in UHPC .....	50
2.7.5	Nachträglich verstärkte Stützen .....	53
2.7.6	Aufgeklebte Bewehrung .....	54
<b>3.</b>	<b>Experimentelle Untersuchungen</b>	<b>58</b>
<b>3.1</b>	<b>Einleitung.....</b>	<b>58</b>
<b>3.2</b>	<b>Vorhergehende Untersuchungen (Fremdversuche).....</b>	<b>58</b>
3.2.1	Materialien .....	58
3.2.2	Oberflächenbearbeitung von Glas.....	60
3.2.3	Versuchsaufbau und Durchführung der Tests.....	60
3.2.4	Ergebnisse der vorhergehenden Untersuchungen .....	61
3.2.5	Zusammenfassende Bemerkungen.....	67
<b>3.3</b>	<b>Eigene Versuche .....</b>	<b>68</b>
3.3.1	Materialien der GBSV-Untersuchungen.....	68
3.3.2	Prüfkörperherstellung .....	70
3.3.3	Probenarten .....	71
3.3.4	Versuchsaufbauten .....	73
3.3.5	Durchführung der Tests .....	74
3.3.6	Ergebnisse der GBSV-Untersuchungen.....	75
3.3.7	Zusammenfassung und Ausblick .....	89
<b>4.</b>	<b>Numerische Studien auf Basis der Finiten-Elemente-Methode</b>	<b>91</b>
<b>4.1</b>	<b>Problemstellung.....</b>	<b>91</b>
<b>4.2</b>	<b>Beschreibung des eingesetzten FE-Programms .....</b>	<b>91</b>
4.2.1	Programmsystem Abaqus - allgemeine Hinweise .....	91
4.2.2	Wahl der Analyse: Standard (Implicit) oder Explicit .....	92
4.2.3	Bruchmechanische Simulationen.....	92
<b>4.3</b>	<b>Modellierung der Grenzzone .....</b>	<b>93</b>
4.3.1	Allgemeines .....	93
4.3.2	Ablösung der Haftung.....	94
4.3.3	Kontaktverhalten in der Fuge.....	97
<b>4.4</b>	<b>Arbeitslinien und Materialparameter .....</b>	<b>102</b>
4.4.1	Beton und Glas.....	102

4.4.2	Schwindverlauf .....	104
4.4.3	Adhäsion .....	104
4.4.4	Reibung .....	105
<b>4.5</b>	<b>Vorarbeiten.....</b>	<b>106</b>
4.5.1	Vorbehandlungsmethoden der Glasoberflächen in Glas-Betonverbindungen..	106
4.5.2	Untersuchung der Klemmkraft in ebenem Dehnungszustand unter Verwendung von Federelementen sog. <i>Connectors</i> .....	106
4.5.3	Ansatz von kohäsiven Elementen in der Fuge zwischen Glas und Beton .....	109
4.5.4	Elementwahl und Diskretisierung.....	111
4.5.5	Ergebnisse aus Untersuchungen der Klemmkraft für Betonteile mit Nut in ebenem Dehnungszustand.....	113
4.5.6	Erkenntnisse aus Untersuchungen an Übungsmodellen unter Verwendung von kohäsiven Elementen .....	121
<b>4.6</b>	<b>FE – Modelle des experimentellen Tests.....</b>	<b>130</b>
4.6.1	Elementwahl und Zusammenstellung des FE-Modells.....	130
4.6.2	Diskretisierung .....	132
4.6.3	Berechnungsablauf und Belastungsgeschichte .....	132
<b>4.7</b>	<b>Ergebnisse der Nachrechnung von Versuchen mit der FE-Methode .....</b>	<b>133</b>
4.7.1	Überblick.....	133
4.7.2	Auswertungsmethode.....	133
4.7.3	Ergebnisse aus Simulationen an Prüfkörpern aus Fremdversuchen .....	134
4.7.4	Ergebnisse aus Simulationen an Prüfkörpern aus eigenen Versuchen .....	149
4.7.5	Diskussion der Ergebnisse .....	194
<b>5.</b>	<b>Vorschlag für ein analytisches Berechnungsverfahren</b>	<b>222</b>
<b>5.1</b>	<b>Einführung.....</b>	<b>222</b>
<b>5.2</b>	<b>Vorschlag eines Rechenmodells .....</b>	<b>222</b>
5.2.1	Geometrie der Verbindung .....	222
5.2.2	Größe der Klemmspannung .....	225
5.2.3	Größe der Reibungszahl.....	229
5.2.4	Größe der Schubspannungen aus Anteil Reibung mit Verzahnung.....	229
5.2.5	Größe der Schubspannungen aus Anteil der Haftung.....	230
5.2.6	Gesamtkraft aus Anteilen Reibung, Verzahnung und Haftung .....	230
<b>5.3</b>	<b>Berechnungsbeispiele.....</b>	<b>231</b>
5.3.1	Beispiel 1 .....	231
5.3.2	Beispiel 2 .....	232
<b>6.</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>234</b>
<b>7.</b>	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>246</b>

## Abbildungsverzeichnis

Bild 1.1 Spannungs-Dehnungslinie von Glas, Stahl und Beton .....	2
Bild 1.2 Lochleibungsverbindung.....	4
Bild 1.3 Reibverbindung.....	5
Bild 1.4 Klebeverbindung.....	6
Bild 1.5 Übertragbare Beanspruchungen (mögliche Kraftübertragung) aus [27] .....	7
Bild 1.6 Kerben im Glas und im Stahl.....	8
Bild 2.1 Sägezahnmodell mit der Fugenuferverschiebung und -öffnung in der Schubreibungstheorie von Birkeland/Birkeland [8] .....	13
Bild 2.2 Tragwiderstandsanteile von Beton-Beton-Fuge aus [80] .....	13
Bild 2.3 Verbundspannung in Abhängigkeit von der Verschiebung bei glattem und geripptem Bewehrungsstahl nach [65] [79] aus [80].....	15
Bild 2.4 Räumlicher Spannungszustand einbetonierter Bewehrung [86].....	15
Bild 2.5 Last-Verschiebungs-Kurven über begrenztem Verschiebungsbereich – Einfluss der Klemm- und Dübelwirkung aus [80] .....	17
Bild 2.6 Bereich der Verbundentkopplung im Querschnitt mit geklebter Bewehrung (in Anlehnung an <i>fédération internationale du béton</i> 2001) aus [25] .....	17
Bild 2.7 In Schlitzten verklebte CFK-Lamelle und ein eingeklebtes Rundprofil mit gleicher Querschnittsfläche aus [25] .....	18
Bild 2.8 Modell der Glas-Beton-Verbindung .....	19
Bild 2.9 Aufbau des passiven $\sigma_{n,p}$ und aktiven $\sigma_{n,a}$ Anpressdrucks abhängig von der Öffnung der Fuge $w$ nach Husemann und Budelmann.....	20
Bild 2.10 Initiierung eines Risses .....	22
Bild 2.11 Rissbeanspruchungsfälle der Bruchmechanik: Modus I, II, III .....	23
Bild 2.12 Brucharten bei ständig steigender mechanischer Belastung: Sprödbbruch, Zähbruch und Kriechbruch (in Anlehnung an [3]) .....	24
Bild 2.13 Rissmodell nach Dugdale (in Anlehnung an [26]) .....	25
Bild 2.14 Rissmodell nach Barenblatt (in Anlehnung an [26]) .....	26
Bild 2.15 Kraft-Deformationskurve zur Ermittlung der Bruchzähigkeit $K_{Ic}$ aus [3].....	27
Bild 2.16 Virtuelles Risswachstum und freigesetzte Energie der rissbehafteten Körper unter mechanischer Belastung (in Anlehnung an [3]) .....	28
Bild 2.17 Berechnung der Reibungskraft .....	30
Bild 2.18 Resultierende Kraft innerhalb des Reibkegels.....	31
Bild 2.19 Idealisierte Kraft-Verformungs-Kurve der Stahl-Beton-Reibversuche aus [42] ...	32

Bild 2.20 Prinzipskizze zur Berechnung des Wenzel'schen Quotienten $W_x$ aus [49] .....	33
Bild 2.21 Adhäsion und Kohäsion .....	34
Bild 2.22 Verlauf der Grenzflächenspannung über die Separation .....	37
Bild 2.23 Modell der Verzahnung mit Fugenuferverschiebung $w$ und –öffnung $v$ .....	39
Bild 2.24 Fugenmodell mit der Fugenuferverschiebung $v$ und –öffnung $w$ in Anlehnung an Ackermann .....	39
Bild 2.25 Kugelgeometrie nach Walraven .....	40
Bild 2.26 Verschiebungspfad, projizierte Kontaktflächen $a_x$ und $a_y$ und Spannungszustand des Zahnkörpers nach Walraven .....	40
Bild 2.27 Beziehungen zwischen Fugenuferverschiebung, Fugenbreite [mm] und Fugennormal- und Fugenschubspannungen [N/mm <sup>2</sup> ] nach Walraven [75] .....	41
Bild 2.28 Einfluss der Größtkorndurchmesser auf die Schubspannungen in der Fuge [75] .	41
Bild 2.29 Schub- und Normalspannungen in Relation zur Verschiebung $v$ und Öffnung $w$ der Fuge nach Walraven [77], mit Erweiterung nach Zedler [84] .....	42
Bild 2.30 Kugelgeometrie und Verschiebungspfad nach Walraven .....	42
Bild 2.31 Dehnsteifigkeitsmaße und Einordnung des Versuchstyps nach Nissen .....	44
Bild 2.32 Bruchschubspannung für hochfeste Betone bezogen auf die mittlere Rautiefe mit Angabe der verwendeten Zuschläge nach Reinecke .....	46
Bild 2.33 Rauheit nach Eibl/Iványi .....	47
Bild 2.34 Relation zwischen Bruchspannung $\tau$ und Normalspannung $\sigma$ für die im Versagenszustand auftretende Verschiebung nach [12] .....	48
Bild 2.35 Verlauf der Schubspannung in Abhängigkeit von der Verschiebung in der Fuge für eine konstante Normalspannung nach [12] .....	49
Bild 2.36 Verbundspannungsschlupfbeziehung nach Elgehausen et al .....	50
Bild 2.37 Analytische $\tau$ - $s$ -Beziehung für Ausziehversagen (a) und für Sprenggrissversagen (b) nach Model Code (1993) [14] .....	51
Bild 2.38 Analytische $\tau$ - $s$ -Beziehung nach Model Code 2010 [23] .....	51
Bild 2.39 Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehungen für den Klebeverbund aus [33] .	54
Bild 2.40 Bilineare Schubspannungs-Verschiebungsbeziehung zur Beschreibung des Verbundes aufgeklebter Bewehrung aus [25] .....	54
Bild 2.41 Übersicht über Verbundansätze mit der Bruchenergie $G_F = 0,6$ N/mm aus [33] ...	55
Bild 2.42 Differentielles Verbundelement der aufgeklebten Bewehrung – Gleichgewichtsbetrachtung aus [48] .....	56
Bild 2.43 Bilineare Schubspannungs-Verschiebungsbeziehung erweitert um die Reibung aus [25] .....	57

Bild 3.1 Versuchsaufbau des Glas-Beton-Verbund-Versuchs aus [27].....	61
Bild 3.2 Vergleich der Ergebnisse aus [27] für Korund-Emailbeschichtung und Beton mit Stahlfasern 160 kg/m <sup>3</sup> : Ductal <sup>®</sup> weiß und Ductal <sup>®</sup> grau.....	63
Bild 3.3 Vergleich der Ergebnisse aus [27] bei der Korund-Emailbeschichtung und Beton mit Glasfasern: UHPC 130 und UHPC 150.....	64
Bild 3.4 Vergleich der Ergebnisse aus [27] bei der Glasvorbehandlung: fein sandgestrahlt	64
Bild 3.5 Vergleich der Ergebnisse aus [27] bei der Glasvorbehandlung: grob sandgestrahlt	65
Bild 3.6 Vergleich der Ergebnisse aus [27] für Beton UHPC 130 mit Glasfasern 8,8 kg/m <sup>3</sup>	66
Bild 3.7 Vergleich der Ergebnisse aus [27] für Beton Ductal <sup>®</sup> weiß mit Stahlfasern 160 kg/m <sup>3</sup> .....	66
Bild 3.8 Verwendete Materialien: Glas, Beton, Stahl-Hohlprofile, Schrauben, UV-Kleber.	68
Bild 3.9 Herstellung der Glasbeschichtung .....	70
Bild 3.10 Schrittweise Herstellung der Probekörper .....	71
Bild 3.11 Probekörpertypen : doppel- und einhüftig .....	73
Bild 3.12 Versuchsaufbau: Prüfaufbau mit Messanordnung und Abmessungen in [mm] ....	73
Bild 3.13 Messanordnung bei den doppel- und einhüftigen Versuchen.....	74
Bild 3.14 Höchste Kraft [kN] in Versuchen GBSV 01 bis GBSV 36 .....	77
Bild 3.15 Verbundspannung $\tau$ und Schubfluss $t$ in Versuchen GBSV 01 bis GBSV 36.....	78
Bild 3.16 Kraft-Verschiebung-Beziehungen aus GBSV-Versuchen Serie 90/45/12 .....	80
Bild 3.17 Kraft-Verschiebung-Beziehungen aus GBSV-Versuchen Serie 90/45/16 .....	81
Bild 3.18 Kraft-Verschiebung-Beziehungen aus GBSV-Versuchen Serie 90/45/20 .....	81
Bild 3.19 Kraft-Verschiebung-Beziehungen aus GBSV-Versuchen Serie 90/30/16 .....	82
Bild 3.20 Kraft-Verschiebung-Beziehungen aus GBSV-Versuchen Serie 90/60/16 .....	83
Bild 3.21 Kraft-Verschiebung-Beziehungen aus GBSV-Versuchen Serie 70/45/16 .....	84
Bild 3.22 Kraft-Verschiebung-Beziehungen aus GBSV-Versuchen Serie 52/30/16 .....	85
Bild 3.23 Kraft-Verschiebung-Beziehungen aus GBSV-Versuchen Serie 90/45/16 S und Serie 90/30/20 S.....	86
Bild 3.24 Trendlinien für eine Veränderung der Schubspannung und des Schubflusses in Abhängigkeit von der Glasdicke, der Einbindetiefe und des Betonquerschnitts.....	88
Bild 3.25 Entwicklung der Klemmkraft in Abhängigkeit von der Einbindetiefe $h$ .....	88
Bild 4.1 Kohäsivelement.....	94
Bild 4.2 Schädigungsinitiierung und –entwicklung der Kohäsivelemente.....	96
Bild 4.3 Standardreibungsmodell in Abaqus – Coulomb-Kriterium $\tau = \sigma_N \cdot \tan \alpha = \sigma_N \cdot \mu$ ....	97

Bild 4.4 Schermodell in der Kontaktfläche – Spannungsverschiebungsbeziehung mit konstanten maximalen Schubspannungen $\max \tau$ ( $\mu_{global}$ : konstant) .....	98
Bild 4.5 Grenzfälle der Rauheit .....	99
Bild 4.6 Erweitertes Reibungsmodell in Abaqus.....	99
Bild 4.7 Beziehung zwischen $\mu_{global}$ und $\mu_{lokal}$ bei unterschiedlichen Winkeln $\theta$ .....	100
Bild 4.8 Beispiel für eine Spannungsverschiebungsbeziehung mit veränderlichen Schubspannungen $\tau$ ( $\mu_{global}$ : veränderlich).....	100
Bild 4.9 Harter Kontakt .....	101
Bild 4.10 Schwinddehnungen von Ductal <sup>®</sup> in Abhängigkeit der Zeit aus [27] und verwendeter Schwindverlauf in numerischen Analysen ( <i>Amplitude - Step Time</i> - Verlauf).....	104
Bild 4.11 Arbeitslinie des Materials <i>Adhesive</i> .....	105
Bild 4.12 Untersuchung der Verankerung der Mittelscheibe im Gurt.....	107
Bild 4.13 Querschnitt der Versuchsbalken in der FE-Analyse, Abmessungen in [mm] .....	107
Bild 4.14 Kraft [N]/Weg [mm] - Federkennlinien des Glas-Beton-Verbundes ( <i>joint elements</i> bzw. <i>connectors</i> ).....	108
Bild 4.15 Einzelne Kohäsivelemente und deren Anwendung im Übungsmodell bei Belastungstests (Lastprüfungen).....	109
Bild 4.16 Übungskörper mit Adhäsion ( <i>cohesive elements</i> ) zwischen Glas und Beton.....	110
Bild 4.17 Vorhandene Typen der Kontinuums-Elemente aus [1] .....	112
Bild 4.18 Übungsmodelle unter Verwendung von drei Elementtypen in verschiedenen Netzfeinheiten (1, 2, 4, 8, 12); H = <i>hexahedra</i> – Würfel, T = <i>tetrahedra</i> – Pyramide, W = <i>wedge</i> – Prisma .....	113
Bild 4.19 Normalspannungen $\sigma_{II}$ [N/mm <sup>2</sup> ], jeweils von links nach rechts: Variante 1a bis 1d .....	114
Bild 4.20 Normalspannungen $\sigma_{II}$ [N/mm <sup>2</sup> ], jeweils von links nach rechts: Variante 2a bis 2d .....	114
Bild 4.21 Normalspannungen $\sigma_{II}$ [N/mm <sup>2</sup> ], jeweils von links nach rechts: Variante 3a bis 3d .....	115
Bild 4.22 Einfluss des Materialmodells Variante 1, 2, 3 auf $\sigma_{II}$ [N/mm <sup>2</sup> ] in Schnitt 1-1....	115
Bild 4.23 Einfluss des Materialmodells Variante 1, 2, 3 auf $\sigma_{II}$ [N/mm <sup>2</sup> ] in Schnitt 2-2 ...	116
Bild 4.24 Einfluss des Materialmodells Variante 1, 2, 3 auf $\sigma_{II}$ [N/mm <sup>2</sup> ] in Schnitt 3-3 ...	116
Bild 4.25: Einfluss der Federkennlinien Variante a, b, c, d auf $\sigma_{II}$ [N/mm <sup>2</sup> ] in Schnitt 1-1	117
Bild 4.26 Einfluss der Federkennlinien Variante a, b, c, d auf $\sigma_{II}$ [N/mm <sup>2</sup> ] in Schnitt 2-2	117
Bild 4.27 Einfluss der Federkennlinien Variante a, b, c, d auf $\sigma_{II}$ [N/mm <sup>2</sup> ] in Schnitt 3-3	117

Bild 4.28 Verformung (400-fach), von links nach rechts: in Variante 3a bis Variante 3d..	118
Bild 4.29 Beispielhafte Verteilung der Normalspannungen $\sigma_{11}$ im untersuchten Verbundquerschnitt.....	120
Bild 4.30 Vergleich der Normalspannungen $\sigma_{11}$ [N/mm <sup>2</sup> ] im Schnitt 1-1 für zwei unterschiedliche Nutausbildungen (mit resultierender bezogener Klemmkraft von 74 N/mm)	121
.....	
Bild 4.31 Koordinatensysteme: global und lokal.....	121
Bild 4.32 Übungsmodell Nr. 3: Verschiebung ( <i>boundry conditions BC</i> ).....	122
Bild 4.33 Übungsmodell Nr. 3: Kontaktöffnung <i>COPEN</i> in [cm] .....	122
Bild 4.34 Übungsmodell Nr. 3: Kontaktfläche <i>CAREA</i> in [cm <sup>2</sup> ].....	123
Bild 4.35 Übungsmodell Nr. 3: Reaktionskräfte: <i>RF1</i> und <i>RF3</i> in [kN].....	124
Bild 4.36 Übungsmodell Nr. 3: Normalkraft und Schubkraft in der Kontaktfläche: <i>CFN3</i> und <i>CFS1</i> in [kN].....	124
Bild 4.37 Übungsmodell Nr. 3: Membranspannungen <i>S13</i> in der kohäsiven Zone in [kN/cm <sup>2</sup> ].....	124
Bild 4.38 Übungsmodell Nr. 3: Erfüllung des Kriteriums der maximalen Spannungen <i>MAXSCRT</i> .....	125
Bild 4.39 Übungsmodell Nr. 3: Degradationsgrad der kohäsiven Elemente <i>SDEG</i> .....	125
Bild 4.40 Übungsmodell Nr. 3: <i>STATUS</i> der kohäsiven Elemente .....	126
Bild 4.41 Übungsmodell Nr. 3: Dehnungen <i>E13</i> /Verschiebungen in [cm] .....	126
Bild 4.42 Übungsmodell Nr. 3: Dehnungen <i>E33</i> /Verschiebungen in [cm].....	127
Bild 4.43 Übungsmodell Nr. 3: Verschiebung <i>U3</i> in [cm].....	127
Bild 4.44 Übungsmodell Nr. 3: Spannung <i>S33</i> in [kN/cm <sup>2</sup> ].....	127
Bild 4.45 Übungsmodell Nr.1: Dehnungen <i>E33</i> /Verschiebungen in dem kohäsiven Element [m].....	128
Bild 4.46 Übungsmodell Nr.1: Spannungen <i>S33</i> in dem kohäsiven Element [N/m <sup>2</sup> ] .....	128
Bild 4.47 Übungsmodell Nr.1: Reaktionskraft am Auflager <i>RF2</i> [N].....	128
Bild 4.48 Übungsmodell Nr. 3: Stabilisierungs-Energie <i>ALLSD</i> und kinetischer Energie <i>ALLKE</i> in [kN/cm].....	129
Bild 4.49 Einflüsse auf die Ergebnisse aus der Elementwahl und Netzfeinheit - Reaktionskraft <i>RF1</i> /Verschiebung.....	130
Bild 4.50 Geometrie und Modell der Probekörper aus fremden Versuchen (Laborversuche Freytag).....	131
Bild 4.51 Geometrie und Modell der Probekörper aus eigenen Versuchen .....	131

Bild 4.52 Überblick über die <i>Outputs</i> aus den Simulationen – Ergebnisse in kN, cm und cm <sup>2</sup> .....	134
Bild 4.53 Versuchsserie VK2 und VK4.....	135
Bild 4.54 Versuchsserie VK7 und VK8.....	136
Bild 4.55 Versuchsserie VK11, VK15, VK16.....	137
Bild 4.56 Versuchsserie VK12, VK13, VK14.....	137
Bild 4.57 Versuchsserie VK17, VK21, VK22.....	138
Bild 4.58 Versuchsserie VK18, VK19, VK20.....	139
Bild 4.59 Versuchsserie VK26, VK27, VK28.....	139
Bild 4.60 Versuchsserie VK29, VK30, VK31.....	140
Bild 4.61 Versuchsserie VK35, VK36, VK37.....	140
Bild 4.62 Versuchsserie VK38, VK39, VK40.....	141
Bild 4.63 Versuchsserie VK32, VK33, VK34.....	141
Bild 4.64 Arbeitslinie des Materials <i>Adhesive</i> für Verbundelemente mit Beton HPC 100 und HPC 120.....	143
Bild 4.65 Arbeitslinie des Materials <i>Adhesive</i> für Verbundelemente mit UHPC 130 und UHPC 150.....	144
Bild 4.66 Arbeitslinie des Materials <i>Adhesive</i> für Verbundelemente mit Beton Ductal® ..	145
Bild 4.67 Situierung der Längsschnitte durch den Kontaktbereich: <i>Path1</i> , <i>Path2</i> , <i>Path3</i> ..	145
Bild 4.68 Klemmspannungsverteilung <i>CPRESS</i> [kN/cm <sup>2</sup> ] in Längsschnitten ( <i>Path1</i> , 2, 3) am Abschluss des Betonschwindens und nach der Verschiebung.....	146
Bild 4.69 Klemmspannungsverteilung <i>CPRESS</i> [kN/cm <sup>2</sup> ] im Querschnitt.....	147
Bild 4.70 Schubspannungsverteilung <i>CSHEAR2</i> [kN/cm <sup>2</sup> ] im Querschnitt.....	147
Bild 4.71 Schubspannungsverteilung <i>CSHEAR2</i> [kN/cm <sup>2</sup> ] in Längsschnitten ( <i>Path1</i> , 2, 3) .....	148
Bild 4.72 Arbeitslinie des Materials <i>Adhesive</i> für Verbundelemente mit UHPFRC Ceracem® .....	150
Bild 4.73 Versuchsserie 90/30/16.....	150
Bild 4.74 Versuchsserie 90/45/12.....	151
Bild 4.75 Versuchsserie 90/45/16 und 90/45/16 OV .....	152
Bild 4.76 Versuchsserie 90/45/20.....	152
Bild 4.77 Versuchsserie 90/60/16 und 90/60/16 OV .....	153
Bild 4.78 Versuchsserie 70/45/16 und 70/45/16 OV .....	154
Bild 4.79 Versuchsserie 52/30/16 OV .....	154

Bild 4.80 Vergleich der Entwicklung der Klemmkraft und Kontaktfläche während des Betonschwindens und der Beanspruchung in der Serie 90/45/d und 90/40/d .....	156
Bild 4.81 Vergleich der Entwicklung der Klemmkraft und Kontaktfläche während des Betonschwindens und der Beanspruchung in der Serie 90/h/16.....	158
Bild 4.82 Vergleich der Entwicklung der Klemmkraft und Kontaktfläche während des Betonschwindens und der Beanspruchung in der Serie $B=H/45/16$ und $B=H/40/16$ .....	159
Bild 4.83 Vergleich der Entwicklung der Klemmkraft und Kontaktfläche während des Betonschwindens und der Beanspruchung in der Serie $B=H/30/16$ und $B=H/26/16$ .....	160
Bild 4.84 Vergleich der gesamten Schubtragkräfte und Kräfte aus den Anteilen Reibung und Adhäsion in der Serie 90/45/d und 90/40/d .....	162
Bild 4.85 Vergleich der der Klemmkraft und Kontaktfläche in der Serie 90/45/d und 90/40/d .....	163
Bild 4.86 Vergleich der gesamten Schubtragkräfte und Kräfte aus Anteilen Reibung und Adhäsion in der Serie 90/h/16 .....	164
Bild 4.87 Vergleich der Klemmkraft und Kontaktfläche in der Serie 90/h/16.....	165
Bild 4.88 Vergleich der gesamten Schubtragkräfte und Kräfte aus Anteilen Reibung und Adhäsion in der Serie $B=H/45/16$ und $B=H/40/16$ .....	166
Bild 4.89 Vergleich der Klemmkraft und Kontaktfläche in der Serie $B=H/45/16$ und $B=H/40/16$ .....	167
Bild 4.90 Vergleich der gesamten Schubtragkräfte und Kräfte aus Anteilen Reibung und Adhäsion in der Serie $B=H/30/16$ und $B=H/26/16$ .....	168
Bild 4.91 Vergleich der der Klemmkraft und Kontaktfläche in der Serie $B=H/30/16$ und $B=H/26/16$ .....	169
Bild 4.92 Positionierung der Schnitte durch den Kontaktbereich: <i>Path1</i> und <i>Path5</i> .....	170
Bild 4.93 Klemmspannungsverteilung <i>CPRESS</i> und Schubspannungen <i>CSHEAR2</i> entlang der Fuge im Schnitt <i>P1</i> für $\mu_{global}=1$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	170
Bild 4.94 Relative Verschiebung der Fugenufer entlang der Fuge <i>CSLIP2</i> im Längsschnitt <i>P1</i> und im Querschnitt <i>P5</i> für $\mu_{global}=1$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	171
Bild 4.95 Fugenöffnung <i>COPEN</i> und Klemmspannung <i>CPRESS</i> im Querschnitt <i>P5</i> für globale Reibungszahl $\mu_{global}=1$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	172
Bild 4.96 Fugenöffnung und relative Verschiebung der Fugenufer – Zusammenstellung der Ergebnisse im Querschnitt <i>P5</i> für globale Reibungszahl von 1; 1,5 und 2 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	173
Bild 4.97 Klemm- und Schubspannungen in der Fuge – Zusammenstellung der Ergebnisse im Querschnitt <i>P5</i> für globale Reibungszahl von 1; 1,5 und 2 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	174

Bild 4.98 Einfluss der Einbindetiefe auf die Entwicklung der Klemmspannungen und Fugenöffnung während des Betonschwindens – Zusammenstellung der Ergebnisse im Querschnitt <i>P5</i> für globale Reibungszahl von 1 in der Serie 52/h/16 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	175
Bild 4.99 Einfluss der Einbindetiefe auf die Entwicklung der Klemmspannungen während des Betonschwindens in der Serie 52/h/30 – die Trendlinie für Querschnitt <i>P5</i> und Spannungsverteilung entlang der Fuge im Längsschnitt <i>P1</i> , für globale Reibungszahl von 1 in der Serie 52/h/16 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	176
Bild 4.100 Einfluss der Veränderung der Einbindetiefe auf die Klemmspannungen <i>CPRESS</i> und Schubspannungen <i>CSHEAR2</i> – Ergebnisse nach dem Adhäsionsbruch, entlang der Fuge im Längsschnitt <i>P</i> , für globale Reibungszahl von 1 in der Serie 52/h/16 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	177
Bild 4.101 Einfluss der Veränderung der Einbindetiefe auf die Verteilung der Klemmspannungen <i>CPRESS</i> und Schubspannungen <i>CSHEAR2</i> – Ergebnisse für die Verschiebung von 0,1 cm, entlang der Fuge im Längsschnitt <i>P1</i> , für globale Reibungszahl von 1 in der Serie 52/h/16 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	178
Bild 4.102 Einfluss der Veränderung der Einbindetiefe auf die relativen Verschiebungen <i>CSLIP2</i> und Schubspannungen <i>CSHEAR2</i> während des Betonschwindens – Ergebnisse entlang der Fuge im Längsschnitt <i>P1</i> , für eine globale Reibungszahl von 1 in der Serie 52/h/16 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	179
Bild 4.103 Einfluss der Veränderung der Einbindetiefe auf die relativen Verschiebungen <i>CSLIP2</i> nach dem Adhäsionsbruch und bei einer Verschiebung $u=0,1$ cm – Ergebnisse entlang der Fuge im Längsschnitt <i>P1</i> , für globale Reibungszahl von 1 in der Serie 52/h/16 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	180
Bild 4.104 Änderung von <i>CPRESS</i> und <i>COPEN</i> während der Belastung im Querschnitt <i>P5</i> – Zustand nach dem Schwinden (S) und nach dem Bruch (B) in der Serie 52/h/16 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	181
Bild 4.105 Änderung von <i>CPRESS</i> und <i>COPEN</i> während der Belastung im Querschnitt <i>P5</i> – Zustand nach dem Bruch (B) und bei einer Verschiebung von 0,1 cm (V) in der Serie 52/h/16 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	182
Bild 4.106 Einfluss der Einbindetiefe auf die Entwicklung der Klemmspannungen und Fugenöffnung während des Betonschwindens in der Serie 70/h/16 – Zusammenstellung der Ergebnisse im Querschnitt <i>P5</i> für globale Reibungszahl von 1 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	183
Bild 4.107 Einfluss der Einbindetiefe auf die Entwicklung der Klemmspannungen während des Betonschwindens in der Serie 70/h/16 – Trendlinie für Querschnitt <i>P5</i> für globale Reibungszahl von 1 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	184
Bild 4.108 Einfluss der Einbindetiefe auf die Entwicklung der Klemmspannungen und Fugenöffnung während des Betonschwindens in der Serie 90/h/16 – Zusammenstellung der	

Ergebnisse im Querschnitt <i>P5</i> für globale Reibungszahl von 1 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	185
Bild 4.109 Einfluss der Einbindetiefe auf die Entwicklung der Klemmspannungen während des Betonschwindens in der Serie 90/h/16 – Trendlinie für Querschnitt <i>P5</i> für globale Reibungszahl von 1 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	186
Bild 4.110 Einfluss der Glasdicke auf die Entwicklung der Klemmung während des Betonschwindens in der Serie 90/45/d – Fugenöffnung und Trendlinie für Querschnitt <i>P5</i> für globale Reibungszahl von 1 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	187
Bild 4.111 Einfluss der Glasdicke auf die Entwicklung der Klemmspannungen während des Betonschwindens in der Serie 90/45/d im Querschnitt <i>P5</i> und Längsschnitt <i>P1</i> für globale Reibungszahl von 1 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	188
Bild 4.112 Klemmspannungen während der Beanspruchung in der Serie 90/45/d im Längsschnitt <i>P1</i> für $\mu_{global}=1$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	189
Bild 4.113 Einfluss der Glasdicke auf die relativen Verschiebungen <i>CSLIP2</i> und Schubspannungen <i>CSHEAR2</i> während des Betonschwindens in der Serie 90/45/d – Ergebnisse entlang der Fuge im Längsschnitt <i>P1</i> , für globale Reibungszahl von 1 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	190
Bild 4.114 Einfluss der Veränderung der Glasdicke auf die relativen Verschiebungen <i>CSLIP2</i> und Schubspannungen <i>CSHEAR2</i> nach dem Adhäsionsbruch in der Serie 90/45/d – Ergebnisse entlang der Fuge im Längsschnitt <i>P1</i> , für globale Reibungszahl von 1 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	191
Bild 4.115 Fugenöffnung <i>COPEN</i> während der Belastung im Querschnitt <i>P5</i> in der Serie 52/h/16 – Zustand nach Betonschwinden (S), nach dem Bruch (B) und bei einer Verschiebung von 0,1 cm (V) (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	192
Bild 4.116 Fugenöffnung <i>COPEN</i> während der Belastung im Querschnitt <i>P5</i> in der Serie 70/h/16 – Zustand nach Betonschwinden (S), nach dem Bruch (B) und bei einer Verschiebung von 0,1 cm (V) (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	193
Bild 4.117 Fugenöffnung <i>COPEN</i> während der Belastung im Querschnitt <i>P5</i> in der Serie 70/h/16 – Zustand nach Betonschwinden (S), nach dem Bruch (B) und bei einer Verschiebung von 0,1 cm (V) (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	194
Bild 4.118 Einfluss der Einbindetiefe auf die Klemmspannung wegen des Betonschwindens – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $h$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	195
Bild 4.119 Einfluss der Einbindetiefe auf die Klemmspannung wegen des Betonschwindens – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $h/H$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	195
Bild 4.120 Gedrückte Fugenbreite $h_{real}$ im Querschnitt <i>P5</i> – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $d/B$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	196

Bild 4.121 Druckspannungen in der Fuge <i>CPRESS</i> im Querschnitt <i>P5</i> und ihre Abschätzung mittels linearer Funktion – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $d/B$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	197
Bild 4.122 Druckspannungen in der Fuge <i>CPRESS</i> im Querschnitt <i>P5</i> und ihre Abschätzung mittels linearer Funktion – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $d/B$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	198
Bild 4.123 Mittlere Druckspannung in der Fuge <i>CFN3/CAREA</i> und ihre Abschätzung mittels linearer Funktion – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $d/B$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	199
Bild 4.124 Veränderung der mittleren Druckspannungen <i>CFN3/CAREA</i> – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $h/H$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	200
Bild 4.125 Kontaktfläche im frischen ( <i>A</i> ) und ausgehärteten Beton ( <i>CAREA</i> ) und ihre Abschätzung mittels Funktion $L \cdot h_{real}$ – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $h$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	201
Bild 4.126 Kontaktfläche im ausgehärteten Beton ( <i>CAREA</i> ) und ihre Abschätzung mittels Funktion $L \cdot h_{real}$ – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $d/B$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	201
Bild 4.127 Verhalten des Parameters <i>CAREA/A</i> in Abhängigkeit der Einbindetiefe $h$ – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $h$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	202
Bild 4.128 Verhalten des Parameters <i>CAREA/A</i> in Abhängigkeit der Einbindetiefe $h$ und seiner Abschätzung mittels Funktion $0,15 \cdot (h/H)^n$ für $n=-1$ und $-1,2$ – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $h/H$ .....	202
Bild 4.129 Verhalten des Parameters <i>CAREA/L</i> in Abhängigkeit von der Einbindetiefe $h$ und Vergleich mit $h_{real}$ und der Funktion $0,15 \cdot H^{1,2} / h^{0,2}$ – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $h/H$ .....	203
Bild 4.130 Einfluss der Einbindetiefe auf die maximale Druckkraft während der Belastung – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $h$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	204
Bild 4.131 Vergleich der maximalen Druckspannung <i>CPRESS</i> mit der mittleren Druckspannung in der Fuge <i>CFN3/CAREA</i> – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $h$ und $h/H$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	205
Bild 4.132 Vergleich der gesamten Druckkraft <i>CFN3</i> aus FE-Berechnungen mit Druckkraft abgeleitet aus Druckspannung <i>CPRESS</i> – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $h/H$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	207

Bild 4.133 Einfluss der Einbindetiefe auf die maximale Reibungskraft unter Belastung – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $h$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	208
Bild 4.134 Einfluss der Einbindetiefe auf die maximale durchschnittliche Fugenschubspannung aus Reibung $CFS2/CAREA$ – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $h$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	208
Bild 4.135 Veränderung der mittleren Schubspannungen aus der Reibung $CFS2/CAREA$ – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $d/B$ und $h/H$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	209
Bild 4.136 Verhalten des Parameters $CFS2/A$ in Abhängigkeit von Einbindetiefe $h$ – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $h/H$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	210
Bild 4.137 Einfluss der Einbindetiefe auf die durchschnittlichen Hafts Schubspannungen – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $h$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	211
Bild 4.138 Einfluss der Einbindetiefe auf die gesamte Adhäsionskraft während der Belastung – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $h$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	212
Bild 4.139 Mittlere Hafts Schubspannungen $Adhäsion/A$ – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $d/B$ und $h/H$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	213
Bild 4.140 Einfluss der Einbindetiefe auf die gesamte Traglast $RF2 Sum$ – Zusammenstellung der Ergebnisse in Bezug auf $h$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	214
Bild 4.141 Einfluss der Einbindetiefe auf die mittleren Verbundspannungen $RF2 Sum/A$ und $RF2 Sum/CAREA$ – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $h$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	214
Bild 4.142 Einfluss der Einbindetiefe auf die gesamte mittlere Verbundschubspannungen $RF2 Sum/A$ – Zusammenstellung der Ergebnisse in Bezug auf $h/H$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	215
Bild 4.143 Veränderung der mittleren Verbundschubspannungen $RF2 Sum/A$ und $RF2 Sum/CAREA$ – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $d/B$ und $h/H$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	216
Bild 4.144 Druck- und Schubspannungen in der Fuge aus Anteilen: Reibung, Adhäsion und gesamt – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $d/B$ und $h/H$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	217
Bild 4.145 Verhalten des Parameters $CAREA/A$ – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $d/B$ und $h/H$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	217

Bild 4.146 Fugenöffnung <i>COPEN</i> nach dem Schwinden und nach dem Bruch – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $h$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	218
Bild 4.147 Fugenöffnung <i>COPEN</i> nach dem Schwinden und nach dem Bruch – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $h/H$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen).....	218
Bild 4.148 Fugenöffnung <i>COPEN</i> nach dem Schwinden und nach dem Bruch – Zusammenstellung der Ergebnisse für $B=H=52, 70$ und $90$ mm in Bezug auf $d/B$ und $h/H$ (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen) .....	219
Bild 5.1 Querschnitt einer Glas-Beton-Verbindung .....	222
Bild 5.2 Verteilung der Normalspannung auf der Glasfläche in der Einbindetiefe.....	225
Bild 5.3 Graphische Darstellung der Beziehung zwischen Druckspannungen $p_{real}$ ( $=z$ ) und Parametern $d/B$ ( $=x$ ) und $h/H$ ( $=y$ ).....	228

## Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1 Bruchzähigkeiten einiger Werkstoffe .....	27
Tabelle 2.2 Beispiele für Haft- und Gleitreibungskoeffizienten.....	31
Tabelle 2.3 Adhäsionsarten.....	35
Tabelle 2.4 Rautiefen nach Model Code 2010 .....	45
Tabelle 2.5 Kennwerte für Verbundspannung und Verschiebung von Eligehausen et al. ....	51
Tabelle 2.6 Kennwerte für Verbundspannung und Verschiebung nach Model Code 2010 ..	52
Tabelle 3.1 Mechanische Eigenschaften des Betons nach 28 Tagen aus [27].....	58
Tabelle 3.2 Eigenschaften von Floatglas .....	59
Tabelle 3.3 Übersicht aller Ergebnisse des Glas-Beton-Verbundversuchs aus [27] .....	62
Tabelle 3.4 UHPC mit Stahlfasern Ceracem <sup>®</sup> - Druckfestigkeit und Rohdichte von Betonwürfeln mit Nennmaß 100 mm .....	69
Tabelle 3.5 UHPC mit Stahlfasern Ceracem <sup>®</sup> - E-Modul Prüfung an Prismen 4/4/16 cm....	69
Tabelle 3.6 UHPC mit Stahlfasern Ceracem <sup>®</sup> - zugehörige Druckfestigkeitsprüfung an Prismen 4/4/16 cm .....	70
Tabelle 3.7 Übersicht aller Probekörpertypen mit Abmessungen in [mm] .....	72
Tabelle 3.8 Zusammenstellung der in allen Versuchen gemessenen maximalen Kräfte sowie dazugehörige Kontaktflächen, Schubspannungen und Schubflüsse.....	75
Tabelle 3.9 Zusammenstellung der in Versuchen „OV“ gemessenen maximalen Kräfte sowie dazugehörige Kontaktflächen, Schubspannungen und Schubflüsse.....	76
Tabelle 3.10 Zusammenstellung von Ergebnissen in Bezug auf Kraft [kN] .....	86
Tabelle 3.11 Zusammenstellung von Ergebnissen in Bezug auf Schubspannung [N/mm <sup>2</sup> ]..	87
Tabelle 3.12 Zusammenstellung von Ergebnissen in Bezug auf Schubfluss [N/mm].....	87
Tabelle 4.1 Kontakteigenschaften und –kennwerte.....	101
Tabelle 4.2 Materialparameter für Beton und Glas .....	102
Tabelle 4.3 Materialparameter der kohäsiven Elemente im Abaqus .....	105
Tabelle 4.4 Druckspannungen im Glas und Zugspannungen im Beton [N/mm <sup>2</sup> ] in Y=87mm in Schnitt 1-1.....	119
Tabelle 4.5 Druckspannungen im Glas und Zugspannungen im Beton [N/mm <sup>2</sup> ] in Y=77mm in Schnitt 2-2.....	119
Tabelle 4.6 Druckspannungen im Glas und Zugspannungen im Beton [N/mm <sup>2</sup> ] in Y=77mm in Schnitt 3-3.....	119
Tabelle 4.7 Parameter zur Beschreibung der Festigkeit von Verbundschubfuge: Reibungszahl und Haftungswerte .....	142

Tabelle 4.8 Auswirkung der geometrischen Parameter auf die Klemmung des Glasrandes, den Anteil der Adhäsion, die gesamte Tragschubkraft und auf die gedrückte Kontaktfläche .....	220
Tabelle 4.9 Beziehungen zwischen geometrischen Parametern und Anteilen der Tragfähigkeit der Verbundschubfuge .....	221

## Formelverzeichnis

(2.1).....	27
(2.2).....	28
(2.3).....	29
(2.4).....	29
(2.5).....	30
(2.6).....	30
(2.7).....	30
(2.8).....	30
(2.9).....	33
(2.10).....	36
(2.11).....	36
(2.12).....	36
(2.13).....	40
(2.14).....	40
(2.15).....	40
(2.16).....	40
(2.17).....	40
(2.18).....	40
(2.19).....	40
(2.20).....	44
(2.21).....	47
(2.22).....	49
(2.23).....	50
(2.24).....	52
(2.25).....	53
(2.26).....	53
(2.27).....	53
(2.28).....	53
(2.29).....	53
(2.30).....	56
(2.31).....	56

(2.32).....	56
(2.33).....	56
(2.34).....	56
(2.35).....	57
(4.1).....	94
(4.2).....	94
(4.3).....	95
(4.4).....	95
(4.5).....	95
(4.6).....	95
(4.7).....	95
(4.8).....	95
(4.9).....	97
(4.10).....	98
(4.11).....	98
(4.12).....	99
(4.13).....	99
(4.14).....	99
(4.15).....	100
(4.16).....	100
(4.17).....	101
(4.18).....	120
(4.19).....	176
(4.20).....	184
(4.21).....	184
(4.22).....	195
(4.23).....	196
(4.24).....	196
(4.25).....	196
(4.26).....	196
(4.27).....	196
(4.28).....	196

(4.29).....	197
(4.30).....	197
(4.31).....	197
(4.32).....	198
(4.33).....	198
(4.34).....	198
(4.35).....	198
(4.36).....	199
(4.37).....	199
(4.38).....	200
(4.39).....	200
(4.40).....	203
(4.41).....	203
(4.42).....	203
(4.43).....	203
(4.44).....	203
(4.45).....	203
(4.46).....	206
(4.47).....	206
(4.48).....	207
(4.49).....	208
(4.50).....	210
(4.51).....	210
(4.52).....	211
(4.53).....	211
(4.54).....	212
(4.55).....	218
(4.56).....	218
(4.57).....	219
(4.58).....	219
(4.59).....	219
(4.60).....	219

(5.1).....	223
(5.2).....	223
(5.3).....	224
(5.4).....	224
(5.5).....	224
(5.6).....	224
(5.7).....	224
(5.8).....	224
(5.9).....	224
(5.10).....	225
(5.11).....	225
(5.12).....	226
(5.13).....	226
(5.14).....	226
(5.15).....	226
(5.16).....	227
(5.17).....	227
(5.18).....	228
(5.19).....	228
(5.20).....	229
(5.21).....	229
(5.22).....	230
(5.23).....	230
(5.24).....	230
(5.25).....	231

## Abkürzungen

fib	fr.: Fédération internationale du béton, engl.: The International Federation for Structural Concrete
BPZ	Bruchprozesszone
BSV	Beton-Stahl-Verbund
C	engl.: concrete, de: Beton
CDM	engl.: continuum damage mechanics, de: Kontinuums-Schadensmechanik
CFK	engl.: carbon fiber, de: (Carbonfaser-) Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CTOD	engl.: crack tip opening displacement, de: Risspitzenöffnung
CT	engl.: compact tension, de: Kompakt-Zugversuch
DIBt	Deutsches Institut für Bautechnik
DIN	Deutsches Institut für Normung
ESG	Einscheiben-Sicherheitsglas
FEM	engl.: Finite Element Method; de: Methode der finiten Elemente
FM	engl.: fracture mechanics, de: Bruchmechanik
GBSV	Glas-Beton-Stahl-Verbund
GBV	Glas-Beton-Verbund
HPC	engl.: High Performance Concrete, de: Hochleistungsbeton
IDM	engl.: interfacial damage mechanics, de: Grenzflächenschädigungsmechanik
LEBM	linear-elastische Bruchmechanik
MC	engl.: Model Code
NLBM	nichtlineare Bruchmechanik
OIB	Österreichisches Institut für Bautechnik
OV	ohne Verbund
ÖNORM	Österreichische Norm
PVB	Polyvinylbutyral
QR	quadratisches Stahlrohrprofil
S	engl.: single, de: alleinig, einzeln, einhäufig
TVG	teilvergesspanntes Glas, thermisch verfestigtes Glas
UHPC	engl.: Ultra High Performance Concrete, de: Ultra-Hochleistungsbeton
UHPRFC	engl.: Ultra High Performance Fibre Reinforced Concrete, de: Ultra-Hochleistungs-Faserbeton
UV	Ultraviolett
VSG	Verbundsicherheitsglas

# Bezeichnungen

## Indizes

<i>a</i>	aktiv
<i>ad</i>	Adhäsion, Haftung
<i>c</i>	Beton; Druck
<i>calc</i>	rechnerisch
<i>cube</i>	Würfel
<i>cr</i>	engl.: crack, de: Anriss
<i>eff, real</i>	effektiv, wirksam
<i>el</i>	elastisch
<i>f</i>	engl.: failure, de: Ausfall, Versagen
<i>global</i>	global, bezogen auf das Ganze
<i>k</i>	charakteristisch
<i>lokal</i>	lokal
<i>n</i>	Normalkomponente
<i>t, s</i>	Tangentialkomponenten
<i>t</i>	Zug
<i>m</i>	Mittelwert
<i>max</i>	Maximum, größter Wert
<i>min</i>	Minimum, kleinster Wert
<i>op</i>	optimal
<i>p</i>	passiv
<i>pl</i>	plastisch
<i>sp</i>	spalten
<i>u</i>	entlang Fuge
<i>A</i>	Fläche
<i>Ad</i>	Adhäsion, Haftung
<i>L</i>	entlang Fuge
<i>R</i>	Rauheit, Reibung, Bewehrungsrippen
<i>V</i>	Verzahnung, Klemmung
<i>0, krit</i>	kritischer Wert, Anfangswert
<i>I, II, III</i>	Modus, Rissöffnungsart, Bruchart

## Geometrische Größen

$a_x, a_y$	projizierte Kontaktflächenlänge
$d$	Glasdicke
$f_R$	bezogene Rippenfläche
$h$	Einbindetiefe
$h_{eff}, h_{real}$	effektive (reale) Einbindetiefe
$h_{rest}$	restliche Betonhöhe unter der Nut
$k$	Dehnsteifigkeitsmaß
$lc$	charakteristische Kontaktlänge
$l_0$	ursprüngliche Länge
$s_R$	Rippenabstand
$u, v, s, \Delta, \delta (=CSLIP)$	Verschiebungssprung, relative Fugenuferverschiebung
$u_{el}$	elastischer Anteil der Verschiebung
$u_{pl}$	plastischer Anteil der Verschiebung
$w (=COPEN)$	Fugenöffnung, Rissbreite
$x, y$	Weggröße
$A$	Querschnittsfläche
$A_R$	Querschnittsfläche (Nennquerschnitt) eines Bewehrungsstabes
$A_{real} (=CAREA)$	gedrückte Kontaktfläche
$A_x, A_y$	projizierte Kontaktfläche
$B$	Betonquerschnittbreite
$D_{max}$	Größtkorndurchmesser
$H$	Betonquerschnittshöhe
$L$	Kontaktflächenlänge
$R_t$	Rautiefe
$R_p$	maximale Profilspitze
$T$	Dicke des kohäsiven Elements
$V$	Volumen
$W, W_x, W_y$	Wenzel'schen Quotienten
$\alpha_h$	Beiwert für Berücksichtigung der Verminderung der Druckzone
$\alpha, \beta, \theta$	Winkel
$\delta$	Risspitze, Separationsvektor
$\delta^0$	Verschiebung bei der Schädigungsinitiation

$\delta^f$	Verschiebung beim Versagen
$\Delta l$	Längenänderung
$\phi_s$	Bewehrungsstabdurchmesser (Nenndurchmesser)
$\mu, \mu_H, \mu_G$	Reibungsbeiwert, Haftreibungskoeffizient, Glatreibungskoeffizient
$\mu_{global}$	globaler Reibungsbeiwert
$\mu_{lokal}$	lokaler Reibungsbeiwert
#	engl.: mesh, de: Masche

### Materialkenngrößen

$d$	Tage, Prüfalter
$f_c, f_{cc}$	Betondruckfestigkeit, einaxiale Zylinderdruckfestigkeit des Betons
$f_{ck}$	charakteristische Betondruckfestigkeit
$f_{ck, cube}$	charakteristische Betonwürfeldruckfestigkeit
$f_{cm}$	mittlere Zylinderdruckfestigkeit des Betons
$f_{cm, cube}$	mittlere Würfeldruckfestigkeit des Betons
$f_{ctm}$	mittlere zentrische Zugfestigkeit des Betons
$f_{ct, sp}$	Spaltzugfestigkeit des Betons
$f_{ct, ad}$	zentrische Haftzugfestigkeit einer Betonoberfläche
$f_t$	Prüfbiegezugfestigkeit des Betons
$f_y$	Streckgrenze der Bewehrung
$t_1, t_s^0$	Haftschubfestigkeit in Beanspruchungsrichtung (tangential zur Fuge)
$t_2, t_t^0$	Haftschubfestigkeit quer zu Beanspruchungsrichtung (tangential zur Fuge)
$t_n, t_n^0$	Haftzugfestigkeit (normal zur Fuge)
$C$	Beton
$D$	innere Schädigungsvariable
$E$	Elastizitätsmodul
$S$	Baustahl
$St$	Stahl
W/Z-Wert	Wasser/Zementwert
$\alpha_T$	Wärmeausdehnungskoeffizient
$\beta$	Druckstrebenbeiwert
$\varepsilon_s$	Schwindmaß des Betons
$\kappa_l$	Interaktionsbeiwert für Klemmwirkung

$\kappa_2$	Interaktionsbeiwert für Dübelwirkung
$\rho$	Dichte, Bewehrungsgehalt der Fuge
$\nu$	Querdehnzahl (Poissonzahl)
$\Delta t$	Temperaturwechselbeständigkeit, Temperaturunterschied

### Kraftgrößen, Spannungen

$p_{real}$	tatsächliche (effektive) Druckspannung am Glasrand
$t$	Schubfluss, Spannung
$t^0$	Spannung bei der Schädigungsinitiierung
$F, G, H, V$	Einzelkraft
$G_c$	Energiefreisetzungsrate, Rissausbreitungskraft
$G_e$	linear-elastischen Anteil der gesamten Bruchenergie
$G_F$	gesamte Bruchenergie bei vollständiger Entkopplung
$K$	Spannungsintensitätsfaktor, Steifigkeitsmatrix
$K_{Ic}$	kritische Spannungsintensität, Bruchzähigkeit
$M$	Biegemoment
$N (=CFN)$	Normalkraft
$RF$	Reaktionskraft
$T (=CFS)$	Schubkraft
$T_{Ad} (=Adhäsion)$	Adhäsionsschubkraft
$T_R$	Reibungskraft
$V_{Rd}$	Widerstand
$W$	Arbeit, Rissöffnungsarbeit, mechanische Energie
$\alpha_p$	Beiwert für Berücksichtigung der Verminderung der Druckspannungen
$\Delta t$	engl.: step time, de: Berechnungszeit
$\varepsilon$	Dehnung
$\varepsilon^0$	Dehnung bei der Schädigungsinitiierung
$\sigma, \sigma_N, p (=CPRESS)$	Normalspannung, Normaldruckspannung (Klemmspannung)
$\tau, \tau_L, \tau_u$	Schubspannung, Schubtragfähigkeit der Verbundfuge
$\tau_{Ad}$	Schubspannung in der Fuge infolge des Haftverbundes
$\tau_R (=CSHEAR)$	Schubspannung in der Fuge infolge der Reibung
$\tau_V$	Schubspannung in der Fuge infolge der Verzahnung
$\Pi$	Gesamtpotential

# 1. Problemstellung und Zielsetzung

## 1.1 Einleitung

### 1.1.1 Glas am Bauwerk

So alt wie das Bauen selbst, ist auch die Suche nach dem optimalen Material. Es wurden in allen Zeiten zahlreiche Materialien eingesetzt. Grundobjekt dieser Arbeit ist der Baustoff Glas, welcher im letzten Jahrhundert immer öfter in der Konstruktion als Primärtragelement eingesetzt wird. Im Gegensatz zu den herkömmlichen Baustoffen erfüllt Glas nicht nur die technischen Voraussetzungen, sondern bietet auch viele Möglichkeiten zur ästhetischen Gestaltung. Seine großen Vorteile sind Transparenz und Spiegelungseffekte, welche Konstruktionen großen ästhetischen Wert geben. Glas zeichnet sich durch sehr hohe Widerstandsfähigkeit gegen atmosphärische Einflüsse, wie Feuchtigkeit und UV-Strahlung, aus. Beständigkeit gegen Alterung, keine Entstehung von Mattigkeit und Rissen, sowie unveränderte Lichtdurchlässigkeit und Steifigkeit sind ein weiteres Argument für die Verwendung von Glas. Alle diese Vorteile von Glas erklären die immer größere Akzeptanz, das wachsende Vertrauen in den Baustoff Glas, sowie den steigenden Bedarf an Glaskonstruktionen im Baubereich. Dies gilt sowohl für die Planer, die immer gewagtere architektonische Lösungen anbieten, als auch für die Investoren, für welche die Fragen der Eleganz und Dauerhaftigkeit wesentlich sind.

Bauteile aus Glas übernehmen nicht mehr nur raumabschließende Funktionen, sondern werden selbst als tragende Bauelemente genutzt. Dabei finden zunehmend Bauteile aus Verbundsicherheitsglas Anwendung. Glaträger oder Elemente aus großflächigen Mehrscheibenisolierverglasungen, welche als lastabtragende Auflagerkonstruktion verwendet werden, kommen in der Baukonstruktion bei repräsentativen Neu- und Umbauvorhaben immer mehr zum Einsatz. Für den Einsatz von Glas als architektonisch reizvolles Bauelement gibt es wenige Normen für die Anwendung und den Einbau. Deshalb ist die Glasbauweise mit vielen Unsicherheiten verbunden. Das Risiko plötzlicher Sprünge bei der Montage ist sehr groß. Überdies müssen die Glaselemente vorsichtig in die Konstruktionen eingesetzt werden. Dabei wurden ausschließlich Glasbauteile mit mechanischen Verbindungsmitteln (Schrauben, Bolzen, Dübel) oder durch Verkleben zum Tragwerk gefügt. Die wissenschaftlichen Grundlagen zur Bemessung der Glas-UHPC-Verbindungen sind noch nicht zur Gänze erforscht.

Auf das Tragverhalten der Glas-UHPC-Verbindungen haben die geometrischen Eigenschaften wie die Glasdicke, Einbindetiefe, Dimensionen des Betonquerschnitts einen Einfluss, ebenso wie die mechanischen Eigenschaften von Beton, wie Zugfestigkeit, Druckfestigkeit, Schwinden und Vorverformungen. Neben den genannten Parametern ist auch die Oberflächenbeschaffenheit des Glasrandes von Bedeutung.

### 1.1.2 Eigenheiten des Glases

Glas ist ein lichtdurchlässiges Schmelzprodukt aus glasbildenden, mineralischen Stoffen. Rohstoffe für das Glas bilden Quarzsand, Kalk und Soda, weitere Rohstoffe können Sulfate, Dolomit und Nephelin sein. Der atomare Feinbau von Glas unterscheidet sich grundsätzlich von dem der Metalle. Die Metalle haben eine kristalline Struktur, d. h. ihre kleinsten Teil-

chen, die Metallionen, sind in immer gleichen Abständen und Winkeln zueinander angeordnet. In Glas sind die Atome völlig unregelmäßig angeordnet. Diese Art des inneren Aufbaus nennt man eine amorphe Struktur. Da diese unregelmäßige Anordnung der kleinsten Teilchen typisch für Flüssigkeiten ist, bezeichnet man Glas vom Feinbau her auch als unterkühlte Flüssigkeit.

Die Dichte von Glas beträgt  $2,5 \text{ kg/dm}^3$ . Es ist ein guter Isolator für elektrischen Strom und leitet die Wärme schlecht. Bei Raumtemperatur ist es hart-spröde und zerbricht mit einem Splitterbruch. Die Erweichung beginnt bei  $550 \text{ }^\circ\text{C}$ , ab  $1000 \text{ }^\circ\text{C}$  ist es leicht formbar. Der Schmelzprozess der Rohstoffe erfolgt bei ca.  $1600 \text{ }^\circ\text{C}$ .

Die wichtigste Eigenschaft des Glases ist die Lichtdurchlässigkeit. Glas ist witterungsbeständig, auch in aggressiver Industrie- und Meeresluft. Es ist korrosionsfest gegen fast alle Säuren (Ausnahme Flusssäure), viele Laugen und Salzlösungen. Außerdem ist es nicht entflammbar. Dennoch gibt es bei Glas ein Problem: es ist im Normalfall nicht alkaliresistent. Das stark alkalische Milieu des Zementsteins, das den eingebetteten Stahl vor Korrosion schützt, greift Glas an. Das im nicht carbonatisierten Beton reichlich vorhandene Kalziumhydroxid  $\text{Ca}(\text{OH})_2$  zerstört das Glas auf chemischem Weg. Möglichkeiten zur Senkung des pH-Wertes sind international in zahlreichen Untersuchungen erforscht worden.

Eine charakteristische Eigenschaft des Glases als Konstruktionsmaterial ist die Sprödigkeit. Glas besitzt ein nahezu linear-elastisches Werkstoffverhalten (Bild 1.1), wobei das spröde Versagen als gewisser Nachteil empfunden wird. Das Versagen des Bauteils kündigt sich nicht wie bei Stahlbetonbauteilen optisch durch deutlich sichtbare Rissbildung an. Deswegen bestand immer ein Konzept Glas in Konstruktionen so einzusetzen, dass Verformungen und Spannungskonzentrationen vermieden werden.

Glas verfügt wie z. B. Stahl über elastische Eigenschaften bis zu einer vergleichsweise hohen Festigkeit. Glas fehlt jedoch die dem Stahl eigene Zähigkeit (d. h. eine Duktilität) und damit die Fähigkeit, durch Plastizieren Spannungsspitzen abzubauen. Nach Überschreiten der Bruchdehnung kommt es zum Spontanbruch. Dies verdeutlicht auch der Vergleich der (idealisierten) Spannungs-Dehnungslinien von Glas und Stahl im folgenden Bild 1.1.

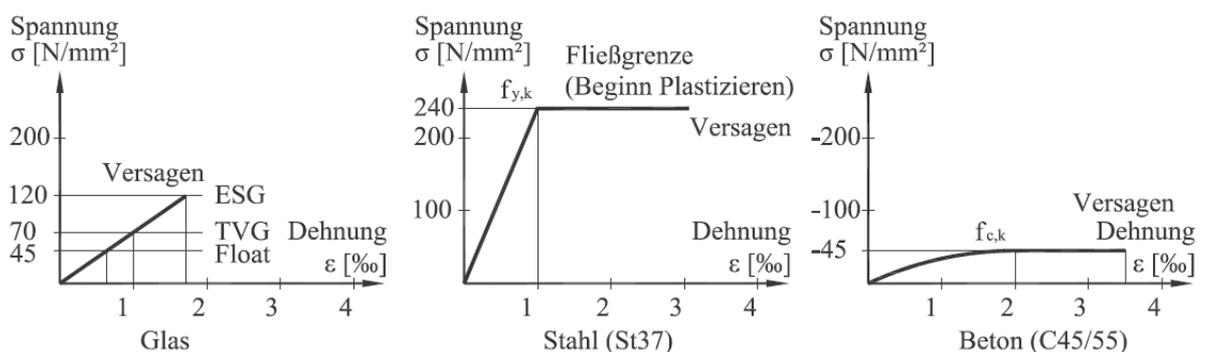


Bild 1.1 Spannungs-Dehnungslinie von Glas, Stahl und Beton

Das Materialgesetz von Glas ist linear-elastisch ohne plastische Verformungen, d. h. Spannungsspitzen können nicht durch Plastizieren abgebaut werden (Bild 1.1). Beim duktilen Material Stahl dagegen werden lokale Spannungsspitzen durch Plastizieren begrenzt.

Die Vorteile von Glas ergeben sich aus den elastischen Eigenschaften, der hohen Druckfestigkeit, der hohen Transparenz bzw. Lichtdurchlässigkeit und der guten chemischen Beständigkeit. Dem stehen Nachteile wie die Sprödigkeit, die Bruchanfälligkeit (Stoß und Schlag),

die geringe Zugfestigkeit (seine Zugfestigkeit beträgt nur einen Bruchteil der Druckfestigkeit) und Anschlussprobleme zu anderen Bauwerksteilen entgegen.

Glasscheiben können mehr als nur raumbegrenzende Elemente sein, die ihre Lasten an das Tragwerk abgeben, ohne mit ihm in Interaktion zu treten. Sie können auch gleichzeitig Bauteil des Tragwerkes sein.

Die Hinweise zum materialgerechten Konstruieren mit Glas ziehen sich wie ein roter Faden durch alle technischen Regeln und Normen. Die mechanischen Eigenschaften von Glas und die daraus folgenden Konsequenzen können wie folgt zusammengefasst werden:

- Die Prüfbiegezugfestigkeit ist mit 45 N/mm<sup>2</sup> (Float) bis 120 N/mm<sup>2</sup> (ESG) relativ hoch
- Glas ist ein spröder Baustoff und plastiziert auch nicht
- Bei den Verbindungen müssen Spannungsspitzen aus Zwängungen minimiert werden
- Glas kann infolge Spannungsspitzen an Kerben spontan brechen
- Das Risiko eines Personenschadens muss minimiert werden
- Der Sachschaden bei einem Glasbruch soll gering bleiben.

### 1.1.3 Tragstrukturen aus Glas

Der Begriff "tragend" bezieht sich auf Bauteile, die Lasten von anderen Bauteilen aufnehmen und weiterleiten. Für den Glasbau gibt es zwei Ansätze dieses zu erreichen:

- Glasbauteile so ausbilden, dass bei Versagen noch eine Resttragfähigkeit vorhanden ist
- Das Gesamttragwerk mit einer hohen Redundanz ausbilden, d. h. bei Versagen einer bestimmten Anzahl von Glasbauteilen bleibt das Tragwerk immer noch stehen.

Glas ist ein homogener, isotroper, ideal-elastischer Werkstoff. Bei der Überschreitung einer mittleren elastischen Dehnung von rd. 0,1 % tritt keine plastische Verformung auf, sondern der Werkstoff versagt plötzlich und ohne Vorankündigung. Dieses spröde Verhalten ist bei der Verwendung von Glas als tragender Bauteil zu berücksichtigen.

Bei Tragstrukturen im Gebäude kann man prinzipiell zwischen einer plattenförmigen Anwendung und einer scheiben- bzw. stabförmigen Anwendung unterscheiden. Die Glastragfähigkeit ist am besten auszunutzen, wenn das Glaselement als Wandscheibe arbeiten kann bzw. in der Glasscheibe eine Schubbeanspruchung vorliegt. Zu den scheibenförmigen Bauteilen zählen Druckglieder, Schubfelder und wandartige Träger. Scheibentragwirkung erfordert Schubübertragung über linienförmige Verbindungen. Eine Möglichkeit zur linienförmigen, formschlüssigen Übertragung von Schubkräften ist die Verzahnung bzw. Verklemmung der Füge-teile. Durch zum Beispiel eine wellenförmige Profilierung oder Rändelung von Kantenbeschlag oder Glaskante und das Ausfüllen des Zwischenraums durch Injektionsmörtel (wie z. B. bei der Glasbrücke im BMW-Museum München) kann der flüssige Stoff in Öffnungen, Vertiefungen oder Unebenheiten eindringen.

Es ist möglich, die Tragfähigkeit von Glas mit Hilfe von Vorspannung wie im Spannbetonbau mit betonbaulichen Methoden zu erhöhen. Die Vorspannung verschließt bestehende Risse im Beton. Dadurch erhöht sich die Gesamttragfähigkeit des Verbundelementes und es reichen bereits geringere Untergurtdehnungen aus, um den Spannstahlquerschnitt auszunutzen.

### 1.1.4 Verbindungen mit Glas – Stand der Technik

Nach dem Mechanismus der Kraftübertragung gibt es folgende Systeme [82]:

- Formschlüssige Systeme (Bolzen- und Lochleibungsverbindungen)

Im Stahlbau kann aufgrund des elasto-plastischen Materialverhaltens von Stahl vereinfachend von einer gleichmäßigen Verteilung des Lochleibungsdrucks ausgegangen werden, da sich lokale Spannungsspitzen durch örtliches Plastizieren umlagern. Bei Glas ist dies nur sehr begrenzt möglich. Deshalb wird zwischen Bolzen und Glasbohrung eine Hülse (aus weichen Aluminium, Kunststoff, Teflon, Polyamid, Epoxid, Polyester, Polyurethan) eingelegt, welche Spannungsspitzen abbaut und den Lochleibungsdruck möglich gleichmäßig auf Glas verteilen kann. Aufgrund der Maßtoleranzen kommt es im Bohrungsbereich zu einer ungleichen Lastverteilung [81].

Grundsätzlich sind zwei Typen von Hülsen möglich [58]: Vorgefertigte Hülsen und Gießhülsen.

Vorgefertigte Hülsen ermöglichen eine einfache Montage, erfordern jedoch kleine Maßtoleranzen. Dies ist zum Beispiel bei Mehrbolzen-Verbindungen von Nachteil.

Gießhülsen sind aufwändig bei der Montage auf Grund des Vergusses mit Gießharz. Die Glasscheiben müssen bis zum Erhärten des Gießharzes in der richtigen Position gehalten werden. Bei dem Verguss mit Hilti Hit HY70 ist das aber kein Problem. Gießhülsen erlauben größere Maßtoleranzen und sind bei VSG günstig. Die Berechnung einer Lochleibungsverbindung erfolgt ähnlich einer Lochleibungsverbindung im Stahlbau. Die Festigkeitswerte für das Hülsenmaterial müssen vom Hersteller zur Verfügung gestellt werden.

Zu formschlüssigen Verbindungen gehört auch linienförmige und punktförmige Klotzung. Die Lage der Scheiben in einem Rahmen wird über Verglasungsklotze festgelegt (gegebenenfalls in Verbindung mit Klotzbrücken). Die Klotze müssen zur Erfüllung ihrer Aufgabe (Tragfunktion) unbedingt eine ebene Klotzauflage haben.

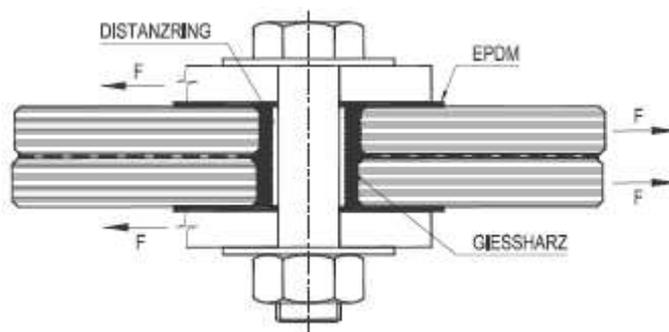


Bild 1.2 Lochleibungsverbindung

- Kraftschlüssige Systeme (Reibschluss- und Kontaktverbindungen)

Reibverbindungen haben den Vorteil einer flächigen Lasteinleitung und können daher höhere Lasten übernehmen als Lochleibungsverbindungen. Kräfte können über Reibung durch die mechanische Verzahnung der Mikrorauheiten beider Kontaktflächen übertragen werden. Dabei treten neben der mechanischen Verzahnung auch Adhäsionskräfte auf. Zur Aktivierung der Reibkraft können übliche vorgespannte Schrauben aus dem Stahlbau verwendet werden [73]. Für die Qualität der Reibverbindung sind die Elastizität und die Dauerstandfestigkeit einer Zwischenschicht von großer Bedeutung. Weichmetalle (reines Aluminium), faserverstärkte Kunststoffe (z. B. KlingerSil), natürlich gewachsene Materialien (wie Kork und Leder) oder Pappe können hierfür verwendet werden. KlingerSil ist ein Hochdruckdich-

tungsmaterial mit einem Reibungsbeiwert von ca. 0,1 bis 0,15 und ist in etwa vergleichbar mit den in der Beschlagstechnik üblichen faserverstärkten, rötlichen Dichtbeilagen. Voraussetzung ist, dass diese Werkstoffe stets im elastischen Bereich verbleiben und sich durch eine geringe Kriechverformung und eine geringe Stauchung auszeichnen, was für das Aufrechterhalten der Vorspannkraft wesentlich ist. Der Reibungskoeffizient wird vom Hersteller angegeben oder aus Versuchen bestimmt.

Ursachen für ein Versagen der Reibverbindung:

- Gleiten der Kontaktflächen aufgrund von Veränderungen der Reibungseigenschaften (Feuchtigkeitseinwanderung)
- Gleiten aufgrund nachlassender Klemmkräfte (z. B. Kriecherscheinungen, Auftreten äußerer Zugkräfte)
- Glasbruch bei Temperaturdehnung bei zu steifen Verbindungen
- Glasbruch durch zu hohe Vorspannung bei zu weichen, zu steifen oder auch geometrisch ungünstig geformten Klemmplatten.

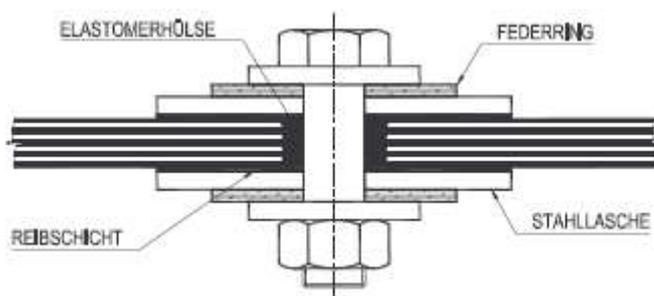


Bild 1.3 Reibverbindung

Problematisch bei Reibverbindungen ist die Unebenheit der vorgespannten Gläser. Außerdem ist die Verwendung von VSG-Glas nicht ganz optimal, weil sich die Vorspannung durch Kriechen der PVB-Folie abbauen kann [54]. Beim Einsatz von doppelseitigem Schmirgelpapier werden die Glasoberflächen beschädigt.

Durch Kontaktverbindungen können nur Druckkräfte, die senkrecht zur Kontaktfläche wirken, übertragen werden. Äußere Zugkräfte können bis zur Dekompression über eine auf Druck vorgespannte Kontaktfläche aufgenommen werden. Zur Vermeidung von zu hohen Spannungen im Krafteinleitungsbereich müssen die Kontaktflächen ausreichend groß sein. Elastische Zwischenschichten werden bei harten Auflagerungen, wie z. B. bei Kontakt Glas-Glas oder Glas-Stahl, erforderlich. Dies ist ebenso zu berücksichtigen, damit mögliche konstruktive oder geometrische Ungenauigkeiten absorbiert werden können. Außerdem kann die Kraftübertragung an verschiedenen Stellen erfolgen. Dies hängt hauptsächlich davon ab, wie die Belastung auf die Glastafeln wirkt [54].

Diese Wirkung kann:

- normal zur Glastafel oder
- in Glastafelebene verlaufen.

Ein Versagen einer Kontaktverbindung tritt auf, wenn die Kontaktflächen durch Erschütterungen oder starke Verformung zueinander verschoben werden. Dies ist beispielsweise möglich, wenn eine durchgebogene Glasplatte aus der Halteleiste gleitet. Die Kontaktmaterialien müssen ihrer Druckbeanspruchung standhalten.

- Stoffschlüssige Systeme (Klebeverbindungen)

Klebeverbindungen für Glasbauteile sind im Bauwesen weit verbreitet. Sie werden stets mit relativ großen Klebflächen unter Benutzung von elastischen Klebstoffen eingesetzt.

Die Klebeverbindung ermöglicht eine nahezu gleichmäßige Lasteinleitung [58]. Das Verhalten der Verbindung ist durch die Klebstoffeigenschaften und die Klebstoffdicken regulierbar.

Dünne Klebschichten führen zu steifen Verbindungen mit höheren Spannungen an den Klebschichtenden. Dicke Klebschichten verformen sich stärker.

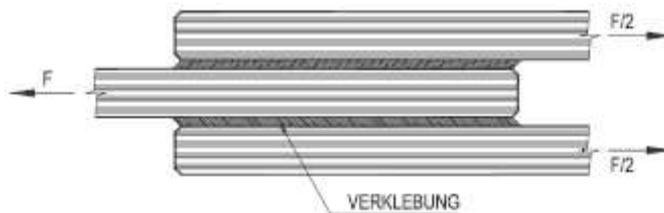


Bild 1.4 Klebeverbindung

Die zu übertragenden Kräfte sind üblicherweise sehr klein. Klebeverbindungen weisen eine deutliche Abhängigkeit der übertragbaren Kräfte von den Umwelteinflüssen wie UV-Strahlung, Feuchtigkeit, Temperatur, von der Belastungsdauer, und auch von der geometrischen Gestaltung der Klebefuge auf. Im Falle eines Brandes tritt normalerweise das Versagen der Verbindung ein.

### 1.1.5 Kontinuierlicher Verbund mit Glas mittels UHPC

Bislang werden im (Stahl-) Glasbau vor allem Punktstützungen verwendet. Mit einer Punktlagerung lässt sich aber das hohe Potenzial an Schubtragwirkung in Glasscheiben nicht vollständig nutzen. In diesem Beitrag soll eine neue Möglichkeit gezeigt werden, wie zwischen Glasbauteilen und anderen Bauteilen (zum Beispiel Stahlkonstruktion) eine linienförmige kontinuierliche Verbundwirkung (Schubverbindung) erreicht werden kann. Die Kraftübertragung erfolgt über die Ränder. Bei dieser Methode werden die Verbundspannungen nicht direkt vom Glas in den Stahl geleitet, sondern indirekt über ein Injektionsmedium (z. B. UHPC).

Eine Verbindung von Betonteilen mit Glaselementen entlang eines Randes kann sehr einfach hergestellt werden, indem das Glas mit frischem Beton direkt umhüllt wird und in der dabei entstehenden Nut verbleibt. Die benetzte Glasoberfläche wird vorweg entweder aufgeraut oder in sonst geeigneter Art beschichtet. Damit kann die Verbindung zwischen Glas und Beton über Verzahnung bzw. Reibung erfolgen. Für Reibungsverbindungen ist jedoch eine Druckkraft senkrecht zur Kontaktfläche notwendig. Bei der Entwicklung dieser Kraft (der Klemmung des Glasrandes) handelt es sich um ein komplexes Zusammenspiel der folgenden Vorgänge:

- Schwinden des Betons
- Entwicklung der Betonfestigkeit (Zug- und Druck)
- Entwicklung der elastischen Betoneigenschaften
- Kriechen des Betons durch die entstehenden Zwangsspannungen.

Die Größe der aufnehmbaren Schubkraft hängt davon ab, wie hoch die durch das Schwinden des Betons auf die Kontaktfläche hervorgerufene Normalkraft ist. Zusätzlich ist die Beschaffenheit der Glasoberfläche von Bedeutung. Die Oberflächenrauheit der Glasränder kann durch Mattierverfahren wie Sandstrahlen oder Matt-Ätzen und Beschichtungsverfahren wie Emaillerverfahren abgesichert werden.

Die Grenzfläche zwischen Glas und Beton wird als Schubfuge bezeichnet, weil die dort übertragbare Schubspannung die Tragfähigkeitssteigerung beeinflusst. Zur Übertragung von Schubspannungen sind die Schubfugen zwischen Glas und Beton in diesem Fall ohne Verbundbewehrung ausgeführt. Glas kann im direkten Druckkontakt mit Beton durch eine perfekte Passgenauigkeit der Kontaktflächen sehr hohe Spannungen aufnehmen.

Der Schwerpunkt dieser Arbeit liegt in der Untersuchung der Glas-Beton-Schubverbindungen, welche die im nächsten Bild 1.5 dargestellten Kräfte übertragen können. Voraussetzung für eine feste Schubverbindung ist die aufgeraute Glasoberfläche. Ebenso ist die Verbindung mit einer nicht vorbehandelten Glasscheibe möglich, wobei jedoch nur Druckkräfte  $n_y$  und Biegemomente  $m_x$  übertragen werden können und die Anwendungsmöglichkeiten daher eingeschränkt werden [27].

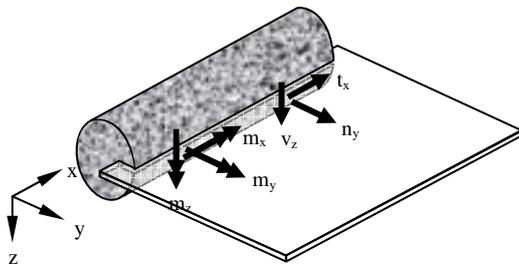


Bild 1.5 Übertragbare Beanspruchungen (mögliche Kraftübertragung) aus [27]

### Verbund mit UHPC

Für die Mitwirkung der Glasscheibe und der Betonteile ist ein intakter Verbund erforderlich, der von den Betoneigenschaften abhängig ist. Zu den wichtigen Parametern zählt die Zugfestigkeit. Die Verbundtragfähigkeit wird durch die oberflächennahe Zugfestigkeit des Betons begrenzt. Aus diesem Grund kommt nur ultra hochfester Beton zur Anwendung. Die Zugfestigkeit von UHPFRC wird durch zwei Anteile beschrieben: auf der einen Seite die Zugfestigkeit der Zement Matrix und auf der anderen Seite die Mitwirkung der Stahlfasern im UHPFRC.

Die Entwicklung der Zugfestigkeit spielt während der Schwindphase des Betons eine große Rolle, weil es durch das Schrumpfen des Betons zur Rissbildung und zum Abbau der Druckspannungen auf Glas kommen kann. Bei UHPC kann im Vergleich zu Normalbeton eine bessere Klemmwirkung im Verbundbereich erreicht werden. Glas ist ein sehr steifer Werkstoff, der nicht gemäß der Schwindwirkung des Betons nachgibt, sodass Glas auch einen hochfesten Beton mit Fasergehalt zum Reißen bringt [27].

### Verbund mit mörtelartigen Materialien

Im Jahr 2007, beim Bauvorhaben Umbau des BMW Museums in München wurde eine Fußgängerbrücke mit einer Spannweite von 16 m als Glas-Stahl-Konstruktion geplant und ausgeführt. Die BMW-Brücke in München ist baupraktisch ein interessantes Anwendungsbeispiel.

spiel für die Herstellung eines kontinuierlichen Verbunds mit Glas. Die Wangen der Brücke dienen gleichzeitig als Hauptträger. Die Konstruktion der Wangen besteht aus einem Ober- und Untergurt aus Stahl und VSG-Scheiben zur Ausfachung.

Um die auftretenden Schubkräfte in die Glasscheiben einzuleiten, sind die Scheiben mit einer speziell eingeschliffenen Kante versehen und die Oberfläche der Stahlteile geriffelt. In den Zwischenraum wird ein Zwei-Komponenten-Mörtel der Firma Hilti vom Typ Hit HY 50 verfüllt. Über die Vorspannung und die Verzahnung der Materialien soll die Querkraft über die Fuge übertragen werden. Die Fuge soll ca. 5 mm stark sein. Die nachfolgende Abbildung zeigt die damals geplante Ausführung.

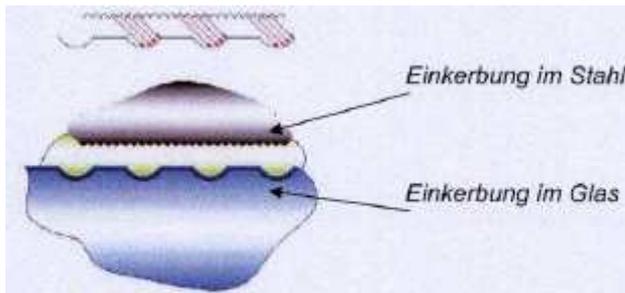


Bild 1.6 Kerben im Glas und im Stahl

## 1.2 Problemstellung

Ziel der Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit ist generell die Anwendung von Glas im Bauwesen als konstruktiver Stoff, der mit anderen konstruktiven Materialien linear verbunden ist. Bisher wurde Glas in Konstruktionen mit punktuellen Verbindungen eingefügt, die zu einer Kraftübertragung zwischen den Materialien, aber auch zu lokalen Spannungskonzentrationen an der Stelle der Verbindung führen. Die Herstellung der Verbindung mittels Sägezähnen, Wellen usw. wurde dabei aus wirtschaftlichen Gründen abgelehnt. Freytag hat verschiedene Methoden der Glasflächenbehandlung für den Verbund mit Beton erforscht. Die besten Ergebnisse für die vorbereitende Glasbehandlung erzielte er unter Verwendung eines Gemisches aus Emaille mit Sand (aus Quarz und Korund) mit welchem die Glasränder vor der thermischen Härtung des Glases in speziellen Schmelzöfen eingestrichen werden. Mit dieser Methode wurde die Möglichkeit zu einer Verbindung zweier unterschiedlicher Materialien wie Glas und Beton ermöglicht.

Für die Beurteilung des Glas-Beton-Verbundbundes ist die Qualität der Verbindung zwischen den tragenden Fügeteilen mittels ultrahochfestem Beton eines der wichtigsten Kriterien. Die Hauptfrage wäre, welche Scherfestigkeit die Verbindung aufweist. Der Schubtragwiderstand des Verbundes besteht aus mehreren Anteilen: Adhäsion, Reibung und Verzahnung. Wie groß die einzelnen Teile der Verbundmechanismen im Vergleich zur Gesamtfestigkeit sind, ist noch nicht klar. Auch die Frage nach Zug- und Druckspannungen, sowie deren Verteilung in Länge und Breite der Verbundfläche muss noch geklärt werden. Diese sind nämlich für das Versagen maßgeblich. Gleichfalls ist der Einfluss der Geometrie nicht bekannt. Um die Fragen zu beantworten, müssen Laborversuche und zusätzliche computerunterstützte Berechnungen durchgeführt werden.

Derartige Versuche wurden von der Verfasserin geplant. Wenn Aussagen über die Einflüsse aus Geometrie und Dimension auf die Spannungsverteilung in der Fuge vorliegen, können weiterführende Untersuchungen die Festlegung von Bemessungsregeln für Glas-Beton-Verbundkonstruktionen möglich machen.

### **1.3 Lösungsansatz und Zielsetzung**

Ziel der Arbeit ist eine experimentelle Untersuchung, wie sich Schubspannungen über Verbundlängen als Änderung der Normalkräfte in der Glas-Beton-Verbindung verhalten.

Die Entstehung und besonders das Fortschreiten der Separation (die sog. Delamination) soll in dieser Arbeit untersucht werden.

Zur Beobachtung von Schädigungsvorgängen im Inneren einer Grenzschicht wurden experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Dies führt zu integralen und skalaren Ergebnissen, die jedoch eine Quantifizierung einzelner Spannungskomponenten einschränkt. Daher wurde über ein Finite-Elemente-Modell unter Einbeziehung der Glas-Beton-Ablösung, die mittels Kohäsivelementen realisiert wurde, die Verformung simuliert.

Die Beschreibung des Separationsprozesses erfolgt im Rahmen einer schädigungsmechanischen Betrachtungsweise. Der Rissfortschritt wird durch speziell entwickelte Grenzflächenelemente abgebildet. Für die Beschreibung ihres Verhaltens dient ein Spannungs-Separations-Modell. Aufgrund der dreidimensionalen Modellierung der Verbundstruktur ist die Einbeziehung und Interaktion aller drei Bruchmoden möglich (siehe Bild 2.11).

Die Ausarbeitung der Versuchsmodelle mit Hilfe der FE-Methode soll die Eigenschaften (in Form einer Arbeitslinie) der Kontaktflächen Glas/Beton unter kritischen Kräften zum Vorschein bringen. Die Ergebnisse der Computersimulation sowie die Ergebnisse der Laborversuche sollen weitgehend identisch werden.

Aus den ausgewerteten Laborversuchen können Kraft-Verschiebungsbeziehungen sowie Zahlenwerte, wie maximale mittlere Schubspannung bzw. Schubfluss, für die Verbindung Glas-Beton gewonnen werden. Aus Simulationen sollen diverse Einflussgrößen erarbeitet werden, durch welche sich die Verbundfestigkeit beschreiben lässt.

Der Vergleich der experimentellen mit den numerischen Ergebnissen ermöglicht die Bestimmung der Parameter des Schädigungsgesetzes, d. h. des Kohäsivgesetzes und Kontakteigenschaften. Dadurch kann bei der FEM-Simulation eine realitätsnahe Abbildung des Schädigungsvorgangs der Beton-Glas-Ablösung erreicht werden. In dieser Arbeit werden die Ergebnisse zu Modellierung und Simulation der Grenzschichtschädigung vorgestellt, die die Schädigungsentwicklung während der Schubbeanspruchung und den Fortschritt der Verbindungs-Ablösung entlang der Kontaktfuge zeigen. Weiterhin wird der Einfluss der Geometrie, wie z. B. Betonquerschnittsabmessungen und Einbindetiefe des Glases, auf den Schädigungsvorgang untersucht.

In Form von Schädigungskriterien können die aus FEM-Analysen gewonnenen Erkenntnisse zur Simulation des Schädigungsverlaufs z. B. an einer Verbindung auch auf die Längenskala des Bauteils übertragen werden, indem die typischen Versagensverhalten auf makroskopischer Ebene berücksichtigt werden. Ziel ist es daher, durch Simulation des Schädigungsvorgangs ein verbessertes Verständnis für den Spannungszustand in der Verbund-Grenzschicht und die Schädigungsrelevanz spezifischer Geometrieordnungen zu gewinnen.

Im Weiteren sollen Formeln für die Berechnung der Tragfähigkeit des Verbundes abgeleitet werden. Die Formeln sollen der Bemessung der Glas-Beton-Verbundkonstruktionen zu Grunde gelegt werden und mit Hilfe von Beiwerten auf verschiedene Scheibengrößen und Dicken übertragen werden können.

## **1.4 Gliederung der Arbeit**

Die Arbeit gliedert sich in sechs Kapitel, deren Inhalt im Folgenden kurz erläutert wird.

In Kapitel 1 wird die Problemstellung und die Zielsetzung besprochen. In der Arbeit wird das Kontaktverhalten bei Beanspruchung parallel zur Verbundfuge untersucht. Die Untersuchungen setzen sich aus einem experimentellen und einem numerischen Teil zusammen, welche einen breiten Umfang dieser Arbeit darstellen.

Weiters wird auf die theoretischen Grundlagen eingegangen. Das Kapitel 2 gibt eine Einführung in die Glas-Beton-Verbundbauweise und es werden die verschiedenen bekannten Mechanismen des Schubkraftabtrags sowie diejenigen Parameter erörtert, die einen Einfluss darauf ausüben. Es werden zunächst die einzelnen Mechanismen der Adhäsion, Reibung und Verzahnung näher beschrieben. Daran anschließend erfolgt die Darstellung der wesentlichen Parameter, die diese Mechanismen beeinflussen. Zudem beinhaltet dieser Teil die notwendigen Grundlagen der Bruch- und Schädigungsmechanik, stellt das Coulomb'sches Reibungsgesetz und Adhäsion vor. Anschließend werden die häufig gebrauchten bruchmechanischen Konzepte vorgestellt und deren Eigenschaften erläutert.

Das Kapitel 3 behandelt experimentelle Untersuchungen. Diese Arbeit umfasst die Diskussion der fremden und eigenen Versuchsserien. Dabei werden verwendete Materialien, Prüfkörperherstellung, Versuchsaufbauten, Durchführung der Tests, sowie dessen Ergebnisse vorgestellt. In Versuchen wurden Höchstkräfte und Verschiebungen gemessen. Für einen Rückschluss auf die Lasttragfähigkeit ist das Wissen über Spannungen und Dehnungen notwendig. Diese lassen sich im Labor nicht zur Gänze bzw. nur an wenigen Stellen bestimmen. Deswegen kann auf numerische Simulationen heutzutage nicht verzichtet werden.

Die numerischen Studien auf Basis der Methode der Finiten Elemente werden im Kapitel 4 vorgestellt. Zunächst wird eine kurze Einführung in das eingesetzte Finite Elemente Programm gegeben und die Modellierung von Körpern mit einer Grenzfläche besprochen. Anschließend werden numerische dreidimensionale Modelle zur Separation dargestellt. Es wurden die Simulationen von Laborversuchen an Glas-Beton-Probekörpern durchgeführt. Die Ergebnisse numerisch simulierter Bruchtests werden mit den Laboruntersuchungen verglichen und daraus gewonnene Erkenntnisse erläutert. Danach folgt die Diskussion. Die Ergebnisse der Nachrechnung der fremden und eigenen Versuche dienen dem tieferen Verständnis des Tragverhaltens von Glas-Beton-Verbindungen unter statischen Lasten.

Im Kapitel 5 wird ein Vorschlag für ein analytisches Berechnungsverfahren vorgestellt. Die analytischen Lösungen werden auf der Basis einfacher Ersatzmodelle beschrieben.

Eine Zusammenfassung der Arbeit und ein Ausblick gibt das Kapitel 6.

## 2. Theoretische Grundlagen

### 2.1 Einleitung

In dieser Arbeit wird die flächenhafte (bzw. linienförmige) Verbindung von Glas und UHPC untersucht. Während des Herstellungsprozesses eines Verbundes bildet sich zwischen den Einzelteilen ein Bereich aus, der vorwiegend aus Matrixmaterial besteht. Bedingt durch den Herstellungsprozess sind in ihm auch Luftbläschen eingeschlossen. Daher unterscheidet sich das Materialverhalten in der Zwischenschicht vom reinen Matrixmaterial. Das Ablösen des Verbundes entlang dieser Zwischenschicht ist als Schwachstelle der Struktur anzusehen.

Das Versagen von Verbundstrukturen ist sehr komplex und nach wie vor Gegenstand intensiver Forschungsarbeit. Zuerst ist es notwendig, die Wirkungsweise solcher Verbindungen zu verstehen.

In diesem Kapitel werden die verschiedenen bekannten Mechanismen des Verbundtragverhaltens sowie diejenigen Parameter erläutert, welche einen Einfluss auf Schubkraftabtrag haben. Dabei werden die verschiedenen Ausführungen (bzw. Sorten) der Verbundfugen dargestellt. Zunächst wird auf das Schubtragverhalten von Verbundfugen, sowie auf Schubkraftübertragung in Verbundfugen nachträglich ergänzter Betonbauteile eingegangen. Danach werden die Verbundmechanismen einbetonierter Bewehrungsstäbe (gerippter Betonstähle), Mechanismen der Klebverbindungen und die Wirkungsweise von Glas-Beton-Verbindungen erklärt. Zuletzt wird auf die theoretischen Grundlagen der einzelnen Mechanismen Adhäsion, Reibung und Verzahnung eingegangen.

Für die im Folgenden betrachteten Mechanismen wurden in den letzten Jahrzehnten verschiedene Bemessungsmodelle entwickelt. Mittels dieser Darstellung sollte angezeigt werden, aus welchen Ansätzen heraus sich die eigene Modellvorstellung zum Glas-Beton-Verbundverhalten entwickelt hat.

#### 2.1.1 Schubtragverhalten von Verbundfugen

Als Verbundfuge im Bauwesen wird der Raum zwischen zwei Bauteilen oder Materialien, die miteinander verbunden sind, bezeichnet. Im Verbund entsteht die Fähigkeit zur Kraftübertragung. Dabei können zwei gleiche oder zwei unterschiedliche Materialien verbunden sein, wie z. B. Beton-Beton, Beton-Stahl, Beton-Holz, Beton-Glas usw.

Generell können kraftschlüssige, formschlüssige und stoffschlüssige Verbindungen entstehen. Kraftschlüssige Verbindungen entstehen, wenn eine Normalkraft auf die Verbundflächen, wie z. B. bei Schraubverbindungen, aufgesetzt wird. In formschlüssigen Verbindungen greifen die Verbindungspartner ineinander und sperren dem anderen die Möglichkeit zur Verschiebung, wie z. B. bei Nut-Feder-Verbindung oder Zahnkupplung. Bei stoffschlüssigen Verbindungen kommt es zu atomaren und molekularen Kraftübertragungen, wie z. B. beim Kleben und Schweißen. Diese Verbindungen können sich ohne Kraftaufsatz nicht lösen. In allen Verbundfugen ist die gegenseitige Verschiebung der verbundenen Flächen verhindert, solange die wirkende Kraft nicht größer als die Tragkraft ist.

Die Tragfähigkeit und das Tragverhalten der Verbundfuge sind abhängig von der Art der Beanspruchung. Die Beanspruchung der Verbundfugen kann senkrecht oder in Richtung der Fuge angeordnet sein. Dabei entstehen Normal- oder Schubspannungen oder eine Kombina-

tion aus beiden Spannungszuständen. In dieser Arbeit werden Verbundfugen betrachtet, die vorwiegend durch Schubspannungen belastet sind.

Es sind generell zwei Bauteile bzw. Materialien miteinander zu verbinden. Oft wird diese Verbindung mit Hilfe eines dritten Teils wie z. B. mittels Bewehrung oder Dübel verwirklicht.

Anhand einiger grundlegender Forschungsarbeiten lässt sich die Schubkraftübertragung im Wesentlichen aufgliedern auf die Traganteile:

- der Adhäsion (=Haftung)
- der Reibung
- der (Korn-) Verzahnung (engl.: aggregate interlock)
- der Bewehrung sog. Dübelwirkung (engl.: dowel action).

In der Forschung existiert noch keine einheitliche Meinung über den Einfluss der teils gegenseitig abhängigen Mechanismen und ihrem jeweiligen Anteil an der Tragfähigkeit.

Die wirkende Kraft kann im Bauteil über die Verbundzone voll weiter geleitet werden, solange die Verbindung intakt ist und die durch Traganteile bewirkte Fugenkraft nicht überschritten wird. Nach dem Überwinden einer dieser Traganteile stellt sich der Bruch mit zwei Bruchufeln ein. Seine Geometrie hängt dabei von den Eigenschaften der verwendeten Materialien ab. Die Oberflächenstruktur nach dem Bruch ist entscheidend für die Reibung und Verzahnung der beiden Bruchflächen. Die Traganteile der Schubkraftübertragung kommen nicht gleichzeitig zur Wirkung und erreichen ihre Maximalwerte bei unterschiedlichen Fugenuferverschiebungen. Zudem weisen die Traganteile verschiedene Arten des Tragverhalten auf: ein sprödes, elastisches bzw. elastisch-plastisches.

Die einzelnen Mechanismen, die sich am Fugenkraftabtrag im Verbundbauteil beteiligen, sind die Grundlage von verschiedenen Modellen und Bemessungsansätzen. Im Folgenden werden einiger Bemessungsmodelle und Bemessungsgleichungen erläutert.

### **2.1.2 Verbundfugen nachträglich ergänzter Betonbauteile**

#### **Tragverhalten des Beton-Beton-Verbundes mit Bewehrung**

Beton-Beton-Fugen treten beispielsweise bei nachträglich ergänzten Platten- und Balken-tragwerken auf. Weil vor allem Schubkräfte längs der Bauteilachse übertragen werden, werden diese Fugen als Schubfugen bezeichnet. [43]

In der Fuge treten neben planmäßigen Wirkfaktoren zusätzliche Einwirkungen auf, welche aufgrund voneinander abweichender Materialparameter entstehen. Diese Unterschiede der Materialparameter können vor allem auf den Altersunterschied der Betone und verschiedene Betonrezepturen zwischen Grund- und Ergänzungsbeton zurückgeführt werden.

Für das Versagen der Verbundfuge sind Zug- und Druckspannungen maßgeblich, die entlang der Fuge auftreten. Wie vorher erwähnt, besteht der Tragwiderstand des Verbundes aus mehreren Anteilen. Im folgenden Bild 2.1 ist die in der Literatur üblicherweise verwendete Teilung auf Adhäsion-, Reibung und Bewehrungstragwiderstand nach Birkeland/Birkeland dargestellt.

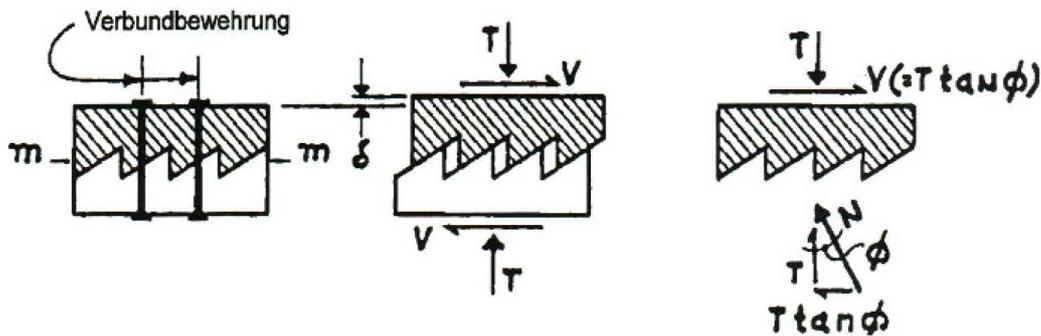


Bild 2.1 Sägezahnmodell mit der Fugenuferverschiebung und -öffnung in der Schubreibungstheorie von Birkeland/Birkeland [8]

Bisherige Forschungsarbeiten bestätigen, dass die Tragwirkung der einzelnen Anteile von der Relativverschiebung in der Fuge abhängig ist. Die Schubspannung wird zum Beginn durch den Tragmechanismus Adhäsion, den sog. Haftverbund, übertragen. Bis zum Adhäsionsversagen treten keine oder nur sehr kleine relative Verschiebungen der Fugenufer auf.

Mit dem Haftverbund zwischen Neu- und Altbeton befassten sich mehrere Autoren, wie z. B. Reinecke [67], Lenz [43], Müller [49]. Juhart [37] untersuchte die Adhäsion von UHPC an Stahl und Glas. Adhäsion wird im Kapitel 2.4 näher besprochen.

Die genannten Versuche zeigen ein sprödes Verhalten des Adhäsionsmechanismus. Der Bewehrungsanteil kann dagegen ein duktileres Fugenversagen sicherstellen. Die Aktivierung der Bewehrung wird durch die Öffnung der Fuge stattfinden. Die Verformung der Fuge muss jedoch ausreichend groß sein, um den maximalen Bewehrungsanteil zu mobilisieren.

Wirkt auf die Fuge eine äußere Normalkraft, kann nach dem Adhäsionsbruch weiter die Schubbelastung durch den Tragmechanismus Reibung übertragen werden. Dieser Traganteil ist von der Rauheit der Fugenufer und der bestehenden Normalspannung abhängig. Durch Klemm- und Dübelwirkung der Bewehrung werden zusätzliche Druckspannungen normal, das heißt rechtwinklig zu den Flächen der Fuge, aufgebracht. Diese Klemmung bewirkt zusätzliche Schubkräfte bei rauen Flächen. Zudem wird die im Beton gebettete Bewehrung bei der Verschiebung der Fugenufer wie ein quer belasteter Dübel beansprucht. Mit zunehmender Verschiebung erfährt die Bewehrung weitere Verformungen und es bildet sich eine plastische Zone aus. Danach nehmen die Relativverschiebungen stark zu.

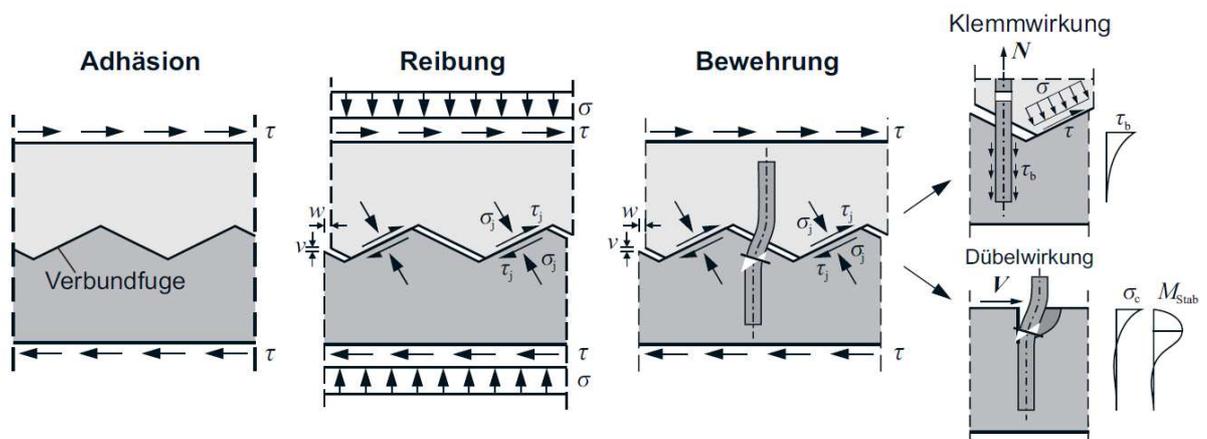


Bild 2.2 Tragwiderstandsanteile von Beton-Beton-Fuge aus [80]

## Querkraftabtrag des Beton-Beton-Verbundes ohne Bewehrung

In der Bruchzone des Beton-Beton-Verbundes wirken die Schubspannungen  $\tau$  und Normaldruckspannungen  $\sigma$ . Diese rissübergreifenden Spannungen in Verbundbetonbauteilen ohne Bewehrung werden wie folgt aufgeteilt:

- Zugspannungen in der Bruchprozesszone (=Adhäsion)
- Schubspannungen aus Rissverzahnung
- Schubspannungen aus Reibung.

Die Ergebnisse der Forschungsarbeiten belegen die Abhängigkeit der Größe der übertragbaren Spannungen von der Rauheit der Fugenoberflächen, der Festigkeit von Zementstein, der Festigkeit von Zuschlägen und den Verbundeigenschaften zwischen Zementstein und Zuschlag, sowie von der Fugenuferverschiebung (der sog. Rissgleitung)  $v$ .

Die Adhäsion wird schon bei vergleichsweise geringen Verschiebungen überwunden. Ab wann die einzelnen weiteren Mechanismen zu wirken beginnen ist noch nicht klar.

Modelle für die Beschreibung des Tragverhaltens von Verbundbetonbauteilen ohne Bewehrung verwenden die oben genannte Aufteilung in die Mechanismen: Adhäsion, Reibung und Verzahnung. Eine Differenzierung dieser Anteile ist jedoch sehr schwierig oder nicht möglich. Zusätzlich wird oft auch die Gesamtrauheit der Fugenufer in einen lokalen und einen globalen Anteil aufgegliedert.

Die lokale Rauheit sollte vor der Relativverschiebung zwischen Fugenufer eintreten oder sofort nach Adhäsionsbruch aktiviert werden. Gleich danach kann die globale Rauheit, d. h. die Verzahnung der Bruchufer, bei kleinen Verschiebungen für die Kraftaufnahme sorgen. Mit Vergrößerung der Relativverschiebung  $v$  nimmt die Fugenöffnung  $w$  zu. Die Fähigkeit der Verzahnung zur Kraftübertragung ist durch die Fugenöffnung begrenzt. Bei großen Öffnungen können keine Verzahnungsspannungen mehr zwischen den Bruchufern übertragen werden.

Die Verzahnung wird in der Forschung als eine wichtige Komponente der Schubkrafttragfähigkeit angegeben. Ausführliche theoretische und experimentelle Untersuchungen dazu wurden von Walraven [75] durchgeführt. Die Interpretation der einzelnen Mechanismen wird näher im Kapiteln 2.3, 2.4 und 2.5 beschrieben.

### Nachträglich verstärkte Stahlbetonstützen

Die Schubspannungen in der Kontaktfläche zwischen Alt- und Neubeton einer spritzbetonverstärkten Stahlbetonstütze hängen von der senkrecht auf die Fuge wirkenden Normalspannung und von der Verschiebung ab. Dabei spielt die während der Vorbehandlung der Altstützenoberfläche erzeugte Oberflächenrauheit eine wesentliche Rolle.

Die Verbundfestigkeit der Fuge zwischen der Oberfläche des alten Betons und dem Spritzbeton wird in zwei Anteile aufgegliedert, nämlich die Adhäsion (=Haftverbund) und die Reibung.

#### 2.1.3 Verbundverhalten einbetonierter Bewehrung

Der Verbund zwischen Bewehrungsstäben und dem umgebenden Beton geschieht durch die Mechanismen Haftung, Reibung und mechanische Verzahnung. In nachstehenden Bild 2.3 sind die Wirkungsbereiche der drei Verbundmechanismen schematisch für glatten und gerippten Stahl dargestellt.

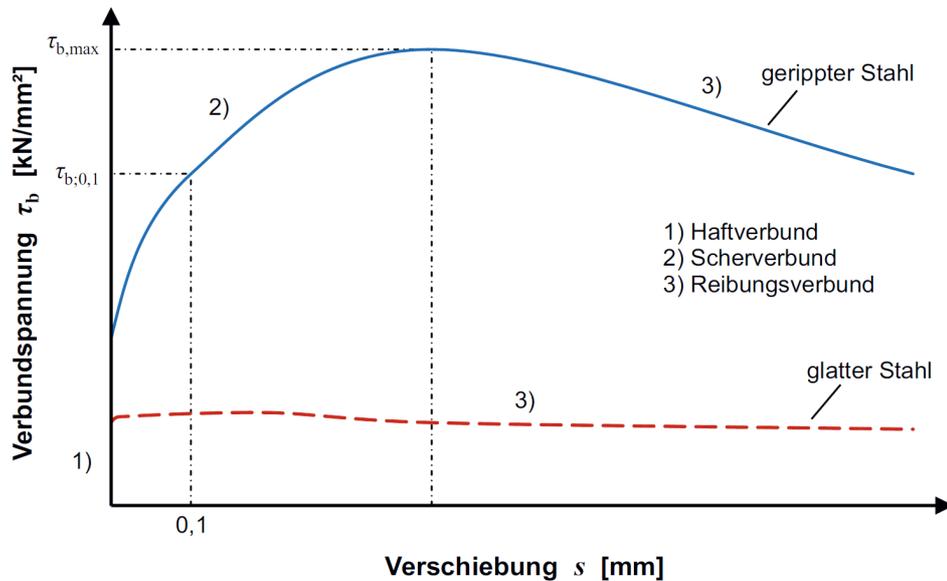


Bild 2.3 Verbundspannung in Abhängigkeit von der Verschiebung bei glattem und geripptem Bewehrungsstahl nach [65] [79] aus [80]

Der maßgebende Verbundmechanismus für gerippte Bewehrungsstäbe ist die Verzahnung, hier als Scherverbund bezeichnet. Der Einfluss des Haft- und Scherverbundes ist nur schwer zu unterscheiden. Der Haftverbund einbetonierter Bewehrung wird bereits bei kleinen Relativverschiebungen überwunden. Unter der Haftung wird hier die Kraftübertragung aufgrund chemischer Adhäsion und Grenzflächenverzahnung zwischen den zwei Baustoffen im mikroskopischen Bereich verstanden. Der Haftverbund wird vor allem durch die Rauheit der Bewehrung beeinflusst. [80]

Die Kräfteübertragung zwischen dem Stahlstab und dem umhüllenden Beton erfolgt über die Rippen der Bewehrung und die dazwischenliegenden Betonkonsolen, wie schematisch auf dem Bild 2.4 gezeigt. Treten Relativverschiebungen auf, bilden sich innerhalb des Betons Druckstreben und um den Betonstahl verlaufende Ringzugspannungen.

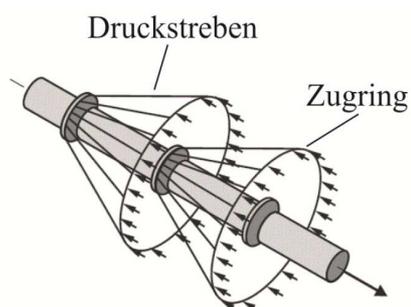


Bild 2.4 Räumlicher Spannungszustand einbetonierter Bewehrung [86]

Rippen auf dem Bewehrungsstab haben eine bestimmte Form, Neigung, Höhe und befinden sich in einem definierten Abstand. Beim Ausziehen des Stabes werden die Betonkonsolen zwischen den Rippen abgesichert und der Kräfteabtrag kann nur noch über Reibverbundspannungen erfolgen. Es kann noch eine zweite sehr spröde Versagensart auftreten, die als Sprenggrissversagen bezeichnet wird. Infolgedessen, dass die Ringzugspannungen die Zugfestigkeit des Betons überschreiten, entstehen Risse entlang der Bewehrung und bei zu ge-

ringer Betondeckung spalten diese Risse die Betonschale ab. Bei einem Sprengrissversagen können keine Verbundspannungen mehr übertragen werden.

Den Verbund zwischen geripptem Bewehrungsstab und Beton ist durch die Rippengeometrie, die Betondeckung, sowie die Beton- und Stahlsorte determiniert.

#### 2.1.4 Mechanismen der Klebeverbindungen

##### Bindungskräfte in der Klebung

Die über die Klebefuge übertragbare Schubspannung besteht aus einem Anteil der Adhäsion und einem Anteil der Reibung. Die Adhäsion ist im Wesentlichen von der Vorbehandlung der Betonoberfläche und von der Haftung des Klebstoffs auf der Klebefläche abhängig. Die Reibung hängt von der Normalspannung und vor allem von der Struktur der Klebefläche ab. Bei der bewehrten Klebefuge treten neben den genannten Anteilen weitere Tragmechanismen auf: die Dübelwirkung und die Klemmwirkung. [48]

Zur Beurteilung der Tragfähigkeit der Klebung ist die Wahl des Bruchkriteriums zu treffen. Hier ist die Versagensart der Klebefuge maßgeblich. Es kann zum Werkstoffversagen des Klebstoffs oder des Fügeteils kommen (d. h. zu einem Kohäsionsversagen) oder zum Lösen des Klebstoffs von der Klebefläche (Adhäsionsversagen). Zudem muss der aus der maßgebenden Belastungssituation resultierende Spannungszustand und idealerweise auch die sich ergebende Spannungsverteilung entlang der Klebefuge bekannt sein.

Die Festigkeit der Verbindung kann auf Basis des maßgebenden Bruchkriteriums für die bekannte Klebefläche bestimmt werden. Zur Bestimmung der über die Klebefuge übertragbaren Kraft wird eine konstante Verteilung der Spannungen entlang der Klebefuge angenommen. Für die veränderliche Spannungsverteilung müssen zusätzliche Beziehungen gefunden werden.

In der Stahlbetonbauweise findet eine Klebefuge zum Beispiel beim Fügen von UHPC-Bauteilen in die Konstruktion durch Kleben oder in der Form der auf Beton aufgeklebten Bewehrung eine Anwendung. Die übertragbare Kraft kann mit Hilfe der FE-Modellierung des Verbundverhaltens ermittelt werden. Mit einem Verbundansatz werden dann die Beziehungen zwischen der Scherfestigkeit und der Grenzrelativverschiebung zwischen Klebebewehrung und Beton gefunden. Dazu muss die Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes gelöst werden.

Klebefugen bei Betonbauteilen können ohne oder mit Bewehrung ausgeführt werden. Bei den Klebefugen ohne Bewehrung ist bis zum Adhäsionsversagen ein monolithisches Tragverhalten mit sehr geringen Fugenverschiebungen feststellbar. Der Adhäsionsbruch ist bei der reinen Verklebung sehr spröde und die Last fällt unmittelbar ab.

Bei der bewehrten Verklebung führt der Adhäsionsbruch zu einer Fugenrelativverschiebung mit einem geringen Lastabfall, bis die Bewehrung in der Klebefuge aktiviert wird (sog. Dübelwirkung). Durch die Klemmwirkung der Bewehrung kann die Tragfähigkeit der Fuge deutlich gesteigert werden (Bild 2.5). Die Umlagerung von der Adhäsionstragwirkung zur Bewehrungstragwirkung ist bei hochfesten Betonen ohne große Verschiebungen möglich. [80]

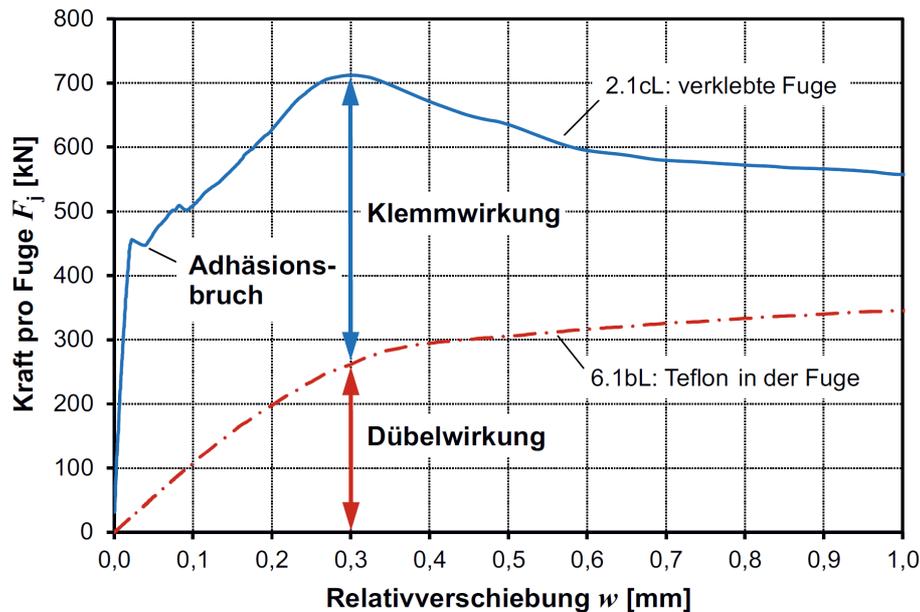


Bild 2.5 Last-Verschiebungs-Kurven über begrenztem Verschiebungsbereich – Einfluss der Klemm- und Dübelwirkung aus [80]

Geklebte Bewehrung wird bei der Verstärkung von Stahlbeton- und Spannbetonbauteilen als zusätzliche Biegezugbewehrung entweder auf die Bauteiloberfläche aufgeklebt oder in Schlitzen verklebt, die im Bereich der Betondeckung in die Bauteiloberfläche gesägt werden.

### Verbundverhalten aufgeklebter Bewehrung

Die Kraftübertragung in der Verbundfuge erfolgt bei den aufgeklebten Stahllaschen oder CFK-Lamellen im Endverankerungsbereich und entlang der Bewehrung (im Bereich der sogenannten Zwischenrisselemente).

Verbundfugen mit aufgeklebter Bewehrung versagen unter Zugbeanspruchung der Klebefuge. Dabei tritt ein Adhäsionsbruch, ein Kohäsionsbruch im Klebstoff oder ein Versagen im UHPC auf.

Ein Verbundversagen tritt in der Regel durch einen Bruch der oberflächennahen Betonschicht auf. Die gebrochene Klebefuge kann weiter Schubkräfte übertragen, wenn normal zur Klebefuge Druckspannungen wirken. Bei einem Bruch der Klebefuge ist jedoch meist mit einem spröden Versagen zu rechnen.

Im Bild 2.6 werden die verschiedenen Bereiche der Verbundentkopplung dargestellt.

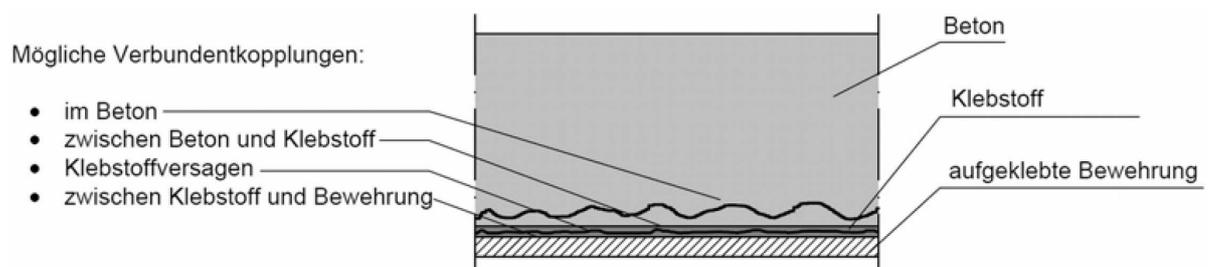


Bild 2.6 Bereich der Verbundentkopplung im Querschnitt mit geklebter Bewehrung (in Anlehnung an *fédération internationale du béton* 2001) aus [25]

Die Verbundentkopplung aufgrund eines Betonbruches kann entweder in der oberflächennahen Betonschicht oder direkt unter der einbetonierten Bewehrung auftreten. Der Bruch geht von einer lokalen Überschreitung der aufnehmbaren Verbundkraft aus oder bildet sich beginnend an einem Steifigkeitssprung des Bauteils aus. Da der in der Klebeverbindung verwendete Beton eine niedrigere Zugfestigkeit als der Klebstoff aufweist, tritt die Ablösung in oberflächennaher Schicht des Betons auf. Bemessungskonzepte für aufgeklebte Bewehrung verwenden in der Regel diese Bruchart.

### Verbundverhalten in Schlitzen verklebter Bewehrung

Die Bewehrung kann mit einem Klebstoff in eingeschnittene oder eingefräste Schlitze im Beton eingeklebt sein. Aufgrund der relativ kleinen, für das Einschlitzen verfügbaren Fläche kommen vor allem hochfeste CFK-Werkstoffe zum Einsatz.

Bei sehr geringen Betonfestigkeiten bricht im Bereich der Lamelle ein- oder beidseitig ein Betonkeil entlang der Lamelle heraus. Ab Betonfestigkeit von circa C20/25 kommt es zu einem Versagen in der Klebschicht. Für das Verbundverhalten in Schlitzen verklebter Bewehrung sind vor allem mechanische Eigenschaften des Klebstoffes, wie die Scherfestigkeit und die Haftung des Klebstoffes auf der Lamelle, sowie das Verformungsverhalten des Klebstoffes von Bedeutung. [25]

Auf den Verbund haben noch viele weitere Faktoren einen Einfluss, wie zum Beispiel: Abstand der CFK-Lamellen vom Rand, Lamellenbreiten/ -dickenverhältnis, Oberflächengestaltung der Lamelle, Oberfläche des Schlitzes.

Das nachstehende Bild 2.7 stellt eine CFK-Lamelle und ein Rundprofil mit gleicher Querschnittsfläche dar. Bei den CFK-Lamellen zeigt sich aufgrund des günstigen Spannungszustandes und der größeren Verbundfläche eine deutlich bessere Verbundwirkung [25]. Es ist zu erwarten, dass sich beim Einbinden des Glasrandes im Beton eine ähnliche Verbundwirkung zeigt.

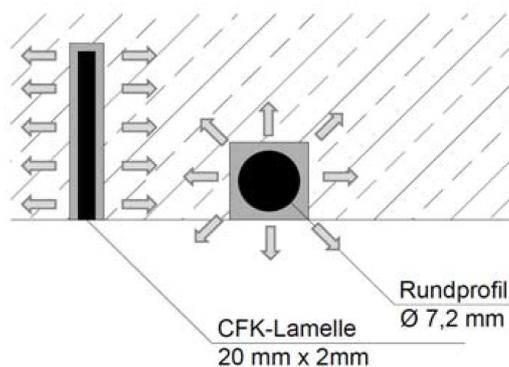


Bild 2.7 In Schlitzen verklebte CFK-Lamelle und ein eingeklebtes Rundprofil mit gleicher Querschnittsfläche aus [25]

### 2.1.5 Verbundmechanismen der Glas-Beton-Verbindungen

Die Wirkungsweise von Glas-Beton-Verbindungen begrenzt sich auf drei Tragmechanismen: Adhäsion (=Haftverbund), Verzahnung und Reibung. Weil die Verbundfugen ohne Bewehrung ausgeführt werden, ist der Anteil der Dübelwirkung nicht vorhanden.

Zu Beginn werden die Schubspannungen in der Verbindung durch Adhäsion übertragen. Die Tragwirkung durch Adhäsion beruht auf physikalisch-chemischen Bindungen auf mole-

kularer Ebene und auf einem Anteil der mikromechanischen Verzahnung. Wird die Fugenbelastung größer als die Haftfestigkeit, führt dies zu einem Adhäsionsbruch. Die Adhäsion versagt spröde. Die Übertragung der Schubkräfte in der Fuge von Glas-Beton-Verbundbauteilen reduziert sich nach dem schlagartigen Aufreißen der Fuge auf den Reibungs- und Verzahnungseffekt. Reibung und Verzahnung können nach der Zerstörung der Haftung zwischen Glas und Beton aktiviert werden, da die Bruchflächen eine Rauheit aufweisen. Die Verzahnung ist eine Art der mechanischen Verankerung und bildet sich überwiegend auf rauen, porösen Oberflächen aus. Sie entsteht, wenn Teile des flüssigen Betons in die Vertiefungen der aufgerauten Glasoberfläche eindringen und sich dort während des Aushärteprozesses abstützen. Nach Aushärtung des Betons bildet sich eine formschlüssige Verbindung. Sie wirkt auch in Fugen, die nicht durch eine äußere Kraft gedrückt werden.

Der Versagensvorgang von Glas-Betonverbundstruktur wird innerhalb einer Ebene (sog. Grenzschicht bzw. Fuge) betrachtet. Im Grenzbereich zwischen Glas und Beton entsteht bei einwirkender Belastung nach Überschreiten der Haftverbundfestigkeit ein Riss in der Kontaktfuge und es kommt gleichzeitig zu einer Fugenuferverschiebung  $v$  und einer Fugenöffnung  $w$ . Die Fugenöffnung verbreitert sich bei zunehmender Schubkraft infolge der Unebenheiten der Kontaktfläche. Eine Beschreibung dieser Unebenheiten im Hinblick auf ihre mechanische Wirkungsweise ist mit vielen Unsicherheiten verbunden. In Forschungsarbeiten existieren verschiedene Modelle der Topographie der Grenzfläche, welche aber dem Zweck der Auswertung der Rauheit dienen [77].

Das folgende Bild 2.8 zeigt die Modellvorstellung einer sägezahnartigen Glas-Beton-Fuge. Die Kräfte zwischen den Oberflächen wirken normal und tangential zu den Kontaktflächen.

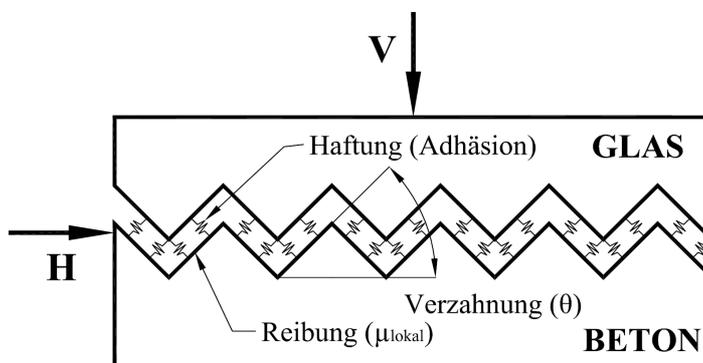


Bild 2.8 Modell der Glas-Beton-Verbindung

Bei gegenseitiger Verschiebung der Bruchufer werden die Schubspannungen übertragen. Entlang der Fuge treten infolge Belastung veränderliche Zug- und Druckspannungen auf. Solange der Formverbund (d. h. die Verzahnung) wirkt, werden die Spannungen im Beton übernommen. Aufgrund der Neigung der Zähne kann sich die Fuge öffnen, wenn keine Normalspannungen aufgetragen werden. Die Fugenöffnung spielt hier eine wesentliche Rolle, weil bei großen Entfernungen der Oberflächen keine Kräfte mehr übertragen werden können. Tritt innerhalb des Verbundes der Bruch der Verzahnung ein, gehen die einzelnen Bauteile aus Glas und Beton auseinander. Deswegen ist die Erfassung des Überganges vom verzahnten zum nicht verzahnten Querschnitt von großem Interesse.

Das Verhalten des verzahnten Querschnitts ist auf die Zugfestigkeit des Betons und Zahngeometrie des Verbundes zurückzuführen. Dabei ist die Verformung der Fügebauteile zu berücksichtigen.

sichtigen. Die Verformungsvorgänge finden nicht nur lokal im einzelnen Querschnitt, sondern in der Summe aller Querschnitte eines Bauteils statt.

Bei Steigerung der Schubkraft bildet sich in der Grenzschicht ein Riss und in Abhängigkeit von seiner Öffnung  $w$  stellt sich eine wegschiebende Komponente, der sogenannte Abpressdruck ein. Diese Kraftkomponente kann zu einer Traglaststeigerung führen, wenn die Glasumschließung aus Beton, wie ein Schubbewehrungsbügel, die Öffnung der Fugenufer behindert. Schreitet die Fugenöffnung fort und erreicht die Rissfront die Einbindetiefe des Glasrandes, befindet sich der Verbund in vollständiger Entkoppelung. Es kann noch zum Abbruch der seitlichen Betonflanken kommen. Aufgrund des Abscherens der Verzahnung wird die Oberflächenstruktur der Fugenufer und folglich die Reibung im Riss verändert, was die gesamte Schubtragfähigkeit der Fuge beeinflusst.

Der Anpressdruck auf die Glasoberfläche kann durch zusätzliche Maßnahmen aktiv eingeleitet werden. Die Wirkungsweise des aktiven Anpressens unterscheidet sich vom passiven. Beim passiven Anpressen hängt die Rissöffnungsarbeit  $W_p$  von der Fugenöffnung  $w$  ab, d. h. die Normalspannung  $\sigma_{n,p}$  in der Fuge nimmt mit steigender Fugenöffnung zu. Die Fugenöffnungsarbeit  $W_a$  und damit die Normalspannung  $\sigma_{n,a}$  ist beim aktiven Anpressdruck konstant. Wie der passive  $\sigma_{n,p}$  und aktive  $\sigma_{n,a}$  Anpressdruck sich abhängig von der Öffnung der Fuge  $w$  nach Husemann und Budelmann aufbaut ist im Bild 2.9 dargestellt. [35]

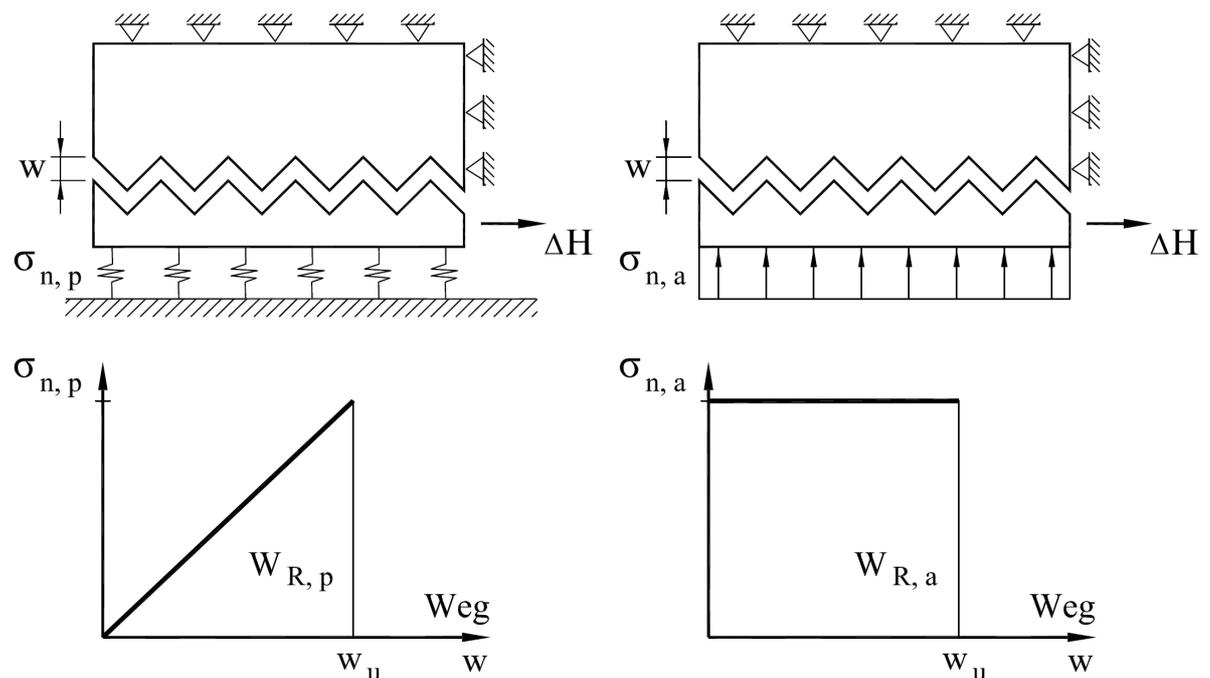


Bild 2.9 Aufbau des passiven  $\sigma_{n,p}$  und aktiven  $\sigma_{n,a}$  Anpressdrucks abhängig von der Öffnung der Fuge  $w$  nach Husemann und Budelmann

Die Versagensart auf Grund des Adhäsionsbruchs wird als Zwischenschichtbruch bezeichnet [63]. Ein üblicher Begriff in der Literatur ist Delamination. Das Zertrennen der Schichten wird entweder durch die Zugspannung senkrecht zur Zwischenschicht oder durch Schubspannungen in der Zwischenschicht ausgelöst. Diese Spannungen werden interlaminaire Spannungen genannt. Aus Gleichgewichtsgründen treten sie natürlich auch innerhalb des Grundmaterials auf. Sofern keine Schädigungen, wie Anrisse und Fehlstellen, in der Zwischenschicht existieren, sind die interlaminaren Spannungen zu gering, um eine Delaminati-

on auszulösen. Zur Beurteilung der Delaminationsgefahr werden Kriterien in der Schädigungs- und Bruchmechanik angesetzt, die nur die interlaminaren Spannungen berücksichtigen.

## 2.2 Grundlagen der Schädigungs- und Bruchmechanik

Die Bauteile aus Beton, einem zusammengesetzten Werkstoff, weisen bereits vor dem Wirken äußerer Kräfte Mikroschädigungen auf. Diese Mikrorisse entstehen während der Hydratation im Zementstein. Nach Aufbringen einer Belastung verhält er sich zunächst annähernd linear-elastisch. Allerdings überlagern sich die Eigenspannungen mit durch äußere Belastung hervorgerufenen Beanspruchungen und es entstehen weitere Mikrorisse, wenn sich die Spannungen an die Betonzugfestigkeit annähern. Mit steigender Beanspruchung und ausgehend von einer Schwachstelle im Betongefüge, vereinigen sich diese Mikrorisse zu einem Bereich erhöhter Mikrorissdichte, der sogenannten Bruchprozesszone (kurz: BPZ). Diese kann sich im Betonkörper zu einem Einzelriss (Makroriss) bzw. einem Spalt ausbilden. Trotz dem Auftreten erster Risse wird der Bauteil weiterhin Last übertragen können. Gründe dafür liegen in der Reibung und der mechanischen Verzahnung der Rissoberflächen. Da die Rissufer nicht glatt sind, sondern uneben verlaufen, können durch die vorhandene Uferverzahnung weiterhin Spannungen im Riss übertragen werden. Diese Fähigkeit nimmt jedoch mit wachsender Rissöffnung ab. Die kritische Rissöffnung, ab der keine Spannungen mehr übertragen werden können, liegt nach Walraven/Lehwalter [76] bei ungefähr  $w_0 = 0,15 \dots 0,18$  mm. Dies wird u. a. von Grimm [29] bestätigt. [41]

In der Schädigungsanalyse mit Hilfe von linearen oder nichtlinearen Rechenmodellen können die Zugspannungen berechnet und mit der Zugfestigkeit des Betons verglichen werden. Wird die Zugfestigkeit überschritten, bilden sich die Risse. Mit dem kritischen Zugspannungskriterium wird aber nur die Rissentstehung erfasst. Die Beschreibung der Rissausbreitung und der Bildung neuer Oberflächen mit der Kontinuumsmechanik sind nicht möglich. Die Bruchmechanik geht von der Annahme der Existenz von Makrodefekten aus und befasst sich mit rissbehafteten Körpern. Als Bindeglied zwischen der Kontinuumsmechanik und der Bruchmechanik dient die Schädigungsmechanik, die von der Annahme von Mikrorissen und Schädigungen überall im Werkstoff ausgeht.

### 2.2.1 Definitionen

#### Schädigungsmechanik (engl.: **damage mechanics**, kurz: **DM**)

Im Bauteil sind während des Herstellungsprozesses und bei Belastung Schädigungen wie Hohlräume, Risse und Poren vorhanden. Bei mechanischer Belastung der Festkörper entstehen hohe Spannungskonzentrationen an den inhomogenen Bereichen. Dies bewirkt, dass sich die Hohlräume zusammenschließen und lokale Mikrorisse anwachsen, wie Bild 2.10 darstellt. Bei steigenden Schädigungsmechanismen des Materials (im Mikrobereich) wachsen die lokalen Diskontinuitäten (d. h. die Mikrorisse) zusammen und es kann von einer Initiierung eines Risses (im Makrobereich) gesprochen werden. Die Schädigungsmechanik beschreibt die Abnahme der Steifigkeit des Werkstoffes als Folge dieser Vorgänge. [3]

Der Schädigungszustand wird mit Hilfe der inneren Schädigungsvariablen  $D$  (von engl.: **damage**) beschrieben. Die Schädigungsvariable kennzeichnet den inneren Zustand des

Werkstoffs. Der Wert  $D = 0$  entspricht einem ungeschädigtem Material. Erreicht die Schädigungsvariable den Wert  $D = 1$ , so ist das Material lokal geschädigt, was dem gerissenen Zustand entspricht. [26]

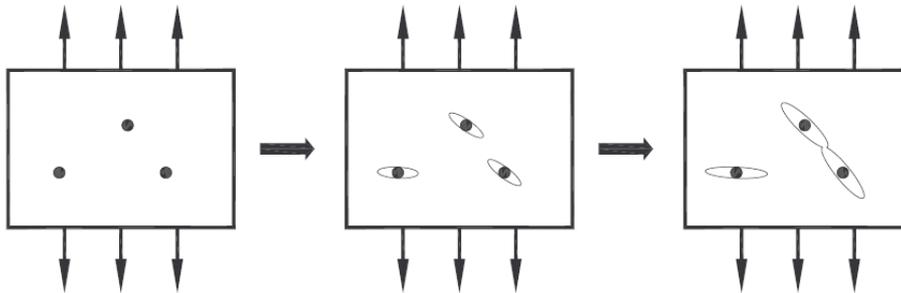


Bild 2.10 Initiierung eines Risses

### **Bruchmechanik (engl.: fracture mechanics, kurz: FM)**

Die Bruchmechanik führt zu einer globalen Analyse und Bewertung der Festigkeit. Zunächst muss bereits ein Riss oder eine Fehlstelle im Bauteil vorhanden sein, sonst findet die Bruchmechanik keinen Ansatz. Für die Bewertung werden Beanspruchungskenngrößen verwendet, die die Belastung und Geometrie eines Bauteils sowie die Größe und Art des auftretenden Risses enthalten. Es wird von kritischen Spannungszuständen im Bereich der Rissspitze ausgegangen. Die Initiierung des Risses verursacht eine regelmäßig extreme Konzentration der mechanischen Spannungen nahe der Rissspitze. Die bruchmechanische Analyse beinhaltet die Bestimmung kritischer Rissgrößen, der Risswachstumsgeschwindigkeit und ermöglicht die Beurteilung der Tendenz eines Risses zur Ausbreitung, sowie ihre bevorzugte Richtung. [3]

Die bruchmechanischen Konzepte können in Modelle der linear-elastischen Bruchmechanik (kurz: LEBM) und in Modelle der nichtlinearen Bruchmechanik (kurz: NLBM) unterteilt werden. In der linear-elastischen Bruchmechanik wird ein rissbehafteter Körper im gesamten Gebiet als linear-elastisch angesehen. Der Spannungsintensitätsfaktor  $K$  (engl.: stress intensity factor) als Kenngröße der LEBM ist anwendbar. Der Bruch erfolgt spröd, d. h. ohne größere plastische Verformungen. Treten vor der Rissspitze ausgedehnte plastische Bereiche auf, wird eine Anwendung der elastisch-plastischen Bruchmechanik (kurz: EPBM) erforderlich. Für die Beschreibung der Beanspruchung dienen die Rissöffnung und das sogenannte J-Integral.

Die Bruchmechanik macht jedoch keine Aussagen über die verschiedenen Mechanismen, die zur Rissbildung beitragen. Mit Änderungen der Materialeigenschaften und ablaufenden Schädigungsvorgängen im Material, die in Rissen resultieren, befasst sich wie erwähnt, die Schädigungsmechanik. Die Schädigungsmechanik kann zusätzlich unterteilt werden in die Kontinuumschädigungsmechanik (die Kontinuums-Schadensmechanik) und in die Grenzflächenschädigungsmechanik.

### **Kontinuums-Schadensmechanik (engl.: continuum damage mechanics, kurz: CDM)**

Die Bruchmechanik betrachtet Risse makroskopisch. Die Rissoberflächen werden in einem ansonsten ungeschädigten Material eingeführt. Die Anwendung dieser Betrachtung ist auf jene Risse begrenzt, die zum Versagen der Struktur führen, was nur bei einer geringen An-

zahl von Rissen durchführbar ist. Die Materialdefekte (Risse und Poren) werden in der Kontinuums-Schadensmechanik durch eine Kontinuumsdarstellung erfasst. Anstatt jeden einzelnen Mikroriss darzustellen und Rissoberflächen in einem ansonsten ungeschädigten Material zu modellieren, wird die Rissdichte bzw. die Auswirkung der Risse auf die lokal gemittelten elastischen Eigenschaften durch eine Schädigungsvariable ausgedrückt.

### **Grenzflächenschädigungsmechanik (engl.: interfacial damage mechanics, kurz: IDM)**

Eine räumliche Darstellung von Rissen in der Kontinuums-Schadensmechanik geht in der Grenzflächenschädigungsmechanik in die zweidimensionale Darstellung einer Grenzfläche zwischen zwei Körpern über. Die Struktur hat die Dicke Null. Um die Beziehung zwischen Grenzflächenspannung und Separation in der Grenzfläche zu definieren werden verschiedene Materialmodelle verwendet. Die Separation bzw. diskontinuierliche Verschiebung ist identisch mit der Risspitzenöffnung.

#### **2.2.2 Arten der Rissöffnung (Beanspruchungsfälle)**

Ein Bruch bedeutet die Trennung eines Festkörpers unter äußerer Belastung in mehrere Teile: dabei werden Bindungen zerstört und neue Oberflächen gebildet. Die Bruchmechanik unterscheidet drei verschiedene Rissöffnungsarten.

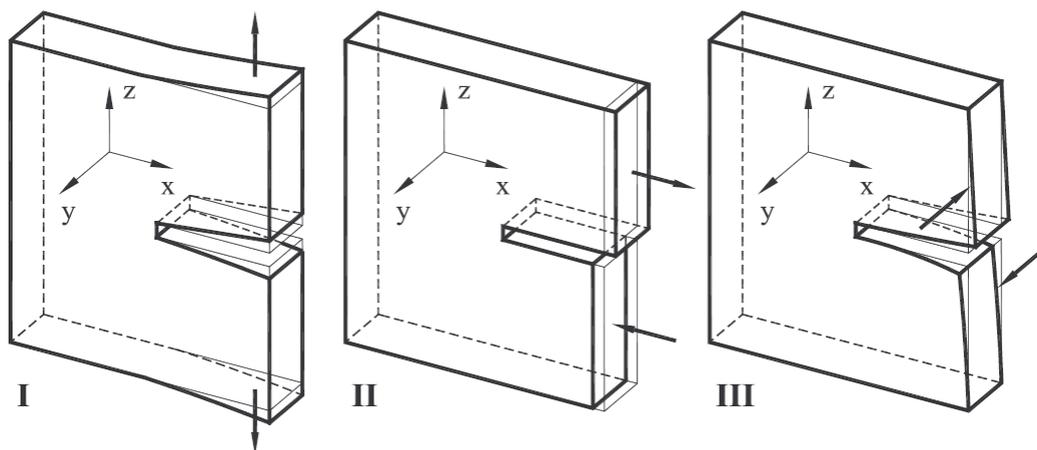


Bild 2.11 Rissbeanspruchungsfälle der Bruchmechanik: Modus I, II, II

Der Riss geht von seiner Risspitze aus. Die gegenüberliegenden Bruchflächen werden Rissufer (Rissflanken, Rissoberflächen) genannt. Aus der unterschiedlichen Bewegung der Rissufer zueinander können drei grundlegende Rissöffnungsarten, die mit römischen Ziffern I, II, III bezeichnet werden, definiert werden. Gewöhnlich wird von Modus I, II, III gesprochen. Die römische Ziffer, verwendet als Index, kennzeichnet, welcher Modus jeweils gemeint ist. Der Modus I beschreibt eine (zur horizontalen  $xy$ -Ebene symmetrische) Rissöffnung, die typisch für eine Zugbelastung ist. Bei einer ebenen Schubbelastung tritt der Modus II auf, der sich durch eine antisymmetrische Rissöffnung in  $x$ -Richtung äußert. Im Fall der nicht ebenen Schubbeanspruchung öffnet sich der Riss im Modus III. Dieser Fall stellt eine antisymmetrische Rissöffnung in  $y$ -Richtung tangential zur Rissfront dar.

Alle drei Modi sind im vorstehenden Bild 2.11 dargestellt.

### 2.2.3 Brucharten

Die Art des Bruches ist abhängig vom Material, von der Geometrie und von der Belastungsart des Festkörpers, sowie von Temperatureinflüssen. Die Bruchart wird je nach Beanspruchung (z. B. Spaltbruch, Gleitbruch, Torsionsbruch), dem kristallographischen Verhalten (transkristalliner Bruch = durch das Korn, interkristalliner Bruch = entlang von Korngrenzen) und dem Materialverhalten (duktiler und spröder Bruch) unterteilt.

Bruchvorgänge und Ausbreitung des Risses können unter der mechanischen oder der thermomechanischen Belastung entsprechend dem Materialverhalten, auf unterschiedliche Weise verlaufen. Im Folgenden werden diese unterschiedlichen Brucharten kurz erklärt.

Das nachstehende Bild 2.12 zeigt beispielsweise Brucharten und entsprechende Beziehungen zwischen Deformation und Kraft bei ständig steigender mechanischer Belastung.

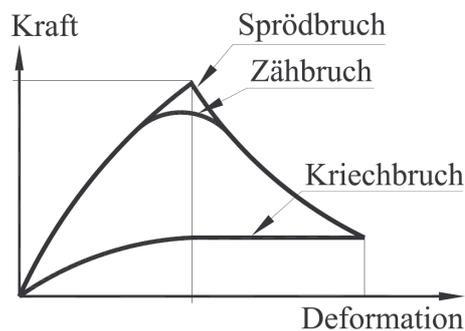


Bild 2.12 Brucharten bei ständig steigender mechanischer Belastung: Sprödbbruch, Zähbruch und Kriechbruch (in Anlehnung an [3])

#### Brucharten bei ständig steigender mechanischer Belastung:

- Sprödbrech (engl.: brittle fracture)

Ein Bruch ohne oder mit nur geringer plastischer Verformung während des Bruchvorgangs wird als Sprödbrech bezeichnet.

Sprödbrech ist eine verformungsarme Bruchart: es sind keine oder nur geringe plastische Deformationen festzustellen. Sprödbreche treten bei Nichtmetallen wie Stein und Glas auf, aber können auch bei Metallen unter niedriger Temperatur oder als Ermüdungsbruch entstehen. Matrixmaterialien aus Kunststoff, die typischerweise für Faserverbund verwendet werden, zeigen ebenfalls ein sprödes Versagen. [63]

- Zähbruch (engl.: ductile fracture)

Treten vor oder während des Bruchvorganges vorwiegend plastische Deformationen im Rissbereich auf, so wird von einer duktilen Rissausbreitung gesprochen. Die plastischen Materialien weisen eine glatte Entlastung auf. Diese Bruchart erscheint häufig bei Metallen zusammen mit plastischem Fließen. Zähbruch ist eine verformungsreiche Bruchart.

- Kriechbruch (engl.: creep fracture)

Bei stark kriechenden Materialien ist die Bestimmung des Anfangs der Rissausbreitung durch die flach ansteigende Kurve kaum möglich. Die Dehnung, die gewöhnlich nur von der Spannung beeinflusst wird, hängt bei Kriechvorgängen auch von Zeit und Temperatur ab.

## Brucharten bei mechanischer oder thermomechanischer Wechselbelastung:

- Ermüdung (engl.: fatigue)

Durch Einwirkung von sich zeitlich verändernder und wiederholender mechanischer Belastung (z. B. Schwingung oder thermische Zyklen) kann ein Ermüdungsbruch hervorgerufen werden. Die zyklische Belastung bewirkt eine Rissausbreitung bei Bauteilen, obwohl deren Werkstoff unter monotone Beanspruchung ein duktileres Verhalten zeigt und die Amplitude der Wechselbelastung weit unter der Bruchzähigkeit des Materials liegt.

### 2.2.4 Rissfortschritt und Rissmodelle

Das Studium der Rissausbreitung infolge Belastung und Spannungs- und Dehnungsfelder im Rissspitzenfeld ist für die Beurteilung des Bruchverhaltens von Werkstoffen von Bedeutung. Das Verhalten an der Rissspitze ist entscheidend für den Rissfortschritt. Die Rissvergrößerung erfolgt physikalisch durch Schädigungsmechanismen im Mikrobereich. Zur Beurteilung des mechanischen Verhaltens ist ein Rissmodell erforderlich. Die bekanntesten Rissmodelle sind jene nach Barenblatt, Griffith, Irwin & Mc Clintock und nach Dugdale.

Ein Riss wird als eine Kerbe mit unendlich kleinem Kerbradius betrachtet. Dementsprechend bilden sich an der Rissspitze unendlich hohe Spannungen. Dabei wird in dem Bereich eine plastische Zone zugelassen, die aber klein gegenüber der Risslänge bleiben muss.

Der genaue Verlauf der Spannungen an den Rissoberflächen und die dabei vorhandene Rissöffnung sind im Bauteil unbekannt und experimentell nicht zu ermitteln. Im Schrifttum sind unterschiedliche Annahmen für den Verlauf dieser Spannungen als Funktion der Separation getroffen worden. Grundlegend in der Analyse sind die Rissgeometrie und die Größe der plastischen Zone an der Rissspitze. Für eine Rissfortschrittsbeschreibung stehen zum Beispiel folgende Modelle für duktile und spröde Werkstoffe zur Verfügung [63]:

- Rissmodell nach Dugdale

Dugdale [19] beschäftigte sich mit elastisch-plastischen Problemen. In Bauteilen aus duktilem Material bildet sich in der Umgebung der Rissspitze eine schmale plastische Zone. Mit der Belastung wächst der plastische Bereich an. Zur Charakterisierung des Rissspitzenzustandes wurde die Rissspitzenöffnung (engl.: crack tip opening displacement, kurz: CTOD), d. h. die Verschiebung zwischen den Rissufern gewählt. Dugdale schlägt in seinem Modell ein ideal plastisches Rissverhalten mit einer konstanten Fließspannung innerhalb der plastischen Zone vor (Bild 2.13).

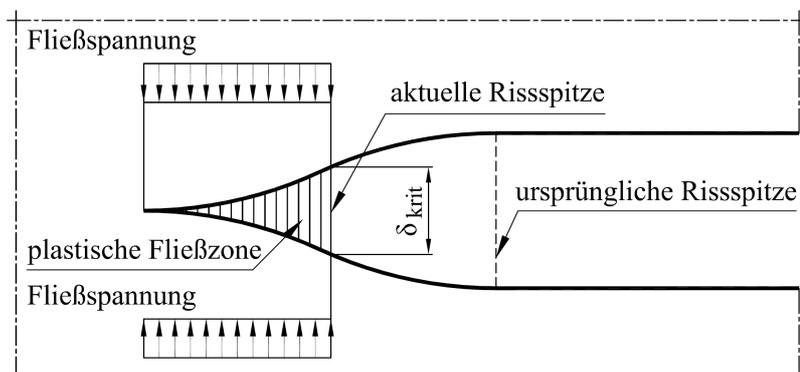


Bild 2.13 Rissmodell nach Dugdale (in Anlehnung an [26])

- Rissmodell nach Barenblatt

Barenblatt [4] [5] entwickelte ein Rissmodell für spröde Werkstoffe. Bei dem Modell wurden an den Rissspitzen Kohäsivkräfte angenommen, die zu einem glatten Schließen der Rissufer führen (Bild 2.14). Der Vorteil dieser Spannungsverläufe ist, gegenüber den Rissmodellen von Griffith und Irvin & Mc Clintock, die Vermeidung von unendlich großen Spannungswerten an der Rissspitze.

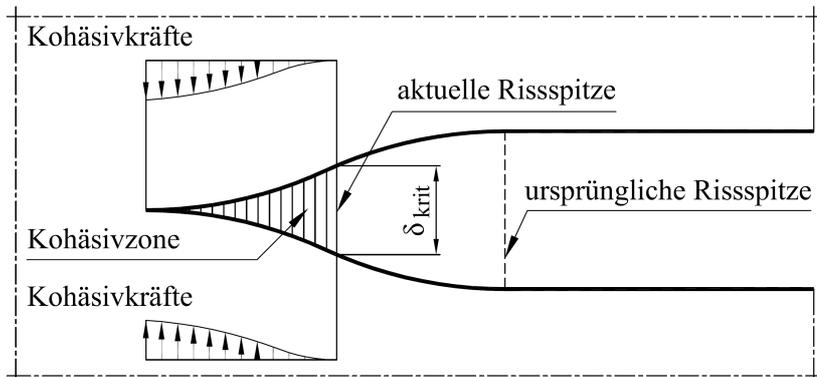


Bild 2.14 Rissmodell nach Barenblatt (in Anlehnung an [26])

### 2.2.5 Spannungsintensitätsfaktor $K$

Für die Analyse des Beanspruchungsverhaltens im Riss wurde ein Spannungsintensitätsfaktor eingeführt, der jedem Beanspruchungsfall (d. h. dem Modus I, II oder III) zugeordnet wird. Das  $K$ -Konzept basiert auf dem linear-elastischen Materialverhalten.

Der Spannungsintensitätsfaktor  $K$  ist ein Maß für die Intensität des Spannungsfeldes in der Nähe der Rissspitze. Er ist eine skalare Größe, die vom Beanspruchungsfall und von der Bauteilgeometrie, sowie von der Geometrie des Risses abhängt. Für jede Rissöffnungsart lässt sich ein Spannungsintensitätsfaktor  $K$  ermitteln:  $K_I$ ,  $K_{II}$ ,  $K_{III}$ .

Es gibt sehr viele Methoden zur Bestimmung von  $K$ -Faktoren. Analytische Methoden werden hauptsächlich verwendet, wenn man an Lösungen in geschlossener Form interessiert ist. Diese sind allerdings nur bei relativ einfachen Randwertproblemen zu erzielen. Bei den komplizierteren Problemen finden numerische Methoden eine Anwendung. Hierbei werden zum Beispiel Finite Elemente Verfahren, Randelementverfahren oder Differenzenverfahren verwendet. Daneben können auch experimentelle Methoden, wie Dehnungsmessungen im Rissspitzenbereich oder die Spannungsoptik herangezogen werden.

### 2.2.6 Bruchzähigkeit $K_{Ic}$

Es gibt für jeden Werkstoff eine kritische Spannungsintensität, die so groß ist, dass ein Spröbruch eintritt. Der Widerstand eines Materials gegen Ausbreitung von Rissen wird als Bruchzähigkeit (Risszähigkeit)  $K_{Ic}$  bezeichnet. Die Bestimmung der Bruchzähigkeit eines Werkstoffs erfolgt in der Regel in genormten Versuchen. Bei diesen Versuchen wird ein Probekörper mit definierter Geometrie bis zum Bruch belastet. Vorweg wird ein künstlicher Riss in die Probe eingebracht. Üblicherweise wird ein Drei-Punkt-Biegeversuch (sog. Kerbschlag-Biegeversuch (engl. notched bar impact bending test) oder ein Kompakt-Zugversuch (engl.: compact tension, kurz: CT) für die sogenannte KIC-Prüfung verwendet. Aus der Kraft-Verformungskurve und der Risslänge auf der Bruchfläche lässt sich die Bruchzähig-

keit bestimmen (Bild 2.15). Der  $K_I$ -Faktor nimmt mit steigender Belastung zu. Wird die kritische Kraft  $F_c$  überschritten, tritt ein Riss auf, die Probe wird entlastet und die Kraft  $F$  nimmt ab. Die Fläche unter der Kraft-Deformationskurve repräsentiert die im Körper gespeicherte elastische Energie  $W$ .

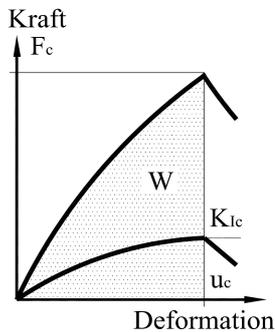


Bild 2.15 Kraft-Deformationskurve zur Ermittlung der Bruchzähigkeit  $K_{Ic}$  aus [3]

Der Spannungsintensitätsfaktor  $K_I$  ist die in der Praxis wichtigste Größe, weil der Widerstand des Materials gegenüber dem Modus I geringer ist als jener gegenüber den beiden anderen Modi. Der  $K_I$ -Faktor kann wie folgt berechnet werden:

$$K_I = \frac{F}{B\sqrt{W}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (2.1)$$

mit

$F$  – maximale Kraft

$B$  – Probendicke

$W$  – Probenbreite (Probenhöhe)

$a$  – gemessene Risslänge (in Richtung der Probenbreite)

$f$  – Korrekturfunktion abhängig von der Probengeometrie (ist in der Norm angegeben)

In der nachstehenden Tabelle 2.1 sind Bruchzähigkeiten und Spannungen bei 0,2 %-Dehngrenze beispielsweise für verschiedene Materialien aufgelistet.

Tabelle 2.1 Bruchzähigkeiten einiger Werkstoffe

Material	Bruchzähigkeit $K_{Ic} [MPa\sqrt{mm}]$	Ersatzstreckgrenze $R_{p0,2} [MPa]$
hochfeste Stähle	800...3000	1600...2000
30CrNiMo8 (20°)	3650	1100
30CrNiMo8 (-20°)	2000	
Baustähle	1000...4000	<500
Ti-Legierungen	1200...3000	800...1200
Ti6Al4V	2750	900
Al-Legierungen	600...2000	200...600
AlCuMg	900	450
AlZnMgCu1,5	950	500
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> -Keramik	120...300	
Marmor	40...70	
Glas	20...40	
Beton	5...30	

Die Bruchzähigkeit bzw. der kritische Spannungsintensitätsfaktor eines Werkstoffs hängt von zahlreichen Faktoren ab. Zu ihnen gehören unter anderem die Eigenschaften der Mikrostruktur, wie z. B. Korngröße, die Vorgeschichte der Belastung, die Wärmebehandlung und das Umgebungsmedium, wie z. B. Luft oder Wasser.

### 2.2.7 Energiefreisetzungsrates $G_c$

Die freigesetzte Energie während der Rissausbreitung stellt eine Basis für die Untersuchungen in den bruchmechanischen Integral-Konzepten dar. Die Ermittlung der Energiefreisetzungsrates  $G$  dient zur Bewertung der mechanischen Belastung eines Risses und dessen Tendenz zur Ausbreitung.

Das Bild 2.16 stellt eine Probe aus elastischem Werkstoff mit dem eingebrachten Riss dar. Die Probe wird im Versuch mechanisch belastet und die im Körper gespeicherte elastische Energie  $W$  wird bei der Vergrößerung der ursprünglichen Rissfläche  $A$  verringert (freigesetzt).

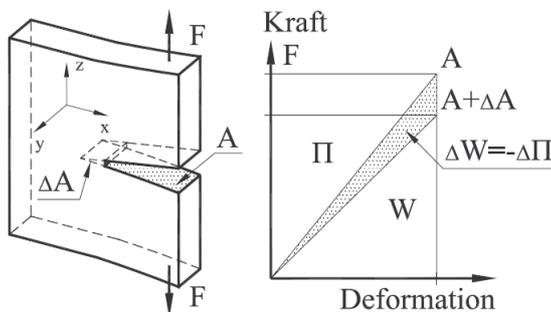


Bild 2.16 Virtuelles Risswachstum und freigesetzte Energie der rissbehafteten Körper unter mechanischer Belastung (in Anlehnung an [3])

Die Energiefreisetzungsrates  $G$ , bezeichnet auch als Rissausbreitungskraft, wird aus der Ableitung des Gesamtpotentials  $\Pi$  (bzw. der elastischen Dehnungsenergie  $W$ ), nach der Bruchfläche  $A$  gewonnen [3] [26]:

$$G = -\Delta \Pi / \Delta A \quad (2.2)$$

Der Risserweiterung entgegen wirkt der Materialwiderstand gegen das Reißen, d. h. die zur Bildung der neuen Rissflächen bzw. zur Trennung der Körperbindungen oder der Grenzflächen zwischen zwei Körpern benötigte Energie.

Die Rissausbreitung bzw. Delamination kann durch bruchmechanische Kriterien untersucht werden. Die K-Faktoren und Integral-Konzepte sind am weitesten verbreitet. Da die bruchmechanischen Konzepte nicht im Mittelpunkt dieser Arbeit stehen, wurden hier nur die wichtigsten Begriffe erklärt. Eine kompakte Zusammenfassung ist in [31] zu finden.

Im Rahmen der Kontinuumschädigungsmechanik ist eine Reihe von Arbeiten entstanden, die sich dem Risswachstum in Laminaten widmen. Es ist auch möglich, weitere Ingenieuraufgaben mit dieser Methode zu behandeln:

- dünne Klebverbindungen (z. B. im Automobilbau)
- im Bereich der Mikromechanik das Ablösen von Fasern aus der Matrix simulieren
- im Massivbau können die Verbundeigenschaften zwischen Beton und Stahl, zwischen Beton und Glas abgeleitet werden.

## 2.3 Ansatz der Reibung - Coulomb'sches Reibungsgesetz

### 2.3.1 Physikalische Bedeutung

Wenn im Kontakt zwischen rauen Flächen (Kontinua) Tangentialkräfte auftreten, wird von Reibung gesprochen. Reibung ist ein Bewegungswiderstand und äußert sich als Widerstandskraft sich berührender Körper gegen die Einleitung einer Relativbewegung (Ruhereibung, statische Reibung) oder deren Aufrechthaltung (Bewegungsreibung, dynamische Reibung). [15]

Es gibt eine Vielzahl von Gesetzen für die Modellierung der Reibung. In dieser Arbeit wird das lokale Coulomb-Modell verwendet. Nach dem Coulomb'schen Reibungsgesetz ist zwischen den Zuständen Haften und Gleiten zu unterscheiden. Die Reibkraft hängt linear von der Normalkraft  $N$  des Körpers ab. Liegt Haftreibung vor, ist der untersuchte Körper nicht relativ zur Reibungsfläche in Bewegung. Bei Grenzhaftung entspricht die Haftreibungskraft exakt dem Produkt aus Haftreibungskoeffizienten  $\mu_H$  und Normalkraft und der Körper ist gerade noch in Ruhe. Wird der Körper angestoßen, erfolgt aufgrund des kleineren Reibungskoeffizienten  $\mu_G$  ein Gleiten des Körpers. Bei dieser so genannten Gleitreibung ist somit eine Relativbewegung zwischen Reibfläche und dem untersuchten Körper vorhanden. Hierbei ist die Gleitreibungskraft mit dem Reibungskoeffizienten  $\mu_G$  zu berechnen.

Die tangentielle Kraft, die auftritt, wenn zwei Körper aufeinander abrollen, wird als Rollreibung bezeichnet. Die Rollreibung wurde viel später nach Coulomb untersucht, vor allem als Kontakt zwischen Rad und Schiene.

Die Größe der Reibungskraft hängt von der Rauheit der Reibungsflächen und dem Druck, mit dem sie aneinander gepresst werden ab, nicht aber von der Größe der Reibungsflächen. Unter gleichen Voraussetzungen kann man sagen, dass die Haftreibung am stärksten ist und die Gleitreibung größer als die Rollreibung ist. Durch Schmierung oder Benässen (Anfeuchten) kann der unmittelbare Kontakt zwischen Flächen vollständig oder teilweise verhindert werden.

Neben dieser „äußeren“ Reibung gibt es die „innere“ Reibung von Stoffen (Viskosität), welche zwischen den einzelnen Teilchen eines Stoffes wirkt. Sie gehört zur Rheologie.

### 2.3.2 Berechnung der Reibungskraft

Die Reibung (=Trockenreibung) wird beschrieben über das weg- und geschwindigkeitsunabhängige Coulomb'sche Reibungsgesetz:

$$F = N \cdot \mu \quad (2.3)$$

mit

$\mu$  – Reibungskoeffizient

$F$  – Reibungskraft

$N$  – Normalkraft

$$\Rightarrow \mu = F / N \quad (2.4)$$

Die Reibungskraft wird immer berücksichtigt, wenn sich zwei Körper relativ zueinander bewegen. Sie wirkt parallel zur Kontaktfläche und ist der die Bewegung verursachenden Kraft entgegengerichtet.

Das Bild 2.17 stellt das Modell für die Berechnung der Reibungskraft dar. Der Körper beginnt zu rutschen, wenn:

$$G \cdot \sin \alpha = F \quad (2.5)$$

$$N = G \cdot \cos \alpha \quad (2.6)$$

$$G \cdot \sin \alpha = G \cdot \cos \alpha \cdot \mu \quad (2.7)$$

$$\Rightarrow \mu = \operatorname{tg} \alpha \quad (2.8)$$

Der Reibungskoeffizient  $\mu$  ist eine dimensionslose Konstante mit positivem Wert, die ausschließlich von Material und Oberflächenbeschaffenheit der beteiligten Körper abhängt.

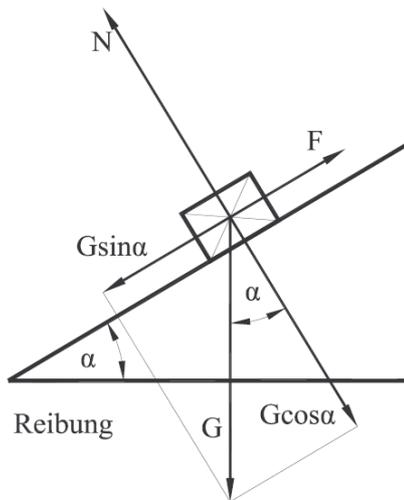


Bild 2.17 Berechnung der Reibungskraft

Wie vorher erwähnt, wird zwischen Haftreibung und Gleitreibung unterschieden. Es gilt immer:  $\mu < \mu_H$ . Die Haftreibung wird häufig mit der Formel  $F = N \cdot \mu_H$  berechnet. Der errechnete Wert bezeichnet jedoch nur den Grenzfall der maximal möglichen tangentialen Kraft, die der Reibungskraft entgegenwirkt und bei der noch der Stillstand des Objekts möglich ist. Für alle Fälle, die außerhalb des Grenzfalles liegen, ist die wirkende (Gleit-) Reibungskraft kleiner als die maximal mögliche Haftreibungskraft:  $F \leq N \cdot \mu_H$ , nämlich gleich groß, wie die beim Gleiten angreifende Kraft und dieser entgegengerichtet.

### 2.3.3 Geometrische Interpretation

Man kann  $\mu$  auch als Tangens des kleinsten Winkels  $\alpha$  betrachten, bei dem ein Körper auf einer geneigten Ebene nach unten rutschen würde. Nach Gl.(2.8) gilt  $\mu = \operatorname{tg} \alpha$ . Der Tangens ist aus dem Alltag als Steigung von ansteigenden Straßen und Gefällen bekannt, die auf Verkehrsschildern angegeben wird (z. B. 12 % = 0,12). Bei einem Haftreibungskoeffizienten von 1 kann man also Hänge von maximal 100 % Steigung (45 °) hinauffahren. Die Resultierende aus Normalkraft und Bewegungswiderstand kann nie außerhalb des Reibkegels (Bild 2.18) mit dem halben Öffnungswinkel  $\alpha = \operatorname{arctg} \mu$  liegen, da der maximal mögliche Bewegungswiderstand  $F = N \cdot \mu$  ist. Ist die maximale Reibkraft nicht voll geweckt, d. h. ist  $F < N \cdot \mu$ , so liegt die Wirkungslinie der resultierenden Kraft in der Reibstelle innerhalb des Reibkegels, im Grenzfall zwischen Ruhe und Bewegung liegt sie genau auf dem Rand des Reibkegels.

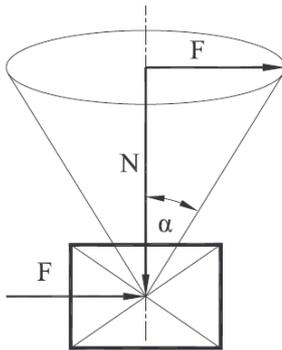


Bild 2.18 Resultierende Kraft innerhalb des Reibkegels

### 2.3.4 Größe des Reibungskoeffizienten

Ein Koeffizient von 1 entspricht einem Reibkegel von  $\alpha = 45^\circ$ . Gelegentlich wird behauptet, dass  $\mu < 1$  gelten müsse. Dies trifft nicht zu. In der Tabelle 2.2 sind Beispiele mit  $\mu > 1$  aufgeführt. Das bedeutet, dass der Wert für  $\mu$  beliebige Werte zwischen 0 und  $\infty$  annehmen kann. Diese hohen Werte gelten meistens für trockene Reibung, weil unter dem Einfluss von Schmierung die Reibwerte erheblich sinken. Schmierer füllt die Poren und Unebenheiten an der Oberfläche und die Neigung  $\alpha$  der Kontaktfläche wird dabei kleiner.

Die Reibungskoeffizienten in der Literatur sind immer nur ungefähre Angaben. Die Reibung hängt von vielen unterschiedlichen Faktoren ab (Materialpaarung, Oberfläche, Schmierung, Temperatur, Feuchte, Verschleiß, Normalkraft etc.), sodass in Untersuchungen keine genauen Werte gefunden werden können. Die genauesten Ergebnisse erhält man aus einem Versuch unter realen Bedingungen. Auch hier ist jedoch zu beachten, dass sich die Verhältnisse zwischen Versuch und realem Einsatz ändern können.

Tabelle 2.2 Beispiele für Haft- und Gleitreibungskoeffizienten

Stoff	Haftreibung (ca.)	Gleitreibung (ca.)
Stahl zu Stahl	0,08 – 0,25	0,06 – 0,20
Aluminium zu Aluminium	1,05	1,04
Nickel zu Nickel	1,50	1,20
NaCl zu NaCl (Kochsoltz)	4,50	0,90
Gummi zu Asphalt (trocken)	0,90	0,80
Holz zu Stein	0,70	0,30

### 2.3.5 Kräfteübertragung durch Reibung

#### Reibung zwischen Betonstahl und Beton

Zur Aktivierung der Reibung ist ein Anpressdruck bzw. eine Klemmkraft erforderlich. Unter diese Voraussetzung können durch Reibung auch sehr hohe Kraftanteile übertragen werden. Eine planmäßige Nutzung der Reibung findet im Verbundbau häufig eine Anwendung. Als Beispiel kann der Reibungsverbund zwischen Betonplatte und Stahlgurt bei Stahl-Beton-Verbundkonstruktionen genannt werden. Es wurde bereits eine Vielzahl von Untersuchun-

gen von Reibverbindungen durchgeführt. Däuwel [18] untersuchte das Tragverhalten von einbetonierten Stahlträgern (sog. Slim-Floor). Die Versuche zeigen, dass auch ohne herkömmliche Verbundmittel eine beträchtliche Verbundwirkung durch Reibung bewirkt werden kann. Verbund zwischen Beton und Stahlsteg untersuchten Roik/Brükner [69], Roik/Hanswille [70], Mangerig/Zapfe [45] und Kürschner [42].

Die experimentellen Untersuchungen aus der Fachliteratur zeigen übereinstimmend, dass der Reibungskoeffizient von der Oberflächenbehandlung abhängig ist. In den aktuellen Normen angegebene Reibbeiwerte sind mit den Anforderungen an die Oberflächenqualität gepaart.

Reine Reibverbindungen mit konstantem Anpressdruck verhalten sich nahezu ideal-elastisch, ideal-plastisch. Das Kraft-Verformungs-Verhalten zeigt bis zum Erreichen von ca. 50 bis 70 % der Reiblast eine nahezu lineare Beziehung. Im Anschluss daran nimmt die anfängliche Steifigkeit bis zum Erreichen der maximalen Reiblast ab. Die Kraft-Verformungskurve geht in ein nahezu ideal-plastisches Verhalten über. Der Übergang erfolgt für die Stahl-Beton-Reibung bei ca. 0,3 mm Relativverschiebung.

Das folgende Bild 2.19 stellt eine idealisierte Kraft-Verformungs-Kurve dar.

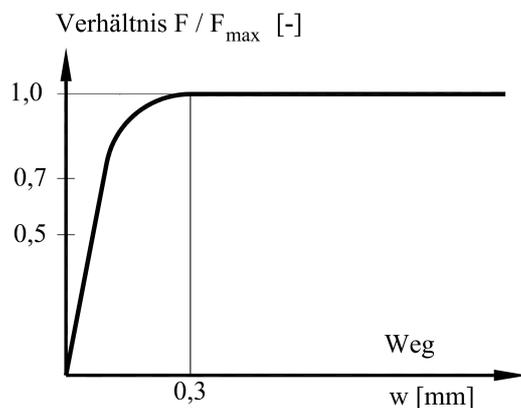


Bild 2.19 Idealisierte Kraft-Verformungs-Kurve der Stahl-Beton-Reibversuche aus [42]

Die Bestimmung der Reibungszahl wird in der Regel an Abscherkörpern experimentell vorgenommen und meistens wird nur eine mittlere Reibungszahl angegeben.

Die in der Fachliteratur angegebenen Werte für den Reibungskoeffizienten zwischen Stahl und Beton liegen im Allgemeinen in einem Bereich von 0,6 bis 0,8. Für die Bemessung wird ein charakteristischer Reibbeiwert von  $\mu_k = 0,5$  empfohlen [42]. Der Bemessungswert von  $\mu_d = 0,4$  ergibt sich unter Berücksichtigung des Teilsicherheitsbeiwertes für Verbundmittel von 1,25.

### Reibung zwischen Betonoberflächen

Der Reibeffekt wird auch bei nachträglich ergänzten Betonbauteilen ausgenutzt. Die Verbundreibung resultiert aus der Kornverzahnung der rauen Betonbruchflächen.

In [17] gibt Daschner eine Reibungszahl von  $\mu = 0,94$  für den Reibungsverbund zwischen der sandgestrahlten Oberfläche eines Fertigteils und nachträglich ergänztem Ort beton an. In Versuchen von Klönne [40] wurde eine höhere, mittlere Reibungszahl von  $\mu = 1,26$  ermittelt. Die aus der Fachliteratur bekannten Reibungswerte streuen sehr stark. Von entscheidender Bedeutung ist die Oberflächenbeschaffenheit und Vorgeschichte der sich berührenden Betonoberflächen.

### 2.3.6 Aufnahmemethoden der Oberflächenrauheit der Beton-Beton-Verbundfugen

Die Rauheit der Oberflächen ist für die Festigkeit des Reibungsverbundes eine maßgebende Einflussgröße. Um einen widerstandsfähigen Verbund zu realisieren, ist eine entsprechende Oberflächenstruktur erforderlich. Der Bauteil kann bereits ein ausreichendes Maß an Rauheit aufweisen oder muss durch Oberflächenbehandlung vorbereitet werden.

Die Betonoberflächenbeschaffenheit kann durch die nachfolgend beschriebenen Methoden aufgenommen werden. Grundsätzlich gibt es berührende und berührungslose Verfahren.

Zu den berührenden Verfahren zählen:

- das Sandflächenverfahren nach Kaufmann [39]
- Tastmethoden.

Das Sandflächenverfahren ist die baupraktischste Methode. Ihre Ergebnisse sind jedoch sehr vom Anwender abhängig. In diesem Verfahren werden Hohlräume der Oberfläche mit einem feinkörnigen Sand aufgefüllt. Aufgrund vom Volumen des verwendeten Materials kann auf die Rauheit einer Oberfläche geschlossen werden. Bei Tastmethoden wird die Oberflächenstruktur mittels einer mechanischen Tastspitze aufgenommen.

Zur berührungslosen Überprüfung der Oberflächenrauheit zählen optische Messungen. Die Methoden der flächenhaften Rauheitsmessungen sind in der Normenreihe ÖNORM EN ISO 25178-6 [60] beschrieben.

Die Quantifizierung der Rauheit erfolgt z. B. über Senkrechtkenngrößen des Rauheitsprofils, d. h. durch die Rautiefe  $R_t$  oder es kann dafür der Wenzel'sche Quotient herangezogen werden. ÖNORM EN ISO 4287 [61] bestimmt die Rautiefe  $R_t$  aus dem Abstand zwischen der Mittellinie durch den Profilschnitt und der maximalen Profilspitze  $R_p$ .

Die so bestimmte Mittellinie verläuft nie parallel zur horizontal definierten Bezugslinie. Eine arithmetische Mittelung der Mittellinie empfiehlt Reinecke [67]. Die nach seiner Methode bestimmte Rautiefe  $R_t$  entspricht der Rautiefe nach Kaufmann [39].

Aus den z. B. mit Hilfe eines optischen Messsystems gewonnenen Daten kann der mittlere Wenzel'sche Quotient gebildet werden. Der dimensionslose Quotient  $W$  erlaubt Rückschlüsse auf die tatsächliche Größe einer Oberfläche. Er wird aus dem Verhältnis zwischen tatsächlicher Länge des Profilschnitts zur Grundlänge ermittelt. Die Berechnung dieses Quotienten erfolgt mit folgender Formel:

$$W_x = \frac{1}{L_x} \sum_{i=1}^n \sqrt{(\Delta x_i)^2 + (\Delta z_i)^2} \quad (2.9)$$

Die in der Formel vorkommenden Parameter werden durch die Darstellung im Bild 2.20 erklärt.

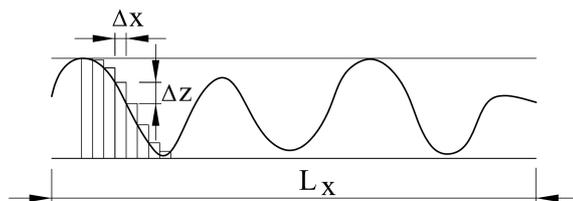


Bild 2.20 Prinzipskizze zur Berechnung des Wenzel'schen Quotienten  $W_x$  aus [49]

Ein Profilschnitt wird in Messschritten in  $x$ - und  $y$ -Richtung aufgenommen. Die gestreckte Länge des Messprofils wird ins Verhältnis zur horizontalen Messstreckenlänge gesetzt und

ein  $W$ -Wert für die betrachtete Messfläche ermittelt. Ein größerer  $W$ -Wert, der als ein Produkt aus  $W_x$  und  $W_y$  entsteht, bedeutet bei gleicher Grundfläche eine größere „tatsächliche“ Oberfläche. Der Wenzel'sche Quotient wird in verschiedenen Arbeiten (wie z. B. [66] und [49]) als geeignete Kenngröße zur Quantifizierung der Betonoberflächerauheit angegeben. Der Wenzel'sche Quotient gilt jedoch nicht als allgemeingültiger Parameter und kann letztendlich nur zum Vergleich der auf ähnliche Weise hergestellter Oberflächen dienen. [80]

## 2.4 Adhäsion im Haftmechanismus

### 2.4.1 Definitionen

Als Adhäsion bzw. Haftung werden Bindungskräfte genannt, deren Natur auf den verschiedenen Arten der chemischen Bindungen (Valenzbindungen) und vor allem auf zwischenmolekularen Kräften (intermolekularen Wechselwirkungen, Nebenvalenzbindungen) beruht (vgl. [30]). Diese Bindungskräfte können:

- zwischen den Kontaktflächen zweier gleicher oder verschiedener Stoffe oder
- zwischen Atomen und Molekülen innerhalb eines homogenen Materials auftreten. Aufgrund dieser Unterscheidung wurden beobachtbare Haftmechanismen in zwei Gruppen aufgeteilt (Bild 2.21):
- Adhäsion = Aneinanderhaften der Moleküle im Grenzflächenbereich zweier verschiedener Werkstoffe
- Kohäsion = innerer Zusammenhalt der Moleküle eines Stoffes.

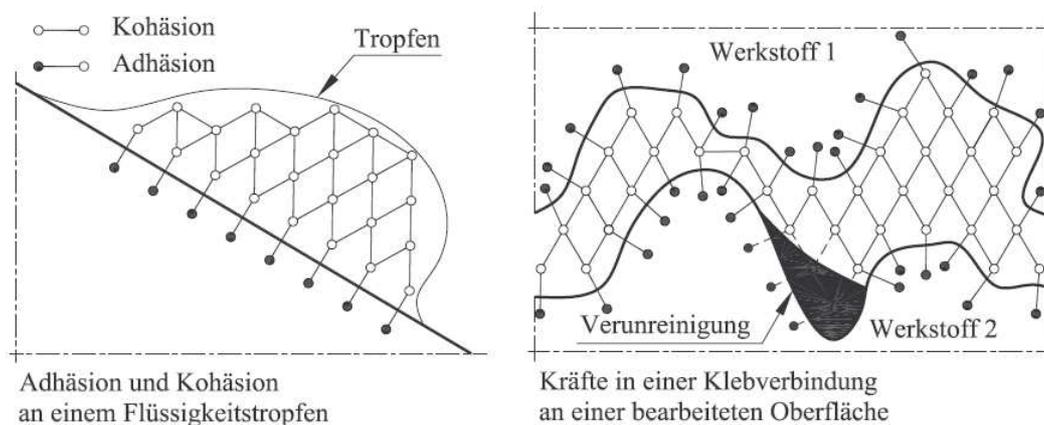


Bild 2.21 Adhäsion und Kohäsion

Kohäsion und Adhäsion sind also Bezeichnungen für die Anziehungskräfte und den Zusammenhalt von Stoffen. Die Adhäsion wird als die Wirkung von Anziehungskräften an der Grenze zwischen unterschiedlichen Stoffen definiert. Die Kohäsion kann als Sonderfall angesehen werden, bei der nur gleichartige Teilchen aneinander haften. Beim Haftungsverlust können, je nach Stärke von Adhäsion und Kohäsion, folgende Brucharten auftreten (vgl. [50]):

- Adhäsionsbruch:  $\text{Adhäsion} < \text{Kohäsion}$
- Kohäsionsbruch:  $\text{Adhäsion} > \text{Kohäsion}$
- beide Bruchbilder:  $\text{Adhäsion} = \text{Kohäsion}$

Mit der Adhäsion befassen sich verschiedene Arbeiten und der Begriff wird in der Fachliteratur recht unterschiedlich angewendet. Es gibt noch keine umfassende Adhäsionstheorie, die alle Erscheinungen erklärt bzw. verwendet. Grundsätzlich wird zwischen zwei Arten der Adhäsion unterschieden:

- spezifische Adhäsion – Grenzflächenwechselwirkung unabhängig von der geometrischen Gestalt der Oberfläche
- mechanische Adhäsion – kommt zu Stande als Verklebung durch das Eindringen des flüssigen Stoffes in Vertiefungen, d. h. Poren und Unebenheiten der Struktur des festen Stoffes und nachfolgend durch mechanische Verankerung des ausgehärteten Verbundes.

Tabelle 2.3 Adhäsionsarten

Adhäsion				
Mechanische Adhäsion	Spezifische Adhäsion			
	Hauptvalenzbindungen	Nebervalenzbindungen		
		Dipol-Wechselwirkungen	Wasserstoffbrücken	Dispersionskräfte

Adhäsion gehört zu den drei wichtigen Phänomenen in der Verbindung zwischen Werkstoffen. Die adhäsiven Verbundmechanismen an der Kontaktfläche entstehen durch:

- Chemiesorption auf molekularer Ebene (chemische Adhäsion) – damit die wirkt, müssen die Moleküle sehr nah an die Oberfläche herankommen (1 nm) und sich ausrichten können. Dafür ist die flüssige Phase erforderlich.
- Polare Bindung durch Dipole (physikalische Bindung wie Kovalenz- und Ionennbindung sowie die Van-der-Waals-Kräfte)
- Mikromechanische Verzahnung in der Oberflächenrauheit des Glasrandes – eine feine Aufrauung ist für die Benetzung von Vorteil.

Die mechanische Verankerung an der Oberfläche, als geometrische Struktureigenschaft, wird meistens dem Verbundmechanismus Reibung bzw. Verzahnung zugeordnet. Jedoch kommen die Verhakungskräfte aufgrund der mikromechanische Verzahnung auch ohne Auflast, d. h. ohne Normalkraft zu Stande. Deswegen zählt Jähring [36] sie zum Traganteil der Haftung im Gegensatz zur Reibung. Zusätzlich wird die Reibung erst nach einer anfänglichen Relativverschiebung der gegenüberliegenden Oberflächen (der sog. Fugenufer) unter einer Normalkraftwirkung aktiviert.

Bis zum schlagartigen Aufreißen der Glas-Beton-Fuge wird der Verbund hauptsächlich durch den Haftmechanismus Adhäsion getragen. Durch diese Haftung zwischen zwei Oberflächen (aufgerautes Glas und ausgehärteten Beton) können Haftzug- und Haftschubspannungen übertragen werden. Die Haftfestigkeit ist ein Maß für den Widerstand des Verbundes gegen ihre mechanische (Ab-) Trennung. Bei der Trennung bilden sich Risse und entstehen „neue“ Oberflächen.

Der Haftverbund zwischen Alt- und Neubeton wurde in zahlreichen Forschungsarbeiten untersucht (wie z. B. [49], [66] und [86]). Juhart untersucht in [37] Adhäsion von UHPC an Stahl und Glas.

### 2.4.2 Kohäsivgesetze und Grenzflächenschädigungsmechanik

Über Risse wird meistens im Zusammenhang mit homogenen Materialien gesprochen. Von beträchtlichem praktischem Interesse sind aber auch Risse, die in der Grenzfläche von zwei Materialien mit unterschiedlichen elastischen Konstanten auftreten. Sie werden als Grenzflächenrisse, Bimaterialrisse oder Interface-Risse bezeichnet. Beispiele hierfür sind Risse in Materialverbunden, in Klebeverbindungen oder Risse in den Grenzflächen von Kompositwerkstoffen, wie z. B. Lamine, Faser-Matrix-Verbunde etc. In Grenzflächen zwischen schädigungsfreien Kontinuumsbereichen erfolgen Materialdegradation und -separation. Das Strukturmodell besteht also aus Kontinuums-elementen mit einem beliebigen elastischen oder unelastischen Stoffgesetz und Grenzflächen-Elementen, in denen die Dekohäsion des Materials erfolgt. Grenzflächen-Elemente öffnen sich als Folge von Schädigung und sie verlieren ihre Steifigkeit beim finalen Versagen, wenn eine kritische Separation erreicht wird. Der makroskopische Riss kann nur entlang von Elementgrenzen erfolgen [11].

Die Separation der kohäsiven Grenzflächen wird aus dem Verschiebungssprung:

$$\delta = [u] = u^+ - u^- \quad (2.10)$$

zwischen angrenzenden Kontinuums-elementen berechnet ( $u^+$  und  $u^-$  sind Verschiebungen an der oberen und unteren Seite der Grenzfläche). Der Separationsvektor  $\delta$  wird in einem lokalen Koordinatensystem angegeben und hat eine Normal- (Modus I) und zwei Tangentialkomponenten (Modus II und III):

$$\delta = \{ \delta_n, \delta_t, \delta_s \} \quad (2.11)$$

Wenn die Normal- bzw. Tangentialseparationen ihre jeweils kritischen Werte  $\delta_n^0, \delta_t^0, \delta_s^0$  erreichen, beginnen sich die ursprünglich miteinander in Kontakt stehenden Kontinuums-elemente zu trennen.

Ein von der Separation  $\delta$  abhängender Spannungsvektor (auch *Traktionsvektor* genannt) mit einer Normal- und zwei Tangentialkomponenten:  $\sigma = \{ \sigma_n, \sigma_t, \sigma_s \}$ , wirkt an den Kontaktflächen der Kontinuums-elemente. Zusätzlich zu den kritischen Separationen  $\delta_n^0, \delta_t^0, \delta_s^0$  werden kritische Kohäsivfestigkeiten  $\sigma_n^0, \sigma_t^0, \sigma_s^0$  als Materialparameter eingeführt. Die Kurve  $\sigma(\delta)$  ist das materialspezifische *Separations-* oder *Kohäsivgesetz* (genauer: Dekohäsionsgesetz). Wenn die Spannungskomponenten sich abbauen und Null werden, die Normal- bzw. Tangentialseparationen ihre Werte  $\delta_n^f, \delta_t^f, \delta_s^f$  erreichen, so heißt das, dass das Material an dieser Stelle versagt hat.

Den in der Literatur verwendeten Kohäsivgesetzen ist überwiegend gemeinsam:

- Sie enthalten zwei Parameter  $\sigma^0$  und  $\delta^f$  je Separationsmodus.
- Die zugehörigen Spannungen für  $\delta \geq \delta^f$  fallen auf null.

Die Integration des Separationsgesetzes bis zum Versagen liefert die im Kohäsivelement enthaltene Arbeit:

$$W^f = \int_0^{\delta^f} \sigma(\delta) d\delta \quad (2.12)$$

Separationsarbeit oder -energie genannt, ein Materialparameter, der alternativ zu  $\delta^f$  verwendet werden kann.

Wenn Tangential- und Normalseparation gleichzeitig auftreten (sog. mixed mode), beeinflusst der eine Vorgang den anderen, und es müssen Zusatzannahmen für die Interaktion beider Moden eingeführt werden. Ebenso müssen Annahmen für Entlastungsvorgänge und Reibung unter Druckbelastung gemacht werden.

### 2.4.3 Entfestigungsmodelle für Grenzflächen

Das Verhalten der Grenzfläche wird als Beziehung zwischen den Spannungen und Separation formuliert. Die Separation stellt die Differenz der Verschiebungen an den beiden Oberflächen dar. Da das Kohäsivgesetz ein phänomenologisches Modell des Separationsprozesses darstellt, gibt es keine unmittelbare Möglichkeit, seine Form durch Messungen zu bestimmen. Es muss unabhängig von einem ganz bestimmten Material aber abhängig von der Art des Versagensmechanismus angenommen werden.

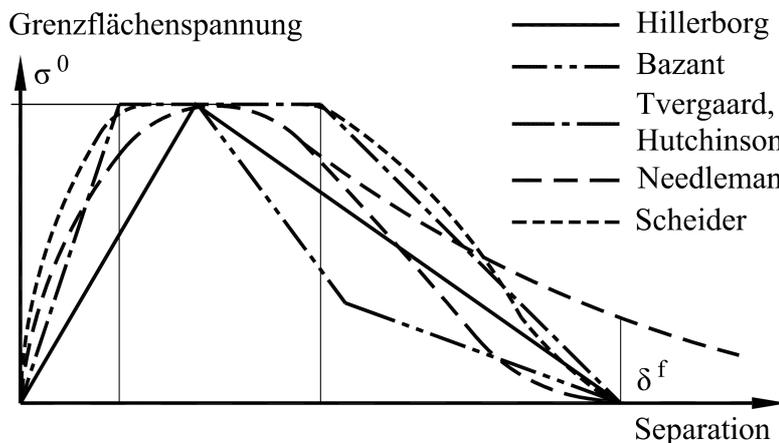


Bild 2.22 Verlauf der Grenzflächenspannung über die Separation

In der Literatur ist eine Vielzahl der Separationsgesetze zu finden. Die wesentlichen Unterschiede der Modelle liegen in der Definition des Spannungs-Separation-Verlaufs.

Im Bild 2.22 sind fünf ausgewählte Beispiele dargestellt. Die maximale Grenzflächenspannung beträgt  $\sigma^0$  und die maximale Separation  $\delta^f$ . Diese Werte sind im Bild 2.22 zum Vergleich auf den Wert Eins normiert worden.

Das Modell von Hillerborg u.a. [32] mit einem bilinearen Verlauf geht davon aus, dass sich ein Werkstoff zuerst linear-elastisch verhält, d. h. die Spannung der Dehnung proportional ist. Nach dem lokalen (in der Bruchprozesszone) Überschreiten der Materialfestigkeit nehmen die übertragenden Spannungen ab, aber die Dehnungen erhöhen sich weiter. Solange der Riss noch nicht voll geöffnet ist, können noch Spannungen senkrecht zur Rissrichtung übertragen werden. Das „frictional crack model“ von Hillerborg wird zur Berechnung von Risswachstum in Beton genutzt. Aufgrund des einfachen Verlaufs und linear abnehmender Spannungen ist es weit verbreitet. Das Verfahren wird oft zur Berechnung des Delaminationsfortschritts eingesetzt.

Im kohäsiven Rissmodell sind weitere Formen für die Abnahme der Spannung entwickelt worden. Bazant [7] verwendet ein bilinear abnehmendes Gesetz. Dieses Modell wird ebenfalls für spröde Werkstoffe und Beton verwendet. Das Modell von Tvergaard und Hutchinson [74] geht von einem trilinearen Verlauf der Grenzflächenspannung aus. Dieser Ansatz findet in der Modellierung des Rissverhaltens in duktilen Materialien eine Anwendung.

Weiters ist das Modell von Needleman [51] mit einem kubischen Verlauf (ein Polynom dritten Grades) der Grenzflächenspannung dargestellt. Der Verlauf wurde für ein sprödes und für ein duktileres Werkstoffverhalten entwickelt. Eine vielseitige Form des Separationsgesetzes für duktileres Risswachstum hat Scheider [72] eingeführt.

In oben dargestellten Modellen sind unterschiedliche Annahmen für den Verlauf der Grenzflächenspannungen als Funktion der Separation getroffen worden. Ein sprödes Material erfährt nach dem Erreichen der maximalen elastischen Grenzflächenspannung einen Schädigungsprozess und ein duktileres Material plasziert. Falls vor dem Versagen eine Rückentlastung stattfindet, wird je nach Material (ein spröder oder duktiler Werkstoff) der Weg zurück differenziert: in sprödem Material kehrt die Separation zur Gänze auf ihren Ursprung zurück und in duktilem Material verbleibt ein Teil der Separation (unelastischer Anteil). [26]

Die Fläche unter der Spannungs-Separationskurve des Entfestigungsgesetzes wird, wie vorher erwähnt, als kritische Energiefreisetzungsrates  $G_c$  bezeichnet und durch Experimente ermittelt (vgl. Kapitel 2.2.7).

Wie im Kapitel 2.2.2 besprochen, können Grenzflächen auf unterschiedliche Weise beansprucht und den drei Bruchmoden zugeordnet werden. Häufig werden Bauteile in mehreren Moden gleichzeitig belastet (sog. mehrmodale Beanspruchung, engl. mixed mode). Um diesen Fällen Rechnung zu tragen, werden verschiedene Interaktionskriterien verwendet. Im Prinzip darf keine Kraft mehr über die Fuge übertragen werden, wenn ein Modus vollständig versagt hat.

Mit Hilfe der quadratischen Spannungsinteraktion nach Brewer und Lagace [10] wird der Schädigungsbeginn ermittelt. Mittels des quadratischen Energiekriteriums von Whitcomb [78], wird das vollständige Versagen der Grenzfläche beschrieben.

## 2.5 Verzahnung

### 2.5.1 Definitionen

Die Übertragung der Schubkräfte in der Fuge des Glas-Beton-Verbundes basiert, außer Reibung und Adhäsion, auf dem Verzahnungseffekt. Verzahnung bzw. mechanische Verankerung entsteht, wenn Teile des flüssigen Betons in die Vertiefungen der aufgerauten Oberfläche der Fügeteile eindringen und sich dort während des Aushärtungsprozesses des Betons abstützen. Eine formschlüssige Verbindung bildet sich während der Betonaushärtung.

Unebenheiten auf den Uferoberflächen und die Ausbildung eines Formschlusses des ergänzenden Betons bewirkt die Entstehung der Verklebung. Diese leistet einen Widerstand gegen Abscheren, der unabhängig vom Einwirken einer äußeren Normalkraft ist. Infolge dieser Fugennormalkraft wird die Schubkraftübertragung aufgrund der Rauheit der Zahnflankenoberfläche ermöglicht.

Kraftübertragung infolge Verzahnung der Fugenufer tritt erst nach Überwinden des Haftverbundes (=Adhäsion) auf. Der Widerstand der mechanischen Verzahnung hängt von der Topografie der (Glas-) Oberfläche ab. An Flächen die keine Unebenheiten aufweisen, gibt es keinen Verzahnungseffekt. Eine Unebenheit der Fläche wird meistens dem Anteil der Reibung (als Rauheit in der globalen oder lokalen Betrachtung) oder dem Haftverbund (mechanische Adhäsion) zugeordnet.

### 2.5.2 Modell

In dieser Arbeit wird für die Unebenheiten der Glasoberfläche ein Modell mit Zahnflanken mit der Neigung  $\theta$  verwendet (siehe Kapitel 2.1.5, Bild 2.8). In Abhängigkeit der Zahnflankenneigung kann es zu unterschiedlich großen Anteilen des Verzahnungswiderstands in den Schubfugen kommen. Aufgrund der Unebenheit der Fugenoberfläche tritt bei Belastung sowohl eine horizontale, wie auch vertikale Verschiebung der Fugenufer auf. Wie im Bild 2.23 dargestellt, öffnet sich bei zunehmender Kontaktuferverschiebung  $v$  die Fuge immer weiter. Die Zunahme der Fugenöffnung  $w$  hängt direkt vom Verzahnungsprofil ab.

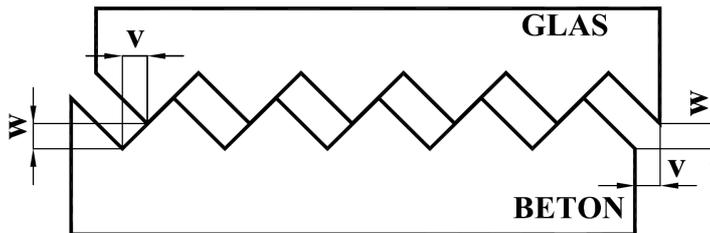


Bild 2.23 Modell der Verzahnung mit Fugenuferverschiebung  $w$  und –öffnung  $v$

Um die Abhängigkeit der übertragbaren Schubkräfte von der entstehenden Fugen- bzw. Rissuferverschiebung zu berücksichtigen, entwickelten Birkeland/Birkeland [8], Mast [47] und Ackemann [2] eine Schubreibungstheorie, die auf dem im Bild 2.23 dargestellten ähnlichen einfachen Zahnmodell der Oberflächenrauheit basierte. Das Modell von Birkeland wurde im Kapitel 2.1.2 (Bild 2.1) vorgestellt. Das Modell von Ackemann ist im nachstehenden Bild 2.24 abgebildet.

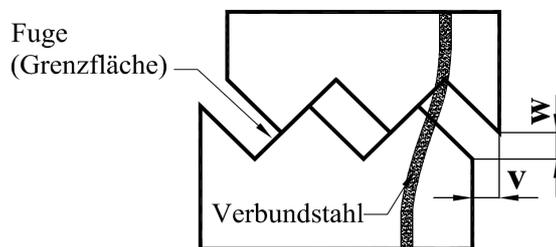


Bild 2.24 Fugenmodell mit der Fugenuferverschiebung  $v$  und –öffnung  $w$  in Anlehnung an Ackemann

Bei höherer Steifigkeit der Betonteile oder durch einen Anpressdruck der beiden Baukörperteile zueinander, können sich unter Belastung wegen der Verzahnung unterschiedliche Verschiebungspfade  $v(w)$  der Fugenufer entwickeln. Der Relativverschiebungssprung in der Fuge wurde in zahlreichen Forschungsvorhaben, wie z. B. von Walraven [75], Nissen [55], Ruth [71] und Reinecke [67] untersucht. Dabei wurde die tatsächlich vorhandene Oberflächenstruktur mit Hilfe eines vereinfachten Modells, wie zum Beispiel Sägezahnmodell bei Nissen oder Kugelgeometrie bei Walraven, dargestellt. Reinecke [67] verwendet die Modellstrukturen mit weiteren Profilen: Höckerprofil, Höckerprofil mit Plateau, Trapezprofil, Klammerprofil. Diese Vereinfachung war notwendig für die Ermittlung der Verschiebungspfade und der Kontaktfläche, sowie um den Spannungszustand im Fugenbereich rechnerisch beschreiben zu können. Das folgende Bild 2.25 zeigt die Kugelgeometrie und Bild 2.26 den Verschiebungspfad nach Walraven.

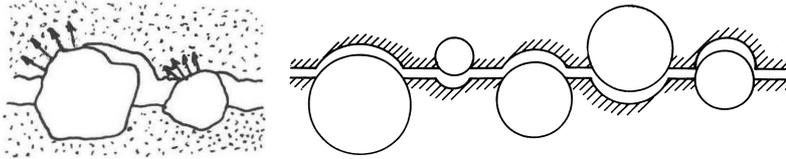


Bild 2.25 Kugelgeometrie nach Walraven

Die geometrische Verschiebung wurde von Walraven unter Berücksichtigung einer möglichen Plastifizierung des Zahnkörpers theoretisch untersucht. Durch diese Annahme der Plastifizierung an den Kontaktflächen wurde indirekt eine konstante Fugenöffnung  $w$  über die gesamte Fugenuferverschiebung vorausgesetzt [67].

### 2.5.3 Übertragbare Spannungen

Walraven hat ausführliche theoretische und experimentelle Untersuchungen über die Größe der übertragbaren Spannungen durchgeführt. Auf Grundlage eines mathematischen Modells entwickelte er eine Beschreibung der Kontaktflächen von kugelförmigen Kornzuschlägen und der Zementmatrix und ermittelte damit die übertragbaren Fugenspannungen  $\sigma$  und  $\tau$  (Gl.(2.13) bis Gl.(2.19)).

$$\tau_{pu} = \mu \cdot \sigma_{pu} \quad (2.13)$$

$$F_y = \sigma_{pu} \cdot a_x - \tau_{pu} \cdot a_y \quad (2.14)$$

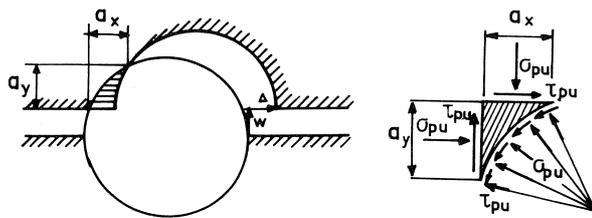
$$F_x = \sigma_{pu} \cdot a_y + \tau_{pu} \cdot a_x \quad (2.15)$$

$$\Sigma F_y = \sigma_{pu} (\Sigma a_x - \mu \Sigma a_y) \quad (2.16)$$

$$\Sigma F_x = \sigma_{pu} (\Sigma a_y + \mu \Sigma a_x) \quad (2.17)$$

$$\sigma(w, v) = f_{pu} (\mu A_y - A_x) \quad (2.18)$$

$$\tau(w, v) = f_{pu} (A_y - \mu A_x) \quad (2.19)$$

Bild 2.26 Verschiebungspfad, projizierte Kontaktflächen  $a_x$  und  $a_y$  und Spannungszustand des Zahnkörpers nach Walraven

Walraven stellt bei von ihm untersuchten Probekörpern aus Normalbeton verschiedene Abhängigkeiten der in der Betonfuge übertragbaren Spannungen von folgenden Parametern fest:

- Fugenbreite  $w$
- Fugenuferverschiebung  $v$  (bzw.  $\Delta$ )
- Betondruckfestigkeit  $f_c$
- Größtkorndurchmesser  $D_{max}$ .

Walraven stellt die Ergebnisse seiner Versuche in mehreren Diagrammen wie im Bild 2.27 dargestellt, zusammen.



nimmt. Die Erweiterung des Diagramms von Walraven um vier Linien, die eine konstante Relation  $v/w$  darstellen, verdeutlicht diese Erkenntnis. [84]

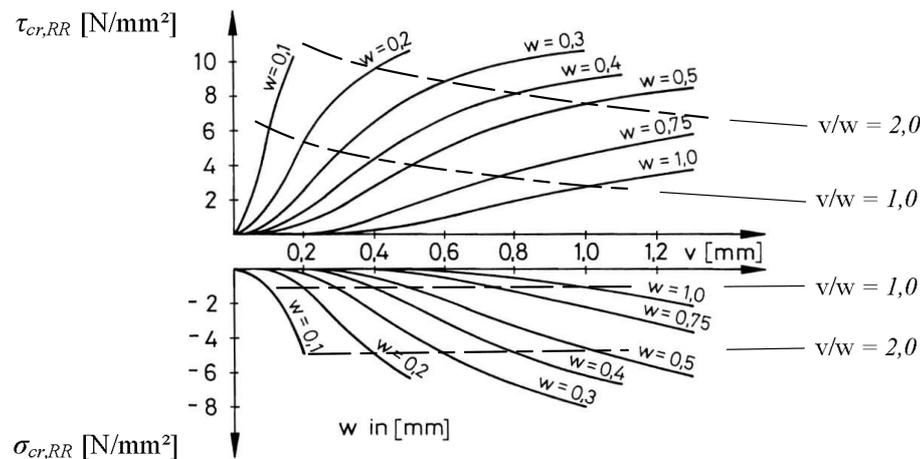


Bild 2.29 Schub- und Normalspannungen in Relation zur Verschiebung  $v$  und Öffnung  $w$  der Fuge nach Walraven [77], mit Erweiterung nach Zedler [84]

Infolge der unterschiedlichen Verschiebungsmöglichkeiten kann es aufgrund der plastischen Verformung des oberen Fugenufers zu Differenzen in der projizierten Kontaktfläche  $a_x$  kommen. Wie im Bild 2.30 zu sehen ist, ergeben sich im Fall a andere projizierte Kontaktflächen  $a_x$  als im Fall b, obwohl beide Darstellungen den gleichen gesamten Verschiebungszustand  $w_{ges} = w_I + w_{II}$  und  $v_{ges} = v_I + v_{II}$  repräsentieren. Mit dieser Problematik beschäftigte sich Reinecke in [67].

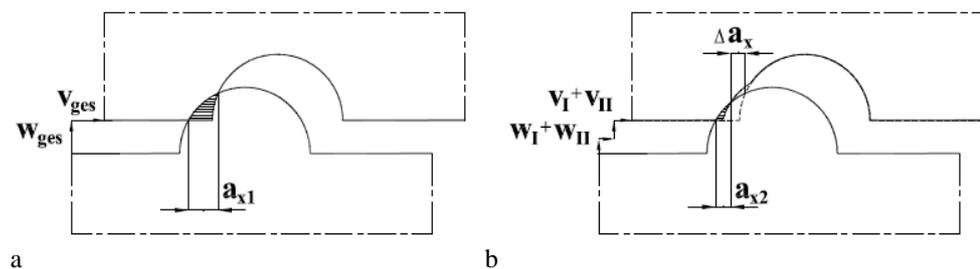


Bild 2.30 Kugelgeometrie und Verschiebungspfad nach Walraven

## 2.6 Wichtige Parameter des Schubkraftabtrags

Zu den wichtigsten Einflussfaktoren auf das Tragverhalten der Verbundfuge zählen Materialparameter, vor allem Eigenschaften vom Beton, geometrische Größen wie Bauteilabmessungen und Verankerungstiefe der Fügeteile (hier des Glases im Beton), sowie ihre Oberflächenstruktur.

### 2.6.1 Einfluss der Betoneigenschaften

Die Tragfähigkeit des Verbundes hängt vor allem von den Eigenschaften des verwendeten Betons ab. Zu den wichtigsten Betoneigenschaften zählt die Konsistenz und Festigkeit. Ein fließfähiger Beton hat eine geringe Oberflächenspannung und kann sich tiefer in die Unebenheiten der zu verbindenden Fläche verankern. Auf diese Weise sollte die Wirkung der Verzahnung verbessert werden. Aufgrund der Verwendung eines hochfesten Betons war in [27] und [77] eine sichtbare Steigerung der Festigkeit des Verbundes zu erkennen. Typische

Materialeigenschaften der hochfesten Betone sind ein niedriger  $W/Z$ -Wert, ein höherer Feinkornanteil und höhere Druck- und Zugfestigkeit. Dank dieser Eigenschaften haben hochfeste Betone die Fähigkeit, viel von der zur Verfügung stehenden Kontaktfläche zu aktivieren.

In Betonverbindungen, in welchen Frischbeton eingefügt wird, entstehen während des Aushärtungsprozesses aufgrund Betonschwindens Spannungen. In der Glas-Beton-Verbindung treten Klemmspannungen auf der Glasoberfläche und Zugspannungen im Beton auf. Sie sind stark von unterschiedlichen viskoelastischen Beton- und Glasverhalten abhängig. Der verformungsunwillige Glasrand kann die Schwindverformungen des umhüllenden Betons so behindern, dass im Betonquerschnitt Risse auftreten können. Es ist erforderlich, die Spannungen infolge Betonschwindens im Verbundquerschnitt genauer zu betrachten.

Das Verformungsverhalten und die Festigkeit des unbewehrten Betons sind von den Eigenschaften des Zementsteins und des Zuschlags beeinflusst. Die Klemmspannungen in einem Glas-Beton-Verbund sind laut Untersuchungen von Freytag wesentlich von dem Schwindmaß von Beton und dem Bewehrungsgrad (d. h. von dem Fasergehalt) abhängig. Die Aufteilung der Eigenspannungen im Querschnitt und Verformungszunahme infolge von Betonschwinden ist von Interesse und wird in Rahmen dieser Arbeit untersucht.

### **2.6.2 Einfluss der verschiedenen geometrischen Größen – Bauteilabmessungen, Einbindetiefe des Glasrandes und Steifigkeit der Betonteile**

In der Glas-Beton-Verbundbauweise entsteht ein Anpressdruck auf Grund der Umschließung des Glasrandes mit Beton, der während des Aushärteprozesses schwindet. Wie stark die Klemmspannungen in der Glas-Beton-Fuge sich aufbauen können, liegt vor allem im Flächenverhältnis des Beton- und Glasquerschnitts und im Schwindmaß des Betons. Zusätzlich spielt bei dem Aufbau der Klemmspannungen die Haftung des frischen Betons an der Glasoberfläche eine wesentliche Rolle. Dabei ist die Oberflächenstruktur des Glasrandes von großer Bedeutung. Zudem sollten sich die Einbindetiefe des Glasrandes und die Dicke der Glasscheibe auf die Entwicklung des Glas-Beton-Verbundes auswirken.

Die Klemmung bildet sich nicht nur während des Erstarrungsprozesses des Betons, sondern es kann sich, aufgrund der formschlüssigen Verbindung, zusätzlich ein passiver (selbstinduzierter) Anpressdruck während der Fugenbelastung aktivieren, der eine traglaststeigende Wirkung hat.

Die Schubtragfähigkeit des Glas-Beton-Verbundes in Abhängigkeit verschiedener Sorten der Umschließungsbetone und Glasoberflächenstrukturen wurde von Freytag untersucht. Die Bauteilabmessungen und die Einbindetiefe des Glases können die Festigkeit des Glas-Beton-Verbundes beeinflussen. Als Erweiterung und Fortsetzung der Untersuchungen von Freytag werden die Geometrie des Betonkörpers und der Einfluss der Bauteilabmessungen in dieser Arbeit untersucht.

Die Fugenuferverzahnung in der Glas-Betonbauweise dürfte eine ähnliche Wirkungsweise wie die Rissuferverzahnung von Betonbauteilen aufweisen. Beton-Beton-Fugen wurden in mehreren Arbeiten untersucht, wie z. B. von Walraven [75] und von Nissen [55]. In der Literatur wurden Laborversuche für die Untersuchung der Schubfuge mit verschiedensten Prüfeinrichtungen gefunden. In diesen Versuchen war es wichtig, die Trennung der Verbundmechanismen zu sichern. Dabei zeigte sich, dass die Beurteilung der Schubtraganteile vom Versuchsaufbau und von der Möglichkeit zur Fugenöffnung abhängt.

Bei der Betrachtung der Tragfähigkeit der Glas-Beton-Fuge ist die Bestimmung der Wirkung der Klemmkraft maßgebend. Die Betonverkürzung in der Aushärtephase bewirkt, dass sich die Klemmspannungen aufbauen. Gleichzeitig führt die Möglichkeit zur Fugenöffnung und die elastische Nachgiebigkeit bzw. Dehnsteifigkeit der Betonteile zu einer Verminderung der Klemmwirkung. Die Klemmspannungen sind nicht konstant über die Einbindetiefe des Glases verteilt und ändern sich je nach Fugenöffnung  $w$ . Die Klemmung kann ihre Wirkung ganz verlieren, wenn sich die Fuge unbehindert öffnet. Um eine bessere Verzahnung der Fugenufer zu erzeugen, ist es notwendig, die Fugenöffnung  $w$  durch höhere Steifigkeit der Betonteile und der seitlichen Betonflanken oder durch einen zusätzlichen Anpressdruck der beiden Teile zueinander zu beschränken. Die Steifigkeitserhöhung kann über entsprechend größere Abmessungen der Betonteile erreicht werden.

Nissen definiert in seiner Arbeit ein sogenanntes Dehnsteifigkeitsmaß, welches das Verhältnis der Fugennormalspannung zur Fugenöffnung beschreibt:

$$k = \Delta\sigma / \Delta w \quad (2.20)$$

Die Dehnsteifigkeit  $k$  des Systems wurde in drei Fälle unterteilt, wie aus nachfolgendem Bild 2.31 zu entnehmen ist. Diese drei Dehnsteifigkeitsmaße: unendlich, endlich und Null, dienen für die Definitionen der unterschiedlichen Versuchsaufbauten.

Eine unendliche Dehnsteifigkeit  $k = \infty$  entspricht der Fugenöffnung  $w=0$  bzw. konstant gehaltenen Fugenöffnung  $w = const.$  Bei der beschränkten Fugenöffnung ergibt sich eine endliche Dehnsteifigkeit  $k = f(\tau, v)$ . Die Beschränkung kann durch eine elastische Nachgiebigkeit der umhüllenden Betonkörper oder durch äußere Kraft realisiert werden. Beim konstanten Verhältnis zwischen Fugenuferverschiebung und Fugenöffnung  $v/w$  bleibt auch das Verhältnis zwischen Schub- und Normalspannung  $\tau/\sigma$  in der Fuge konstant. Beträgt die Dehnsteifigkeit Null  $k = 0$ , so kann sich die Fuge unbeschränkt öffnen. In diesem Fall bleiben die Normalspannungen in der Fuge konstant  $\sigma = const \rightarrow \Delta\sigma = 0$ .

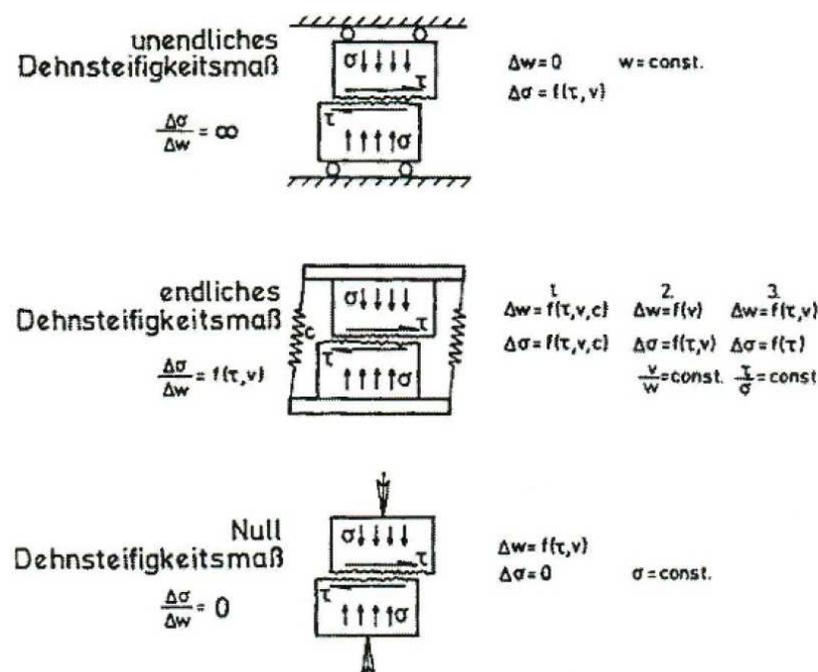


Bild 2.31 Dehnsteifigkeitsmaße und Einordnung des Versuchstyps nach Nissen

Diese Definitionen wurden auch in späteren Forschungsarbeiten, wie zum Beispiel durch Reinecke [66] [67] und Müller [49] verwendet.

Die Berechnung der Steifigkeit des Betonkörpers soll eine Abschätzung der Verschiebungsbereiche und Fugenuferverzahnung bei der Kraftübertragung erlauben. Reinecke beobachtete ein Versagen des Haftverbundes bei Verschiebungen zwischen 2 und maximal 5  $\mu\text{m}$ . Ab diesem Verformungszustand erfolgt eine weitere Kraftübertragung über die Verzahnung. Diese scheint nur durch eine Behinderung der Fugenöffnung möglich zu sein.

Mit Hilfe der theoretischen Berechnung der Nachgiebigkeit der Betonflanken könnte der Bereich der Fugenöffnung bestimmt werden.

### 2.6.3 Oberflächenstruktur

Aufgrund der Oberflächenstruktur bzw. der Rauheit der Bruchflächen können bereits bei kleinen Parallelverschiebungen der Bruchufer Verzahnungsspannungen zwischen den Bruchufern, die oft gekrümmt verlaufen, aktiviert werden. In der Bruchzone wirken die Schubspannungen  $\tau$  und Normaldruckspannungen  $\sigma$ .

Der Einfluss der Glasoberflächenstruktur des Glas-Beton-Verbundes wurde von Freytag untersucht. Im Rahmen seiner Arbeit wurde die Rauheit der Glasoberfläche messtechnisch nicht erfasst. Gemessen wurde die relative Verschiebung zwischen Glas und Beton.

Reinecke führte eine Parameterstudie für verschiedene Oberflächenstrukturen durch. Die Oberflächenstruktur wurde für Betone mit einer mittleren Druckfestigkeit zwischen 53 und 125  $\text{N/mm}^2$  durch Rauheit und Rautiefen bestimmt. Geprüft wurden glatte und sandgestrahlte Fugenoberflächen bis zu einer mittleren Rautiefe  $R_t < 1,1$  mm.

Der CEB/FIP-Mustervorschrift Model Code 2010 [23] unterscheidet vier Kategorien der Rauheit bezogen auf die Rautiefe  $R_t$ . Tabelle 2.4 stellt die Rauheitskategorien zusammen.

Tabelle 2.4 Rautiefen nach Model Code 2010

Category	$R_t$ [mm]
Very smooth (e.g. cast against steel formwork)	not measureable
Smooth (e.g. untreated, slightly roughened)	< 1,5 mm
Rough (e.g. sand blasted, high pressure water blasted etc.)	$\geq 1,5$ mm
Very rough (e.g. high pressure water jetting, indented)	$\geq 3$ mm

Das Bild 2.32 zeigt beispielsweise wie sich die Bruchspannungen in Abscherversuchen in Abhängigkeit von Rautiefe verändern können. In der Darstellung ist zu erkennen, dass ab einer mittleren Rautiefe von 0,9 bis 1,1 mm es zu keiner Erhöhung der Bruchschubspannungen in der Beton-Beton-Fuge kommt. Infolge der weniger rauen (=verzahnten) Kontaktflächen aufgrund Verwendung von kleinerer Korndurchmesser, wie zum Beispiel bei hochfestem Beton, kann sich theoretisch auch die Wirkung der Verzahnung bei der Kräfteübertra-

gung in der Fuge verringern (vgl. Bild 2.28). Um gleichgroße Spannungen zu aktivieren, sollten theoretisch größere Verschiebungen bei gleichgroßer Fugenbreite erforderlich sein [84]. Ergebnisse der Untersuchungen der Probekörper aus Leichtbeton [16] [68] und hochfestem Beton [77] stimmen jedoch im Hinblick auf die grundsätzliche Charakteristik der Kraftübertragung in der Fuge durch Rissverzahnung überein [84]. Das heißt, die Tendenz die im Bild 2.32 dargestellt ist, scheint unter Verwendung von Normal- und hochfestem Beton zu gelten. [66]

Reinecke verwendete in seiner Arbeit eine exakt gemessene Rauheitstopographie als Grundlage zur numerischen Berechnung der Kontaktflächen für beliebige Verschiebungszustände. Dabei wurden auch unterschiedliche Verschiebungspfade berücksichtigt. Der geometrische Kontakt zwischen dem ursprünglichen und dem verschobenen Rissufer wurde anhand geometrischer Unterscheidungen in Form von Algorithmen berechnet.

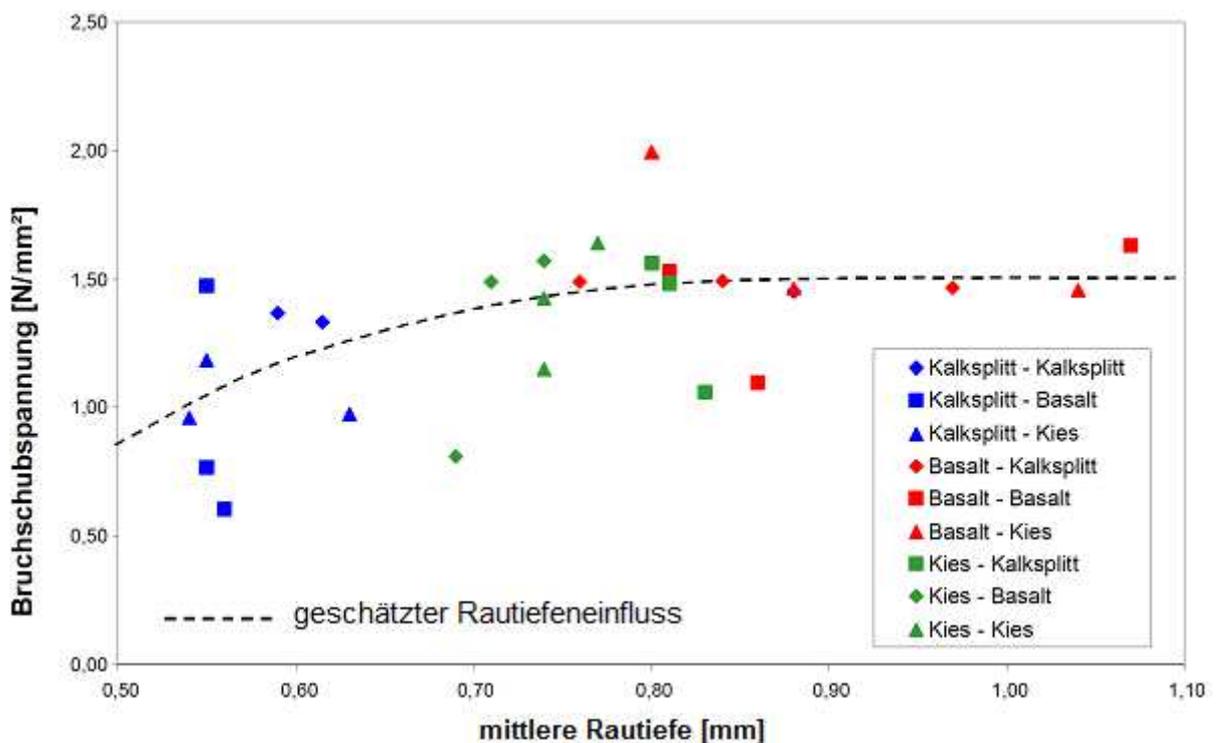


Bild 2.32 Bruch Schubspannung für hochfeste Betone bezogen auf die mittlere Rautiefe mit Angabe der verwendeten Zuschläge nach Reinecke

Die Verbundspannung  $\tau$  ist eine fiktive Größe. Eine Kontaktfläche kann nur auf den gegen die Verschiebungsrichtung geneigten Zahnflanken existieren. Auf den Kontaktflächen stellt die Verzahnungspressung  $\sigma$  zwischen den Zahnflanken den eigentlichen Verbund dar. Je geringer die Neigung der Zahn- bzw. Rippenfläche ist, desto höher muss die Pressung sein, um einen gleich starken Verbund zu gewährleisten.

## 2.7 Modellvorstellungen zum Kraftfluss in der Verbundfuge und bestehende Bemessungsansätze

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Laborversuche durchgeführt. Deren Auswertungen beziehen sich auf die in diesem Kapitel vorgestellte Aufteilung der Verbund Schubspannungen in einzelne Mechanismen.

### 2.7.1 Drei Mechanismen des Tragverhaltens

Der Schubwiderstand der Verbundfuge kann in drei grundsätzliche Mechanismen unterteilt werden:

- Adhäsion bzw. Haftverbund  $\tau_{Ad}$
- Reibung bzw. Oberflächenrauheit  $\tau_R$
- mechanische Verzahnung bzw. Wirkung der Verklemmung  $\tau_V$

Diese einzelnen Anteile können in der folgenden allgemeinen Gleichung zusammengefasst werden:

$$\tau_u = \tau_{Ad} + \tau_R + \tau_V \quad (2.21)$$

Alle drei Anteile des Tragwiderstandes werden unter Belastung zu unterschiedlichen Verschiebungszuständen einen Widerstand leisten und sind zum Teil voneinander abhängig. Das erste Maximum der Schubspannung wird nach dem Bruch der Adhäsion erreicht. Neben dem reinen Anwachsen der Fugenbreite  $w$  wird auch eine Fugenuferverschiebung  $v$  parallel zu den Rissufern auftreten. Bei weiterer Relativverschiebung der Bruchflächen werden die Verzahnung der Unebenheiten und eine Reibung an den rauen Kontaktstellen aktiviert. Die Normal- und Schubspannungen werden in der Fuge übertragen. Wie im Bild 2.33 dargestellt, wird nach Eibl/Iványi [20] zwischen der globalen und der lokalen Rauheit der Fugenufer unterschieden. Erstere beschreibt das Zusammenspiel der Zahnbildung der Fugenufer und die lokale Rauheit der Zahnflächen.

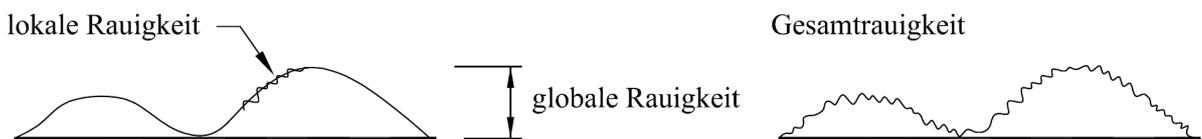


Bild 2.33 Rauheit nach Eibl/Iványi

Bei zunehmender Belastung bewirken an den Verzahnungsstellen die hohen lokalen Kontaktpressungen ein örtliches Versagen der Betonstruktur. Aufgrund des Abschleifens bzw. Abscherens dieser fällt der Wert des globalen Reibungskoeffizienten ab. Die Unterscheidung zwischen dem lokalen und globalen Reibungskoeffizienten wird im Kapitel 4.3.3 genauer erklärt. Wenn der Kontakt zwischen den Fugenufern infolge der anwachsenden Fugenbreite verlorenght, erschöpften sich die Mechanismen der Verzahnung und der Reibung. Eine weitere Übertragung von Spannungen findet nicht statt.

### 2.7.2 Schubtragfähigkeit einer Verbundfuge

Die bereits beschriebenen Verbundmechanismen können vereinfachend zur mittleren Verbundspannung  $\tau$  über die Einbindelänge zusammengefasst werden. Das Verbundverhalten in der Grenzfläche zwischen den Fugenufern wird vor allem über die Beziehung zwischen der Verbundspannung und der Verschiebung beschrieben.

Für die Bemessung der Schubtragfähigkeit einer Verbundfuge nachträglich ergänzter Betonbauteile wird meistens nur die Beziehung zwischen der maximal übertragbaren Schubspannung  $\tau$  und der gleichzeitig senkrecht zur Verbundfuge wirkenden Normalspannung  $\sigma$  untersucht.

Diese Beziehung zwischen Normalspannungen  $\sigma$  und aufnehmbarer Schubspannung  $\tau$  ist qualitativ für die im Versagenszustand auftretende Verschiebung im Bild 2.34 dargestellt. Die Sonderlastfälle der Spannungskombinationen sind die reine Zugspannung bei  $\tau = 0$  und reine Schubspannung bei  $\sigma = 0$ , die als Adhäsion bezeichnet wird. Auf dem Bild lässt sich erkennen, dass der Anteil der Reibung infolge der Normaldruckspannung  $\sigma$  die Bruchschubspannungen ergänzend zur Adhäsion erhöhen kann. Die Reibung beschreibt das Coulomb'sche Reibungsgesetz. Die durch die Rauheit der Oberfläche definierte konstante Reibungszahl kann angenähert einen linearen Anstieg der Schubspannungen nachbilden. Die im Bild 2.34 gestrichelte Linie stellt die gesamte Bruchschubspannung aus Addition der Adhäsion und Reibung dar. Mit diesem Ansatz kann die Bruchschubspannung  $\tau$  als Funktion der in der Fuge wirkenden Normaldruckspannung  $\sigma$  für die jeweilige maximale Verschiebung abgebildet werden. [44]

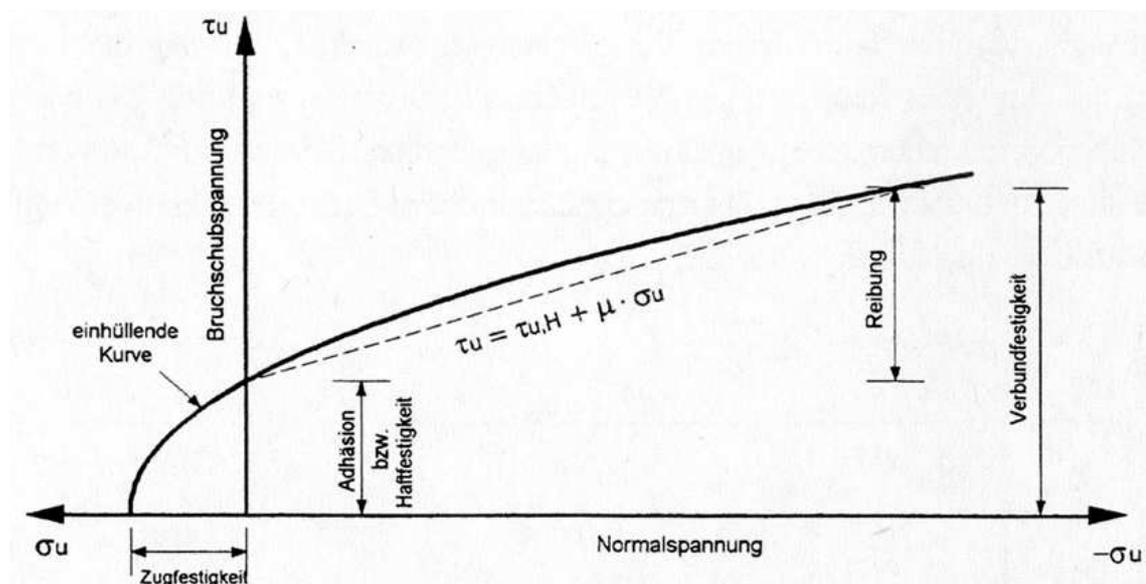


Bild 2.34 Relation zwischen Bruchspannung  $\tau$  und Normalspannung  $\sigma$  für die im Versagenszustand auftretende Verschiebung nach [12]

In diesem Ansatz wird ein konstanter Reibungskoeffizient verwendet. Unabhängig von der auftretenden Verschiebung bleibt die Aufteilung in Adhäsion und Reibung beibehalten. Je nach Größe der Verschiebung kann aber die Wirkung der Mechanismen aktiviert oder ausgeschaltet werden. Ab einer sehr geringen Relativverschiebung ist die Adhäsion nicht mehr wirksam, d. h. es werden ihr die über Reibung übertragenden Schubspannungen zugeschrieben. Kommt es zu keiner oder nur zu einer kleinen Relativverschiebung zwischen den Fugenpartnern, können die wirkenden Normalspannungen und folglich die Reibung (und Verzahnung) nicht aktiviert werden. [44]

Weil die gesamte Verbundtragfähigkeit bei größeren Verschiebungen hervorgerufen wird, sollen die übertragbaren Schubspannungen in Abhängigkeit von der Relativverschiebung ausgedrückt werden. Das nachfolgende Bild 2.35 zeigt beispielsweise den Verlauf der Schubspannungen in Abhängigkeit von den auftretenden Relativverschiebungen. Die Beziehung zwischen Schubspannung und Verschiebung kann in der Regel durch eine nichtlineare Funktion beschrieben werden.

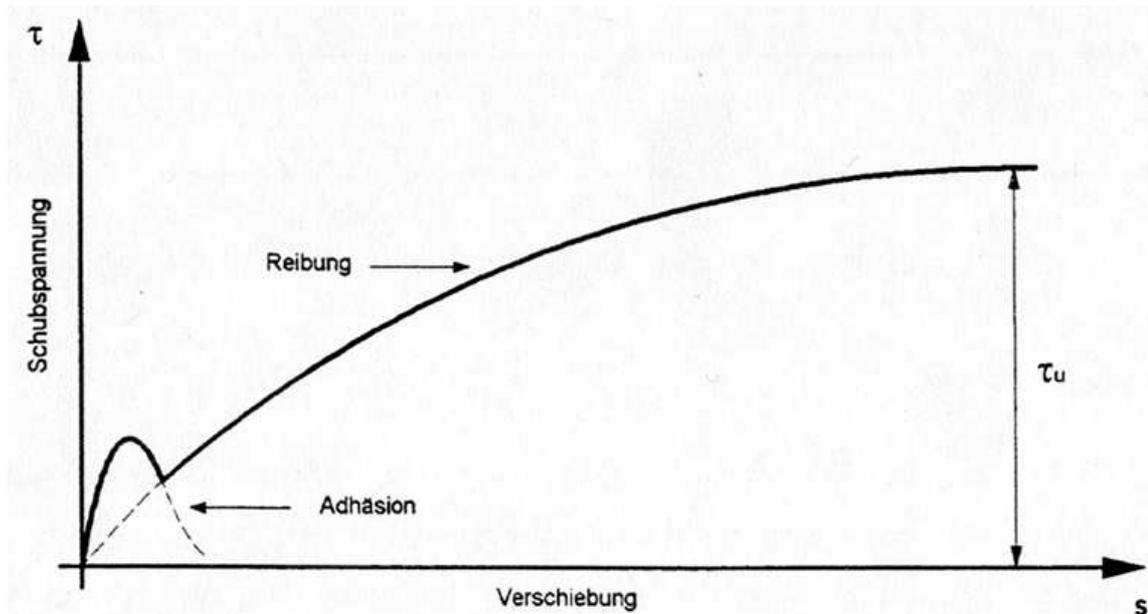


Bild 2.35 Verlauf der Schubspannung in Abhängigkeit von der Verschiebung in der Fuge für eine konstante Normalspannung nach [12]

### 2.7.3 Bemessungsansätze für nachträglich ergänzte Betonbauteile

Model Code 2010 [23] stellt folgenden Bemessungsansatz zur Ermittlung der Schubtragfähigkeit von Verbundfugen bei Sanierungsmaßnahmen mit Aufbeton dar:

$$\tau_u = \underbrace{\tau_{Ad}}_{\text{Adhesion/Interlock}} + \underbrace{\mu \cdot (\rho \cdot \kappa_1 \cdot f_y + \sigma_n)}_{\text{Shear friction}} + \underbrace{\kappa_2 \cdot \rho \cdot \sqrt{f_y \cdot f_{cc}}}_{\text{Dowel action}} \leq \beta \cdot v \cdot f_{cc} \quad (2.22)$$

mit

- $\tau_u$  – Schubtragfähigkeit der Verbundfuge zwischen Alt- und Neubeton
- $\tau_{Ad}$  – Schubtraganteil der Adhäsion
- $\mu$  – Rauheitsbeiwert für den Reibtraganteil
- $\rho$  – Bewehrungsgehalt der Fuge
- $\kappa_1$  – Interaktionsbeiwert für Klemmwirkung
- $\kappa_2$  – Interaktionsbeiwert für Dübelwirkung
- $f_y$  – Streckgrenze des Betonstahls (der Bewehrung)
- $f_{cc}$  – einaxiale Zylinderdruckfestigkeit des Betons
- $\sigma_n$  – Spannung rechtwinklig zur Fuge
- $\beta$  – Beiwert, Verhältnis der Normalkraft in der Betonergänzung und der Gesamtnormalkraft in der Druck- bzw. Zugzone im betrachteten Querschnitt
- $v$  – Festigkeitsabminderungsbeiwert

Der Bemessungsansatz basiert, wie in Kapitel 2.1.2 erwähnt, auf der sogenannten Schubreibungstheorie von Birkeland/ Birkeland und Mast. Die gesamte aufnehmbare Schubkraft über eine Beton-Beton-Fuge wird durch Addition der einzelnen Traganteile: Adhäsion, Reibung und Bewehrung (d. h. Dübelwirkung) berechnet.

Die superponierten Schubanteile werden abhängig von der Festigkeit der verwendeten Betone und des Bewehrungstahls, von der Flächenrauheit sowie der Menge und Lage der Bewehrung abgeschätzt. Die Rauheit in der Fuge wird mittels Reibungskoeffizienten  $\mu$  bestimmt.

Vorweg sollte anhand qualitativer Beurteilung der Betonoberflächen eine Zuordnung zu Rauheitskategorie (sehr glatt, glatt, rau, verzahnt) stattfinden.

Wie vorher beschrieben, sind die einzelnen Tragmechanismen von der Größe der Relativverschiebung abhängig und seine maximalen Werte werden bei unterschiedlichen Verformungszuständen erreicht. Aus diesem Grund sind in der Formel nicht die Maxima der einzelnen Widerstandsfähigkeiten superponiert, sondern Bruchteile davon.

Fugenbewehrung ist überwiegend auf Zug beansprucht und die Streckgrenze der Bewehrung wird als Klemmwirkung angesetzt. Weil die Bewehrung zusätzlich auf Biegung infolge Dübelwirkung beansprucht wird, ist die vollständige Fließlast der Fugenbewehrung jedoch nicht ausnutzbar. Um zwischen der Klemm- und Dübelwirkung der Fugenbewehrung zu unterscheiden und die Interaktion der beiden Wirkungsmechanismen zu berücksichtigen, beinhaltet der Bemessungsansatz nach Model Code 2010 Abminderungsbeiwerte  $\kappa$ .

### 2.7.4 Verbund der Bewehrung in UHPC

Zum Verbundverhalten von Bewehrung im normalfesten Beton wurden zahlreiche Untersuchungen durchgeführt und Modelle des Verbundes entwickelt. In den meisten Ansätzen hängt die maximale Verbundfestigkeit direkt von den Betonparametern, vor allem von der Druck und Zugfestigkeit ab. In vielen Modellen sind zusätzlich zur Betonfestigkeit die bezogene Rippenfläche und die Betonierlage der Stäbe berücksichtigt.

Für den Gebrauchszustand eines Bauteils ist der ansteigende Ast der Verbundspannungsverschiebungs-Beziehung von Bedeutung. Deswegen beschreiben viele Verbundgesetze für Ausziehversagen nur den ansteigenden Ast der  $\tau$ - $s$ -Beziehung [86]. Den gesamten Verschiebungsbereich bildet das Verbundgesetz ab, entwickelt von Eligehausen et al. [21].

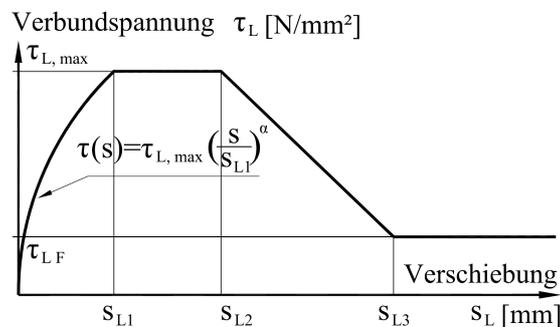


Bild 2.36 Verbundspannungsschlupfbeziehung nach Eligehausen et al.

Die Verbundspannungsschlupfbeziehung nach Eligehausen et al. beschreibt folgende Gl.(2.23), welche schematisch im Bild 2.36 dargestellt ist.

$$\tau_L(s_L) = \begin{cases} \tau_{L,\max} \cdot \left( \frac{s_L}{s_{L1}} \right)^\alpha & 0 \leq s_L \leq s_{L1} \\ \tau_{L,\max} & s_{L1} < s_L \leq s_{L2} \\ \tau_{L,\max} - \frac{\tau_{L,\max} - \tau_{LF}}{s_{L3} - s_{L2}} \cdot (s_L - s_{L2}) & s_{L2} < s_L \leq s_{L3} \\ \tau_{LF} & s_L > s_{L3} \end{cases} \quad (2.23)$$

Dieses Modell wurde in etwas modifizierter Form im Model Code (1993) [14] übernommen und besteht aus zwei Ansätzen: einerseits für das Auszieh- und andererseits für das Spreng- rissversagen. Die Versagensarten wurden in Kapitel 2.1.3 näher erklärt. Die entsprechenden  $\tau$ - $s$ -Beziehungen nach Model Code [14] sind im Bild 2.37 dargestellt. In der nachstehenden Tabelle 2.5 sind die Eingangswerte angegeben.

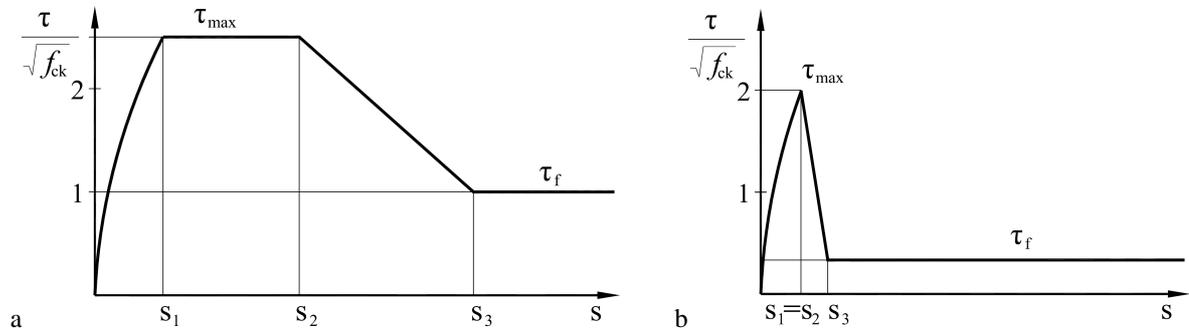


Bild 2.37 Analytische  $\tau$ - $s$ -Beziehung für Ausziehversagen (a) und für Spreng- rissversagen (b) nach Model Code (1993) [14]

Tabelle 2.5 Kennwerte für Verbundspannung und Verschiebung von Eligehausen et al.

	Ausziehversagen	Spreng- rissversagen
$s_1$ [mm]	1,0	0,6
$s_2$ [mm]	3,0	0,6
$s_3$ [mm]	$c_1$ (lichter Rippenabstand)	1,0 (2,5)
$\tau_{max}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$2,5 \cdot \sqrt{f_{ck}}$ oder $(1,25 \cdot \sqrt{f_{ck}})$	$2,0 \cdot \sqrt{f_{ck}}$ oder $(1,0 \cdot \sqrt{f_{ck}})$
$\tau_f$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$1,0 \cdot \sqrt{f_{ck}}$ oder $(0,5 \cdot \sqrt{f_{ck}})$	$0,3 \cdot \sqrt{f_{ck}}$ oder $(0,15 \cdot \sqrt{f_{ck}})$
$\alpha$	0,4	0,4

Das Verbundmodell wurde weiter entwickelt und nahm im Model Code 2010 [23] die im Bild 2.38 dargestellte Form und die in der Tabelle 2.6 zusammengefassten Kennwerte an.

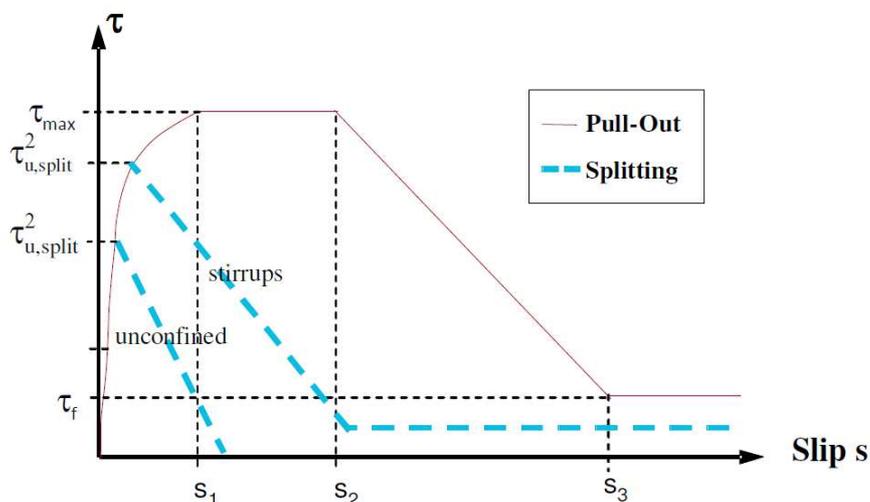


Bild 2.38 Analytische  $\tau$ - $s$ -Beziehung nach Model Code 2010 [23]

Tabelle 2.6 Kennwerte für Verbundspannung und Verschiebung nach Model Code 2010

	1	2	3	4	5	6
	Pull-Out (PO)		Splitting (SP)			
	$\varepsilon_s < \varepsilon_{s,y}$		$\varepsilon_s < \varepsilon_{s,y}$			
	Good bond cond.	All other bond cond.	Good bond cond.		All other bond cond.	
			unconfined	stirrups	unconfined	stirrups
$\tau_{max}$	$2.5\sqrt{f_{cm}}$	$1.25\sqrt{f_{cm}}$	$7.0 \cdot \left(\frac{f_{cm}}{25}\right)^{0.25}$	$8.0 \cdot \left(\frac{f_{cm}}{25}\right)^{0.25}$	$5.0 \cdot \left(\frac{f_{cm}}{25}\right)^{0.25}$	$5.5 \cdot \left(\frac{f_{cm}}{25}\right)^{0.25}$
$s_1$	1.0mm	1.8mm	$s(\tau_{max})$	$s(\tau_{max})$	$s(\tau_{max})$	$s(\tau_{max})$
$s_2$	2.0mm	3.6mm	$s_1$	$s_1$	$s_1$	$s_1$
$s_3$	$c_{clear}^{1)}$	$c_{clear}^{1)}$	$1.2s_1$	$0.5c_{clear}^{1)}$	$1.2s_1$	$0.5c_{clear}^{1)}$
$\alpha$	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4
$\tau_f$	$0.40\tau_{max}$	$0.40\tau_{max}$	0	$0.4\tau_{max}$	0	$0.4\tau_{max}$

1)  $c_{clear}$  is the clear distance between ribs

In nahezu allen aus der Literatur bekannten Ansätzen wurde angenommen, dass die Betonfestigkeit den wesentlichen Einfluss auf die Verbundspannung der einbetonierten Bewehrung hat. Dieser Einfluss wird meistens direkt auf die Betondruckfestigkeit  $f_c$  oder auf einen Potenzwert der Betondruckfestigkeit  $f_{ck}$  bezogen. ([65], [46], [56]). Überwiegend findet die Relation  $f_c^{2/3}$  [57] oder die Relation  $f_c^{1/2}$  ([14], [12], [21], [23]) eine Anwendung.

Die weiteren Parameter, deren Einfluss auf den Verbund bei normalfesten Betonen untersucht wurde, sind die Korngrößenverteilung, die Zuschlagsart sowie das Verdichtungsmaß. Diese Parameter sind jedoch für die Baupraxis schwer anzuwenden [24].

Im Gegensatz dazu findet in Verbundansätzen die Oberflächenbeschaffenheit der Betonstähle, welche in den Oberflächenzustand und in die Oberflächengestaltung unterteilt werden kann, einen Ausdruck. Der Oberflächenzustand wird direkt durch die Rauheit des Stahls wiedergegeben. Unter der Oberflächengestaltung ist die Ausbildung von Rippen zu verstehen und wird durch die bezogene Rippenfläche  $f_R$  ausgedrückt:

$$f_R = \frac{A_R}{\pi \cdot \phi_s \cdot s_R} \quad (2.24)$$

mit

$A_R$  – Querschnittsfläche (Nennquerschnitt)

$\phi_s$  – Bewehrungsstabdurchmesser (Nenn Durchmesser)

$s_R$  – Rippenabstand

Die Erhöhung der bezogenen Rippenfläche verbessert das Verbundverhalten und die maximale Verbundspannung nimmt folglich deutlich zu.

### 2.7.5 Nachträglich verstärkte Stützen

Schubkräfte zwischen Alt- und Neubeton der verstärkten Stützen können nach dem Überschreiten des Haftverbundes nur über Reibungsverbund übertragen werden. Das Aktivieren der Reibung setzt eine relative Verschiebung und wirkende Normalspannungen in der Fuge voraus.

Für die nachträglich verstärkten Stützen findet ein Verbundmodell von Tassios/Vassiliou eine Anwendung. Dieses Modell wurde für eine aufgeraute Kontaktfläche 1975 entwickelt. Weil die Größe der Reibungskräfte über eine konstante Reibungszahl für die jeweilige Verschiebung oder über einen verschiebungsabhängigen Verbundansatz definiert werden kann, entschieden sich Tassios und Vassiliou für einen Grenzwert der Relativverschiebung  $s$ . Nach der Aktivierung der Reibung nimmt die Schubspannung bis zum Erreichen einer Relativverschiebung von  $s=0,1$  mm linear zu und danach, d. h. für die Verschiebungen  $s > 0,1$  mm, bleibt sie unverändert. Die Schubspannung  $\tau$  hängt dann nur noch von der Druckspannung normal zur Kontaktfläche (zur Verbundfuge)  $\sigma$  ab und beträgt für raue Flächen:

$$\tau = \sigma \cdot \mu \quad (2.25)$$

Der Reibungskoeffizient  $\mu$  wurde in Abhängigkeit von der Normaldruckspannung  $\sigma$  geschätzt in der Höhe von:

$$\mu = 2,6 \cdot \sigma^{0,65} \quad (2.26)$$

Einen Zusammenhang zwischen übertragbarer Schubkraft und Verschiebung zeigt zum Beispiel der Entwurf des Eurocode 8, Teil 4, Bauten in Erdbebengebieten [22]. Dabei werden zwei Verschiebungsgrenzwerte von 0,1 mm und 2 mm verwendet.

Bis zum Erreichen einer Relativverschiebung von 0,1 mm nimmt die vorher aktivierte Schubspannung linear zu und errechnet sich aus der Formel:

$$\tau_{fr} = 5 \cdot \tau_{fr,u} \cdot s \quad (2.27)$$

Nimmt die relative Verschiebung der Fugenufer weiter über 0,1 mm zu, erreicht den Grenzwert von 2 mm aber nicht, wird die Schubspannung in Abhängigkeit des Verhältnisses

$$\frac{s}{s_u} = 1,7 \cdot \left[ \left( \frac{\tau_{fr}}{\tau_{fr,u}} \right)^4 - 0,5 \cdot \left( \frac{\tau_{fr}}{\tau_{fr,u}} \right)^3 \right] + 0,05 \quad (2.28)$$

ermittelt.

Die maximal über die Reibung übertragbare Schubkraft wird bei einer Relativverschiebung von 2 mm aktiviert. Die Schubspannung in der rauen Fuge, abhängig von der Betongüte  $\beta_{cd}$  und der einwirkenden Normalspannung  $\sigma_{cd}$ , kann nach der folgenden Gleichung berechnet werden:

$$\tau_{fr,u} = 0,40 \cdot \sqrt[3]{(\beta_{cd})^2 \cdot \sigma_{cd}} \quad (2.29)$$

Die senkrecht zur Verbundfuge wirkenden Normalspannungen sind in der Regel nicht konstant. Die Größe der Stützenlast in Längsrichtung und zusätzlich der Querbewehrungsgrad im Verstärkungsquerschnitt, beeinflussen die Tragfähigkeit der Verbundfuge. Die zur Verbundfläche senkrechte Spannung steigt infolge der umschnürenden Wirkung der Verstärkungsbewehrung an. Außerdem streut die Geometrie der Oberfläche bei der unterschiedlichen Intensität der Vorbehandlung stark. [44]

### 2.7.6 Aufgeklebte Bewehrung

Für die Beschreibung des Verbundes der aufgeklebten Bewehrung gibt es verschiedene verschiebungsabhängige Verbundansätze. Einen linear-elastischen Ansatz schlägt Bresson [9] vor. Danach wurden auch ein nichtlinearer Ansatz von Pichler [62] und ein bilinearer Verbundansatz von Ranisch [64] verwendet. Diese Verbundspannungs-Verschiebungs-Beziehungen für den Klebeverbund sind im Bild 2.39 dargestellt.

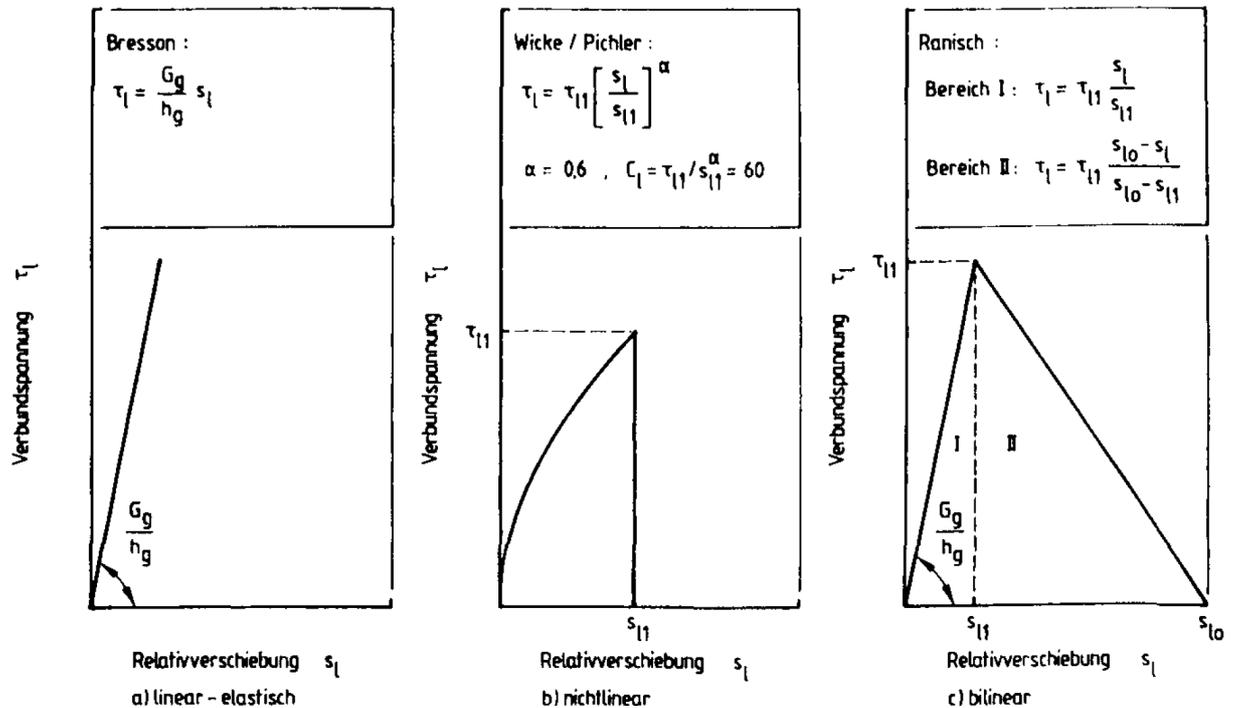


Bild 2.39 Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehungen für den Klebeverbund aus [33]

Als Grundlage für die Beschreibung des Verbundverhaltens aufgeklebter Bewehrung verwenden viele Forscher die Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes und den bilinearen Verbundansatz. Diese Methode wurde erstmalig von Volkersen im Jahre 1938 erarbeitet.

Die Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes stellt eine mathematische Verbindung zwischen Relativverschiebungen  $s$  und Verbundspannungen  $\tau$  dar. In dieser Methode können die Verbundverträglichkeit und die Verformungen mit linearen, nichtlinearen und bilinearen Verbundspannungs-Schlupf-Ansätzen untersucht werden.

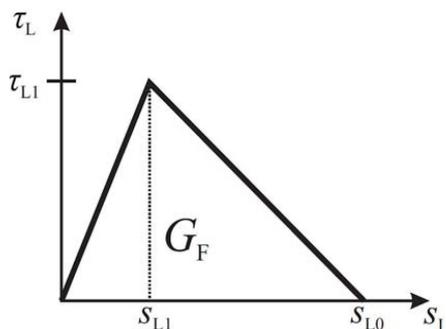


Bild 2.40 Bilineare Schubspannungs-Verschiebungsbeziehung zur Beschreibung des Verbundes aufgeklebter Bewehrung aus [25]

Im Bild 2.40 ist der bilineare Verbundansatz dargestellt, der aus einem linear-elastischen steigenden Ast und einem plastisch entfestigten Ast besteht. Die von der Verbundspannungs-Relativverschiebungsbeziehung  $\tau(s)$  eingeschlossene Fläche wird als gesamte Bruchenergie  $G_F$  des Verbundes definiert, bei welcher der Verbundbruch, d. h. die vollständige Entkopplung einer Einheitsfläche der Verbindung stattfindet. Die Bruchenergie  $G_e$  beschreibt den linear-elastischen Teil des Verbundansatzes. Die Verbundflächen sind entkoppelt, wenn die relative Grenzverschiebung der Fugenufer erreicht wird.

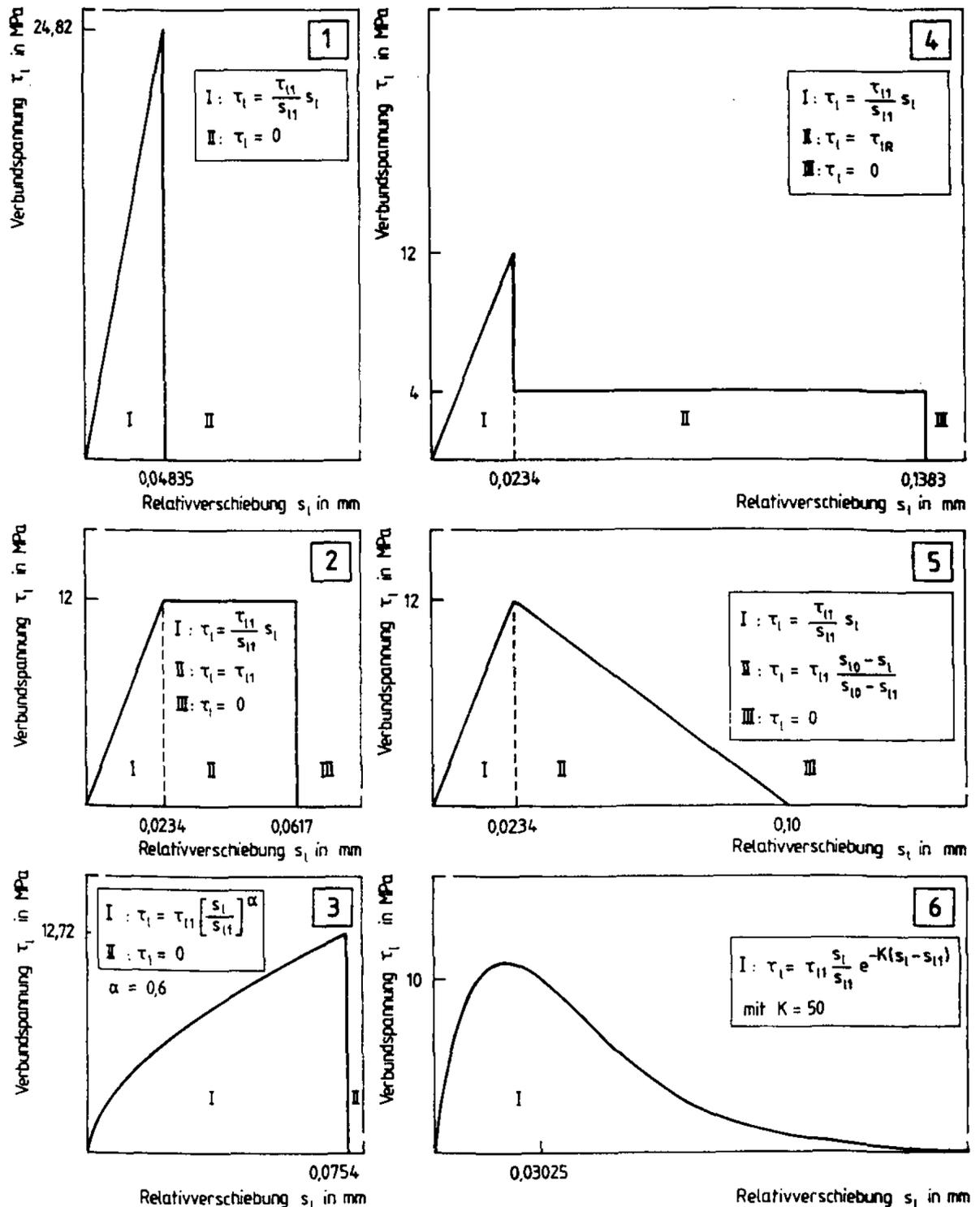


Bild 2.41 Übersicht über Verbundansätze mit der Bruchenergie  $G_F = 0,6 \text{ N/mm}$  aus [33]

Für die Beschreibung der Verbundspannungs-Verschiebungs-Beziehung gibt es mehrere theoretisch mögliche  $\tau$ - $s$ -Ansätze. Holzenkämpfer [33] verglich diese durch Nachrechnung. Im Bild 2.41 sind beispielsweise Verbundansätze mit gleicher Bruchenergie von 0,6 N/mm dargestellt.

Holzenkämpfer fand heraus, dass die maximale Verbundbruchkraft abhängig von der Größe der Bruchenergie, d. h. von der Fläche der  $\tau$ - $s$ -Beziehung ist und somit nicht durch deren Form bestimmt wird. Verschiedene, flächengleiche Verbundansätze ergeben dieselbe Verbundkraft. Aufgrund dessen verwenden viele Ingenieurmodelle einen einfachen fiktiven linearen Ansatz, wobei die Größen  $\tau_{Ll}$  und  $G_F$  beibehalten bleiben. Die Annahme eines linearen Ansatzes ermöglicht eine geschlossene Lösung der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes.

Das Bild 2.42 stellt ein differentielles Verbundelement der aufgeklebten Bewehrung dar. Unter Vernachlässigung der Beton- und Klebstoffverformungen, kann das Gleichgewicht wie folgt dargestellt werden:

$$\Sigma H = 0 : \tau_L \cdot dx - (\sigma_L + d\sigma_L) \cdot t_L + \sigma_L \cdot t_L = 0 \quad (2.30)$$

Die Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes für die aufgeklebte Bewehrung kann aus der Gleichgewichtsbetrachtung am differentiellem Verbundelement wie folgt aufgestellt werden:

$$\tau_L = \frac{d\sigma_L}{dx} \cdot t_L \quad (2.31)$$

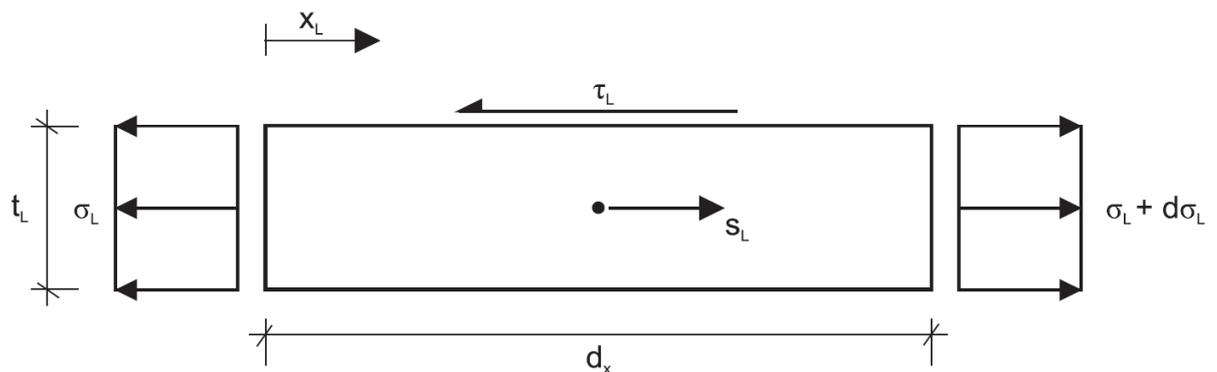


Bild 2.42 Differentielles Verbundelement der aufgeklebten Bewehrung – Gleichgewichtsbetrachtung aus [48]

Die Relativverschiebung  $s_L$  des Verbundelementes gegenüber dem Beton lässt sich wie folgt beschreiben:

$$s_L = \int \varepsilon_L dx + s_{L(x=0)} \quad (2.32)$$

Zwischen der Spannung in dem Verbundelement und der Relativverschiebung gilt:

$$\sigma_L = E_L \cdot \varepsilon_L = E_L \cdot s_L' \quad (2.33)$$

Nachdem dieser Zusammenhang (2.33) in die Gleichung (2.31) eingesetzt wird, kann die Beziehung zwischen der Schubspannung und der Relativverschiebung erklärt werden:

$$\tau_L = \frac{d(E_L \cdot s_L')}{dx} \cdot t_L = E_L \cdot t_L \cdot s_L'' \quad (2.34)$$

Durch das Umformen der Gleichung (2.34) entsteht die von vielen Forschern verwendete Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes für Klebeverbund:

$$s_L'' - \frac{\tau_L(s_L)}{E_L \cdot t_L} = 0 \quad (2.35)$$

Die erhaltene Schubspannung  $\tau_L$  ist eine Funktion der Relativverschiebung  $s_L$ . Diese  $\tau$ - $s$ -Beziehung wird als Verbundansatz bzw. auch als Verbundgesetz bezeichnet.

Eine Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes und ein bilinearer Verbundansatz sind die am häufigsten verwendeten, näheren Beschreibungen des Verbundes aufgeklebter Bewehrung. Die Randwerte des bilinearen Ansatzes können über bruchmechanische Überlegungen [34] oder über die tatsächlich in den Versuchen vorkommenden Werte definiert werden [53].

Das Verbundgesetz für den Klebeverbund wurde von Forschern weiter entwickelt. Mit dem Verbundgesetz befassen sich Arbeiten zum Beispiel von Neubauer [52], Niedermeier [53] und Zehetmaier [85]. Kaiser [38] verwendet für den plastisch entfestigenden Bereich einen nichtlinearen Bereich mit Reibungsplateau. Auch Finckh [25] erweiterte das bilineare Modell geklebter Fugen um den Effekt der Reibung zwischen den Fugenufern.

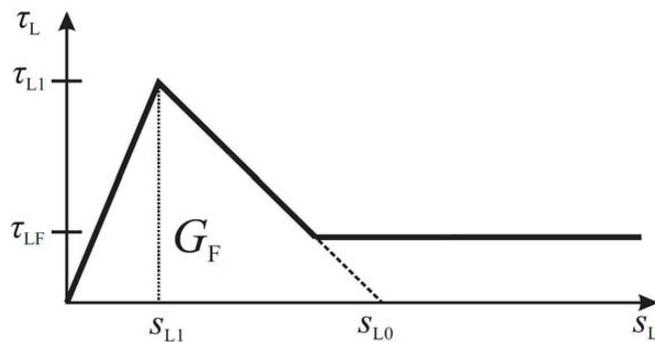


Bild 2.43 Bilineare Schubspannungs-Verschiebungsbeziehung erweitert um die Reibung aus [25]

Wenn die relative Verschiebung der Fugenufer des Klebeverbundes kurz vor dem Erreichen des Grenzwertes ist, wird der Verbund bereichsweise entkoppelt und steht bereits vor dem vollständigen Versagen. In Verbundbruchflächen kann aus der Kornverzahnung eine Verbundreibung resultieren. Die Bruchfläche verläuft meist in der oberflächennahen Betonschicht. Ihre Tiefe erreicht maximal den Größtkorndurchmesser des Betons. Auf Grund der Reibung bzw. Verzahnung können zusätzlich weitere Schubspannungen aufgenommen werden (vgl. z. B. [75], [55]). Um diese Spannungszuwächse aus der Reibung  $\tau_{LF}$  kann, wie das Bild 2.43 zeigt, der bilineare Verbundansatz ergänzt werden.

## 3. Experimentelle Untersuchungen

### 3.1 Einleitung

Schwerpunkte dieser Arbeit sind die experimentelle und numerische Untersuchung der Ablösung der Betonmatrix von der Glasoberfläche bei schubbeanspruchten Probekörpern.

Die experimentellen Tests wurden mittels push-out-Versuchen an Proben mit unterschiedlichen Glasoberflächenbehandlungen und Probenabmessungen durchgeführt.

Es sind bereits Ergebnisse aus Laborversuchen von Freytag [27] vorhanden. Diese wurden von der Verfasserin dieser Arbeit mit neuen Daten ergänzt:

- Freytag hat verschiedene Methoden der Glasflächenbehandlung für den Verbund mit Beton erforscht und die besten Ergebnisse der Verbundtragfähigkeit unter Verwendung eines Gemisches aus Emaille mit Quarz- bzw. Korundsand erreicht - mit diesem Gemisch wurden die Ränder des Float-Glases vor dem Erhärten im Schmelzofen eingestrichen
- in Rahmen dieser Arbeit wurden Probekörper aus Fügeteilen in unterschiedlichen Größen hergestellt und getestet – variiert wurden Querschnittsabmessungen wie Breite, Höhe, Tiefe, Dicke
- in Laborversuchen wurden die Traglasten des Glas-Beton-Verbundes und dazugehörige relative Verschiebungen zwischen Fügeteilen gemessen
- die vorhandenen und neu gewonnenen experimentellen Ergebnisse bilden eine Basis für die Simulationen des Schädigungsvorgangs eines Glas-Beton-Verbundes unter Verwendung von FE-Programmen (Kapitel 4).

### 3.2 Vorhergehende Untersuchungen (Fremdversuche)

#### 3.2.1 Materialien

Zur Durchführung der Experimente wurden in [27] folgende Materialien verwendet: Beton und Glas (Float und vorgespanntes Glas).

Die Untersuchungen wurden mit folgenden hochfesten und ultra hochfesten Betonsorten durchgeführt: HPC 100, HPC 118, UHPC 130, UHPC 150, Ductal<sup>®</sup> weiß, Ductal<sup>®</sup> grau G2AF. In der nachstehenden Tabelle 3.1 sind mechanische Eigenschaften dieser Betone nach 28 Tagen zusammengestellt.

Tabelle 3.1 Mechanische Eigenschaften des Betons nach 28 Tagen aus [27]

Beton	Druckfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]	Zugfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]	E-Modul [N/mm <sup>2</sup> ]
HPC100	100	-	39400
HPC118	118	-	56000
UHPC130	127	12	-
UHPC150	147	14	42000-55000
Ductal <sup>®</sup> G2AF	195	40	57000

Die mechanischen Eigenschaften von Beton Ductal<sup>®</sup> (siehe Tabelle 3.1) stammen vom Hersteller. Mechanische und thermische Kennwerte der verwendeten Materialien wurden zusätzlich im Betonlabor der TU Graz ermittelt und sind aus [27] und [28] zu entnehmen.

Die Versuche wurden unter Verwendung von folgenden Flachglasarten durchgeführt:

- Floatglas
- Vorgespanntes Glas (gehärtetes Glas).

Das Floatglas charakterisiert eine glatte Oberfläche und konstante Dicke, die keine Verzerrungen der Objektbilder entstehen lässt. Dank dieser Eigenschaften eignet sich Floatglas zur weiteren Verarbeitung, z. B.: Kleben, Härten, Biegen, Verbinden. Floatglas ist ein Ausgangswerkstoff für die unten beschriebenen Glasarten. Floatglas kann durch Schneiden, Schleifen oder Bohren weiter bearbeitet werden. Die maximale Breite der aus Floatglas produzierten Scheiben beträgt üblicherweise 3180 mm, die Dicke beträgt 1,5 bis 24 mm. In Tabelle 3.2 sind ausgewählte physikalische Eigenschaften von Floatglas zusammengefasst.

Tabelle 3.2 Eigenschaften von Floatglas

Dichte	$\rho$	2500 kg/m <sup>3</sup>
Elastizitätsmodul	$E$	70000 N/mm <sup>2</sup>
Poissonzahl	$\nu$	0.23
Wärmeausdehnungskoeffizient	$\alpha_T$	$9 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$
Temperaturwechselbeständigkeit	$\Delta t$	30°C bis 40°C
Druckfestigkeit	$f_c$	700 bis 900 N/mm <sup>2</sup>
Prüfbiegezugfestigkeit	$f_t$	45 N/mm <sup>2</sup>

Die Dichte von Glas entspricht der Dichte von Stahlbeton. Der Elastizitätsmodul von Glas ist gleich dem Elastizitätsmodul von Aluminium beziehungsweise 1/3 des Elastizitätsmoduls von Stahl. Der Ausdehnungskoeffizient  $\alpha_T$  ist geringer als jener von Stahl und Aluminium. Beim Zusammenbau dieser Materialien mit Glas ist daher auf eine zwängungsarme Verbindung zu achten.

Die Temperaturwechselbeständigkeit gibt die maximale Temperaturdifferenz innerhalb einer Glasscheibe an, bei der noch kein Bruch infolge der Wärmeausdehnung zu erwarten ist. Die Druckfestigkeit von Glas ist höher als von Baustahl S235. Die Prüfbiegezugfestigkeit von Glas ist zwar deutlich geringer als die Druckfestigkeit, aber mit 45 N/mm<sup>2</sup> im Vergleich zu Nadelholz mit einer mittleren Zugfestigkeit von 10 bis 35 N/mm<sup>2</sup> noch immer sehr hoch. Für die thermisch vorgespannten Glasarten beträgt die Prüfbiegezugfestigkeit sogar 120 N/mm<sup>2</sup>.

Die vorstehend angeführten Zahlenwerte stellen keine genauen Vorgaben dar, die das Glas unbedingt erfüllen muss, sondern die allgemein üblichen Werte für Berechnungen, für die kein hoher Genauigkeitsgrad gefordert wird.

Das vorgespannte Glas entsteht infolge thermischer Behandlung vom gezogenen Flachglas oder Floatglas. Die thermische Härtung des Glases verläuft in speziellen Schmelzöfen bei einer Temperatur von 650 °C. Vorweg geschnittene, fertige Scheiben werden bis zu einer geeigneten Temperatur erwärmt, um diese anschließend schockartig unter großem Luftdruck abzukühlen.

Das vorgespannte Glas besitzt den Vorteil proportional größerer mechanischer und thermischer Festigkeit und außerdem eine Verminderung der Verletzungsgefahr bei Zerstörung des Glases. Ein Nachteil ist die Tendenz zur Zerstörung der Scheiben bei punktuell Kraftangriff. Ein weiterer Nachteil ergibt sich daraus, dass keine weitere Bearbeitung der fertigen Produkte mehr möglich ist.

Es gibt zwei Typen von vorgespanntem Glas, welche sich durch die Druckspannungsgröße an der Oberfläche unterscheiden: ESG = Einscheibensicherheitsglas und TVG = thermisch verfestigtes Glas (teilweise vorgespanntes Glas).

Für die Probekörper wurde Floatglas 4 und 10 mm dick und Verbundglas aus zwei miteinander verklebten 4 mm dicken ESG verwendet.

### 3.2.2 Oberflächenbearbeitung von Glas

Für eine kraftschlüssige Verbindung mit Beton spielt die Glasoberflächenbeschaffenheit eine besondere Rolle. Vor dem Betonieren wird der Rand der Glasoberfläche, der mit Beton umhüllt wird, entsprechend vorbereitet. Freytag [27] hat folgende Glasvorbehandlungen experimentell geprüft:

- Sandstrahlung der Glasoberfläche mit einem Korundsand der Körnung #100<sup>1</sup> für die Feinsandstrahlung und größer (bis 1mm) für die Grobsandstrahlung
- Aufkleben des Korundsandes der Körnung #100 mit organischem Klebstoff, der durch UV-Bestrahlung gehärtete wurde
- Aufkleben des Quarzsandes der Körnung 2 mm mit einen Epoxidharzkleber (Webac 4525).
- Bestreichen der Glasoberfläche mit Webac 4525 kurz vor dem Betonieren - das sog. Kleben „frisch“ auf „frisch“
- Aufkleben der Glasfasertextilien mit Webac 4525 auf Glas
- Beschichten der Float-Glasscheibe mit einem Gemisch aus Emallack auf Wasserbasis und Korundsand der Körnung #100 mit anschließendem Einbrennen, während der Glashärtung im Vorspannofen.

### 3.2.3 Versuchsaufbau und Durchführung der Tests

Die Verbindung zwischen Glas und Beton wurde an 40 Probekörpern mit verschiedenen Betonsorten ausprobiert. Die Versuche wurden auf 8 Serien verteilt. In Serie 1 und 2 wurde HPC120, C60 mit Kunststofffasern 1 kg/m<sup>3</sup> und HPC100 ohne Fasern im Beton verwendet. Serien 3 bis 6 verliefen unter Verwendung von UHPC130 mit Glasfasern 4 kg/m<sup>3</sup> oder UHPC150 mit Glasfasern 8,8 kg/m<sup>3</sup>. In den letzten beiden Serien 7 und 8 wurde mit Beton Ductal<sup>®</sup> weiß und grau, mit Stahlfasern 160 kg/m<sup>3</sup> gearbeitet. Die Kunststoff-, Glas- und Stahlfasern wurden beigemengt, um die vorher beschriebene Klemmwirkung bestmöglich zu aktivieren.

Zum Testen wurden 8 mm (d. h. 2 x 4 mm mit UV-Kleber geklebt) dicke Glasscheiben in Abmessungen von 150/320 mm verwendet. Diese Scheiben wurden im oberen Bereich an

<sup>1</sup> Masche (engl. mesh) bezeichnet die Korngröße von entsprechend gesiebttem Material. Einen Wert von 100 mesh (#100) hat ein Sieb mit hundert Maschen pro Zoll (1"=25,4 mm). Berücksichtigt wird auch die Dicke der Maschendrahte. Einer Korngröße von 100 mesh entspricht einem Korndurchmesser von ca. 0,15 mm.

der Lasteinleitungsstelle durch beidseitige Glasscheibenstreifen mit einer Stärke von 10 mm und Abmessungen von 70/150 mm verstärkt. Diese Glasversuchskörper wurden in eine Schalung eingeklemmt und beidseitig in 20 mm Tiefe und 150 mm Länge einbetoniert. Der Versuchsaufbau des Glas-Beton-Verbund-Versuchs ist im Bild 3.1 dargestellt. Auf die Stirnfläche des Glaskörpers wurde eine Stahlschiene mit einer trapezförmigen Nut geklebt. Diese Schiene wurde mittels einer hydraulischen Presse über eine Lasteinleitungsschneide (-rolle) belastet. Die Lastschneide ist mit dem Prüfzylinder gelenkig verbunden. Die Glas-scheibe wurde von oben nach unten gedrückt und bis zum Versagen der Probekörper belastet. Der Versuchsverlauf wurde weggesteuert mit einer konstanten Kolbengeschwindigkeit von  $1 \times 10^{-3}$  mm/s. [27]



Bild 3.1 Versuchsaufbau des Glas-Beton-Verbund-Versuchs aus [27]

Die Messinstrumente wurden an den Probekörpern befestigt. Es wurde gemessen:

- Kraft (MTS, KMD 1000 kN)
- Kolbenweg (MTS, LVDT 250 mm)
- Gegenseitige Verschiebung zwischen Beton und Glas.

### 3.2.4 Ergebnisse der vorhergehenden Untersuchungen

In Laborversuchen von Freytag wurden die höchsten Traglasten des Verbundes der beiden Materialien gemessen. In der Tabelle 3.3 sind Ergebnisse und Bewertung des Glas-Beton-Verbundversuchs aus [27] zusammengestellt:

- Typ der Glasvorbehandlung
- Betonsorte
- Art und Menge von Fasern im Beton
- Abmessungen der Kontaktfläche
- Bruchschubkraft
- Schubspannungen.

Die Ergebnisse, welche von Freytag als nicht aussagekräftig beurteilt wurden, werden nicht mehr ausgewertet.

Tabelle 3.3 Übersicht aller Ergebnisse des Glas-Beton-Verbundversuchs aus [27]

Bez.	Typ der Glasvorbehandlung	Beton	Fasern im Beton [kg/m <sup>3</sup> ]	<i>h</i> [cm]	<i>L</i> [cm]	<i>A</i> [cm <sup>2</sup> ]	<i>F</i> [kN]	$\tau=F/A$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	aussagekräftig
VK1	unbehandelt	HPC120	Kunststoff: 1,0	2,4	10	96	-	-	ja/nein
VK2	fein sandgestrahlt	HPC120	Kunststoff: 1,0	2,4	10	96	32,1	0,33	ja
VK3	unbehandelt	C60	-	2,4	15	144	-	-	ja/nein
VK4	fein sandgestrahlt	C60	-	2,4	15	144	2,8	0,02	ja
VK5	Korund geklebt: UV-Kleber	HPC100	-	2	15	120	4,6	0,04	nein
VK6	Korund geklebt : UV-Kleber	HPC100	-	2	15	120	2,8	0,02	nein
VK7	grob sandgestrahlt	HPC100	-	2	15	120	22,8	0,19	ja
VK8	grob sandgestrahlt	HPC100	-	2	15	120	29,2	0,24	ja
VK9	K-E-Beschichtung	HPC100	-	2	15	120	22,8	0,19	nein
VK10	K-E-Beschichtung	HPC100	-	2	15	120	10,9	0,09	nein
VK11	K-E-Beschichtung	UHPC130	Glas: 8,8	2	14	112	76,6	0,68	ja
VK12	grob sandgestrahlt	UHPC130	Glas: 8,8	2	15	120	53,2	0,44	ja
VK13	grob sandgestrahlt	UHPC130	Glas: 8,8	2	15	120	62,4	0,52	ja
VK14	frisch auf frisch-Klebung	UHPC130	Glas: 8,8	2,4	15	144	68,4	0,48	ja
VK15	mit Glasfasergewebe bewehrt	UHPC130	Glas: 8,8	2,4	15	144	73,5	0,51	ja
VK16	Quarzsand geklebt	UHPC130	Glas: 8,8	2,4	14	134	81,2	0,61	ja
VK17	fein sandgestrahlt+Biocleaner	UHPC150	Glas: 4,0	2	15	120	32,1	0,27	ja
VK18	K-E-Beschichtung	UHPC150	Glas: 4,0	2	15	120	78,9	0,66	ja
VK19	K-E-Beschichtung	UHPC150	Glas: 4,0	2	15	120	72,7	0,61	ja
VK20	K-E-Beschichtung	UHPC150	Glas: 4,0	2	15	120	89,3	0,74	ja
VK21	fein sandgestrahlt+Biocleaner	UHPC150	Glas: 4,0	2,4	15	144	49,8	0,35	nein
VK22	frisch auf frisch-Klebung	UHPC150	Glas: 4,0	2,4	15	144	34,8	0,24	nein
VK23	K-E-Beschichtung	UHPC150	Glas: 4,0	2	15	120	71,3	0,59	nein
VK24	K-E-Beschichtung	UHPC150	Glas: 4,0	2	15	120	47,6	0,40	nein
VK25	K-E-Beschichtung	UHPC150	Glas: 4,0	2	15	120	34,1	0,28	nein
VK26	K-E-Beschichtung	UHPC150	Glas: 4,0	2	15	120	65,3	0,54	ja
VK27	K-E-Beschichtung	UHPC150	Glas: 4,0	2	15	120	77,0	0,64	ja
VK28	K-E-Beschichtung	UHPC150	Glas: 4,0	2	15	120	84,6	0,71	ja
VK29	K-E-Beschichtung	Ductal <sup>®</sup> weiß	Stahl: 160	2	15	120	103	0,86	ja
VK30	K-E-Beschichtung	Ductal <sup>®</sup> weiß	Stahl: 160	2	15	120	96,7	0,81	ja
VK31	K-E-Beschichtung	Ductal <sup>®</sup> weiß	Stahl: 160	2	15	120	101	0,84	ja
VK32	fein sandgestrahlt	Ductal <sup>®</sup> weiß	Stahl: 160	2	15	120	34,8	0,29	ja
VK33	fein sandgestrahlt	Ductal <sup>®</sup> weiß	Stahl: 160	2	15	120	26,7	0,22	ja
VK34	grob sandgestrahlt	Ductal <sup>®</sup> weiß	Stahl: 160	2	15	120	83,3	0,69	ja
VK35	K-E-Beschichtung	Ductal <sup>®</sup> grau	Stahl: 160	2	15	120	89,0	0,74	ja/nein
VK36	K-E-Beschichtung	Ductal <sup>®</sup> grau	Stahl: 160	2	15	120	100,0	0,83	ja/nein
VK37	K-E-Beschichtung	Ductal <sup>®</sup> grau	Stahl: 160	2	15	120	80,8	0,67	ja/nein
VK38	K-E-Beschichtung	Ductal <sup>®</sup> grau	Stahl: 160	2	15	120	84,6	0,70	ja/nein
VK39	K-E-Beschichtung	Ductal <sup>®</sup> grau	Stahl: 160	2	15	120	93,5	0,78	ja/nein
VK40	K-E-Beschichtung	Ductal <sup>®</sup> grau	Stahl: 160	2	15	120	83,9	0,70	ja/nein

Bezeichnungen in der Tabelle 3.3:

*h*: Einbindetiefe [cm]

*L*: Einbindelänge je Seite [cm]

*A*: Kontaktfläche  $A=4 \cdot h \cdot L$  [cm<sup>2</sup>]

*F*: Kraft [kN]

Verbundfestigkeit  $\tau=F/A$  [kN/cm<sup>2</sup>]

K-E-Beschichtung: Korund-Email-Beschichtung

In den Serien 1 bis 7 (Versuche VK1 bis VK34) wurden ausschließlich Kraft und Kolbenweg gemessen. Die Messung des Kolbenwegs beinhaltet alle Dehnungen im gesamten Versuchsaufbau sowie die tatsächliche Verschiebung zwischen Glas und Beton. Die Dehnungen des Versuchsaufbaus setzen sich zusammen aus der Verlängerung des Prüfgerüsts, der Stauung der Probe, des Auflagers, der Lastschneiden usw. Ein weiterer Unsicherheitsfaktor in den Messungen ist die Dicke der Kleberschicht zwischen dem Glas und der Lasteinleitungsschiene. Alle Größen außer der tatsächlichen Verschiebung zwischen Glas und Beton wurden vom gemessenen Kolbenweg mit Hilfe der Kraft-Verformungskurve des Versuchsaufbaus abgezogen [27]. Um die Korrektur machen zu können, hat Freytag in der letzten Serie 8 (Versuche VK35 bis VK40), die gegenüberliegenden Verschiebungen mitgemessen. Für die Auswertung wurden die Mittelwerte der Messungen verwendet. Mit Hilfe dieser Messergebnisse wurden die Dehnungen des Versuchsaufbaus rechnerisch kompensiert.

Nachstehend sind Bilder mit Kraft-Verschiebungskurven aus den Laborversuchen von Freytag zu sehen. Das erste Bild 3.2 stellt einen Vergleich der Ergebnisse bei der Korund-Emailbeschichtung für Beton Ductal<sup>®</sup> weiß und Ductal<sup>®</sup> grau (jeweils mit Stahlfasern 160 kg/m<sup>3</sup>), dar. Die Ergebnisse aus den Verbundversuchen VK29, VK30 und VK31 unter Verwendung von Ductal<sup>®</sup> weiß streuen sehr gering. Das Nachbruchverhalten verläuft weich. Solches Verbundverhalten wird als „gutmütig“ bezeichnet. Die Verbundspannung erreicht in diesen Versuchen die höchsten Werte. Die Serie VK35 bis VK40 mit Beton Ductal<sup>®</sup> grau G2AF zeichnet sich durch geringere Verbundfestigkeiten gegenüber der Serie mit Beton Ductal<sup>®</sup> weiß aus. Die Bruchkurve fällt auch steiler ab. Nach [27] wurde der unterschiedliche Kurvenverlauf durch die unterschiedlichen Eigenschaften der Zemente (Weißzement und Normalzement) hervorgerufen.

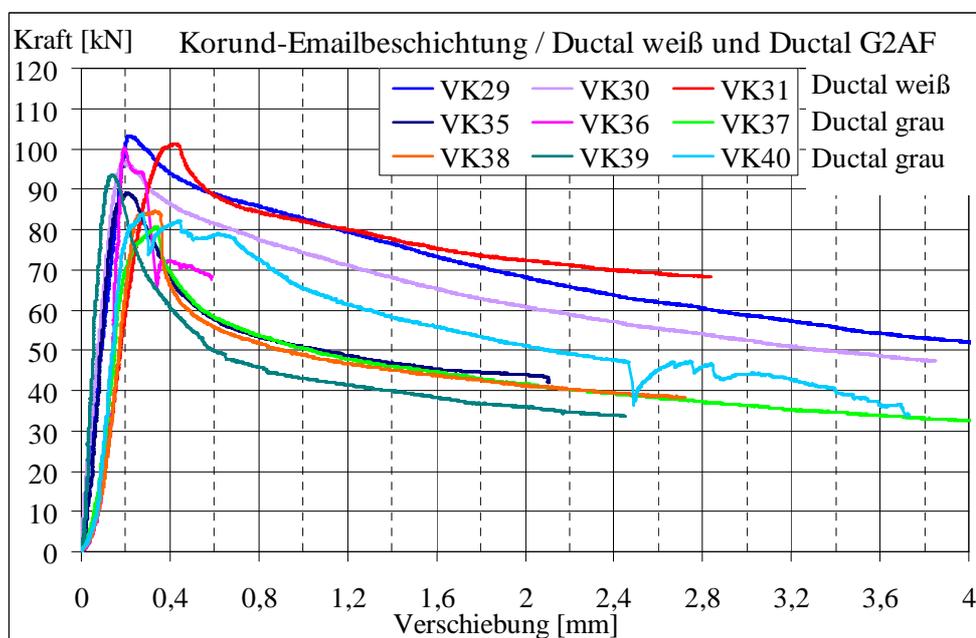


Bild 3.2 Vergleich der Ergebnisse aus [27] für Korund-Emailbeschichtung und Beton mit Stahlfasern 160 kg/m<sup>3</sup>: Ductal<sup>®</sup> weiß und Ductal<sup>®</sup> grau

In dem nächsten Bild 3.3 sind die Ergebnisse für Korund-Emailbeschichtung und Beton mit Glasfasern: UHPC 130 und UHPC 150 zusammengefasst. Bei den Serien VK11, VK18 bis

VK20, VK26 bis VK28 fallen die Verbundfestigkeiten tiefer und die Bruchkurven verlaufen noch steiler als bei der Anwendung von Beton Ductal<sup>®</sup>. Dieses Ereignis kann auf unterschiedliche Betoneigenschaften zurückgeführt werden. Vor allem konnte hier die gravierende Auswirkung der niedrigeren Betonzugfestigkeit gezeigt werden, was das nächste Bild 3.4 noch deutlicher darstellt.

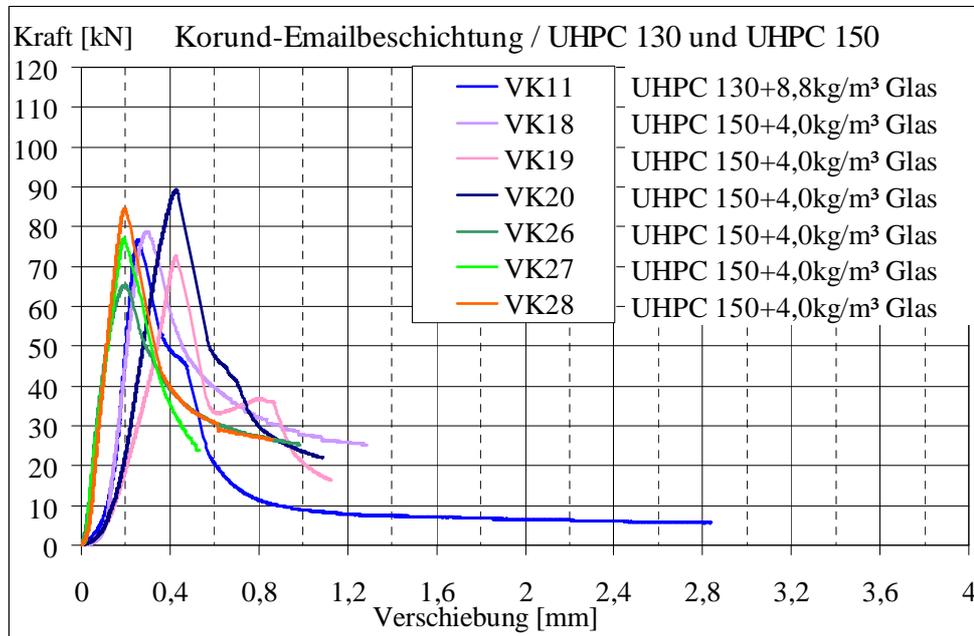


Bild 3.3 Vergleich der Ergebnisse aus [27] bei der Korund-Emailbeschichtung und Beton mit Glasfasern: UHPC 130 und UHPC 150

Das Bild 3.4 zeigt die Ergebnisse für fein sandgestrahlte Glasoberflächen bei Verwendung von vier unterschiedlichen Betonsorten: C60, HPC120 mit 1 kg/m<sup>3</sup> Kunststofffasern, UHPC 150 mit 4 kg/m<sup>3</sup> Glasfasern und Ductal<sup>®</sup> weiß mit 160 kg/m<sup>3</sup> Stahlfasern.

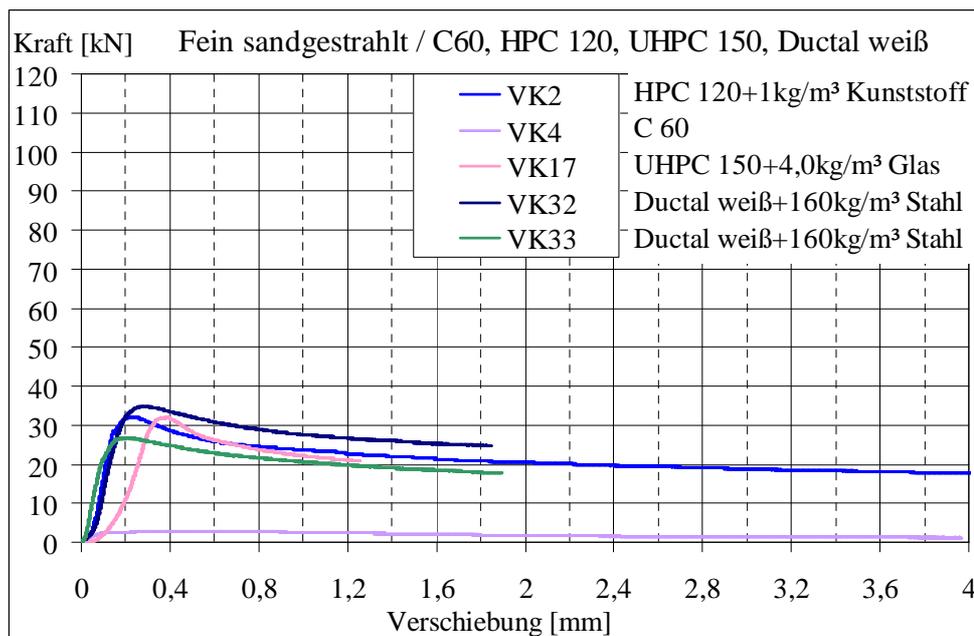


Bild 3.4 Vergleich der Ergebnisse aus [27] bei der Glasvorbehandlung: fein sandgestrahlt

Die Glas-Beton-Verbindung ist bei Normalbetonen, wie C60, nur in geringem Maße realisierbar. Die verwendeten hochfesten Betonsorten ergaben alle ein ähnliches Verbundverhalten. Die Kraft steigt steil und fällt nach dem Versagen sanft. Nur ein Ast der Verbindung mit UHPC150 mit Glasfasern steigt bis zum Versagen weicher. Die Verbundfestigkeit von feinsandgestrahlten Glasoberflächen beträgt ein Drittel bis zur Hälfte der Verbundfestigkeit von Korund-Emailbeschichtungen.

Der Einfluss der Betonsorte ist ebenfalls auf dem Bild 3.5 für die grob sandgestrahlte Glasoberflächen deutlich sichtbar. Die übertragbare Schubkraft beträgt circa

- 30 kN bei UHPC 100 ohne Fasern
- 60 kN bei UHPC 130 mit Glasfasern 8,8 kg/m<sup>3</sup> und
- 90 kN bei Ductal<sup>®</sup> weiß mit Stahlfasern 160 kg/m<sup>3</sup>.

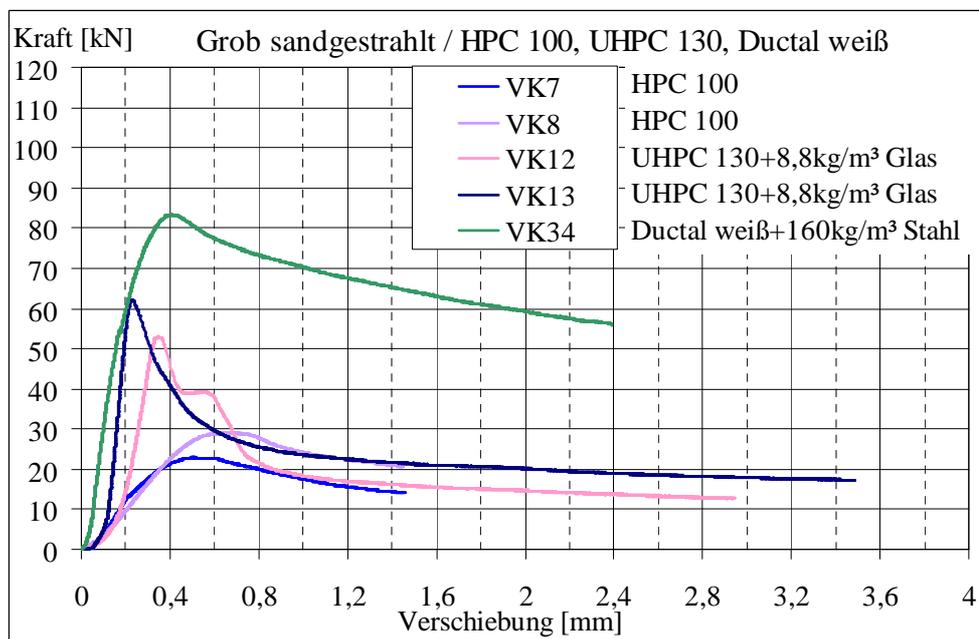


Bild 3.5 Vergleich der Ergebnisse aus [27] bei der Glasvorbehandlung: grob sandgestrahl

Auf dem Bild 3.6 ist ein Vergleich der Versuchsergebnisse aus verschiedenen Glasvorbehandlungen aus [27] für eine Betonsorte: UHPC 130 mit Glasfasern 8,8 kg/m<sup>3</sup>, dargestellt. Zwei vorbehandelte Glasflächen: die mit Korund-Emailbeschichtung und jene mit Glasfaser-Bewehrung, zeigen sehr ähnliches Verhalten vor dem Bruch und kurz danach. Die Bruchkurve der Korund-Email-Oberfläche sinkt nach der Entfestigung um ca. 90 %. Die Festigkeit von der glasfaserbewehrten Verbindung fällt zuerst steil auf die Hälfte ihres maximalen Wertes und dann zackenförmig weiter sanft herunter. Die Glasflächen mit aufgeklebtem Quarzsand brechen sehr spröde und zeichnen sich durch kaum vorhandenes Nachbruchverhalten aus. Bei „frisch auf frisch“ verbundenen Flächen ist der Kurvenverlauf vor und nach dem Bruch im Vergleich zu Quarzsand geklebten Flächen weicher, aber auch hier schreitet die Schädigung des Verbundes schnell voran. Grob sandgestrahlte Verbundflächen zeigen beim Versagen eine Ähnlichkeit zur Korund-Emailbeschichtung. Die Verbundkraft mit Glasflächen, die durch grobe Sandstrahlung vorbehandelt wurden, liegt um 20 - 30 % tiefer als Flächen mit Korund-Emailbeschichtung.

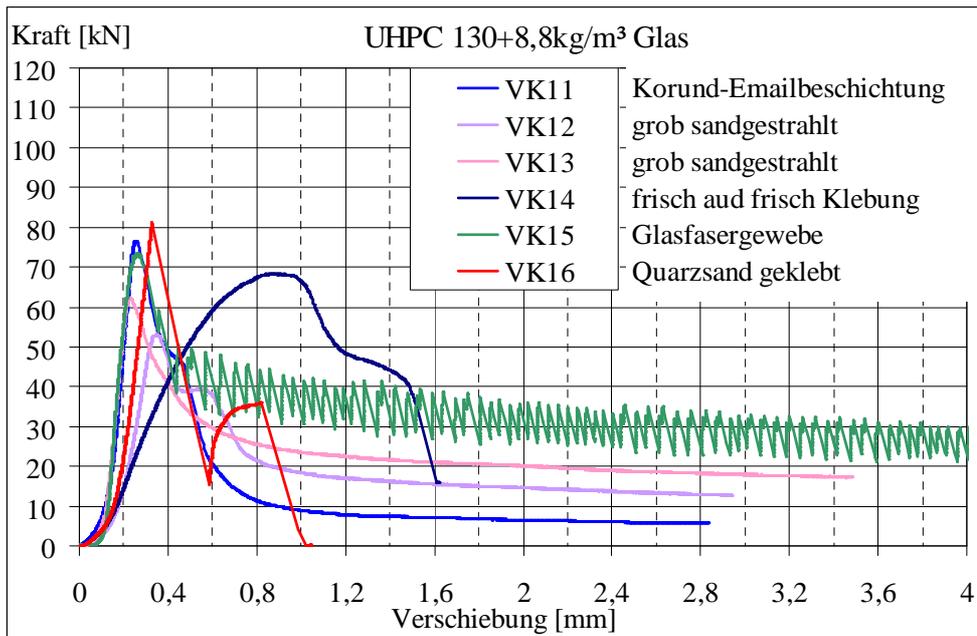


Bild 3.6 Vergleich der Ergebnisse aus [27] für Beton UHPC 130 mit Glasfasern 8,8 kg/m<sup>3</sup>

Das unterschiedliche Verbundverhalten, je nach Glasvorbehandlung, zeigt ebenso das nachstehende Bild 3.7. Die im Vergleich verwendete Betonsorte ist Ductal<sup>®</sup> weiß. Grob sandgestrahlte und Korund-Email beschichtete Flächen zeigen vergleichbare Festigkeiten und ähnliches Vor- und Nachbruchverhalten. Nur einen Teil dieser Festigkeit (ca.  $\frac{1}{4}$  -  $\frac{1}{3}$ ) erreicht der Verbund mit fein sandgestrahlten Glasoberflächen. Der Entfestigungsast dieser Art der Vorbehandlung verläuft nach dem Bruch ziemlich flach und entspricht fast ideal dem elasto-plastischen Columb'schen Modell. Es kann auf eine geringere oder kaum vorhandene Adhäsion hindeuten.

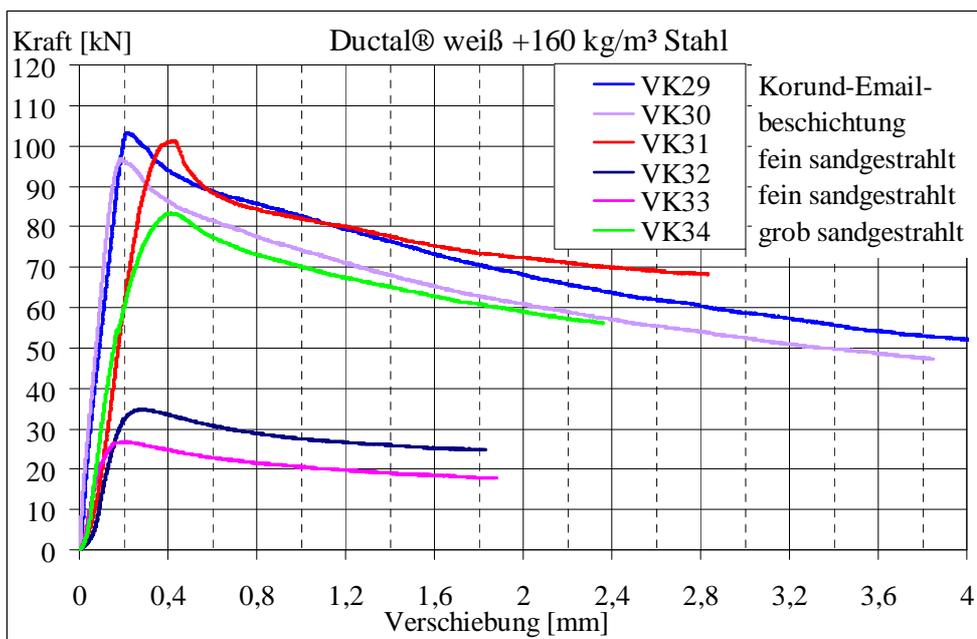


Bild 3.7 Vergleich der Ergebnisse aus [27] für Beton Ductal<sup>®</sup> weiß mit Stahlfasern 160 kg/m<sup>3</sup>

### 3.2.5 Zusammenfassende Bemerkungen

Freytag hat bei der Untersuchung der Verbundwirkung zwischen Glas und Beton bei verschiedenen Vorbereitungsarten der Glasoberflächen und für verschiedene Betonsorten auf Grund der experimentellen Ergebnisse folgendes festgestellt [27]:

- **Eine starke Verbindung zwischen Glas und Beton ohne geeignete Vorbereitung der Glasoberfläche ist unmöglich zu realisieren.**
- **Die Verbindung zwischen Glas und Beton hängt stark von der Betonqualität ab.**
- Großen Einfluss auf die Verbundfestigkeit zwischen Glas und Beton hat die Verdichtung des Betons.
- Die Verbundfestigkeit ist auch vom Feinstteil-Gehalt von  $d < 1\mu\text{m}$ , z. B. Mikrosilica-Gehalt abhängig.
- Eine weitere Qualitätssteigerung des Verbundes kann durch Zusatz von Kunststoff-, Glas- oder Stahlfasern im Beton erreicht werden.
- **Die Verbindungen zwischen der Korund-Emailbeschichtung und Beton Ductal<sup>®</sup> weiß erreichen die besten Ergebnisse.**
- Gute Ergebnisse ergab die grobsandgestrahlte Glasoberfläche in Kombination mit Beton Ductal<sup>®</sup> weiß mit Stahlfasergehalt, jedoch aufgrund der relativ schlechten Verarbeitbarkeit dieses Betons wurde für weitere Untersuchungen Beton Ductal<sup>®</sup> grau verwendet.
- Die Verwendung der Kombination Korund-Emailbeschichtung mit Beton Ductal<sup>®</sup> G2AF erbrachte keine besseren Ergebnisse gegenüber der grobsandgestrahlten Glasoberfläche. Das Problem wurde bei den unterschiedlichen Eigenschaften der verwendeten Zemente (weiß und normal) vermutet. Ein weiterer negativer Faktor könnte die geringe Ausrichtungsqualität der Korund-Emailbeschichtung sein.
- Die Verbundfestigkeit durch das Aufkleben von Quarzsand reiht sich zwischen der emailierten und der sandgestrahlten Variante ein.
- Die Reinigung feinsandgestrahlter Glasoberflächen mittels Biocleaner bringt nicht die erwarteten Effekte. Das Reinigungsmittel lagert sich in den Vertiefungen ab und verschlechtert den Verbund.
- Die Klebeverbindungen mit einem Epoxidharzkleber können die Zugkräfte quer zur Glasoberfläche übertragen. Diesem Vorteil steht das Problem der Alterung des Klebstoffes und der Nachgiebigkeit bei Wärmeeinwirkung (besonders ungünstiges Verhalten im Brandfall) entgegen.

Der Sand aus dem Email-Korundgemisch kann im Schmelzofen in die Glasoberfläche eindringen, ohne Spannungsspitzen zu erzeugen. Weil sich die Oberflächenbeschaffenheit dieser Vorbehandlungsmethode als effiziente erwies, entschied sich die Verfasserin dieser Arbeit für die Beibehaltung der Beschichtungen aus Emailsichten bei den nächsten Versuchen. Die Geometrie der Probekörper sollte gleich bleiben, aber die Abmessungen der Glas- und Betonbauteile variiert werden.

### 3.3 Eigene Versuche

#### 3.3.1 Materialien der GBSV-Untersuchungen

Die Verfasserin dieser Arbeit hat eigene experimentelle Untersuchungen von Glas-UHPC-Verbindungen durchgeführt.



Bild 3.8 Verwendete Materialien: Glas, Beton, Stahl-Hohlprofile, Schrauben, UV-Kleber

Für die Herstellung der Probekörper wurden folgende Materialien verwendet:

- ultrahochfester Beton (Ultra-Hochleistungsbeton) UHPFRC Ceracem<sup>®</sup> der Firma Sika mit Stahlfasern (Fasergehalt von 2 Vol.%)
- Verbundglas aus geklebten thermisch gehärteten Glasscheiben ESG und Floatglas zur Verstärkung an Lasteinleitungsstellen
- Korundsand Körnung 100 und Emaillack Schwarz für die Glasbeschichtung
- Hohlprofile Stahlsorte S235
- Schrauben M8 und M10 mit Festigkeitsklasse 8.8
- UV-Härtender Acrylatklebstoff Delo-Photobond 4468 zur Verklebung von Glasscheiben (ESG miteinander und Floatglas an Lasteinleitungsstellen).

Die Betoneigenschaften wie Druckfestigkeit, Zugfestigkeit und E-Modul, wurden im Rahmen der Laborversuche gemäß ÖNORM B 3303 [59] geprüft. Folgende Probekörper wurden hergestellt:

- 3x Würfel 10 cm für die Druckfestigkeitsprüfung
- 2x Prismen 12/12/36 cm für die Zugarbeitslinie
- 6x Prismen 4/4/16 cm für die E-Modul Prüfung.

Die Lagerung der Probekörper wurde den Lagerungsverhältnissen der Versuchskörper für die Bruchversuche angepasst (Luftlagerung).

Tabelle 3.4 UHPC mit Stahlfasern Ceracem<sup>®</sup> - Druckfestigkeit und Rohdichte von Betonwürfeln mit Nennmaß 100 mm

Probekörper Nr.	Prüfalter [d]	Höchstkraft [kN]	Druckfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]	Abweichung vom Mittelwert [%]	Rohdichte [g/cm <sup>3</sup> ]
M2 W1	28	1974,0	197,4	0,60	2,750
M2 W2	28	1946,7	194,7	-0,79	2,775
M2 W3	28	1963,8	196,6	0,18	2,751
Mittelwert			196,2		2,759

In Tabelle 3.4 sind die Ergebnisse aus Druckversuchen an 10/10/10 cm Würfeln nach 28 Tagen aufgelistet. Dabei wurde ein Mittelwert der Druckfestigkeit von 196,2 N/mm<sup>2</sup> bestimmt.

Tabelle 3.5 UHPC mit Stahlfasern Ceracem<sup>®</sup> - E-Modul Prüfung an Prismen 4/4/16 cm

Probekörper Nr.	Prüfalter [d]	Spannung bei Vorlast $\sigma_b$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Dehnung $\epsilon_b$ [‰]	Spannung bei Oberlast $\sigma_a$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Dehnung $\epsilon_a$ [‰]	Spannung bei $\sigma_{70}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Dehnung $\epsilon_{70}$ [‰]	E-Modul <sub>33</sub> [N/mm <sup>2</sup> ]	E-Modul <sub>70</sub> [N/mm <sup>2</sup> ]
MP1	33	6,9	0,25	66,1	2,750	103,6	2,47	46614	43554
MP2	33	4,9	0,23	51,0	2,775	105,5	2,55	46170	43379
MP3	33	5,2	0,17	52,9	2,751	99,2	2,32	44962	43702
Mittelwert					2,759			45915	43545

In Tabelle 3.5 sind die Ergebnisse aus der E-Modul Prüfung an Prismen 4/4/16 cm nach 33 Tagen aufgelistet. Zusätzlich zum Sekantenmodul bei rund 33 % der erwarteten Bruchspannung wurde das Sekantenmodul bei etwa 70 % der Bruchspannung bestimmt.

Tabelle 3.6 UHPC mit Stahlfasern Ceracem<sup>®</sup> - zugehörige Druckfestigkeitsprüfung an Prismen 4/4/16 cm

Probekörper Nr.	Prüfalter [d]	Bruchlast [kN]	Druckfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]	Abweichung Vom Mittelwert [%]	Rohdichte [g/cm <sup>3</sup> ]
MP1	33	236,0	146,0	0,07	2,711
MP2	33	242,0	149,8	2,61	2,688
MP3	33	226,1	142,0	-2,68	2,693
Mittelwert			145,9		2,697

### 3.3.2 Prüfkörperherstellung

Die Probekörper bestehen aus Glasscheiben, Beton und Stahlprofilen. Wie vorher erwähnt, werden die Glasscheiben am Rand entsprechend vorbehandelt, um einen kraftschlüssigen Verbund zwischen Glas und Beton zu erreichen. Die Glasscheiben werden dann in die geschlitzten Stahlprofile eingesetzt und die Stahlprofile mit hochfestem Beton gefüllt. Auf diese Weise wird der Glasrand von Beton umhüllt.

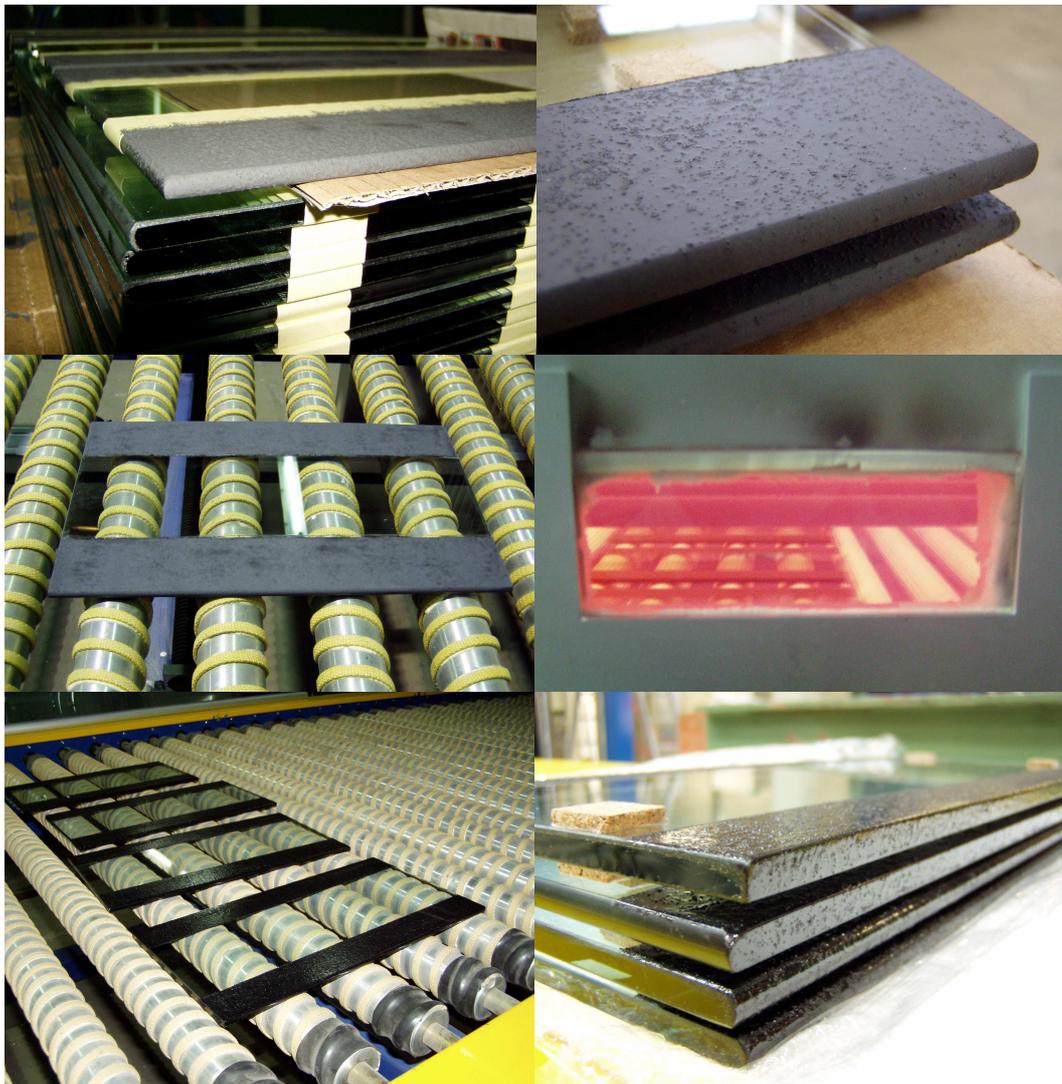


Bild 3.9 Herstellung der Glasbeschichtung

Die Glasbeschichtung besteht aus schwarzem Emallack auf Wasserbasis und Korundsand Körnung 100. Das verwendete Mischungsverhältnis zwischen Emailfarbe und Korundsand ist 10/3. Das Mittel wurde mit dem Pinsel aufgetragen. Das Einbrennen der Beschichtung fand im Vorspannofen bei Temperatur ca. 650 °C statt.

Im Bild 3.9 ist die schrittweise Herstellung der Glasbeschichtung dargestellt.

Zum Testen wurden 6, 8 und 10 mm dicke Glasscheiben, mit einseitiger Beschichtung, in Abmessungen von 182/400, 212/400 und 242/400 mm verwendet. Diese wurden an den nicht beschichteten Seiten zusammengeklebt und im oberen Bereich an der Lasteinleitungsstelle durch beidseitige Glasscheibenstreifen mit einer Stärke von 8 mm und Abmessungen von 70/150 mm verstärkt. Einzelscheiben und Verstärkungsgläser wurden mittels UV-Kleber aufgeklebt. Das so entstandene Glasbauteil wurde in die Schlitze der Stahlprofile eingeführt und beidseitig in 30, 45, 60 mm Tiefe und 360 mm Länge einbetoniert. Der Beton wurde mit einem Stab aus Rundstahl verdichtet. Vor dem Herstellen der Probekörper wurden die inneren Flächen des Stahlhohlprofils mit Kaltmotorreiniger gereinigt. Im Bild 3.10 ist das Zusammensetzen der Probekörper zu sehen.



Bild 3.10 Schrittweise Herstellung der Probekörper

### 3.3.3 Probenarten

Die Verbindung zwischen Glas und Beton wurde an zwei Arten der Probekörper getestet: doppel- und einhäufige. Als Schalung für die Betonbauteile wurden quadratische Stahlrohrprofile verwendet. Es wurden folgende Abmessungen des Betonkörpers und der Glasscheiben variiert:

- Betonquerschnittshöhe und -breite  $H=B$
- Glasdicke  $d$
- Einbindetiefe im Beton  $h$ .

Zur Herstellung wurden:

- drei Glasscheibendicken: 2 x 6, 2 x 8, 2 x 10 [mm],
- drei Einbindetiefen 30, 45, 60 [mm] und
- drei Stahlrohrquerschnitte: QR 100x100x5, QR 80x80x5, QR 60x60x4 [mm] verwendet.

Tabelle 3.7 Übersicht aller Probekörpertypen mit Abmessungen in [mm]

Versuch Nr.	Bezeichnung $H=B/h/d$	Schrauben	Glasscheiben Dicke [mm]	Anzahl Scheiben ESG	Abmessungen ESG	Einbindetiefe $h$ [mm]
GBSV 01	90/45/12	M10	6	2	212x400	45
GBSV 02	90/45/12	M10	6	2	212x400	45
GBSV 03	90/45/12	M10	6	2	212x400	45
GBSV 04	90/45/16	M10	8	2	212x400	45
GBSV 05	90/45/16	M10	8	2	212x400	45
GBSV 06	90/45/16	M10	8	2	212x400	45
GBSV 07	90/45/20	M10	10	2	212x400	45
GBSV 08	90/45/20	M10	10	2	212x400	45
GBSV 09	90/45/20	M10	10	2	212x400	45
GBSV 10	90/30/16	M10	8	2	182x400	30
GBSV 11	90/30/16	M10	8	2	182x400	30
GVSV 12	90/30/16	M10	8	2	182x400	30
GBSV 13	90/60/16	M10	8	2	242x400	60
GBSV 14	90/60/16	M10	8	2	242x400	60
GBSV 15	90/60/16	M10	8	2	242x400	60
GBSV 16	70/45/16	M8	8	2	212x400	45
GBSV 17	70/45/16	M8	8	2	212x400	45
GBSV 18	70/45/16	M8	8	2	212x400	45
GBSV 19	52/30/16 OV	-	8	2	182x400	30
GBSV 20	52/30/16 OV	-	8	2	182x400	30
GBSV 21	52/30/16 OV	-	8	2	182x400	30
GBSV 22	90/60/16 OV	-	8	2	242x400	60
GBSV 23	90/60/16 OV	-	8	2	242x400	60
GBSV 24	90/60/16 OV	-	8	2	242x400	60
GBSV 25	70/45/16 OV	-	8	2	212x400	45
GBSV 26	70/45/16 OV	-	8	2	212x400	45
GBSV 27	70/45/16 OV	-	8	2	212x400	45
GBSV 28	90/45/16 OV	-	8	2	212x400	45
GBSV 29	90/45/16 OV	-	8	2	212x400	45
GBSV 30	90/45/16 OV	-	8	2	212x400	45
GBSV 31	90/45/16 S	-	8	2	75x400	45
GBSV 32	90/45/16 S	-	8	2	75x400	45
GBSV 33	90/45/16 S	-	8	2	75x400	45
GBSV 34	90/30/20 S	-	10	2	48x400	30
GBSV 35	90/30/20 S	-	10	2	48x400	30
GBSV 36	90/30/20 S	-	10	2	48x400	30

Bezeichnungen in der Tabelle 3.7:

Betonseitenabmessungen  $H=B$  / Einbindetiefe  $h$  / VSG-Dicke  $d$ , zB. 90/45/12 (12=2x6 mm)

OV: ohne Verbunddübel

S: Single (einhüftig)

Zusätzlich wurden auch Probekörper ohne Schrauben, die den Verbund zwischen Stahl und Beton sicherstellen, hergestellt (OV-ohne Verbund). Um die zukünftige Möglichkeit einen Verbund zwischen Materialien auf andere, kostengünstige Weise prüfen zu können, wurden auch einseitige Probekörper hergestellt (S).

Aus verschiedenen Querschnittsabmessungen sind 12 Serien mit je 3 Probekörpern entstanden. Die Probenabmessungen sind in der nachstehende Tabelle 3.7 zusammengestellt.

Die untersuchten Probekörpertypen sind im Bild 3.11 dargestellt. Bei allen Proben sind die Glasränder auf einer Länge von 360 mm mit Beton umhüllt. Wie in der Tabelle 3.3 bleibt hier in der Berechnung der Kontaktfläche die Stirnseite des Glases unberücksichtigt.

Je nach Einbindetiefe  $h$  ergeben sich folgende Größen der Kontaktfläche:

- für doppelhüftige Probekörper:  $A = 43.200, 64.800, 86.400$  [mm<sup>2</sup>]
- für einhüftige Probekörper:  $A = 21.600, 32.400$  [mm<sup>2</sup>].



Bild 3.11 Probekörpertypen : doppel- und einhüftig

### 3.3.4 Versuchsaufbauten

Für die experimentellen Verbundversuche wurde ein Druck-Druck-Scherkörper (push-out-Probekörper) verwendet. Das Bild 3.12 soll den Prüfaufbau verdeutlichen.

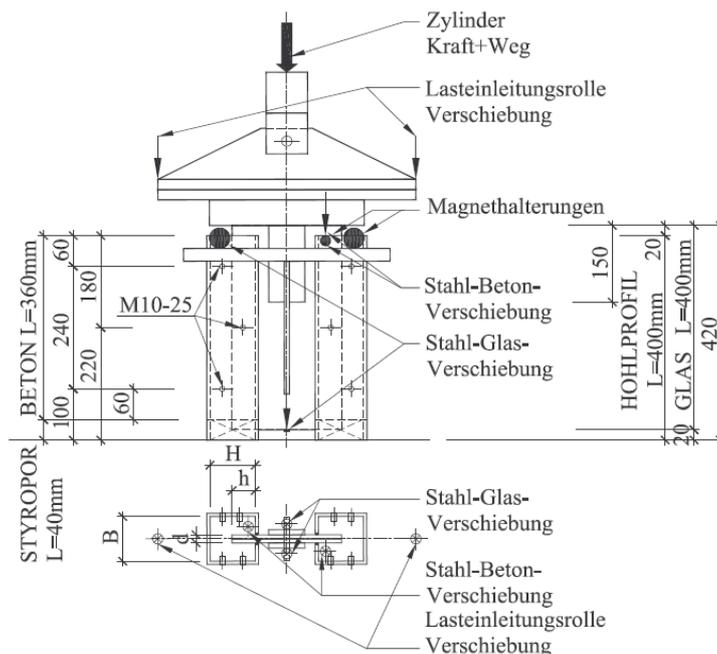


Bild 3.12 Versuchsaufbau: Prüfaufbau mit Messanordnung und Abmessungen in [mm]

Vor der Durchführung der Untersuchungen wurde das auf dem Bild 3.12 sichtbare Styropor als Schalung beim Betoniervorgang verwendet und vor dem Test entfernt.

### 3.3.5 Durchführung der Tests

Es wurden Schubversuche an Glas-Verbundkörpern durchgeführt. Der **GlasBetonStahl-Verbund-Versuch** wurde mit 36 Probekörpern getestet. Die Einzelversuche verliefen chronologisch in 12 Serien zu je 3 Stück. Diese Proben wurden mechanisch beansprucht und dabei die Größen wie Kraft und Verschiebung gemessen.

Auf die im Grundriss (siehe Bild 3.12) sichtbare Stirnfläche des Glaskörpers wurde eine Stahlschiene mit einer trapezförmigen Nut geklebt. Für die Befestigung wurde Sikadur-31 CF Normal, lösungsmittelfreier, feuchtigkeitsverträglicher, thixotroper 2-Komponenten-Kleber auf Epoxidharzbasis, verwendet. Die Schiene wurde mittels einer hydraulischen Presse über eine Lasteinleitungsschneide (-rolle) belastet. Die Lastschneide ist mit dem Prüfzylinder gelenkig verbunden. Die Glasscheibe wurde von oben nach unten gedrückt und bis zum Versagen der Probekörper belastet. Der Versuch wird weggesteuert mit einer konstanten Kolbengeschwindigkeit von  $1 \times 10^{-3}$  mm/s. Die Messinstrumente wurden symmetrisch an den beiden Enden der Lasteinleitungsrolle und an den Probekörpern befestigt.

Es wurde gemessen:

- Kraft (MTS, KMD 1000 kN)
- Kolbenweg (MTS, LVDT 250 mm)
- Weg der Lasteinleitungsschneide (symmetrisch links und rechts) (HBM; induktiver Wegaufnehmer  $\pm 10$  mm Messweg, WA20)
- Gegenseitige Verschiebung zwischen Beton und Stahlprofil (diagonal links hinten und rechts vorne) (HBM; Dehnwegaufnehmer  $\pm 2,5$  mm Messweg, DD1)
- Gegenseitige Verschiebung zwischen Glas und Stahlprofil (symmetrisch vorne und hinten) (HBM; induktiver Wegaufnehmer  $\pm 10$  mm Messweg, W5TK).

Das nächste Bild 3.13 stellt die Anordnung der Messpunkte des Verbundversuches bei den doppel- und einhäufigen Probekörpern dar.



Bild 3.13 Messanordnung bei den doppel- und einhäufigen Versuchen

Nach Versuche wurde der Probenzustand untersucht. So konnten die Schädigungsinitiiierungsorte detektiert und der Schädigungsfortschritt beobachtet werden.

### 3.3.6 Ergebnisse der GBSV-Untersuchungen

Dieses Kapitel sollte ein Überblick über die gesamten Ergebnisse bringen. Alle Serien wurden erst am Ende der Versuche interpretiert. Zu Beginn wurden getestete Proben in drei Gruppen eingeteilt:

- doppelte Versuche mit Verbunddübeln (Schrauben)
- doppelte Versuche ohne Verbunddübel (Schrauben)
- einseitige Versuche.

Tabelle 3.8 Zusammenstellung der in allen Versuchen gemessenen maximalen Kräfte sowie dazugehörige Kontaktflächen, Schubspannungen und Schubflüsse

Versuch Nr.	Bezeichnung $H=B/h/d$	Kontaktfläche [cm <sup>2</sup> ]	max Kraft [kN]	max Verbundspannung [kN/cm <sup>2</sup> ]	max Schubfluss [kN/cm]	Versagensart
GBSV 01	90/45/12	648	211,89	0,327	1,471	GBV
GBSV 02	90/45/12	648	240,02	0,370	1,667	GBV
GBSV 03	90/45/12	648	205,08	0,316	1,424	GBV
GBSV 04	90/45/16	648	242,89	0,375	1,687	GBV
GBSV 05	90/45/16	648	170,06	0,262	1,181	GBV
GBSV 06	90/45/16	648	261,86	0,404	1,818	GBV
GBSV 07	90/45/20	648	149,64	0,231	1,039	GBV
GBSV 08	90/45/20	648	215,53	0,333	1,497	GBV
GBSV 09	90/45/20	648	180,09	0,278	1,251	GBV
GBSV 10	90/30/16	432	230,43	0,533	1,600	GBV
GBSV 11	90/30/16	432	236,29	0,547	1,641	GBV
GVSV 12	90/30/16	432	188,89	0,437	1,312	GBV+Glasbruch
GBSV 13	90/60/16	864	186,10	0,215	1,292	GBV
GBSV 14	90/60/16	864	158,81	0,184	1,103	GBV
GBSV 15	90/60/16	864	198,39	0,230	1,378	GBV
GBSV 16	70/45/16	648	130,14	0,201	0,904	GBV
GBSV 17	70/45/16	648	131,55	0,203	0,913	GBV
GBSV 18	70/45/16	648	175,30	0,270	1,217	GBV
GBSV 19	52/30/16 OV	432(1440)	(75,45)	(0,052)	(1,048)	BSV
GBSV 20	52/30/16 OV	432 (1440)	(70,16)	(0,049)	(0,974)	BSV
GBSV 21	52/30/16 OV	432 (1440)	(100,84)	(0,070)	(1,400)	BSV
GBSV 22	90/60/16 OV	864 (2592)	(47,44)	(0,018)	(0,659)	BSV
GBSV 23	90/60/16 OV	864 (2592)	(31,64)	(0,012)	(0,439)	BSV
GBSV 24	90/60/16 OV	864 (2592)	(34,45)	(0,013)	(0,478)	BSV
GBSV 25	70/45/16 OV	648 (2016)	(76,03)	(0,038)	(1,056)	BSV
GBSV 26	70/45/16 OV	648 (2016)	(107,97)	0,167 (0,053)	0,750 (1,500)	GBV+BSV
GBSV 27	70/45/16 OV	648 (2016)	(110,20)	0,170 (0,055)	0,765 (1,530)	GBV+BSV
GBSV 28	90/45/16 OV	648 (2592)	(82,47)	(0,032)	(1,145)	BSV
GBSV 29	90/45/16 OV	648 (2592)	(38,14)	(0,015)	(0,530)	BSV
GBSV 30	90/45/16 OV	648 (2592)	(74,20)	(0,029)	(1,030)	BSV
GBSV 31	90/45/16 S	324	113,43	0,350	1,575	GBV
GBSV 32	90/45/16 S	324	81,34	0,251	1,130	GBV
GBSV 33	90/45/16 S	324	80,62	0,249	1,120	GBV
GBSV 34	90/30/20 S	216	98,55	0,456	1,369	GBV
GBSV 35	90/30/20 S	216	96,04	0,445	1,334	GBV+Glasbruch
GBSV 36	90/30/20 S	216	130,51	0,604	1,813	GBV

Bezeichnungen in der Tabelle 3.8 und Tabelle 3.9:

Betonseitenabmessungen  $H=B$  / Einbindetiefe  $h$  / VSG-Dicke  $d$ , zB. 90/45/12 (12=2x6 mm)

OV: ohne Verbunddübel; S: Single (einhäftig)

GBV: Glas-Beton-Verbund-Versagen; BSV: Beton-Stahl-Verbund-Versagen

Die in Versuchen gemessenen maximalen Bruchkräfte sind aus der Tabelle 3.8 zu entnehmen.

Bei fast allen doppelten Versuchskörpern mit Verbunddübeln trat das Versagen direkt in der Kontaktzone Glas-Beton (kurz: GBV) auf. In einem Fall kam es zum Glasbruch. Bei doppelten Probekörpern ohne Verbunddübel trat das Versagen in der Kontaktfläche Beton-Stahl auf (kurz: BSV). In zwei Fällen kam es gleichzeitig zum Glas-Beton-Bruch (auf einer Seite) und Stahl-Beton-Bruch (auf der anderen Seite des zueihüftigen Probekörpers). Bei einhüftigen Versuchen brach das Glas in einem Fall, in allen anderen Fällen war der Kraftabfall die Folge des Glas-Beton-Verbund-Versagens.

In der Tabelle 3.8 ist die Höchstlast  $F$  angegeben. Neben dieser Bruchkraft ist die im Kapitel 3.3.3 rechnerisch ermittelte, theoretisch angenommene Verbundfläche  $A$  zwischen Beton und Glas zu entnehmen. Als  $A$  wird die Fläche herangezogen, welche eine entsprechende Vorbehandlung aufweist und mit dem Beton in Berührung kommt. Das bedeutet: 2x Flanke + 1x Stirnseite (bei zweiseitigen Versuchen entsprechend mal zwei). Die Stirnseite des Glases wurde bei der Summierung der Kontaktflächen in Tabelle 3.8 und in Tabelle 3.9 nicht berücksichtigt. Die aus der Kraft  $F$  und Kontaktfläche  $A$  resultierende Schubspannung  $\tau=F/A$  und Schubfluss  $t=F/L$  auf der gesamten Kontaktlänge  $L$  von  $4 \times 36=144$  cm (vierschnittiger Verbund) ist ebenfalls in dieser Tabelle zu finden.

In den Versuchen GBSV 19 bis GBSV 30, welche ohne Verbundschrauben zur Sicherung des Verbundes zwischen Stahl und Beton ausgeführt wurden, ist es tatsächlich zum Bruch in der Verbundfläche zwischen Stahl und Beton gekommen. Als Verbundfläche gilt deswegen die Kontaktfläche zwischen dem Inneren des quadratischen Stahlrohrprofils und dem Beton. In der Tabelle 3.8 ist diese Fläche in Klammern angegeben. Entsprechend ist die Schubspannung und der Schubfluss auf diese Kontaktebene zu beziehen (Zahlenwerte in Klammern).

Die Versuche: GBSV 19 bis GBSV 25 und GBSV 28 bis GBSV 30 wurden nach der Betonergänzung im unteren Bereich der Stahlrohre wiederholt. Aus dem, nach der Probekörperherstellung, 4 cm hohen freien Raum ist nach dem Ablauf der ersten Versuche ca. 1,5 cm zurückgeblieben. In der nachstehende Tabelle 3.9 sind die Ergebnisse dieser wiederholten Versuche angegeben.

Tabelle 3.9 Zusammenstellung der in Versuchen „OV“ gemessenen maximalen Kräfte sowie dazugehörige Kontaktflächen, Schubspannungen und Schubflüsse

Versuch Nr.	Bezeichnung	Verbundfläche [cm <sup>2</sup> ]	max Kraft [kN]	max Verbundspannung [kN/cm <sup>2</sup> ]	max Schubfluss [kN/cm]	Versagensart
GBSV 19	52/30/16 OV	432	116,56	0,270	0,809	GBV
GBSV 20	52/30/16 OV	432	98,12	0,227	0,681	GBV
GBSV 21	52/30/16 OV	432	156,69	0,363	1,088	GBV
GBSV 22	90/60/16 OV	864	262,76	0,304	1,825	GBV
GBSV 23	90/60/16 OV	864	255,76	0,296	1,776	GBV
GBSV 24	90/60/16 OV	864	258,66	0,299	1,796	GBV
GBSV 25	70/45/16 OV	648	186,89	0,288	1,298	GBV
GBSV 28	90/45/16 OV	648	259,96	0,401	1,805	GBV
GBSV 29	90/45/16 OV	648	294,60	0,455	2,046	GBV
GBSV 30	90/45/16 OV	648	316,22	0,488	2,196	GBV

Die in den vorherstehenden Tabellen angegebenen Zahlenwerte der Schubtragkraft sind im folgenden Bild 3.14 in graphischer Form dargestellt.

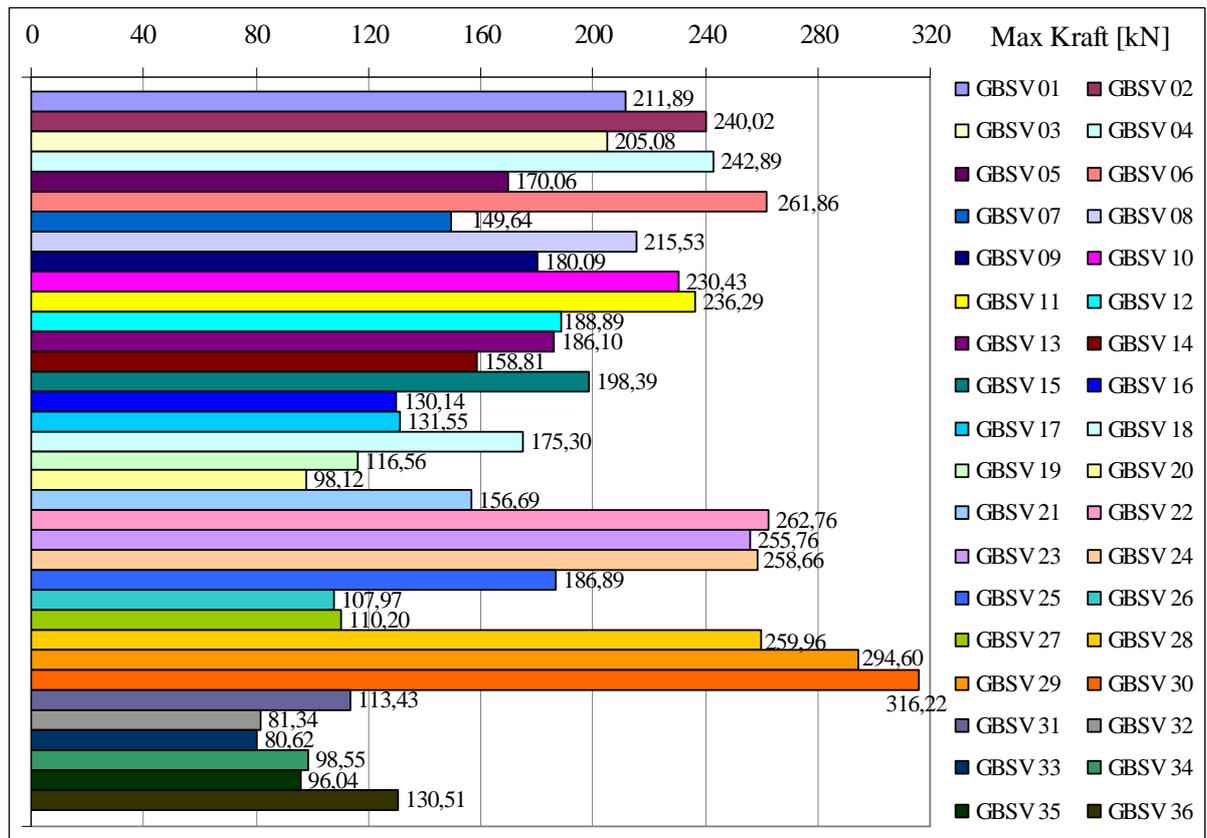


Bild 3.14 Höchste Kraft [kN] in Versuchen GBSV 01 bis GBSV 36

Die Kraftübertragung in der Verbundschubfuge zwischen Glas und Beton sollte, unter anderem, von den Eigenschaften der Kontaktfläche (des vorgebehandelten Glasrandes) und von den Abmessungen der Bauteile, wie z. B. Glasdicke, abhängen. Diese Parameter und besonders die Abhängigkeit der Schubtragfähigkeiten von der Einbindetiefe des Glases werden untersucht.

Um Aussagen über Eigenschaften des Glas-Beton-Verbundes machen zu können, werden die im Experiment gemessenen Größen wie Bruchkräfte und relative Verschiebungen, beurteilt. Aus den Versuchen des ersten Durchgangs lässt sich feststellen, dass:

- der Verbund Stahl-Beton ohne Verbunddübel schwächer als der Glas-Beton-Verbund ist
- je kleiner der Betonquerschnitt, desto höhere Schubspannungen zwischen Stahl und Beton wurden erreicht
- bei Probekörpern mit Verbunddübeln wurden höhere Traglasten bei größeren Betonquerschnitten erreicht
- bei einseitigen Versuchen liegt die höhere maximale Verbundspannung bei den größeren Glasdicken
- die Tiefeunterschiede der Einbindung des Glasrandes im Beton scheinen keinen Einfluss auf die erreichbare Tragkraft zu haben.

Unter der Annahme, dass die Verbundfestigkeit von der Größe der Kontaktfläche abhängt und die Spannungen auf Verbundlänge  $L$  und auf Einbindetiefe  $h$  gleichmäßig verteilt sind, ergibt sich die Darstellung der Ergebnisse als mittlere Verbundspannung  $\tau = F/A$ .

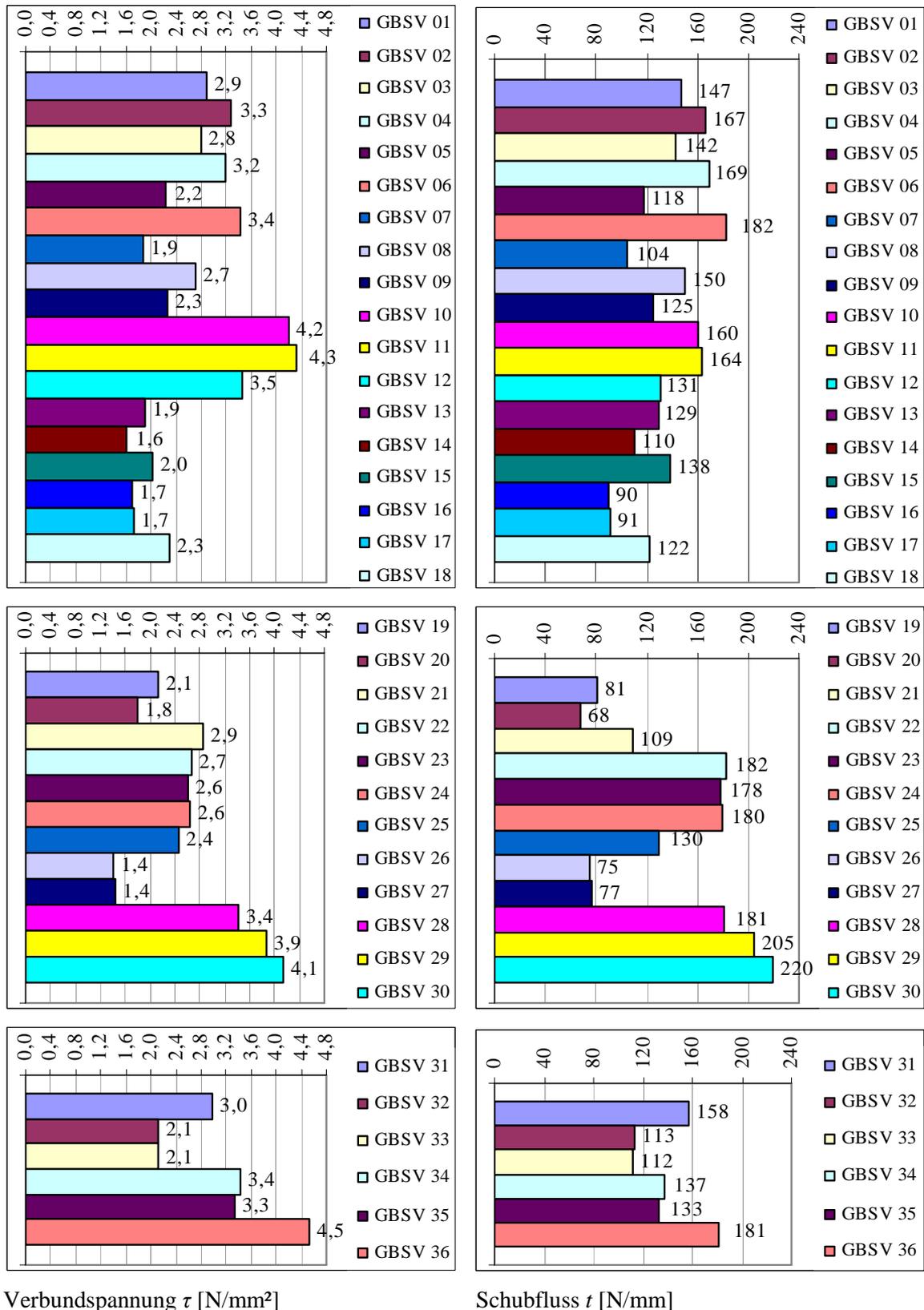


Bild 3.15 Verbundspannung  $\tau$  und Schubfluss  $t$  in Versuchen GBSV 01 bis GBSV 36

Die im vorherigen Bild 3.15 dargestellten Zahlenwerte der Schubtragfähigkeit resultieren aus der gesamten Kontaktfläche, inklusive Stirnfläche.

Bei der ersten Abschätzung der Schubspannungen wird angenommen, dass der Verlauf der Spannungen auf der Verbundlänge  $L$  gleichmäßig verteilt ist. Folglich hängt die Verbundfestigkeit von der Einbindetiefe ab und ergibt sich als Verbundschubfluss  $t=F/L$  (hier:  $L=4 \times 36=144$  cm).

Die vorstehenden Diagramme zeigen die Zusammenstellung der Ergebnisse als Verbundspannung  $\tau$  und Verbundschubfluss  $t$ . Diese vereinfachten Umrechnungen zwischen maximal übertragbarer Kraft und Schubspannungen bzw. Schubfluss in der Fuge zwischen Glas und Beton lässt erkennen, dass der Verlauf der Verbundspannung in der Kontaktfläche entlang der Einbindetiefe nicht gleichmäßig verteilt ist. Der tatsächliche Verlauf wird in der nächsten Untersuchung ermittelt.

Im Folgenden werden Bilder zusammengestellt, die die Beziehung Last-Verschiebung zwischen Glas und Beton aus experimentellen Versuchen darstellen. Die Bezeichnung der Versuche, die in der Tabelle 3.8 und Tabelle 3.9 verwendet wurde, bleibt in der gesamten Arbeit unverändert.

Es wurde im Laufe der experimentellen Versuche die Verschiebung zwischen Stahl und Glas „a“ und zwischen Stahl und Beton „b“ (bei zweihüftigen Probekörpern: links und rechts separat) gemessen. Aus den gegenüberliegenden Messungen wurde der Mittelwert berechnet. Die Verschiebung zwischen Glas und Beton „c“ wurde als Differenz zwischen beiden Ergebnissen „a“ und „b“ ermittelt:  $c=a-b$ .

Zur Interpretation der Ergebnisse werden zuerst die Versuche herangezogen, welche sich durch den symmetrischen (links-rechts) Kraftabfallverlauf ausgezeichnet haben.

Der parallele Verlauf von zwei Kurven aus den Messungen auf der linken und rechten Seite (bei der doppelhüftigen Versuchen) kann auf die Gleichmäßigkeit der Belastung und, nach dem Erreichen der maximalen Kraft, auf die Gleichzeitigkeit des Schädigungsvorgangs auf beiden Seiten der Probekörper hinweisen.

Der Verbund zwischen Glas und Beton wurde nicht immer gleichzeitig, mit ähnlicher Geschwindigkeit, auf beiden Seiten des Probekörpers zerstört. Das zeigt sich in den ermittelten Last-Verschiebung-Kurven, bei welchen die steil ansteigende Kurve teilweise in negative Verschiebungen übergeht. Wenn die Lasteinleitungsschiene zu Beginn des Tests auf eine Seite kippt, werden auf der zweiten Seite negative Verschiebungen, d. h. das Heben gemessen und das ermittelte Ergebnis kann bei solchen Verschiebungen auch im Minus Bereich liegen. Außerdem gibt es in den Messungen mehrere Unsicherheitsfaktoren, die sich nicht ausschließen lassen. Bei dem verwendeten Versuchsaufbau werden immer:

- Probenstauchung
- Schwankungen der Klebeschichtdicke zwischen dem Glas und der Lasteinleitungsschiene
- Dehnungen im gesamten Versuchsaufbau, wie z. B. am Auflager und an der Lastschneide,

mitgemessen.

Das erste Bild 3.16 stellt die Kraft-Verschiebung-Beziehungen aus den drei ersten Versuchen GBSV: 01 bis 03 dar. Diese Probekörper wurden mit Glasscheiben der Dicke von  $2 \times 6=12$  mm hergestellt. Die Einbindetiefe beträgt 45 mm. Der Betonquerschnitt von

90 x 90 mm ergab sich aus der Verwendung des quadratischen Stahlrohrprofils QR 100x5 mm.

Die Kurven steigen sehr steil an. Die ansteigende Kurve des Versuchs Nr. 01 neigt sich teilweise in die negativen Verschiebungen. Es kann an der unsymmetrischen Belastung bzw. am unterschiedlich starken Verbund auf beiden Seiten der Probekörper liegen. Nach dem Erreichen der maximalen Bruchlast fällt die Kurve ab. In allen drei Versuchen kam es noch zu einer Zwischenstärkung des Verbundes, aber danach sinken die Kurven unverzüglich weiter ab. In den letzten Abschnitten der Zerstörung verlaufen die Last-Verschiebungskurven parallel.

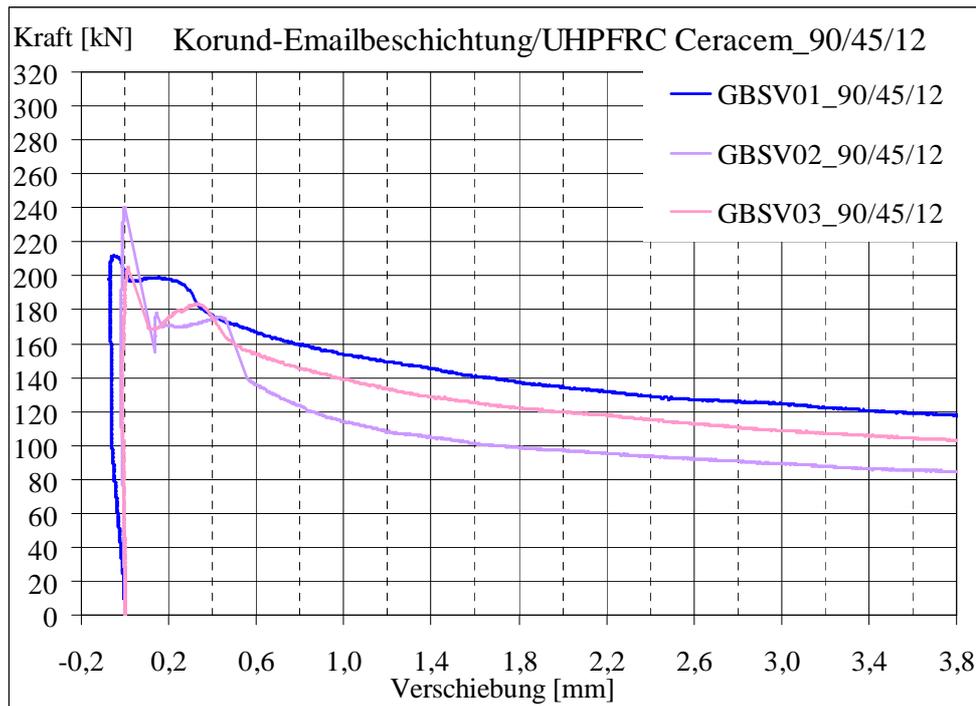


Bild 3.16 Kraft-Verschiebung-Beziehungen aus GBSV-Versuchen Serie 90/45/12

Im Vergleich zu Bild 3.16 sind im Bild 3.17 die Ergebnisse von Probekörpern mit stärkerer Glasscheibe (von 16 mm dick), aber gleichem Betonquerschnitt und Einbindetiefe zu sehen.

Alle Proben zeigen ein sehr ähnliches Verhalten vor und nach dem Bruch. Die maximale Last streut jedoch stark zwischen 170 und 316 kN. Die Serie GBSV 28 bis 30 zeichnet sich durch höhere Verbundfestigkeiten gegenüber den restlichen Versuchen aus. Der Schubfluss  $t$  erreicht in diese Versuchsreihe den höchsten Wert von 220 N/mm und die mittlere Verbundspannung  $\tau$  eine der besten Ergebnisse von 4,1 N/mm<sup>2</sup>. Die Bruchkurven fallen nach dem steilen Anstieg gleich nach der Entfestigung um ca. 10 % ab. Kurz danach verflacht sich der Verlauf. Die letzte Phase der Versuche zeichnet sich durch eine gleich schnell fortschreitende Zerstörung des Verbundes aus. Der Lastabfall liegt bei ca. 10 kN/mm. In diesem Bereich findet das Abschleifen (sog. Polieren) der Fugenufer in der Kontaktebene statt. Die Last-Verschiebung-Kurven verlaufen hier parallel.

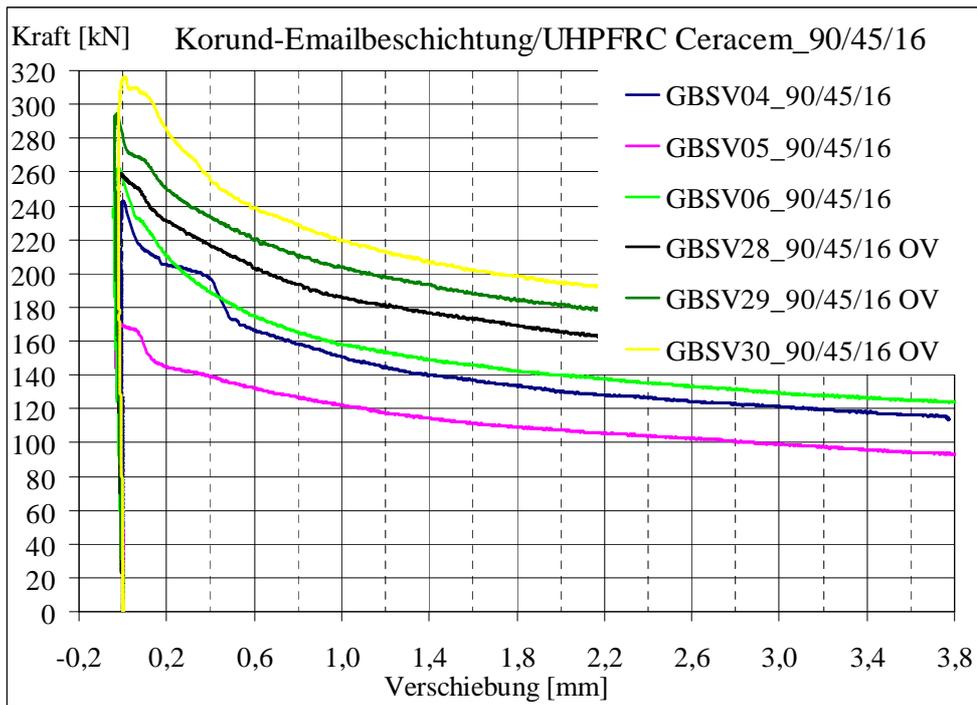


Bild 3.17 Kraft-Verschiebung-Beziehungen aus GBSV-Versuchen Serie 90/45/16

Dem nächsten Bild 3.18 sind Ergebnisse der Versuchsreihe GBSV 07 bis 09 zu entnehmen. Probekörper dieser Serie wurden mit 20 mm starken Glasscheiben hergestellt. Betonquerschnitt und Einbindetiefe wurden beibehalten.

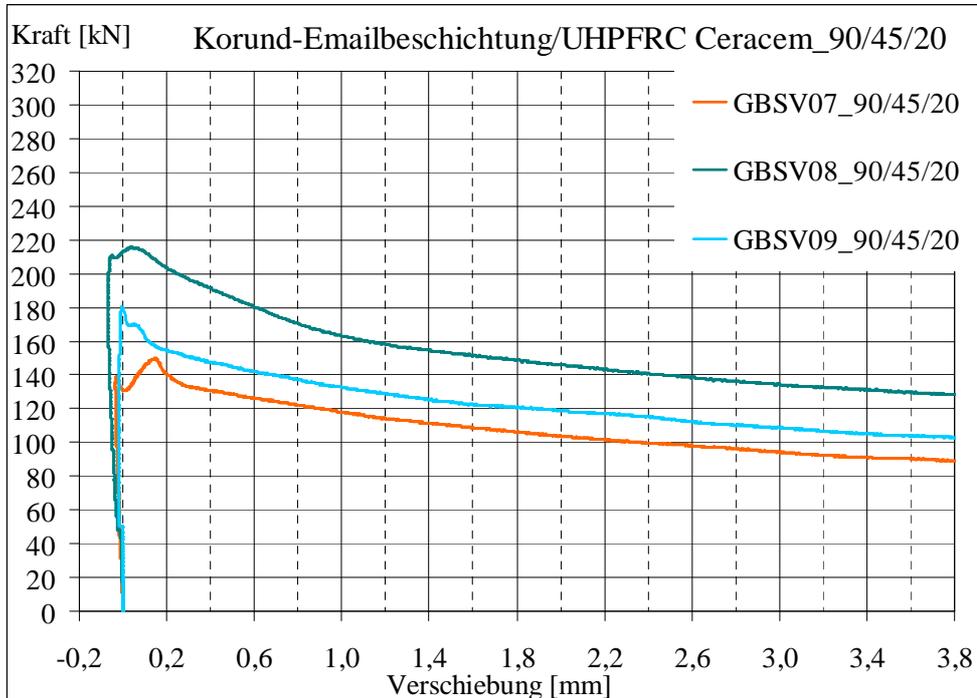


Bild 3.18 Kraft-Verschiebung-Beziehungen aus GBSV-Versuchen Serie 90/45/20

Die maximale Kraft liegt bei ca. 210 kN. Das Bruchverhalten hängt bei den kleinsten relativen Verschiebungen von Adhäsionskräften ab. Danach ist die Schubkraftübertragung aufgrund von Verzahnung und Reibung möglich. Die Ergebnisse streuen stark und zeichnen

sich durch unterschiedliche Abläufe aus. Erst ab ca. 0,3 mm relativer Verschiebung scheint die Zerstörung des Verbundes nur auf Grund des Poliereffektes fortzuschreiten. Der Lastabfall beträgt auch hier ca. 10 kN/mm.

Es wurde erwartet, dass die besten Ergebnisse die größeren Glasstärken (dank der hoher Klemmkraft) mit sich bringen. Ein Vergleich der drei ersten Serien 90/45/12, 90/45/16, 90/45/20, mit konstanter Einbindetiefe ( $h = 45$  mm) und gleichem Betonquerschnitt  $B=H=90$  mm, aber mit verschiedenen Glasstärken ( $d = 12, 16, 20$  mm), bestätigt diese Vermutung nicht. Die Werte der maximalen Übertragungslast streuen stark. Das beste Ergebnis bringt die mittlere Glasstärke von  $d = 16$  mm.

In der nächsten Versuchsserie wurde die Einbindetiefe von 45 mm auf 30 mm verkleinert. Der Betonquerschnitt blieb gleich und es wurde eine Glasdicke von 16 mm gewählt. Ergebnisse dieser Versuche sind im Bild 3.19 dargestellt. Bei dem Versuch Nr. 12 ist es zum Glasbruch beim ersten Lastabfall bei 188,9 kN gekommen: ab diesem Zeitpunkt sind Messungen ungültig und werden nicht betrachtet. Proben Nr. 10 und Nr. 11 erreichen eine ähnlich hohe Bruchlast von 230 und 236 kN. Danach fällt die Kraft um ca. 30 kN ab, dies entspricht einer Entfestigung von 12 bis 13 %. In beiden Kurven ist noch ein Bereich der Verstärkung sichtbar. Ab ca. 0,6 mm der relativen Verschiebung verläuft die Schädigung, d. h. der Tragkraftverlust konstant und liegt bei einem Wert von ca. 10 kN/mm.

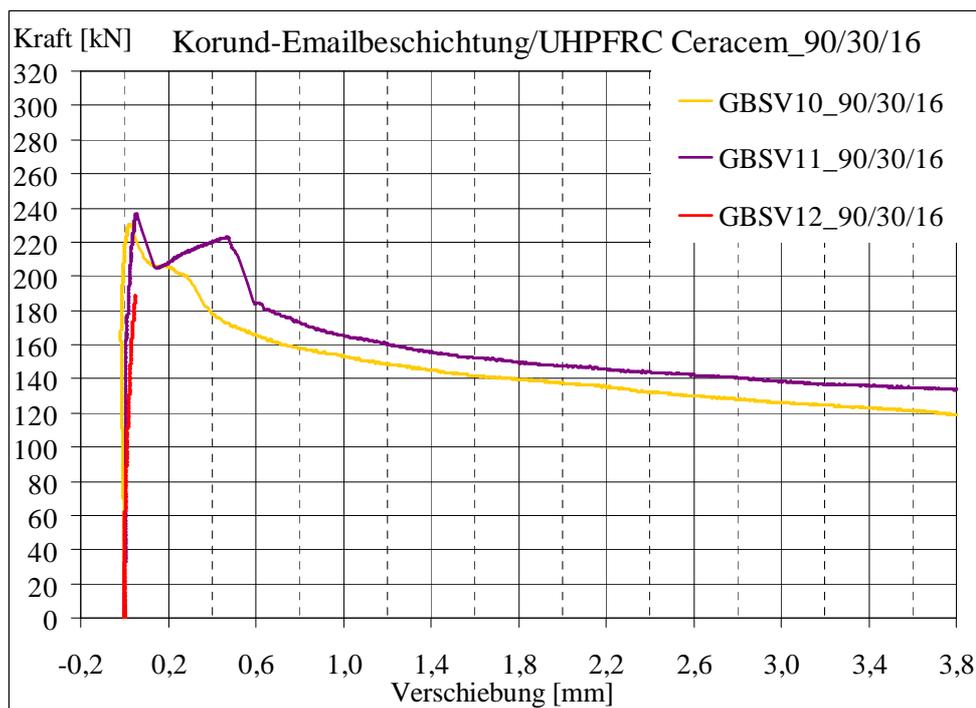


Bild 3.19 Kraft-Verschiebung-Beziehungen aus GBSV-Versuchen Serie 90/30/16

In der nächsten Versuchsserie wurde die Einbindetiefe auf 60 mm vergrößert. Der Betonquerschnitt blieb gleich und es wurde eine Glasdicke von 16 mm gewählt. Ergebnisse dieser Versuche sind im Bild 3.20 dargestellt.

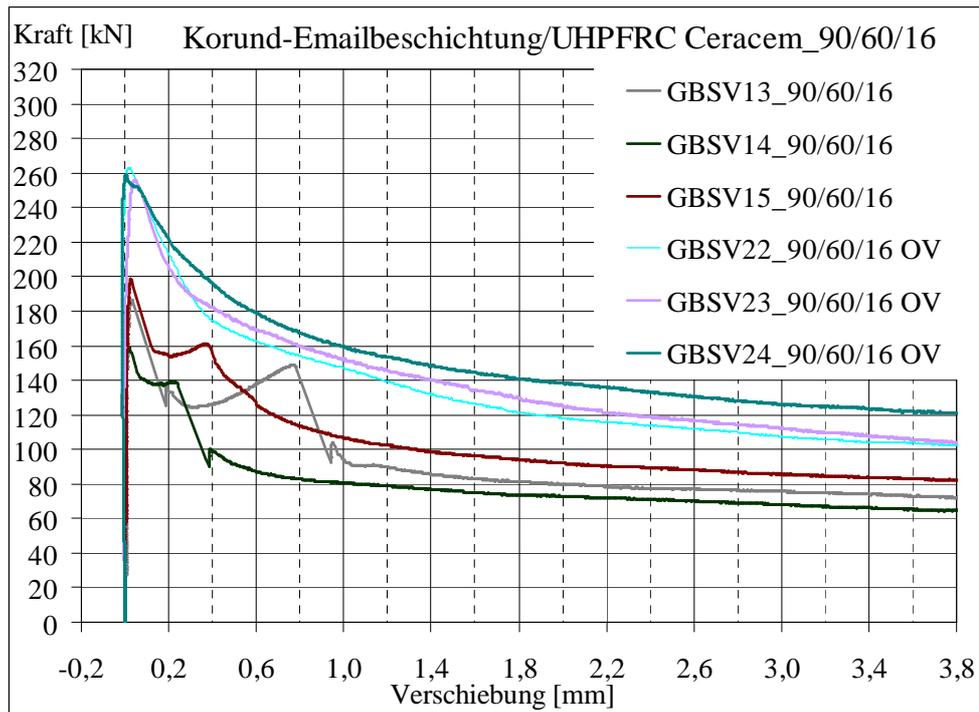


Bild 3.20 Kraft-Verschiebung-Beziehungen aus GBSV-Versuchen Serie 90/60/16

Die Versuchsreihe GBSV 22 bis 24 zeichnet sich durch ein gutes Verbundverhalten und eine hohe Bruchkraft von ca. 260 kN aus. Das Nachbruchverhalten ist bei allen drei Kraft-Verschiebung-Kurven sehr ähnlich. Der Schubfluss erreicht in dieser Versuchsreihe den zweithöchsten Wert von ca. 180 N/mm. Aufgrund der größeren Einbindetiefe reduziert sich dieses gute Ergebnis auf die mittlere Verbundspannung von 2,6 - 2,7 N/mm<sup>2</sup>, also ca. 65 % des besten Wertes. Versuche mit Verbundschrauben, d. h. GBSV 13 bis 15 brachten schlechtere Ergebnisse als Versuche mit Ergänzungsbeton (anstatt Schrauben). Dies ist auch der Fall bei der Serie 100/45/16. Weil die Betonerfüllung erst nach Durchführung der ersten Versuchsserie mit Schrauben stattgefunden hat, konnte Beton im direkten Kontakt mit Glas in Proben ohne Schrauben weiter reifen. Die Versuche an Proben, mit und ohne Schrauben, wurden also bei Beton unterschiedlichen Alters durchgeführt. Zusätzlich sollte der Verbund zwischen Beton und Stahl bei der Ausführung mit Beton auf die ganze Höhe des Stahlrohrprofils in Schubversuchen keinen Einfluss mehr haben, weil die Probe direkt auf dem Beton stabil steht und die Kräfte auf das Auflager direkt vom Beton abgegeben werden. Diese Tatsache (d. h. der Ausschluss vom Stahlprofil) scheint eine Auswirkung auf die Verbundfestigkeit und das Verbundverhalten zwischen Glas und Beton zu haben. Die Bruchlast in der Versuchsserie GBSV 13 bis 15 konnte ca. 60 - 75 % ihres Wertes aus der Serie GBSV 22 bis 24 erreichen. Der Kraftabfall erfolgt in der letzten Phase der Untersuchung an Proben Nr. 13 bis 15 flacher. Das deutet auf einen schwächeren Polierungeffekt und damit auf eine verminderte Reibungszahl bzw. auf weniger verzahnte Fugenufer hin. Die ursprüngliche Verzahnung verliert unter Belastung mit Vergrößerung der Fugenöffnung an Wirkung. Jüngerer Beton zeichnet sich generell durch niedrigere Zugfestigkeit und größere Verformungen aus.

In weiteren Bildern werden Ergebnisse aus Versuchen an kleineren Querschnitten gezeigt. Die Probekörper der Serie GBSV 16 bis 18 und Serie GBSV 25 bis 27 wurden unter Verwendung von Stahlhohlprofil QR 80x5 hergestellt. Die Einbindetiefe betrug 45 mm und die Glasdicke 16 mm. Ergebnisse dieser Versuche sind im Bild 3.21 dargestellt.

Bei den Proben Nr. 26 und Nr. 27, mit Ausführung ohne Schrauben, kam es gleich im ersten Versuchsdurchgang zur Zerstörung des Glas-Beton-Verbundes (auf einer Seite). Die Bruchkraft lag in beiden Proben bei ca. 110 kN.

Die Probe Nr. 25 wurde nach Betonerfüllung wiederholt getestet und erreichte in dieser Serie die höchste Tragkraft von ca. 190 kN. Eine ähnlich hohe Last übernahm die Probe Nr. 18. Dagegen liegen die Ergebnisse der Proben Nr. 16 und Nr. 17 bei 75 % der für den Querschnitt maximal erreichten Schubkraft.

Vor dem Bruch des Verbundes steigen die Kurven steil an. Nach dem Versagen fallen die Kraft-Verschiebungs-Kurven sanft ab, außer bei der Probe Nr. 16. Da findet nach dem ersten Bruch eine Verfestigung des Verbundes statt. Bei der Probe Nr. 17 findet eine solche Störung erst nach dem Bruch statt. Eine weitere Schädigung des Verbundes erfolgt auf Grund der Abreibung der Fugenufer. Diese verlief mit ähnlicher Geschwindigkeit bei Versuchen Nr. 16, 17, 18 und 25. Bei Versuch Nr. 26 schreitet die Zerstörung im Vergleich zu den restlichen durchgeführten Versuchen langsamer voran.

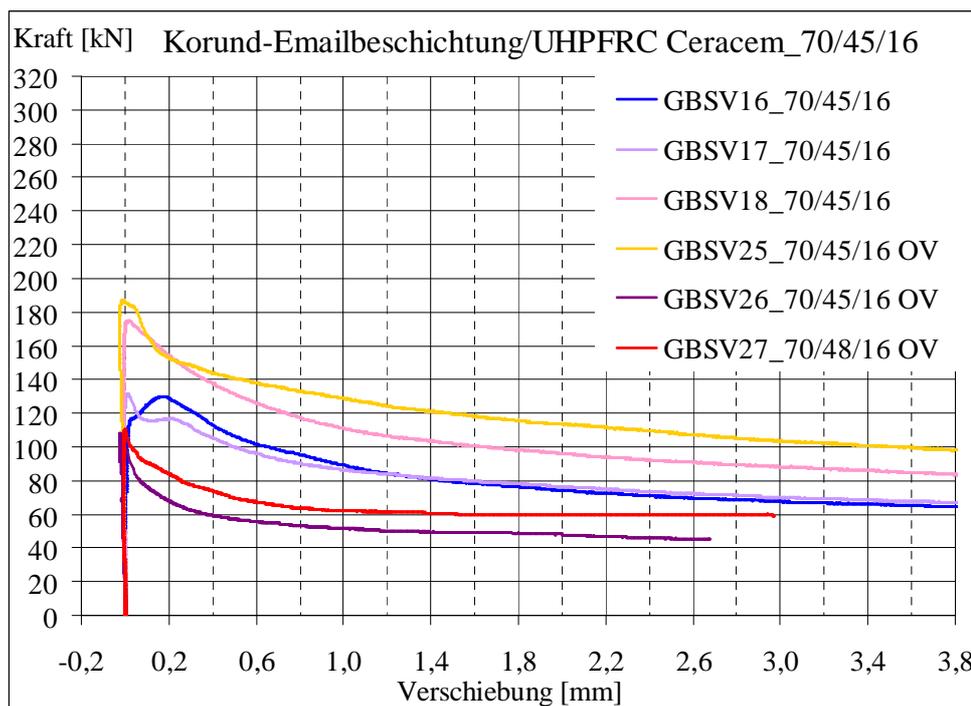


Bild 3.21 Kraft-Verschiebung-Beziehungen aus GBSV-Versuchen Serie 70/45/16

Die kleinsten Abmessungen von Betonquerschnitt und Einbindetiefe haben Probekörper der Serie GBSV 19 bis 21. Hier wurde das Stahlhohlprofil QR 60x4 mm verwendet. Die Einbindetiefe betrug 30 mm und die Glasdicke 16 mm. Ergebnisse dieser Versuche sind im Bild 3.22 zu finden.

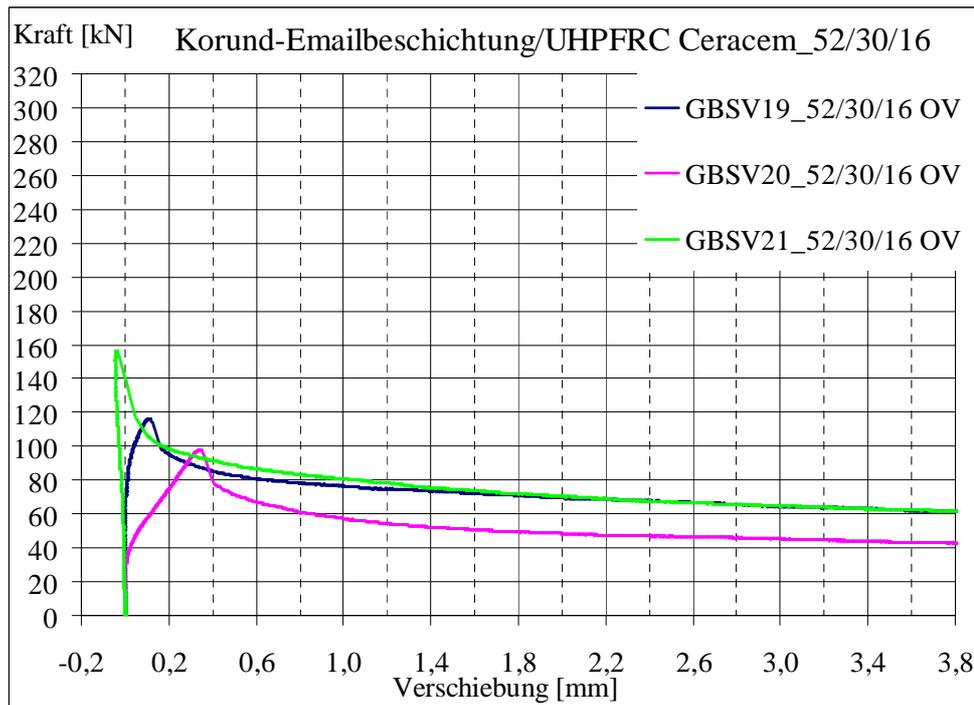


Bild 3.22 Kraft-Verschiebung-Beziehungen aus GBSV-Versuchen Serie 52/30/16

Untersuchungen mit Proben aus dieser Serie wurden nach Betonergänzung wiederholt durchgeführt. Die Ergebnisse streuen sehr stark. Die Kraft-Verschiebung-Kurven deuten auf einen ungleichmäßigen Verlauf der Schädigung auf beiden Seiten der Probekörper hin. Die Kraft-Verschiebung-Kurven steigen zu Beginn steil an, danach findet jedoch eine rasche Zunahme der Verschiebungen auf einer der beiden Seiten statt. Die Bruchkraft liegt in dieser Serie zwischen ca. 100 und 155 kN. Die mittlere Verbundspannung erreicht in diesen Versuchen die niedrigsten Werte. Direkt nach dem Bruch fällt die Kurve steil ab. Danach verflacht sich das Nachbruchverhalten. Der Poliereffekt scheint hier etwas langsamer als beim Versuch Nr. 26 zu verlaufen.

Die letzten Versuchsserien wurden an einhäufigen Probekörpern durchgeführt. Für die Probenherstellung wurde ein Stahlrohrprofil QR 100x5 mm verwendet. Eine Einbindetiefe von 45 mm wurde bei Probekörpern der Serie GBSV 31 bis 33 und von 30 mm für die Serie GBSV 34 bis 36 verwendet. Die Glasdicke betrug 16 und 20 mm. Ergebnisse dieser beiden Serien sind im folgenden Bild 3.23 dargestellt.

Während der Untersuchung der Probe Nr. 35 ist es zum Glasbruch gekommen. In allen anderen Versuchen fand Versagen in der Fuge zwischen Glas und Beton statt. Die Kraft-Verschiebung-Kurven zeigen einen ähnlichen Verlauf: sehr steiler Anstieg und weniger steiler Abfall, mit einem weichen Abschluss. Die Schubkraft streut von ca. 80 bis 130 kN. Die mittlere Verbundspannung erreicht im Versuch Nr. 36 den höchsten aller durchgeführten Tests und beträgt  $4,5 \text{ N/mm}^2$ . Wie auf dem Bild 3.23 und vorstehenden Bildern zu sehen ist, scheint das Fortschreiten des Schädigungsvorgangs mit der Kraftabnahme bei Proben mit niedrigeren Verbundfestigkeiten langsamer zu geschehen. Dieses Ergebnis kann auf Eigenschaften der Glasoberfläche zurückgeführt werden. Die Festigkeit des Verbundes hängt nach dem Adhäsionsbruch von Reibung und Verzahnung ab. Zu Beginn werden größere bzw. locker befestigte Sandkörner aus der Glasoberfläche gerissen. Mit dem Polieren der Fuge

vermindern sich die Unebenheiten der Fläche und es sinkt die Wirkung der Verzahnung. Die Schubkraft fällt flacher ab.

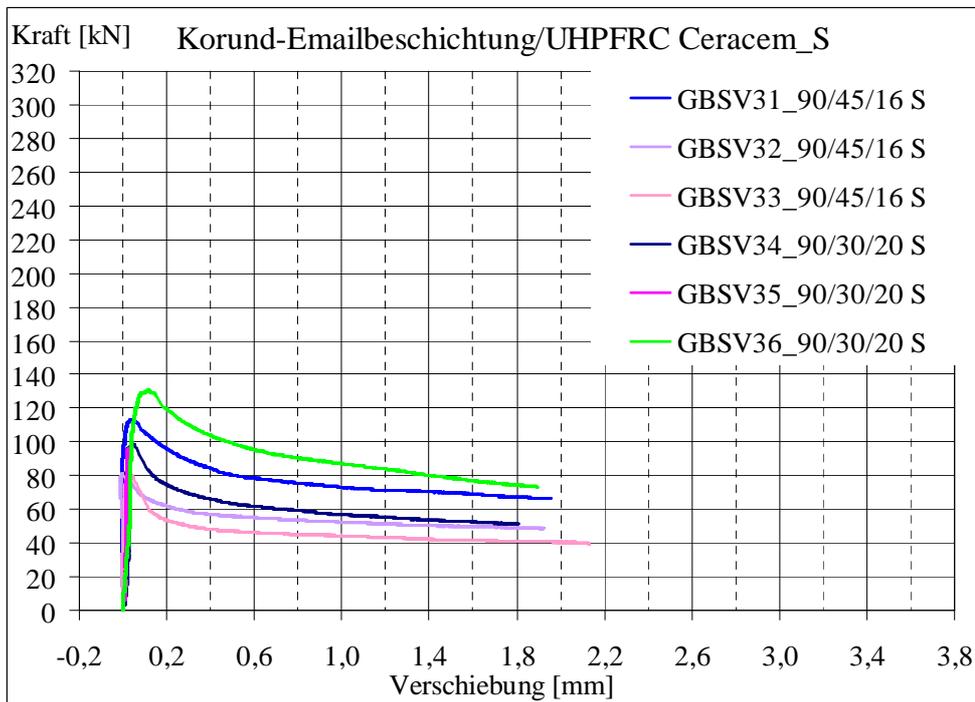


Bild 3.23 Kraft-Verschiebung-Beziehungen aus GBSV-Versuchen Serie 90/45/16 S und Serie 90/30/20 S

Die maximale Kraft in einseitigen Versuchen wurde mit jener bei Probekörpern mit ähnlichen Abmessungen aber zweihöftiger Ausführung verglichen. Bei dem Versuchstyp 90/45/16, z. B. für GBSV 31, beträgt die Bruchkraft 113,43 kN. Eine Multiplikation mal zwei (für zwei Seiten) ergibt 226,86 kN. Zum Vergleich: Bei den doppelten Versuchen Nr. 4 bis Nr. 6 und Nr. 28 bis Nr. 30, streut die Kraft zwischen 170 und 316 kN. Der mittlere Wert dieser Ergebnisse beträgt 257,60 kN, was ein vergleichbares Ergebnis zu der Kraft von 226,86 kN darstellt.

Tabelle 3.10 Zusammenstellung von Ergebnissen in Bezug auf Kraft [kN]

	Kraft [kN]	Einzelwert [kN]	Mittelwert in Serien pro 3 Stück [kN]	Versuchs- Nr.	Bezeichnung
doppelseitig mit Dübeln	Max	261,86	224,94	4,5,6	90/45/16
	Min	130,14	145,66	16,17,18	70/45/16
	Mittelwert		195,16		
doppelseitig ohne Dübeln	Max	316,22	290,26	28,29,30	90/45/16 OV
	Min	98,12	123,79	19,20,21	52/30/16 OV
	Mittelwert		202,03		
einseitig mit Dübeln	Max	130,51	108,37	34,35,36	90/30/20 S
	Min	80,62	91,79	31,32,33	90/45/16 S
	Mittelwert		100,08		

Tabelle 3.11 Zusammenstellung von Ergebnissen in Bezug auf Schubspannung [N/mm<sup>2</sup>]

	Verbundfestigkeit $\tau$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Einzelwert [N/mm <sup>2</sup> ]	Mittelwert in Serien pro 3 Stück [N/mm <sup>2</sup> ]	Versuchs-Nr.	Bezeichnung
doppelseitig mit Dübeln	Max	4,32	3,99	10,11,12	90/30/16
	Min	1,62	1,85	13,14,15	90/60/16
	Mittelwert		2,66		
doppelseitig ohne Dübeln	Max	4,14	3,80	28,29,30	90/45/16 OV
	Min	1,41	1,77	25,26,27	70/45/16 OV
	Mittelwert		2,62		
einseitig mit Dübeln	Max	4,53	3,76	34,35,36	90/30/20 S
	Min	2,11	2,41	31,32,33	90/45/16 S
	Mittelwert		3,08		

Tabelle 3.12 Zusammenstellung von Ergebnissen in Bezug auf Schubfluss [N/mm]

	Schubfluss $t$ [N/mm]	Einzelwert [N/mm]	Mittelwert in Serien pro 3 Stück [N/mm]	Versuchs-Nr.	Bezeichnung
doppelseitig mit Dübeln	Max	181,85	156,21	4,5,6	90/45/16
	Min	90,37	101,15	16,17,18	70/45/16
	Mittelwert		135,53		
doppelseitig ohne Dübeln	Max	219,60	201,57	28,29,30	90/45/16 OV
	Min	68,14	85,97	19,20,21	52/30/16 OV
	Mittelwert		140,30		
einseitig mit Dübeln	Max	181,27	150,51	34,35,36	90/30/20 S
	Min	111,97	127,49	31,32,33	90/45/16 S
	Mittelwert		139,00		

In vorstehenden Tabellen sind detaillierte Ergebnisse in Bezug auf Kraft, Schubspannung und Schubfluss zusammengestellt. Für die Berechnung der Schubtragfähigkeit wurde die gesamte Kontaktfläche, inklusive Glasstirnfläche berücksichtigt. Ob die Stirnfläche des Glases tatsächlich an der Kraftübertragung teilnimmt, bleibt noch zu untersuchen. Für die Berechnung des Schubflusses wurden die Längen der Teilkontaktflächen summiert ( $\Sigma L = 4 \times 36 \text{ cm} = 144 \text{ cm}$ ).

Nach der Zusammenstellung der Laborergebnisse wurde versucht, gewisse Tendenzen für eine Steigerung der Verbundfestigkeit zu erkennen. Wie vorher erwähnt, wurden Verbesserungen auf Grund von geometrischen Änderungen im Verbundquerschnitt, wie die Vergrößerung der Glasdicke und der Einbindetiefe sowie der Abmessungen des Betonquerschnittes, erwartet. Das Bild 3.24 stellt die Trendlinien für eine Variation der Glasdicke  $d$ , der Einbindetiefe  $h$  und des quadratischen Betonquerschnitts  $B=H$  dar.

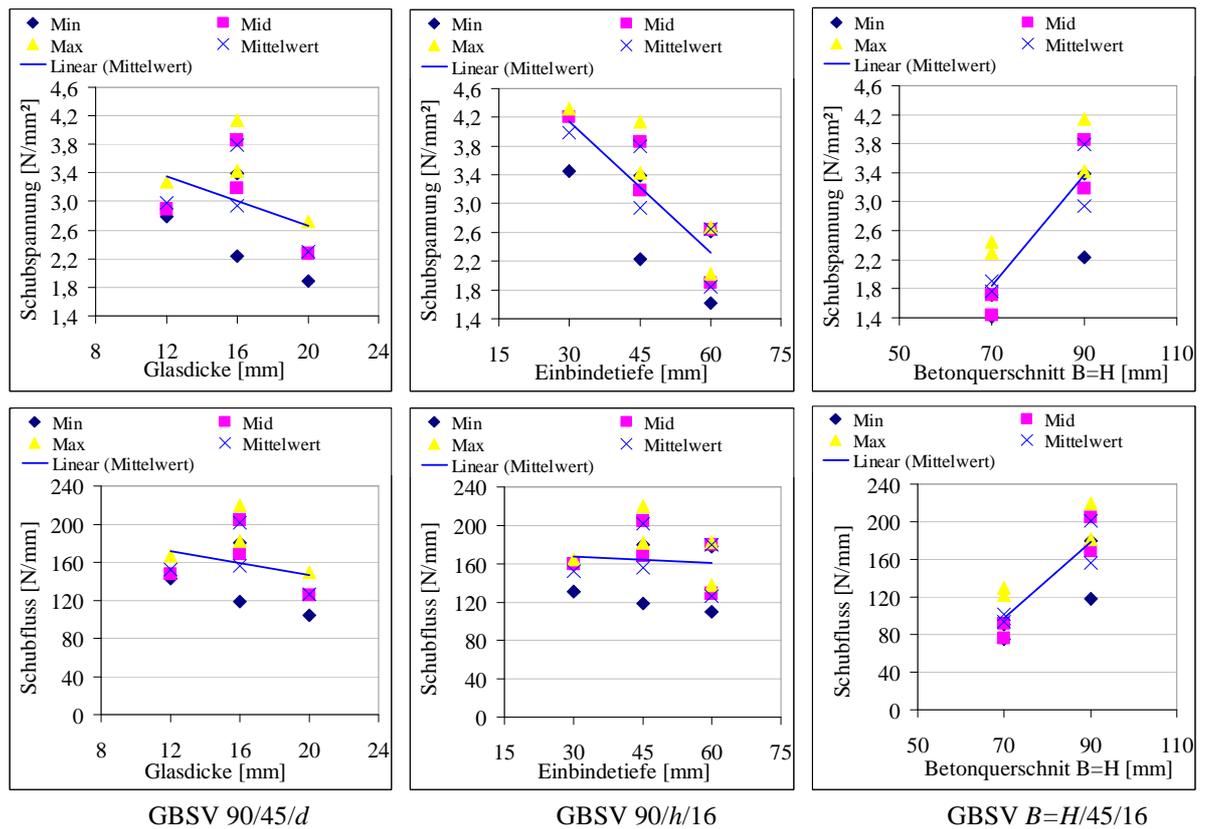


Bild 3.24 Trendlinien für eine Veränderung der Schubspannung und des Schubflusses in Abhängigkeit von der Glasdicke, der Einbindetiefe und des Betonquerschnitts

Die ersten drei Diagramme stellen die Tendenzen für Veränderungen der Schubspannung und die weiteren drei für den Schubfluss dar.

Die Tendenzlinie aus dem ersten Diagramm für Glasdicken von 12, 16 und 20 mm bestätigt die Erwartung nicht, dass gleichzeitig mit der Glasstärkenvergrößerung die Verbundfestigkeit steigt. Bei größeren Glasdicken sollte die Klemmkraft und auf Grund dessen die aufnehmbare Schubkraft zunehmen. Es ist anzunehmen, dass andere Parameter die Ergebnisse stärker beeinflussen und die Glasdickenvergrößerung alleine zu wenig Einfluss ausüben kann.

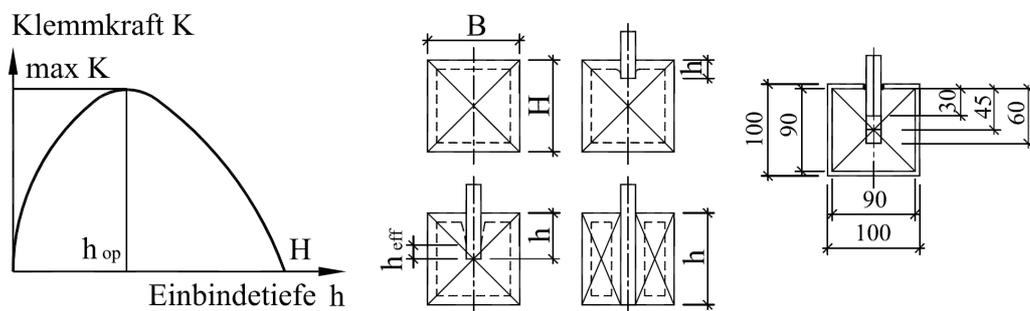


Bild 3.25 Entwicklung der Klemmkraft in Abhängigkeit von der Einbindetiefe  $h$

Ähnlich sieht die Situation mit der Einbindetiefe aus: Je tiefer die Glasscheibe in den Beton eintaucht desto größer sollte sich die Schubfestigkeit entwickeln. In Versuchen hat sich aber, wie aus der Tendenzlinie ersichtlich, das Gegenteil erwiesen. Die Erklärung dafür kann das Bild 3.25 liefern. Eine Klemmkraft entsteht infolge des Betonschwindens und erreicht ihren

maximalen Wert bei einer optimalen Einbindetiefe  $h_{op}$ . Wenn die Glasscheibe tiefer als  $h_{op}$  eingeführt wird, zerfällt der Beton in zwei Teile und jeder Teil schwindet separat in Richtung des eigenen Schwerpunkts. Auf diese Weise entsteht auf der Glasoberfläche eine immer geringere und letztlich keine Druckspannung mehr. Im Bild 3.25 ist eine vermutliche Entwicklung der Klemmkraft beim Vergrößern der Einbindetiefe dargestellt.

Entsprechend den Erwartungen steigt die Größe der übertragbaren Schubkraft gleichzeitig mit der Zunahme der Betonquerschnittsabmessungen.

### 3.3.7 Zusammenfassung und Ausblick

Die Verbundwirkung zwischen Glas und Beton wurde vorweg mit Hilfe experimenteller Versuche getestet. Dabei wurden Betonquerschnitte mit verschiedenen Abmessungen und Glasscheiben mit variierenden Einbindetiefen und Glasstärken verwendet. Bei der Beurteilung der Laborergebnisse lässt sich folgendes feststellen:

- Die vereinfachte Umrechnungen zwischen maximal übertragbarer Kraft und Schubspannungen bzw. Schubfluss in der Fuge zwischen Glas und Beton zeigen, dass der Verlauf der Verbundspannung in der Kontaktfläche in der Querrichtung, d. h. in Richtung der Einbindetiefe nichtlinear gleichmäßig verteilt (konstant) sein kann. Der tatsächliche Verlauf wird in der nächsten Untersuchung ermittelt.
- Der Vergleich der drei Serien 90/30/16, 90/45/16, 90/60/16 mit konstanter Glasstärke von  $d = 16$  mm und mit dem gleichen Betonquerschnitt  $B=H=90$  mm, aber mit verschiedenen Einbindetiefen ( $h = 30, 45, 60$  mm) bestätigt nicht, dass die Verbundfestigkeit sich proportional zur Einbindetiefe ändert.
- Der Haftverbund zwischen Stahlhohlprofil und frischem Beton behindert Schwinden von Beton – daraus folgt eine Verminderung des Zuwachses an Klemmkraft.
- Bei größeren Glasstärken wurde eine vergrößerte aufnehmbare Schubspannung, aufgrund der vermutlich größeren Klemmkraft, erwartet. Diese Vermutung hat sich hier nicht bestätigt. Der Grund dafür könnte behindertes Schwinden des Betons sein.
- In den Untersuchungen von Freytag erreichen die Verbindungen bei der Anwendung der Korund-Emailbeschichtung eine Verbundfestigkeit von  $6,8 \text{ N/mm}^2$  für Beton UHPC 150 und von  $8,4 \text{ N/mm}^2$  für Beton Ductal<sup>®</sup> weiß. Bei den vorliegenden Untersuchungen unter Verwendung von Beton Ceracem<sup>®</sup> liegt das beste Ergebnis bei einem Wert von  $5,3 \text{ N/mm}^2$  (bei zweiseitigen Versuchen) und  $6,0 \text{ N/mm}^2$  (bei einseitigen Versuchen) (Tabelle 3.8).
- Ob die Verwendung der Kombination Korund-Emailbeschichtung mit Beton Ceracem<sup>®</sup> von der Firma Sika im Gegensatz zur Verwendung von Beton Ductal<sup>®</sup> bessere oder schlechtere Ergebnisse erbrachte, ist in dieser Phase der Auswertung noch nicht klar.
- Vor dem Herstellen der Probekörper wurden die inneren Flächen des Stahlhohlprofils mit Kaltmotorreiniger gereinigt. Die Verbundschubspannung zwischen dem Stahlhohlprofil und Beton liegt hier maximal bei einem Wert von ca.  $0,5 \text{ N/mm}^2$ .
- Bei zwei Versuchen in der Serie 70/45/16 OV kam es gleichzeitig zu zwei Versagensarten: auf einer Seite des Probekörpers brach der Verbund in der Kontaktfläche Beton-Stahl und auf der andere Seite in der Kontaktfläche Glas-Beton. Die Schubspannung zwischen Glas und Beton in diesen Versuchen erreichte ca.  $1,7 \text{ N/mm}^2$ , was zu den

niedrigsten Ergebnissen aller im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuchen zählt (Tabelle 3.8).

- Versuche OV (d. h. ohne Verbundschrauben zwischen Stahl und Beton) wurden nach der Betonergänzung wiederholt. Kraft-Verschiebung-Beziehungen dieser wiederholten Versuche sind gleichförmige und weisen keine Unstimmigkeiten auf. Die auftretenden Störungen in Versuchen mit Schrauben lassen sich eventuell auf Verklemmung des Betons im Stahlrohr zurückführen. Zusätzlich kann Beton an Schrauben zerreißen und dann kommt es zu unerwarteten Verschiebungen zwischen Beton und Stahl. Es lässt sich vermuten, dass der Verbund zwischen Beton und Stahl mittels Schrauben nicht sichergestellt werden konnte.
- Es sind keine Schäden in den Scheiben infolge Glasränderüberlastung durch die Scherspannungen entstanden. Zum Glasversagen kam es infolge örtlicher Störungen in Glas bzw. örtlicher Drucküberlastung an Lasteinleitungsstellen. Der UV-härtende Acrylatklebeverbund zwischen den einzelnen Glasscheiben zeigte sich nicht so steif, dass der Bruch einer Scheibe weitere Scheiben zum Versagen bringen konnte.
- Bei dem Versuchsaufbau in Form von einhäufigen Probekörpern war die Positionierung der Einleitung einer zentrischen Belastung aus der Prüfmaschine schwierig. Es wurde entschieden, dass der Mittelpunkt der Lasteinleitungsschneide und der an der Glasstirnseite angeklebten Stahlschiene in der Mitte der Einbindetiefe liegen soll. Im Laufe des Versuchs neigte sich die Stahlschiene auf eine Seite. Dies wäre wahrscheinlich nicht der Fall, wenn die Schubspannungen in Richtung der Einbindetiefe gleichmäßig verteilt wären. Zudem können bei der Herstellung der Proben gewisse Abweichungen der Abmessungen nicht beseitigt werden. Folglich kann der einhäufige Probekörper nicht weiter empfohlen werden.
- In den experimentell getesteten Verbundelementen wurden Hohlprofile in drei Größen und Glasscheiben aus ESG in drei Dicken verwendet. Die Verwendung von anderen Glasstärken und Betonquerschnitten könnte vermutlich auch eine andere Versagensart und einen anderen Zerstörungsverlauf mit sich bringen. Es wäre aufschlussreich, eine Forschungsserie mit anderen Glasstärken und Stahlprofiltypen durchzuführen.

Das Ziel weiterführender Analysen im Rahmen dieser Arbeit ist die numerische Untersuchung, wie sich die Schubspannung über die Verbundlänge als Änderung der Normalkraft in der Glas-Beton-Verbindung verhält. Die Auswertung der in experimentellen (eigenen und fremden) Versuchen gemessenen Verschiebungswege und Kräfte ermöglicht eine Simulation der Versuche mit Hilfe der FE-Methode und kann Rückschlüsse auf das Verbundverhalten erlauben. Die Verschiebungen und Spannungen werden unter Zugrundelegung eines ideal linear-elastischen und nicht elastischen Materialverhaltens nachgerechnet und die Eigenschaften von Kontaktfläche Glas-Beton unter kritischen Kräften bearbeitet.

## 4. Numerische Studien auf Basis der Finiten-Elemente-Methode

### 4.1 Problemstellung

In der Verbundbauweise übernimmt eine die beiden Materialien verbindende Grenzschicht die Aufgabe der Lastübertragung. Während der Beanspruchung kommt es zu Schädigungsvorgängen des Verbundes. In der Kontaktzone zwischen Glas und Beton erfolgt die Interaktion vor allem durch Normal- und Schubkräfte. Beim Herstellen der Elemente und im Belastungszustand sichert Haftung (Adhäsion) die Übertragung der Zug- und Haftschubkräfte in der Verbundfuge. Eine hervorzuhebende und wichtige mechanische Eigenschaft tangential zu den Kontaktflächen ist Reibung, die für Reibschubkräfte verantwortlich ist, sowie die Verzahnung.

Der Verbund entlang der Fugenufer zeigt im Vergleich zum Material Beton und Glas niedrigere Steifig- und Festigkeit. Um eine fundierte Aussage über den dabei wirksamen Mechanismus und die Größe der auftretenden Spannungen machen zu können, bedarf es einer Untersuchung.

Die experimentellen Daten wurden während push-out-Versuchen an Proben mit unterschiedlichen Glasoberflächenbehandlungen und Probengeometrien gesammelt (siehe Kapitel 3). Für die FE-Analyse wurden FE-Volumenmodelle gebaut. Die durchgeführten numerischen Simulationen basieren auf den Annahmen der linear-elastischen Bruchmechanik.

Die Grundlagen der Bruchmechanik und Schädigungsentwicklung wurden im Rahmen der Vorstudien recherchiert (Kapitel 2.2). Zudem wurde vorweg vor allem für die Modellierung der Kontaktbereiche ein Kontaktverhalten inklusive Reibung, Adhäsion und Verzahnung erforscht (Kapitel 2.3, 2.4 und 2.5).

Für die Modellierung der Verbundelemente und des Kontaktes zwischen zwei Fügeteilen (Glas und Beton) und für die Durchführung der numerischen Simulationen wurde das Programm Abaqus verwendet. Die numerischen Analysen erwiesen sich als sehr hilfreiches Werkzeug, welches zu Auswertungen der globalen Formänderungen und der lokalen Beanspruchungen führte.

### 4.2 Beschreibung des eingesetzten FE-Programms

#### 4.2.1 Programmsystem Abaqus - allgemeine Hinweise

Das Programm Abaqus wurde von Hibbit, Karlson & Sorensen, Inc., Providence, Rhode Island, USA entwickelt. Abaqus ist ein kommerzielles Programm und ermöglicht numerische Analysen unter Verwendung der Methode der Finiten Elemente. Es bietet verschiedene Analyseprozeduren und zeichnet sich durch besondere Vielseitigkeit aus.

Das Programmsystem beinhaltet Abaqus/Standard, ein allgemeines Programm, Abaqus/Explicit, ein Programm speziell zur Berechnung von hochdynamischen Vorgängen, sowie von Umformprozessen, sowie Abaqus/CAE, ein Prä- und Postprozessor zum Aufbau und zur Auswertung von Modellen. Abaqus/CAE, Abaqus/Standard und Abaqus/Explicit werden in dieser Arbeit verwendet.

### 4.2.2 Wahl der Analyse: Standard (Implicit) oder Explicit

Im Zuge der Untersuchungen der Modellierungsweisen der Kontaktfuge zwischen Glas und Beton (Reibung und Haftung) mit zugänglichen Abaqus Programm-Versionen stellte sich die Frage nach der passenden Wahl der Analyse (Typ der Analyse): Standard (Implicit) oder Explicit. Kontaktformulierungen können mit beiden Methoden gelöst werden. Abaqus/Explicit sollte bei Problemen angewandt werden, bei welchen sich die Steifigkeit der Struktur drastischer verändert als die Lasten. Materialdegradation und -ausfall (Materialbruch) führen oft zu strengen Konvergenzschwierigkeiten in indirekten (implicit) Analyse-Programmen. Bei Abaqus/Explicit werden solche Materialien gut modelliert. Ein weiterer Vorteil von Abaqus/Explicit ist die geringere erforderliche Speicherkapazität gegenüber Abaqus/Standard, bei gleichen Simulationen.

In statischen Analysen dominiert normalerweise die niedrigste Form der Struktur. In der Explicit-Analyse variieren die Antwort des Systems und die Ergebnisse erheblich entsprechend der Belastungsrate. Bei hoher Wirkungsgeschwindigkeit wird zusätzlich die Deformation im System stark lokalisiert. Um eine bessere quasi-statische Lösung zu erhalten, ist die Häufigkeit, und dementsprechend die Periode der niedrigsten Form zu betrachten.

Die natürlichen Häufigkeiten (Frequenz, Schwingungszahl) sind mit dem Verfahren \*FREQUENCY in Abaqus/Standard zu kalkulieren.

Die Simulationen wurden anfangs in Abaqus/Standard und Abaqus/Explicit an unterschiedlichen Modellen der Probekörper durchgeführt.

### 4.2.3 Bruchmechanische Simulationen

Zu Beginn werden entsprechende Verfahren der Finite Elemente Methode und Anwendungsmöglichkeiten des Programms Abaqus (Standard und Explicit) zur Bruchfortschrittsberechnung untersucht. Für die Berechnung des Kontaktverhaltens und der Schädigungsentwicklung werden statische Spannungs-Verschiebungs-Analysen durchgeführt.

Die Schädigungsentwicklung wird mittels bruchmechanischer Methoden abgeschätzt. Eine Simulation von Bruchvorgängen auf der Basis von FE-Verfahren stellt eine besondere Herausforderung dar, weil die Finite Elemente Methode für kontinuierliche Systeme konzipiert ist. Bruchmechanische Simulationen brauchen Verfahren, die Diskontinuitäten, welche durch das Aufreißen entstehen, abbilden können. Die Sprünge in den Spannungs- und Verformungsfeldern werden durch numerische Methoden beschrieben und kontinuierlich abgebaut. Die Berechnungsergebnisse sind dabei von der Diskretisierung stark abhängig. Deswegen haben bruchmechanische FE-Modelle einen größeren Näherungscharakter als FE-Modelle für gängige Festigkeitsanalysen.

Die in dieser Arbeit verwendeten Methoden zur Beschreibung des Kontaktverhaltens und der Schädigungsentwicklung basieren auf makroskopischen Betrachtungen. Dabei wird die Schädigungsentwicklung mittels einer vereinfachten kontinuums-mechanischen Betrachtung dargestellt.

Für die Lösung des nichtlinearen Gleichungssystems verwendet Abaqus das Newton-Raphson Verfahren. Erläuterungen zu diesem Verfahren sind z. B. bei Bathe [6] zu finden.

## 4.3 Modellierung der Grenzzone

### 4.3.1 Allgemeines

Der Formschluss zwischen Glas und Beton erfolgt hauptsächlich über Verzahnung und Reibung, aber auch durch Haftverbund zwischen den beiden Materialien. Die Wechselwirkung zwischen den Oberflächen besteht aus zwei Komponenten:

- normal zu den Kontaktflächen
- tangential zu den Kontaktflächen.

Dem Übergangsbereich zwischen Beton und Glas kommt bei numerischen Simulationen eine zentrale Bedeutung zu. Dieser Bereich kann durch unterschiedliche Stoffansätze oder durch den Einbau verschiedener Kontaktbeziehungen und durch spezielle Interface-Elemente im FE-Netz berücksichtigt werden. In ABAQUS kann die Interaktion zwischen Beton und Glas u. a. durch den Einbau von Kontaktflächen und abhängig vom Abstand zwischen den Oberflächen erfolgen. Wenn der Abstand Null beträgt, findet ein sogenannter idealer Kontakt statt.

Es gibt in Abaqus verschiedene Methoden für die Definition der Wechselwirkung in den Kontaktflächen:

- *surface-based contact definitions (surface-to-surface contact)*
- *interaction of debonded surfaces (crack propagation analysis)*
- *contact elements*
- *jointed material*
- *surface-based tie constraints*
- *kinematic constraints – connector elements.*

Ein wichtiges Kriterium für die Auswahl einer Definition der Interaktion zwischen Glas und Beton ist die Möglichkeit der Übertragung von Zug, Druck und Schubkräften. Entgegen den auftretenden Zugspannungen wirkt der Haftverbund. Die normalen Druckkräfte sind zur Übertragung der Reibungskräfte notwendig.

Die Übernahme von Zugkräften in der Verbundfuge (die während des Betonschwindens entstehen) muss noch vor Wirksamwerden der Druckkräfte (sog. Klemmen) möglich sein.

Die Reibungskräfte entstehen bei wirkender Klemmung und können übertragen werden, soweit kein Spalt zwischen Beton und Glas vorhanden ist. Schubspannungen zwischen Beton und Glas werden üblicherweise mit dem Reibungsgesetz nach Coulomb ermittelt. Für die numerische Modellierung des Kontaktes zwischen Beton und Glasplatte kommt das sogenannte *Master-Slave*-Konzept zum Einsatz.

Der Haftverbund zum Glas kann berücksichtigt werden, indem man einen Bruch der Verbundfuge in Form von *interaction of debonded surfaces (crack propagation analysis)* (nur in 2D), *contact elements*, *cohesive elements* bzw. *cohesive behaviour* definiert. Diese Definition beschreibt, wie am Anfang verbundene Oberflächen aufeinander wirken können, wenn sie sich zu trennen beginnen.

Bei der Trennung von verbundenen Oberflächen passiert folgendes:

- die Netzknoten an der Oberfläche werden befreit und können sich frei bewegen
- die Wirkungen, die am Netzknoten der Oberfläche im Moment der Trennung stattfinden, sinken auf null (die Form der Kurve bis zum Nullwert ist vom Benutzer vorzugeben).

- das den beiden Kontaktpartnern (\*CONTACT PAIR) zugeordnete Modell der Wechselwirkung gibt das Verhalten beider Oberflächen vor (zum Beispiel \*CONTACT PAIR, INTERACTION= *interaction\_name*).

### 4.3.2 Ablösung der Haftung

#### Adhäsionsverhalten

Bei Analysen von verbund-technischen Problemstellungen wird der Kontakt zwischen zwei Materialien (hier Glas und Beton) üblicherweise mit speziellen Übergangselementen (Interface-Elementen) modelliert, die die Berechnung der Delaminations- und Rissvorgänge ermöglichen. Die Simulation der Betonablösung von der Glasfläche wurde über Kohäsiv-elemente (Bild 4.1) realisiert. Die neue Element-Gruppe, *cohesive elements*, ist in Abaqus seit der Version 6.5 verfügbar. Diese Elemente können als Grenzfläche bzw. Schnittstelle (engl.: *interface*) in einen Körper eingebracht werden oder verbinden zwei aneinandergrenzende Körper.

Die Aufgabenstellung eines Teils der Arbeit besteht darin, Leistungsfähigkeit und Eigenschaften der Elemente zu überprüfen und sie auf ihre Verwendung bei Festkörper-Elementen (engl.: *solid elements*) zu untersuchen. Insbesondere wird das Verhalten bei Variationen der Netzfeinheiten analysiert.

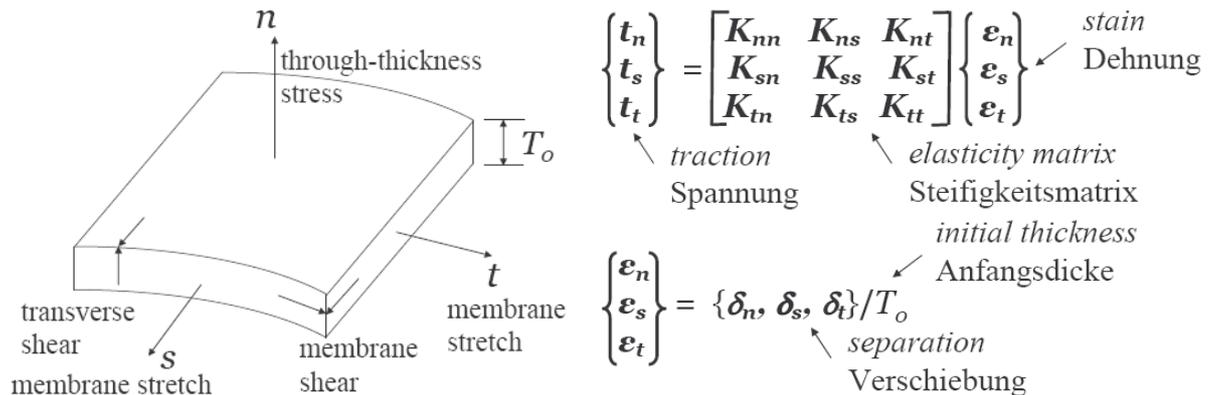


Bild 4.1 Kohäsivelement

Normal zur Kontaktfläche können Druckspannungen und Zugspannungen übertragen werden. Zugspannungen können höchstens so groß sein wie eine vorgegebene Adhäsion. Stauchungen und Dehnungen in Normalenrichtung können nur auftreten, wenn die Elemente eine Dicke und dazu auch eine Steifigkeit haben.

Die elastischen Eigenschaften der Kohäsivelemente können beschrieben werden als:

$$t = K \cdot \epsilon, \tag{4.1}$$

wobei  $K$  die Steifigkeitsmatrix und  $\epsilon$  die Dehnung ist. Die Steifigkeitsmatrix  $K$  bringt Beanspruchung mit Trennung in Verbindung.

$$\begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & K_{ns} & K_{nt} \\ K_{sn} & K_{ss} & K_{st} \\ K_{tn} & K_{ts} & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_n \\ \epsilon_s \\ \epsilon_t \end{Bmatrix} \tag{4.2}$$

Für die mechanische Beanspruchung kann für *cohesive elements* Kontinuumsmaterial angenommen werden. Diese Option ist nur in Simulationen mit wirklichen Kleberschichten sinn-

voll. In anderen Fällen (auch in dieser Arbeit) beruht das Materialgesetz auf dem sogenannten Spannungs-Verschiebungs-Gesetz (engl.: *Traction-Separation-Law*) und die Anfangsdicke (engl.: *initial thickness*)  $T_0 = 1$ . Daraus folgt, dass die Dehnungen in Querrichtung gleich groß wie die Verschiebungen sind:

$$\begin{pmatrix} \mathcal{E}_n \\ \mathcal{E}_s \\ \mathcal{E}_t \end{pmatrix} = \{\delta_n, \delta_s, \delta_t\} / T_0, \quad (4.3)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \Delta T / T_0 = \Delta T / 1 = \Delta T = \{\delta_n, \delta_s, \delta_t\}. \quad (4.4)$$

*Traction* beschreibt die im Kohäsivelement anliegende Spannung, *Separation* den Verschiebungssprung bzw. die relative Verschiebung zwischen den angrenzenden Elementen. Die Separation entspricht z. B. der Delamination zweier Schichten eines Verbundwerkstoffs.

Auch parallel zur Kontaktfläche können Verschiebungen zwischen Kontaktflächen auftreten. Im Kohäsivelement werden Zug- und Schubspannungen übertragen. Werden hier die zulässigen Spannungen überschritten, wird das Element zerstört und kann aus dem System gelöscht werden. Dabei bildet sich ein Spalt zwischen Beton und Glas.

Im Kohäsivelement sind Spannungen senkrecht zur Kontaktfläche (zu seiner Ebene) und Schubspannungen in der Elementebene aufzunehmen. Der Ausnutzungsgrad des Elements in allen drei Belastungsrichtungen ist durch einen Grenzwert der Spannung bzw. Dehnung für die jeweilige Belastungsart einzeln konfigurierbar. Die Schädigungsinitiierung ist über ein Kriterium beschrieben. Es gibt vier Schädigungskriterien zu wählen:

- Maximales-Dehnung-Kriterium (*MAXE*)

$$\max \left\{ \frac{\langle \mathcal{E}_n \rangle}{\mathcal{E}_n^0}, \frac{\mathcal{E}_s}{\mathcal{E}_s^0}, \frac{\mathcal{E}_t}{\mathcal{E}_t^0} \right\} = 1 \quad (4.5)$$

- Maximales-Spannung-Kriterium (*MAXS*)

$$\max \left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0}, \frac{t_s}{t_s^0}, \frac{t_t}{t_t^0} \right\} = 1 \quad (4.6)$$

- Summe der Dehnungs-Quadrate (*QUADE*)

$$\left\{ \frac{\langle \mathcal{E}_n \rangle}{\mathcal{E}_n^0} \right\}^2 + \left\{ \frac{\mathcal{E}_s}{\mathcal{E}_s^0} \right\}^2 + \left\{ \frac{\mathcal{E}_t}{\mathcal{E}_t^0} \right\}^2 = 1 \quad (4.7)$$

- Summe der Spannungs-Quadrate (*QUADS*)

$$\left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0} \right\}^2 + \left\{ \frac{t_s}{t_s^0} \right\}^2 + \left\{ \frac{t_t}{t_t^0} \right\}^2 = 1 \quad (4.8)$$

Die Schädigungsinitiierung wurde in der vorliegenden Arbeit über ein Maximale-Spannungskriterium (*MAXS*) definiert (Gl.(4.6)).

\*Damage Initiation, criterion=MAXS

Die Schädigung der Grenzschicht beginnt bei einer gewissen Spannung in Normal- ( $t_n^0$ ) oder in erster bzw. zweiter Tangentialrichtung ( $t_s^0$  bzw.  $t_t^0$ ).

Falls die Schädigungsinitiierung über ein Maximale-Dehnung-Kriterium (*MAXE*) beschrieben wurde (Gl.(4.5)), beginnt die Schädigung der Kohäsivelemente bei einer gewissen

linear-elastischen Dehnung in Normal- ( $\varepsilon_n^0$ ) oder in erster bzw. zweiter Tangentialrichtung ( $\varepsilon_s^0$  bzw.  $\varepsilon_t^0$ ).

\*Damage Initiation, criterion=MAXE

### Schädigungsentwicklung

Zur Festigkeitsbestimmung von Glas-Beton-Verbindungen ( $t_n^0$ ,  $t_s^0$  und  $t_t^0$ ) werden Laborprüfverfahren (push-out-Versuche) modelliert. Ziel der Modellierung ist die Erfassung (die Simulation) des kontinuierlichen Schädigungsvorgangs in Form der Ablösung der Betonfläche von Glas und die Ermittlung bruchmechanischer Kennwerte. Der Ablösungsvorgang soll anhand einfacher Kenngrößen frei konfigurierbar sein, um die Übertragung auf reale Bauteile zu ermöglichen. Die Definition eines Schädigungsbeginns und -fortschritts durch Parameter bietet den Vorteil, dass durch Variation der entsprechenden Kenngrößen und durch den Vergleich mit experimentellen Ergebnissen iterativ die Schädigungsparameter bestimmt werden können.

Nachdem das Kriterium für Schädigungsinitiierung erfüllt ist (siehe Gl.(4.5), Gl.(4.6), Gl.(4.7) und Gl.(4.8)), bestimmt die Schädigungsentwicklung (-funktion) (engl.: *damage evolution*) den weiteren Ablöseprozess des Betons vom Glas (Bild 4.2).

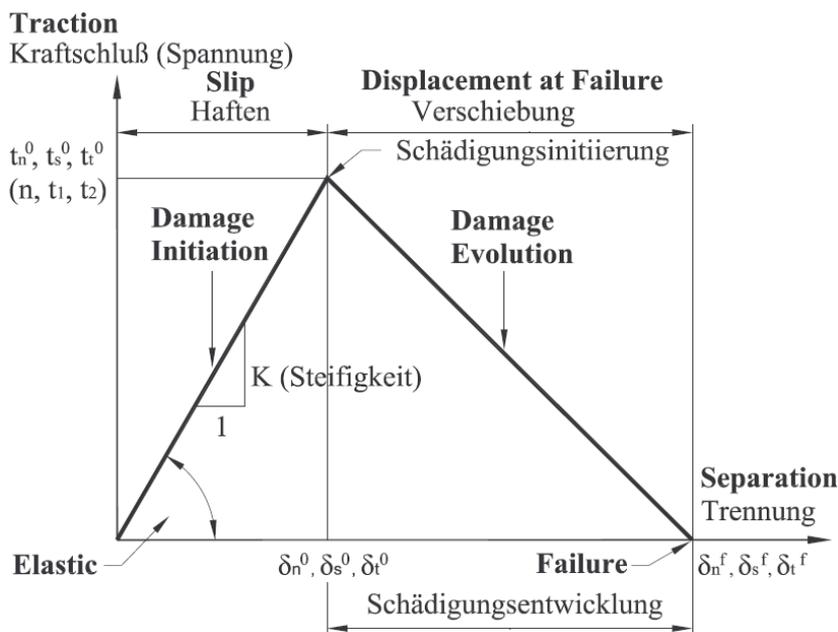


Bild 4.2 Schädigungsinitiierung und -entwicklung der Kohäsivelemente

Um den Spannungsabbau im Verbindungsmaterial nach Erreichen des Schadenkriteriums bis zum Bruch zu beschreiben, bietet die *Damage-Evolution-Funktion* zwei Möglichkeiten: einmal auf Basis der (plastischen) Verschiebung (engl.: *displacement*) beim Versagen und einmal auf Basis der Bruchenergie. Das Materialgesetz der Kohäsivelemente kann einem linearen bzw. exponentiellen Ansatz folgen (z. B. [51], [83]). Der Begriff Versagen (engl.: *failure*) bezeichnet hier den Punkt, wo die Spannung im Bauteil komplett abgebaut ist. Dabei erreicht die zur Berechnung verwendete Matrix  $D$  den Wert 1. Setzt man den Wert „*displacement at failure*“ auf 0, so tritt der Spannungsabbau schlagartig ein, was oft zu Problemen in der Berechnung führt. Hier wurde ein Verschiebungs-Bruchkriterium gewählt. Wird eine entsprechende Bedingung nach kontinuierlicher Schädigung des Elements erfüllt

(z. B. durch Erreichen der Verschiebungen  $\delta_n^f$ ,  $\delta_s^f$ ,  $\delta_t^f$ ), tritt Versagen ein (Bild 4.2). Ebenso ist es mit der Energie, welche beim Bruch pro Flächeneinheit abgeleitet wird (siehe Kapitel 2.2.7).

Das Kohäsivelement kann dann keine Lasten mehr aufnehmen. Wenn ein zerstörtes Element aus dem System entfernt wird, können die angrenzenden Elemente in direkten Kontakt miteinander treten. Die zwei Oberflächen (Beton und Glas) kommen in Berührung und die Reibung beginnt zu wirken.

Bei der Modellierung der Verbundteile wird angenommen, dass das Körperversagen infolge Überschreiten der Zug- oder Scherfestigkeit des Kohäsivelements in einer dünnen Schicht zwischen den direkten Kontaktflächen von Beton und Glas erfolgt. In Simulationen werden die Größe der Adhäsionskräfte und der Rauheit (Reibung und Verzahnung) untersucht. Nach dem Vergleich von experimentellem und numerischem Kraft-Verschiebung-Kurvenverlauf werden in mehreren Iterationen die Schädigungsparameter des Kohäsivgesetzes angepasst. Die Iterationen werden solange wiederholt, bis eine gute Übereinstimmung von Simulation und Experiment auftritt.

Die Orientierung der Kohäsivelemente (engl.: *stack orientation*) wurde entsprechend ihrer geometrischen Lage gewählt. Dies ist für die Aufnahme von Normalspannungen von Bedeutung, da die Kohäsivelemente unter Druckbeanspruchung keinen Schädigungsprozess durchlaufen.

### 4.3.3 Kontaktverhalten in der Fuge

#### Reibung

Normal zur Kontaktfläche können Druckspannungen und Zugspannungen übertragen werden. Zugspannungen können höchstens so groß sein wie eine vorgegebene Adhäsion. Druckspannungen senkrecht zur Fuge sind zur Übertragung der Schubspannungen infolge Reibung notwendig. Sie werden üblicherweise mit dem Reibungsgesetz nach Coulomb in Gl. (4.9) ermittelt (siehe Kapitel 2.3).

$$\tau \leq \max \tau = \sigma_N \cdot \operatorname{tg} \alpha \quad (4.9)$$

Darin ist  $\tau$  die Schubspannung,  $\sigma_N$  die Kontaktnormalspannung und  $\alpha$  der Reibungswinkel der Glasoberfläche. Die Abhängigkeit der Reibung von relativen Verschiebungen oder Verzerrungen wird mitberücksichtigt.

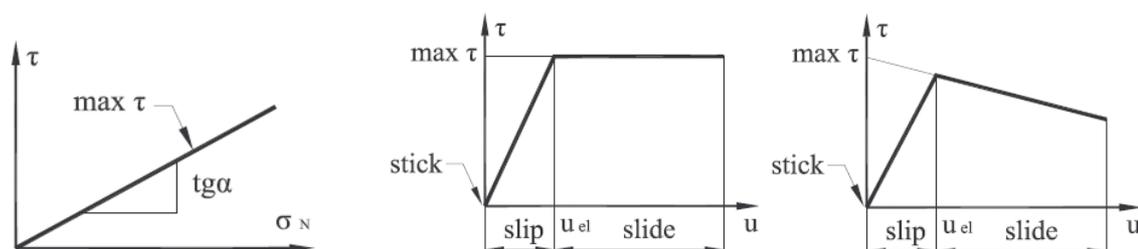


Bild 4.3 Standardreibungmodell in Abaqus – Coulomb-Kriterium  $\tau = \sigma_N \cdot \operatorname{tg} \alpha = \sigma_N \cdot \mu$

Das Standardreibungmodell von Abaqus [1] verwendet auch das Coulomb-Kriterium. Das Coulomb'sche Reibungsmodell definiert die kritische Scherspannung  $\tau$  ab der sich die Kontaktflächen relativ zueinander zu verschieben beginnen (Bild 4.3). Dabei ist  $\mu = \operatorname{tg} \alpha$  der Reibungskoeffizient zwischen den Berührungsf lächen (siehe Bild 2.17).

In Abaqus wird die Modellierung der Reibung nach Gl.(4.9) etwas erweitert. Es werden dabei insgesamt drei Stadien des Kontakts unterschieden (Bild 4.4):

- Stick

Der Kontakt befindet sich im Haftzustand. Dies ist der Fall, wenn die vorhandene Reibung kleiner als die mögliche Haftreibung ist und dabei keine relative Verschiebung  $u$  der Fugen-ufer auftritt ( $u = 0$ ).

- Slip

Im Übergang vom Haften zum Gleiten wird ein elastischer Bereich angenommen, um eine bessere numerische Konvergenz zu gewährleisten. Dabei können elastische Verschiebungen  $u_{el}$  auftreten, deren Größe über die charakteristische Kontaktlänge  $l_C$  definiert wird. Im Standardmodell betragen sie im Abaqus  $u_{el} = 5\% \cdot l_C = 0,005 \cdot l_C$ . Die Schubspannungen werden dabei zwischen 0 und  $\max \tau$  linear interpoliert und die relativen Verschiebungen  $0 < u < u_{el}$  sind reversibel (umkehrbar).

- Slide

In der Kontaktfläche tritt Gleiten auf, wenn die relativen Verschiebungen größer als die elastischen Verschiebungen sind ( $u > u_{el}$ ). Die Schubspannungen haben ihren Maximalwert  $\max \tau$  erreicht und bleiben konstant hoch oder fallen ab.

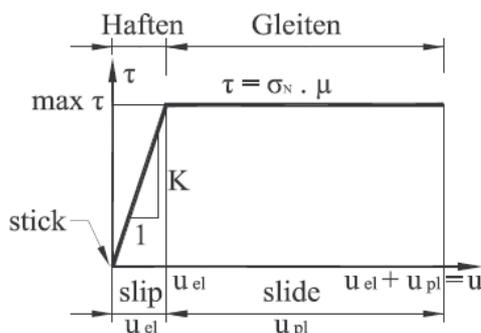


Bild 4.4 Schermodell in der Kontaktfläche – Spannungsverschiebungsbeziehung mit konstanten maximalen Schubspannungen  $\max \tau$  ( $\mu_{global}$ : konstant)

Das wesentliche Konzept des Modells beruht darauf, die maximal erlaubte, äquivalente Scherspannung  $\tau$  (siehe Gl.(4.17)) mit der Kontaktspannung  $\sigma_N$  in der Grenzfläche, normal zur *Master*-Oberfläche, in Beziehung zu setzen (Bild 4.3). Die Spannungsverschiebungsbeziehung, die im Bild 4.4 gezeigt wurde, ist analog zu elastisch-plastischem Materialverhalten ohne Verfestigung. Haftreibung entspricht dem elastischen Verlauf und dem E-Modul, Gleitreibung entspricht dem plastischen Verlauf und korrespondiert mit der Fließspannung. Die Relativverschiebung  $u$  in der Kontaktfläche teilt sich in einen elastischen Anteil  $u_{el}$  und einen plastischen Anteil  $u_{pl}$ .

$$u = u_{el} + u_{pl} \quad (4.10)$$

Vom Benutzer wird  $u_{el}$  vorgeschrieben. Die elastische Steifigkeit  $K$  ergibt sich aus der maximal zugelassenen, elastischen Relativverschiebung  $u_{el}$  und aus der kritischen Scherspannung  $\max \tau$ . Für den elastischen Anteil gilt die Scherspannung aus der Gleichung:

$$\tau = K \cdot u_{el} \quad (4.11)$$

und für den plastischen Anteil gilt:

$$\tau = \sigma_N \cdot \operatorname{tg} \alpha = \sigma_N \cdot \mu \quad (4.12)$$

### Erweiterung für beliebige Oberflächenrauheiten auf Grund der Verzahnung

Der Reibungskoeffizient  $\mu$  ist eine dimensionslose Konstante mit positivem Wert, die ausschließlich von Material und Oberflächenbeschaffenheit der beteiligten Körper abhängt. In dem Modell wird davon ausgegangen, dass der Reibungskoeffizient  $\mu$  in allen Richtungen isotrop ist.

Die bisherigen theoretischen Erkenntnisse und Überlegungen deuten darauf hin, dass man die Verzahnung, die eigentlich keine Kontaktnormalspannung braucht, im FE-Modell auch als Reibung abgebildet werden kann.

Bei der Rauheit von Kontaktflächen werden raue Flächen (mit Reibungszahl  $\mu_{\text{lokal}} = \operatorname{tg} \alpha$ ) und raue Flächen mit Verzahnung (mit Reibungskoeffizient  $\mu_{\text{global}}$ ) unterschieden. Die Grenzfälle der Rauheit sind im Bild 4.5 dargestellt.

raue Flächen

(mit Reibungskoeffizient  $\mu_{\text{lokal}}$ )



raue Flächen mit Verzahnung

(mit Reibungskoeffizient  $\mu_{\text{global}}$ )



Bild 4.5 Grenzfälle der Rauheit

Ein neuer Parameter  $\mu_{\text{global}}$  wird zur Erweiterung des Kontaktmodells für eine beliebige Größe der Rauheit verwendet. Auf diese Weise wird im FE-Modell die Verzahnung unter Reibung eingeführt.

Die erweiterte Reibungszahl im FE-Modell besteht aus zwei Komponenten:  $\mu_{\text{lokal}}$  und  $\theta$ . Nach Bild 4.6 gilt:

$$H \cos \theta - V \sin \theta = (H \sin \theta + V \cos \theta) \mu_{\text{lokal}} \quad (4.13)$$

$$H = V \cdot \mu_{\text{global}} \quad (4.14)$$

mit

$H$  – Reibungskraft tangential zur Kontaktfläche

$V$  – Normalkraft in Kontaktfuge

$\mu_{\text{lokal}}$  – Reibungskoeffizient der Zahnflanken

$\mu_{\text{global}}$  – Reibungskoeffizient der Kontaktfläche

$\theta$  – Neigungswinkel der Zähne

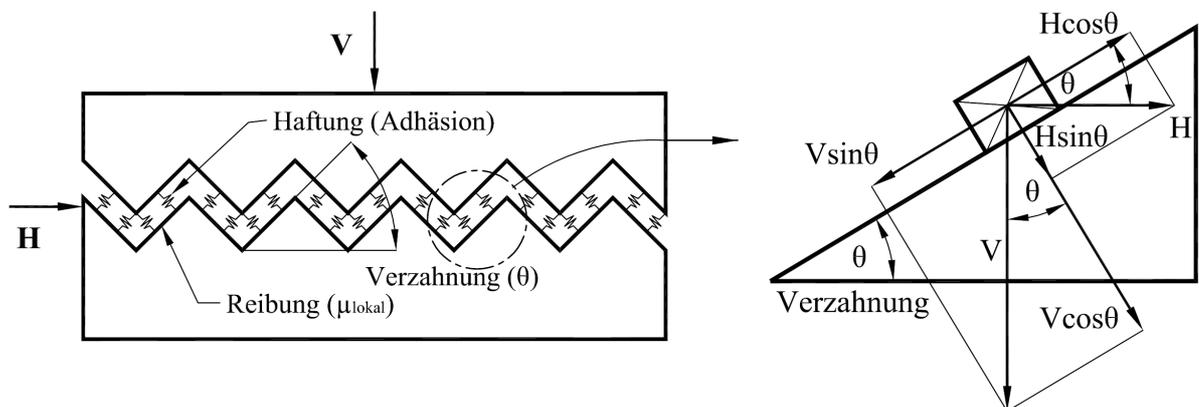


Bild 4.6 Erweitertes Reibungsmodell in Abaqus

Aus geschriebenen Gleichungen und Berechnungen folgt (vgl. Bild 4.7):

$$\mu_{\text{global}} = (tg\theta + \mu_{\text{lokal}}) / (1 - \mu_{\text{lokal}} \cdot tg\theta) \quad (4.15)$$

$$\mu_{\text{lokal}} = (\mu_{\text{global}} - tg\theta) / (1 + \mu_{\text{global}} \cdot tg\theta) \quad (4.16)$$

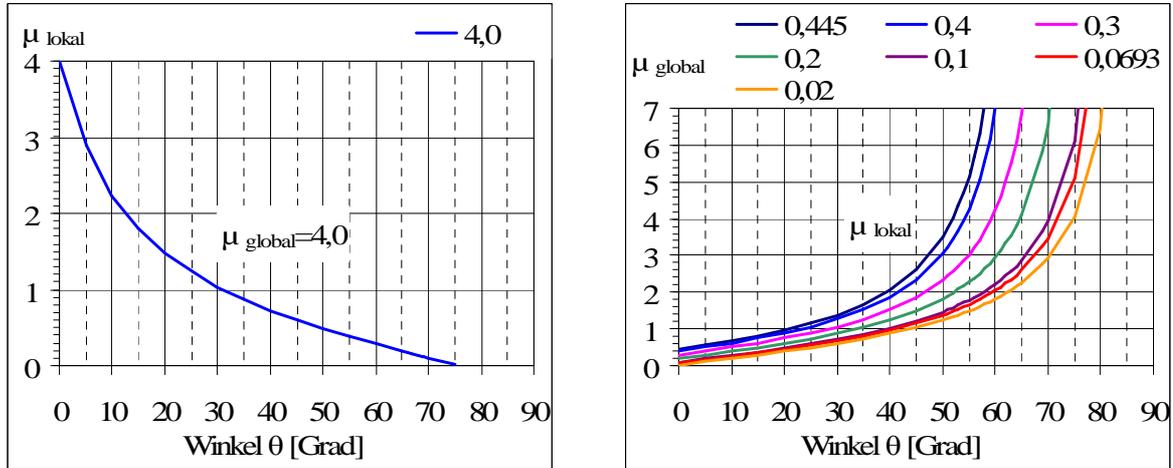


Bild 4.7 Beziehung zwischen  $\mu_{\text{global}}$  und  $\mu_{\text{lokal}}$  bei unterschiedlichen Winkeln  $\theta$

Mit dem Kontakt-Schermodell werden FE-Simulationen der Laborversuche durchgeführt. Dabei wird im Standardreibungsmodell mit Bruchkriterium nach Coulomb der Reibungskoeffizient  $\mu_{\text{lokal}} \leq 1$  durch das vorgeschlagene  $\mu_{\text{global}}$  ersetzt. Nach experimentellen Erfahrungen bleibt der Wert des Reibungskoeffizienten in Glas-Beton-Verbindungen nicht konstant, sondern verringert sich im Laufe der Belastung. Diese Bemerkung findet in den Analysen eine Anwendung (Bild 4.8).

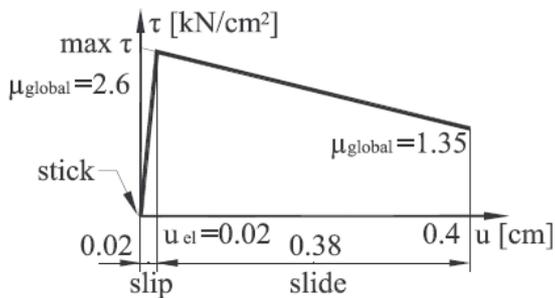


Bild 4.8 Beispiel für eine Spannungsverschiebungsbeziehung mit veränderlichen Schubspannungen  $\tau$  ( $\mu_{\text{global}}$ : veränderlich)

Der Kontakt zwischen Glas und Beton wird durch miteinander in Wechselwirkung stehende Kontaktflächen modelliert. Dabei wird die Oberfläche des steiferen Volumenkörpers als die Master-Kontaktfläche und die der weicheren Oberfläche als *Slave*-Kontaktfläche definiert. Zwei in Kontakt stehende Flächen können Normalspannungen übertragen und auch Schubspannungen bis zu einer definierten Größe, bevor die Flächen relativ zueinander zu gleiten beginnen. Bei dreidimensionalen Analysen existieren zwei orthogonal zueinander stehende Komponenten an Schubspannungen,  $\tau_1$  und  $\tau_2$ , in einer Kontaktfläche zwischen zwei Volumenkörpern. Abaqus kombiniert diese zwei Schubspannungskomponenten in eine äquivalente Schubspannung wie folgt:

$$\tau = \sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2} \quad (4.17)$$

Zusammenfassend wird für die FE-Analysen als Art der Interaktion folgendes gewählt: *surface-to-surface contact*, Typ *hard* (Bild 4.9). Verzahnung+Reibung wird als globale Reibung unter Verwendung einer erweiterten Reibungszahl  $\mu_{global}$  eingeführt. Die maximal zugelassene, elastische Relativverschiebung  $u_{el} = elastic\ slip$  muss in der Simulationen variiert eingesetzt werden, um eine Übereinstimmung von Simulation und Experiment erzielen zu können.

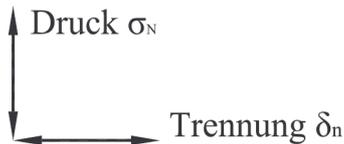


Bild 4.9 Harter Kontakt

In Tabelle 4.1 sind alle im FE-Modell nötigen Definitionen der Kontakteigenschaften dargestellt.

Tabelle 4.1 Kontakteigenschaften und –kennwerte

Interaction Properties	Parameter	Amplitude
*Surface Interaction, name=	<i>Contact_Name</i>	
	1	
*Friction, elastic slip=	$u_{el}$ [cm]	
dependencies=	1	
$\mu_{global}$ (nicht konstant)	0	0
	$\mu_{global}$ [-]	1
*Surface Behavior, pressure-overclosure=	hard	
Interactions	Parameter	
Contact Pair, interaction=	<i>Inter_Name</i>	
type=	surface to surface	
	<i>Surf_Slave, Surf_Master</i>	
Predefined Fields	Parameter	
*Field, amplitude=	<i>Ampl_Name</i>	
	<i>Field_Name, 1.</i>	
Amplitude	Parameter	
*Amplitude, name=	<i>Ampl_Name</i>	
	0., 1., 1., 0.	

Im Folgenden ist als Beispiel für eine Definition der Wechselwirkung ein Ausschnitt aus der Input-Datei abgedruckt:

```

INTERACTION PROPERTIES
*Surface Interaction, name=Kontakt
1.,
*Friction, elastic slip=0.02, dependencies=1
1.35, , , ,0.
2.6, , , ,1.

```

```

*Surface Behavior, pressure-overclosure=hard
INTERACTIONS
** Interaction: Surf_Kontakt
*Contact Pair, interaction=Kontakt,
type=surface to surface
Surf_Slave, Surf_Master
PREDEFINED FIELDS
*Field, amplitude=Field-Verschiebung-Ramp
"Glas und Beton Kontaktfläche", 1.
AMPLITUDE
*Amplitude, name=Field-Verschiebung-Ramp
      0.,      1.,      1.,      0.

```

## 4.4 Arbeitslinien und Materialparameter

### 4.4.1 Beton und Glas

In der FE-Berechnung von Kontaktbereichen mit Schubspannungen aus Reibung und Adhäsion ist die Festlegung der verlässlichen Materialparameter und die Wahl eines geeigneten Materialgesetzes nicht einfach. Um die Unsicherheiten der Einflüsse des Materialmodells auf die Ergebnisse zu beseitigen, wurden für Beton und Glas die zwei folgenden Varianten des Materialmodells verwendet:

- ideal linear-elastisches Materialverhalten
- nichtlineares Materialverhalten mit Rissbildung und Schädigung.

In Tabelle 4.2 sind Materialparameter von Beton und Glas für die numerische Berechnung angegeben.

Tabelle 4.2 Materialparameter für Beton und Glas

	Beton	Glas
Dichte $\rho$	2,50 g/cm <sup>3</sup>	2,50 g/cm <sup>3</sup>
Elastizitätsmodul $E$	47.300 MPa	70.000 MPa
Querdehnzahl $\nu$	0,15	0,23
Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha_T$	1e-05 1/°C	-

Für Bauteilkörper aus Beton und Glas wurden *solid* Elemente verwendet. In den verschiedenen Simulationen der mechanischen Beanspruchung werden die beiden oben genannten Materialverhalten verwendet. Im Folgenden sind die Definitionen der Materialparameter für Glas und Beton aus der Input-Datei abgedruckt:

#### **Beton Modell a:**

```

*Density
  2.5e-08,
*Elastic
4730., 0.15
*Expansion
  1e-05,

```

**Beton Modell b:**

\*Concrete

11.69, 0.  
 14.88, 0.00081  
 16.68, 0.00141  
 17., 0.00258  
 16.68, 0.00388  
 14.88, 0.0055  
 5.31, 0.0189  
 5.31, 0.0289

\*Failure Ratios, dependencies=1

1.16, 0.01, 0., 0., , 0.  
 1.16, 0.039, 0., 0., , 2.  
 1.16, 0.0579, 0., 0., , 7.  
 1.16, 0.0657, 0., 0., , 28.  
 1.16, 0.0694, 0., 0., , 85.

\*Tension Stiffening

1., 0.  
 1.2, 0.00075  
 0., 0.00475

\*Density

2.5e-08,

\*Elastic, dependencies=1

4730., 0.15, , 85.

\*Expansion

1e-05,

**Glas Modell a:**

\*Elastic

7000, 0.23

\*Density

2.5e-08,

\*Elastic

7000., 0.23

**Glas Modell b:**

\*Concrete

25., 0.  
 0.1, 0.012  
 0., 0.0175

\*Failure Ratios

1., 0.2, 0., 1e-08

\*Shear Retention

0.2, 0.0007, , , 0.2, 0.0007

\*Tension Stiffening

1., 0.

```

0., 0.0002
*Density
  2.5e-08,
*Elastic
7000., 0.23

```

#### 4.4.2 Schwindverlauf

Während der Schwindphase des Betons wird durch das Schrumpfen des Betons das Glas unter Druckspannungen gesetzt. Ein Nachteil dieses Systems ist, dass der so entstandene Eigenspannungszustand sich durch Rissbildung oder Zugkriechen des Betons wieder abbauen kann [27]. Die Schwind-schrumpfungen werden durch Abkühlung der Betonteile simuliert. Dadurch können im Modell die tatsächlich im Verbundelement entstehenden Eigenspannungen, d. h. Klemmen durch Betonschwinden, berücksichtigt werden. Im nächsten Schritt der Simulation wird der aus der Schubbeanspruchung resultierende Spannungszustand numerisch berechnet.

Der Wärmeausdehnungskoeffizient für Beton beträgt  $\alpha_T = 1$  bis  $1,18e-05$  [ $1/^\circ\text{C}$ ]. Schwindverkürzung nach 28 Tagen liegt lt. Hersteller bei ca.  $\varepsilon_s = 0,50-0,55$  [%] (Bild 4.10). Aus dem kann der erforderliche Temperaturunterschied  $\Delta t$  berechnet werden:

$$\Delta t = \varepsilon_s / \alpha_T = 0,00055 / 0,0000118 = 46,6 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

In der FE-Analyse wird die Abkühlung der Betonprobe bei der Temperaturabsenkung  $\Delta t = 45 \text{ } ^\circ\text{C}$  simuliert.

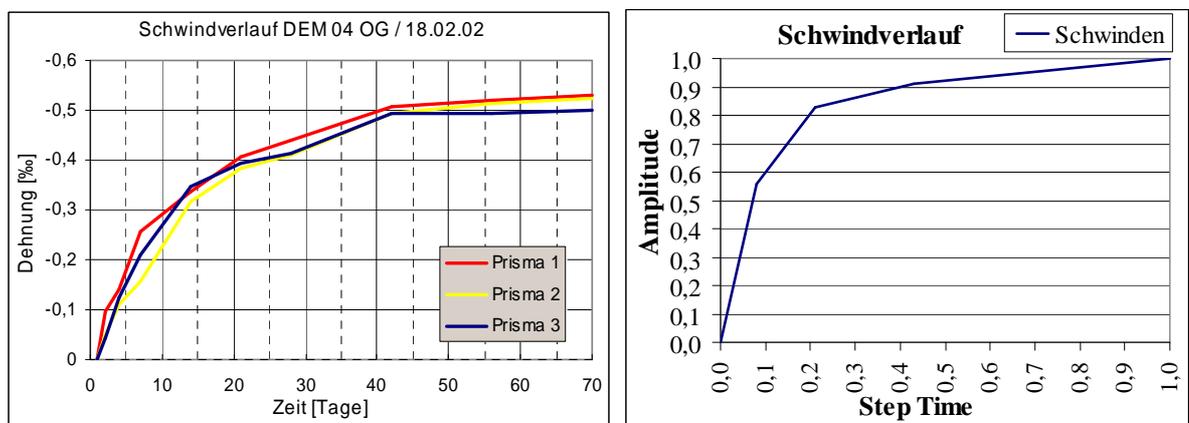


Bild 4.10 Schwinddehnungen von Ductal<sup>®</sup> in Abhängigkeit der Zeit aus [27] und verwendeter Schwindverlauf in numerischen Analysen (*Amplitude - Step Time - Verlauf*)

#### 4.4.3 Adhäsion

Die Eigenschaften der Kontaktflächen Glas / Beton unter kritischen Kräften sind ein Schwerpunkt dieser Arbeit. Haftung wird unter Verwendung von *cohesive elements* abgebildet. Für die Zwischenschicht (Adhäsion) wird MAXS-Kriterium als *damage initiation* und *damage evolution* mit linearer Aufweichung (*softening*) verwendet. Die Zerstörung der Verbindung findet bei maximaler Ausnutzung der kohäsiven Elemente statt, d. h. wenn der *damage*-Koeffizient  $D=1$  beträgt. Es gibt auch die zusätzliche Möglichkeit, den maximalen Ausnutzungsgrad der kohäsiven Elemente  $D=100 \text{ \%} = 1$  auf z. B.  $95 \text{ \%} = 0,95$  der maximalen Festigkeit herabzusetzen. Letztendlich wurde diese Möglichkeit jedoch nicht genutzt.

In Tabelle 4.3 sind die im Modell zu variierenden Materialparameter der kohäsiven Elemente zusammengestellt.

Tabelle 4.3 Materialparameter der kohäsiven Elemente im Abaqus

*Material, name =Adhesive56	Parameter	Einheit
*Damage Initiation, criterion=MAXS, omega=0.1, tolerance=0.2	MAXS11	[kN/cm <sup>2</sup> ]
	MAXS22	[kN/cm <sup>2</sup> ]
	MAXS33	[kN/cm <sup>2</sup> ]
*Elastic, type =TRACTION	E11	[kN/cm <sup>2</sup> ]
	E22	[kN/cm <sup>2</sup> ]
	E33	[kN/cm <sup>2</sup> ]
*Damage Evolution, type =DISPLACEMENT	U	[cm]

Im Folgenden sind Beispielangaben für die Materialparameter von *cohesive elements* wiedergegeben:

```
*Material, name=Adhesive
*Elastic, type=TRACTION(UNCOUPLED)
  5.5, 5.5, 5.5      (Knn, Kss, Ktt) = (E, G1, G2) = (E11, E22, E33)
*Damage Initiation, criterion=MAXS
  0.11, 0.11, 0.11  (tn0, ts0, tt0) = (n, t1, t2) = (MAXS11, MAXS22, MAXS33)
*Damage Evolution, type=DISPLACEMENT
  0.05,
```

Das Bild 4.11 stellt ein Beispiel der Spannung-Verschiebung-Beziehung der Kohäsiv-elemente dar (vgl. die vorstehenden Materialangaben).

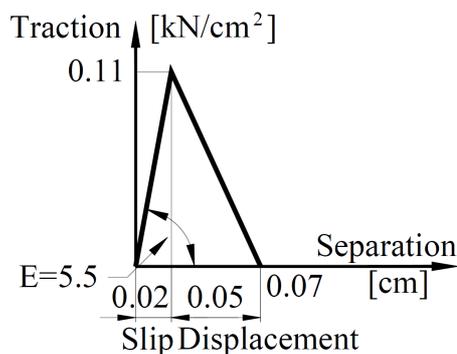


Bild 4.11 Arbeitslinie des Materials *Adhesive*

#### 4.4.4 Reibung

Wie im Kapitel 4.3.3 beschrieben, wird die Reibung zwischen den Fugenufern nach Coulomb mittels Reibungskoeffizienten  $\mu_{global}$  definiert.

## 4.5 Vorarbeiten

### 4.5.1 Vorbehandlungsmethoden der Glasoberflächen in Glas-Betonverbindungen

Die Verbindung von Glaselementen mit Betonteilen entlang eines Randes wurde folgendermaßen hergestellt: Das Glas wurde mit frischem Beton direkt umhüllt, sodass es in der dabei entstehenden Nut verbleibt. Für die Festigkeit der Verbindung spielt die Rauheit der Glasfläche eine bedeutende Rolle. Die Glasränder wurden deswegen vorher aufgeraut. Die Methoden der Vorbehandlung der Scheiben und ihr Einfluss auf die Verbundtragfähigkeit und die Rauheit wurde in [27] untersucht. Methoden der Vorbehandlungen sind in Tabelle 3.3 aufgelistet. Die besten Ergebnisse der Kraftübertragung wurden durch grobes Sandstrahlen oder durch eine Emaillierung erreicht.

### 4.5.2 Untersuchung der Klemmkraft in ebenem Dehnungszustand unter Verwendung von Federelementen sog. *Connectors*

Abgesehen von der Beschaffenheit der Glasoberfläche ist die Entwicklung der Klemmung, die die für Reibungsverbindungen notwendige Normalkraft auf die Kontaktfläche erzeugt, von Bedeutung. Klemmspannungen entstehen durch das Schwinden des Betons. Die Analyse der Klemmung beginnt mit der Untersuchung der Fugenausbildung.

Spannungen normal zur Kontaktfläche können sich je nach Ausbildung der Verankerung der Glasscheibe im Beton unterschiedlich aufbauen. In der Glasbauweise kommt vor allem das Verbundglas, das aus mehreren Glasplatten besteht, zur Anwendung. In Großversuchen von Freytag ist der Rand des Verbundglases mit einer Nut versehen. Ein geometrisches Modell entspricht dem Querschnitt des hergestellten Versuchsbalkens in Serie 2. Die mittlere der drei 8 mm-Scheiben steht 10 mm zurück (Bild 4.12a). Die Verankerung der Mittelscheibe in den Gurten ist nur über den Umweg der Außenscheiben möglich. Dies führte zum Beispiel zu dem Trennriss zwischen Untergurt und Steg. Durch Einbindung der Mittelscheibe in den Beton sollte die Verankerung verbessert werden. In den vorliegenden Analysen steht die mittlere Scheibe um 10 mm vor (Bild 4.12b). Es war zu befürchten, dass die Abweichung bei der Einbindung der Mittelscheibe durch den tieferen Einschnitt in den Gurt, wie es im Bild 4.12 dargestellt ist, nachteilige Auswirkungen auf die Klemmkraft haben könnte. Zum Zeitpunkt der Untersuchungen wurde die Frage nach der optimalen Tiefe der Verankerung (d. h. Einbindetiefe  $h_{op}$ ) noch nicht berücksichtigt.

Das vorgestellte Problem der Entstehung von Klemmspannungen auf der Glasfläche wird im ebenen Dehnungszustand betrachtet, d. h. in einem zweidimensionalen Modell simuliert. Aufgrund der vorliegenden Symmetrie wird nur eine Hälfte modelliert. Dazu werden 8-knotige *plane strain elemente* (2D-solid element Typ: CPE8R) mit biquadratischer Ansatzfunktion verwendet. Die Verbindung zwischen Glas und Beton wird mittels *connectors* (Typ: CONN3D2, Cartesian) bewerkstelligt. Jedes dieser Verbindungselemente verbindet zwei Knoten (einen Knoten am Glas, einen Knoten am Beton) und besteht aus drei Federn (Richtung 1, 2 und 3), welche tangential und normal zur Kontaktebene eingebaut sind.

Die Analyse betrifft den Verbundquerschnitt wie auf dem Bild 4.12b und bildet die Fortsetzung der Untersuchungen der Klemmkraft in [27], wo ein Verbundquerschnitt, wie auf dem Bild 4.12a dargestellt, betrachtet wurde.

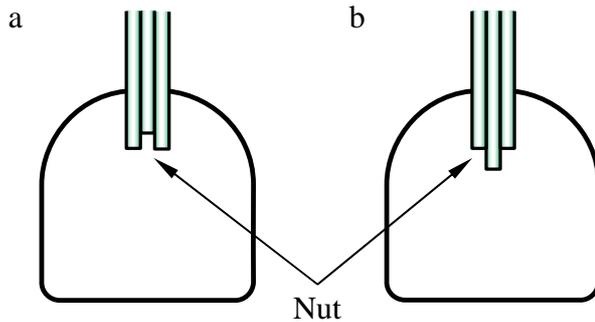


Bild 4.12 Untersuchung der Verankerung der Mittelscheibe im Gurt

Im Vorfeld wird eine Verbindung von Betonteilen mit Glaselementen wie im Bild 4.13 dargestellt, untersucht. Die mittlere Glasscheibe ragt in den Beton hinein.

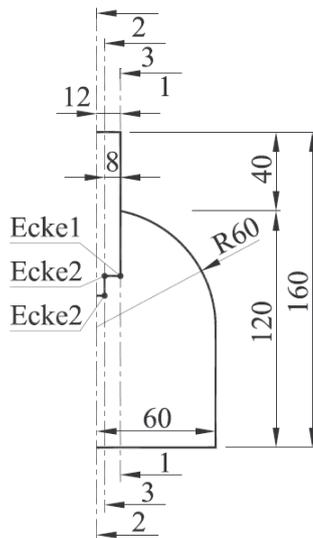


Bild 4.13 Querschnitt der Versuchsbalken in der FE-Analyse, Abmessungen in [mm]

Die Entstehung der Klemmspannungen aufgrund Betonschwindens wird wie im Kapitel 4.4.2 beschrieben durch Abkühlung der Betonteile simuliert. Dadurch sollen im Modell die tatsächlich im Verbundelement entstehenden Spannungen berücksichtigt werden. In der folgende FE-Analyse wird die Abkühlung der Betonprobe bei einem Temperaturunterschied von  $\Delta t = 45 \text{ }^\circ\text{C}$  angewendet.

Zu Beginn der Untersuchungen mit der Finiten Elemente Methode ist die Unsicherheit der Einflüsse des Materialmodells auf die Ergebnisse sehr hoch. Deswegen sollten geeignete Materialgesetze und -parameter schon im Vorfeld getestet werden. Für den Beton werden folgende drei Varianten des Materialmodells verwendet (vgl. Kapitel 4.4.1):

- Variante 1: Beton als linear-elastisches Material
- Variante 2: Der Beton kann reißen. Seine Zugfestigkeit entwickelt sich im Laufe der Zeit. Der E-Modul ist zeitunabhängig.
- Variante 3: Der Beton kann reißen. Seine Zugfestigkeit und der E-Modul entwickeln sich im Laufe der Zeit.

Die Federkennlinien beschreiben die Beziehung zwischen Kraft und Verschiebung. Die Federelemente (Elemente Typ *joint* oder *connector*) ermöglichen eine Übertragung der Kräfte in der Fuge. Je nach Spannungszustand kommt es zum Drücken der Fuge oder zur Trennung

von Glas und Beton. Die Federeigenschaften werden so gewählt, dass die Spannungen in der Fuge normal (Zug- und Druck) und tangential (wie z. B. der Anteil der Reibung) zur Kontaktfläche fließen können. Der Einfluss der Reibung in der Kontaktebene wurde durch Parametervariation in [27] abgeschätzt und für diese Untersuchung verwendet.

Bei den im Bild 4.14 dargestellten Federtypen wurde vor allem versucht, den Sinn der Wirkungsweise einer kraftschlüssigen Verbindung, hier speziell der Wirkung des Glas-Beton-Verbundes, zu berücksichtigen. Die Feder Typ 4, die sehr steifen Druckkontakt ermöglicht, wird in die FE-Analyse, im Vergleich zur Arbeit von Freytag, neu angebracht.

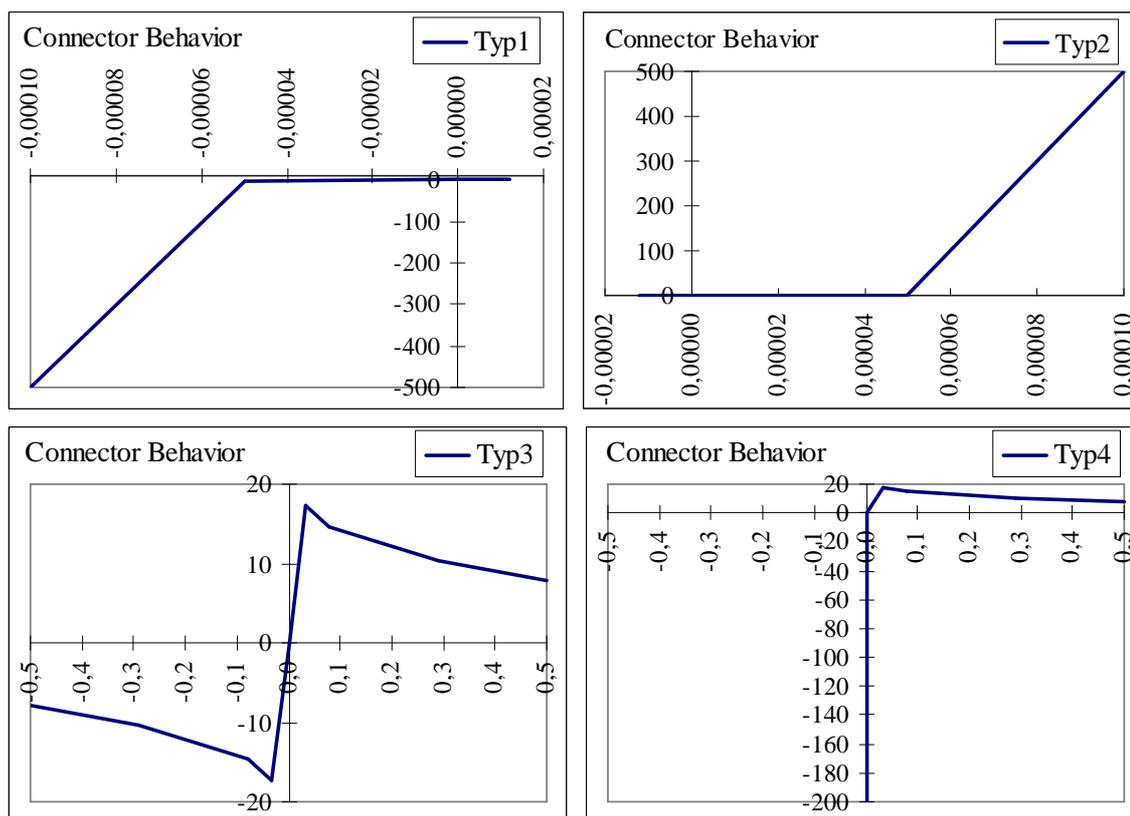


Bild 4.14 Kraft [N]/Weg [mm] - Federkennlinien des Glas-Beton-Verbundes (*joint elements* bzw. *connectors*)

In der Fuge in der waagrechten Kontaktebene zwischen Außenglasscheibe und Beton, wird in allen drei Richtungen eine Feder vom Typ 1 eingesetzt. In der senkrechten Kontaktfläche zwischen Innenglasscheibe und Beton wird in Richtung 1 und 3 eine Feder vom Typ 1 und in Richtung 2 eine Feder vom Typ 2 benutzt. Aus der Ungewissheit über die Federkenngrößen an den Ecken des Glases werden vier Varianten der Kontaktabbildung untersucht. Diese Varianten entstehen durch Kombinationen vorher beschriebener Federkennlinien:

- Variante a:
  - An den Ecken 1 und 3 wird in Richtung 1 eine Feder vom Typ 3 und in Richtung 2 und 3 eine Feder vom Typ 1 angebracht.
  - An der Ecke 2 wird in Richtung 1, 2 und 3 eine gleiche Feder vom Typ 1 verwendet.
- Variante b:
  - An den Ecken 1 und 3 wird in Richtung 1 eine Feder vom Typ 3 und in Richtung 2 und 3 eine Feder vom Typ 1 angebracht.

- An der Ecke 2 wurde in Richtung 1, 2 eine Feder vom Typ 3 und in Richtung 3 eine gleiche Feder vom Typ 1 benutzt.
- Variante c: An der gesamten Kontaktfläche in Richtung 1 und 2 kommt eine Feder vom Typ 4 und in Richtung 3 eine Feder vom Typ 1 zur Anwendung.
- Variante d: die Federn an den Ecken (einspringend und ausspringend) werden nicht angeordnet (frei verschiebbare Eckknoten).

Die oben beschriebenen Modelle und geplante Untersuchungen sollen in dieser Arbeit zu einer ersten Aussage über die Verteilung der Klemmspannungen auf der Glasoberfläche und über die Größe der auftretenden Klemmung auf Glas und Zugspannungen im Beton verhelfen.

#### 4.5.3 Ansatz von kohäsiven Elementen in der Fuge zwischen Glas und Beton

Die Übertragung der Kräfte in der Fuge zwischen Glas und Beton wird zuerst mit Federelementen (Elemente Typ *joint* oder *connector*) simuliert. Dabei wird eine Übertragung von Zug-, Druck- und Schubkräften in der Fuge zwischen Glas und Beton, sowie die Trennung der Fugenufer ermöglicht. Die Verwendung dieser Federelemente ist bei großen oder feinvernetzten Flächen unpraktisch, da jeder dieser Verbindungselemente zwei Knoten (einen Knoten am Glas, einen Knoten am Beton) verbindet und die Anzahl von Federelementen von der Netzfeinheit abhängt. Um die Materialparameter der Federelemente an die Netzgröße anzupassen, muss die Anzahl finiter Elemente zu Beginn des Modellbaus bekannt sein. Der Haftverbund zum Glas kann auch berücksichtigt werden, indem man einen Bruch der Verbundfuge in Form von *cohesive elements* bzw. *cohesive behavior* definiert. Die *cohesive elements* ermöglichen es, zwei aneinandergrenzende Körper, hier Glas und Beton, zu verbinden. Die Unterteilung des Körpers in eine bestimmte Anzahl finiter Elemente wird nach dem Zusammenbau, vor der Simulation, durchgeführt.

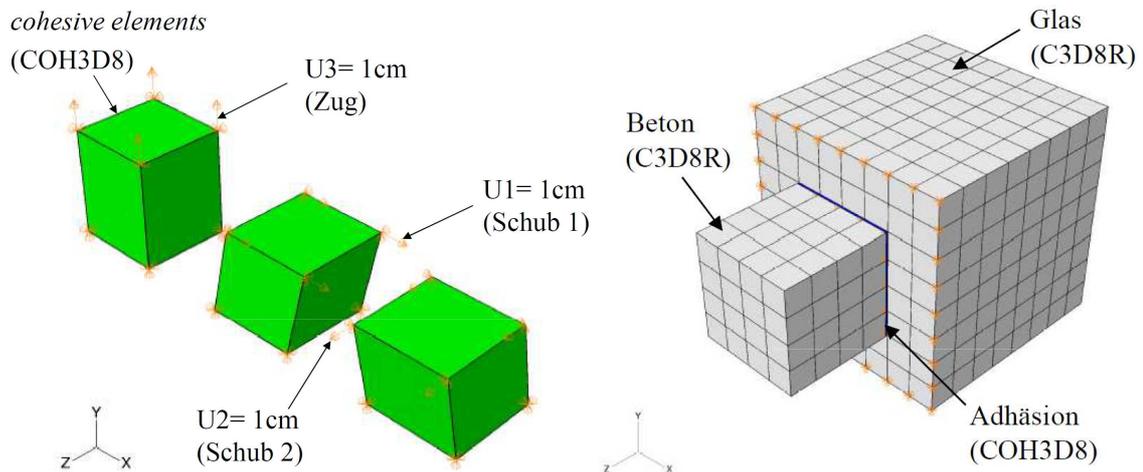


Bild 4.15 Einzelne Kohäsivelemente und deren Anwendung im Übungsmodell bei Belastungstests (Lastprüfungen)

Während der FE-Simulation wird eine Deformation in Belastungsrichtung an einem Teil der Probe zugelassen, wobei die am Auflager des Modells definierten Randbedingungen (Nullverschiebungen) aufrechterhalten werden. Die Belastung wird jedes Mal in Form *boundary conditions* (im globalen Achsensystem) angeführt.

In Untersuchungen der einzelnen Kohäsivelemente wird folgende Belastung angewendet (Bild 4.15):

- Verschiebung  $U1 = 0,01\text{m}$  in Richtung Achse 1 für Schub1,
- Verschiebung  $U2 = 0,01\text{m}$  in Richtung Achse 2 für Schub2,
- Verschiebung  $U3 = 0,01\text{m}$  in Richtung Achse 3 für Zug oder
- Verschiebung  $U3 = -0,01\text{m}$  in Richtung Achse 3 für Druck.

Im Übungsmodell wird der Glaswürfel umlaufend an den vier Kanten gehalten und der Betonwürfel so belastet, dass er horizontal entlang der Kontaktfuge um einen definierten Wert  $u$  verschoben wird (Bild 4.16).

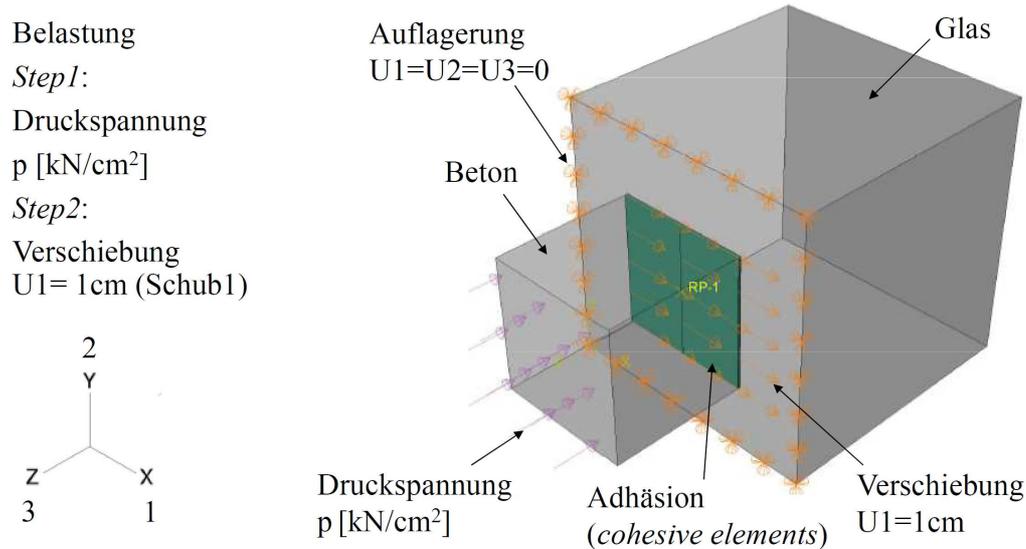


Bild 4.16 Übungskörper mit Adhäsion (*cohesive elements*) zwischen Glas und Beton

Aus den unterschiedlichen relativen Verschiebungen der Fugenufer sind in der Bruchmechanik drei Rissöffnungsarten bekannt, die in Modus I, II und III unterteilt sind. Alle drei Modi wurden bereits im Kapitel 2.2.2 besprochen und sind im Bild 2.11 dargestellt. Entsprechend dieser Modi werden Tests an Übungsmodellen durchgeführt, die die Untersuchung der Rissöffnung bzw. der Bruchvorgänge ermöglichen. Zunächst wird das Verhalten der kohäsiven Elemente in folgenden drei FE-Modellen untersucht:

- Übungsmodell Nr. 1 aus einem einzelnen kohäsiven Element ( $1 \times 1 \times 1\text{ m}$ ) (Bild 4.15)  
Es werden drei Belastungsarten angegeben: zwei für tangentielle Beanspruchung, d. h. für Schub in Richtung 1 und Schub in Richtung 2, und eines für Zugbeanspruchung, d. h. in Richtung 3. Belastungen werden als Verschiebung  $U$ , entsprechend in einer von drei Richtungen 1, 2 oder 3 definiert:  $U1 = U2 = U3 = 0,01\text{ m}$ .
- Übungsmodell Nr. 2 bestehend aus zwei Würfeln: einer mit Abmessungen  $10 \times 10 \times 10\text{ cm}$  und der zweite mit Abmessungen  $20 \times 20 \times 20\text{ cm}$  sowie aus einer Schicht der kohäsiven Elemente (hier als „Adhäsion“ bezeichnet). Zwischen den Oberflächen der beiden Würfel sind keine Kontakteigenschaften definiert (Bild 4.15).  
Der Körper wird der Schubbelastung in Richtung 1 ( $U1 = 1\text{ cm}$ ) ausgesetzt.
- Übungsmodell Nr. 3 besteht wie vorher aus zwei Würfeln ( $10 \times 10 \times 10\text{ cm} + 20 \times 20 \times 20\text{ cm}$ ), und dazwischenliegender adhäsiver Schicht („Adhäsion“). Zusätzlich wird hier die Inter-

aktion der näherliegenden Oberflächen der beiden Würfel über Definition der Kontakteigenschaften beschrieben (Bild 4.16).

Um Reibungskraft zwischen den Oberflächen zu aktivieren, muss vorher eine Normalkraft zur Fuge auftreten. Im Schritt *step1* wird die Kontaktfläche der beiden Elemente (zwei Würfeln) gedrückt. Danach folgt die Schubbelastung in Richtung 1 ( $U1=1$  cm) in *step2*. In Glas-Beton-Verbindungen entsteht die Druckspannung infolge Schwindens des Betons. Weil die Übungsmodelle vor allem Erkenntnisse über kohäsive Elemente ermöglichen sollen, wird die Druckspannung zunächst vereinfacht als verteilte Druckkraft  $p$  auf der Betonfläche in Richtung 3 eingeführt.

Für die Verbundbauteile aus Beton und Glas werden *solid* Elemente und für die adhäsive Zone („Adhäsion“) *cohesive elements*, Typ *traction separation* gewählt. Mit der Wahl des Übertragungstyps: *traction separation* statt *continuum* Material, wird die anfängliche Elementdicke mit dem Wert  $T_0=1$  angenommen, obwohl die Dicke der kohäsiven Elemente einen geometrischen Wert, gleich groß wie der Knotenabstand, aufweist. Daraus folgt, dass die Dehnungen in normaler Richtung  $n$  den Verschiebungen entsprechen. Die Elementengruppe „Adhäsion“ wird auf der ganzen Betonfläche aufgetragen. Vor der Schädigung wirkt also die Haftung über die maximale Kontaktfläche zwischen Glas und Beton. Beton, Glas und Kohäsivelemente werden mit Hilfe von *tie constraint* verbunden. Die Kohäsivelemente werden nach seiner Zerstörung aus dem Modell entfernt. Die Zerstörung wird bei maximaler Ausnutzung der kohäsiven Elemente, d. h. bei der Degradation von  $D=1=100$  % stattfinden. Für die Untersuchungen wurden folgende empirische Materialeigenschaften der kohäsiven Elemente angewendet:

```
*Material, name="Adhesive"
*Damage Initiation, criterion=MAXS
8e-04, 2e-04, 2e-04                (n, t1, t2) [kN/cm2]
*Damage Evolution, type=DISPLACEMENT
0.6,                                δ [cm]
*Elastic, type=TRACTION
4e-03, 2e-03, 2e-03                (E, G1, G2) [kN/cm2]
```

Als Art der Wechselwirkung in der Verbundfuge gilt: *surface-to-surface contact*, in normaler (lotrechter) Richtung Typ *hard*, in tangentialer Richtung Typ *penalty*, mit definiertem konstantem Reibungskoeffizienten ( $\mu_{global}=0,4$ ):

```
*Friction, slip tolerance=0.005
0.4
*Surface Behavior, pressure-overclosure=HARD
```

Die Simulationen werden in Abaqus/Standard und Abaqus/Explicit durchgeführt. Für alle Modelle in der Arbeit wird stets das gleiche globale Koordinatensystem benutzt. Die Größe der angewendeten Verschiebung baut sich linear über dem Schritt *step* = 1 in Abaqus Standard oder über die im Schritt *step* eingegebene Berechnungszeit  $\Delta t$  in Abaqus Explicit auf. Die Inkrementierung verläuft automatisch.

#### 4.5.4 Elementwahl und Diskretisierung

Die Untersuchungen sind in 3D-Modellen bei der Anwendung von Kontinuums-Elementen geplant. Für *continuum* Materialien, hier für Beton und Glas, stehen drei Elementtypen

(Würfel H, Prismen W und Pyramiden T) in zwei geometrischen Ordnungen (Ansatzfunktionen: linear L oder quadratisch Q) zur Verfügung (Bild 4.17).

Für Kohäsivelemente können folgende Elementtypen verwendet werden:

- H = *hexahedra* – Würfel (8 bzw. 20 Knoten)
- W = *wedge* – Prisma (6 bzw. 15 Knoten)

in zwei geometrischen Ordnungen (d. h. in zwei Ansatzfunktionen):

- linear
- quadratisch.

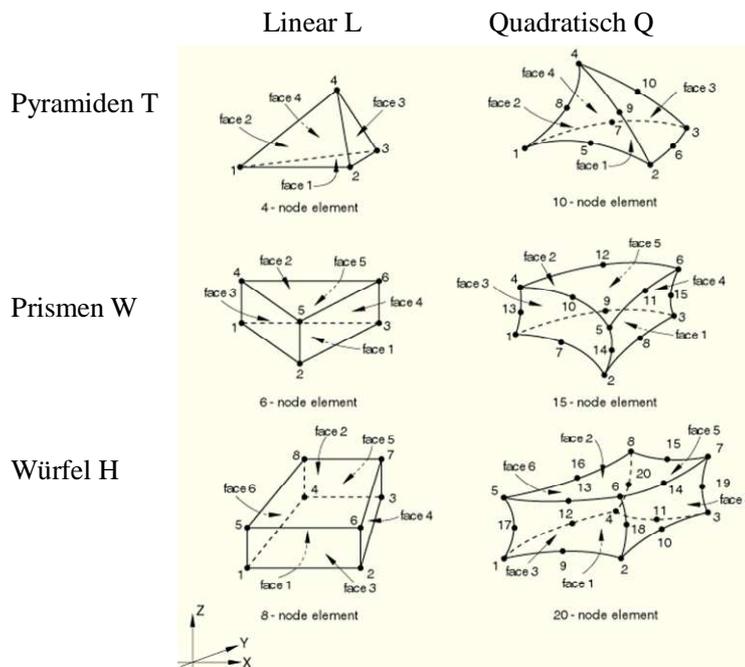


Bild 4.17 Vorhandene Typen der Kontinuums-Elemente aus [1]

Der untersuchte Körper wird vor der Simulation in eine bestimmte Anzahl finiter Elemente unterteilt. Dieser Vorgang heißt Diskretisierung. Modelle der Körper für die FE-Analysen werden vorweg in mehreren Netzfeinheiten untersucht, da die Abmessungen der Elemente im Übergangsbereich zwischen Glas und Beton, in Relation zu den Abmessungen der beiden Teile eine entscheidende Rolle spielen. Dieser Bereich muss sehr fein modelliert werden.

Die Berechnung von Kontaktzonen mit Adhäsionskräften oder Klebfugen mit Hilfe der FEM wird häufig als problematisch angesehen. Zum einen sind sehr dichte Netze erforderlich, zum anderen ist die Festlegung verlässlicher Materialparameter und die Wahl eines geeigneten Materialgesetzes nicht einfach.

Dichte Netze haben im Wesentlichen zwei Ursachen:

- die geringe Dicke einer Kontaktschicht bzw. Adhäsionsschicht (als Kohäsivelemente) im Vergleich zur übrigen Struktur
- die Bedingung, dass ein bestimmtes Seitenverhältnis für die Elemente (in Abaqus etwa 1:20) möglichst nicht überschritten werden sollte.

Dabei ist klar, dass die erforderliche Berechnungszeit und die Computerkapazität mit der Dichte des Netzes zunehmen.

Eine Übersicht der an den Übungsmodellen getesteten Elementtypen in verschiedenen Netzfeinheiten ist im Bild 4.18 zu sehen.

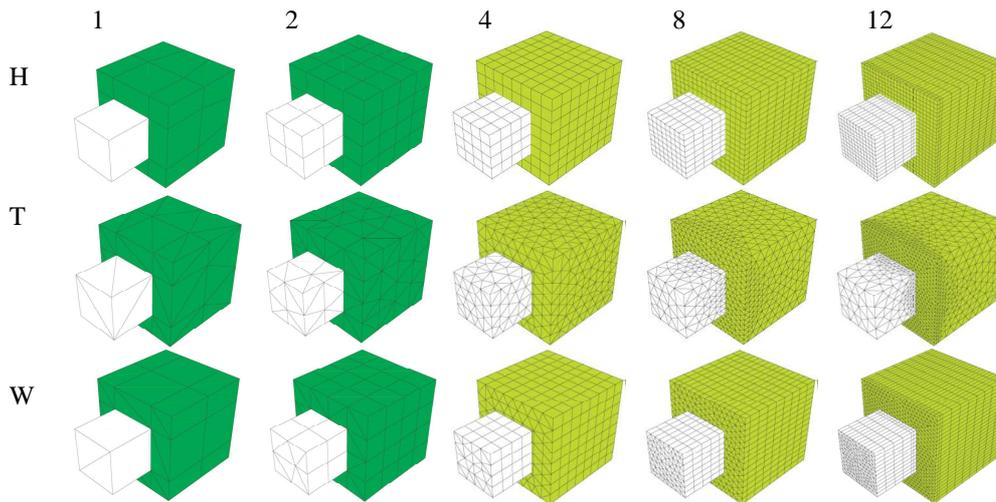


Bild 4.18 Übungsmoelle unter Verwendung von drei Elementtypen in verschiedenen Netzfeinheiten (1, 2, 4, 8, 12); H = *hexahedra* – Wurfel, T = *tetrahedra* – Pyramide, W = *wedge* – Prisma

#### 4.5.5 Ergebnisse aus Untersuchungen der Klemmkraft für Betonteile mit Nut in ebenem Dehnungszustand

Im Folgenden werden die Normalspannungen zwischen der Glasoberflache und Beton betrachtet. Die infolge von FE-Simulationen erhaltenen Ergebnisse sollen eine erste Abschätzung der Kontaktspannungen zwischen Glas und Beton, inklusive ihrer Größe und Verteilung in der Fuge, ermöglichen. Das Spannungsintegral gibt die Größe der Klemmkraft wieder. Außerdem sollte der Unsicherheitsfaktor der Materialmodelle für Beton und Federkennlinien für den Verbund untersucht werden.

Der zu untersuchende Verbundquerschnitt mit seinen Abmessungen ist im Bild 4.13 zu sehen. Der im Beton verankerte Glasrand beinhaltet mehrere Ecken. Da Ecken in der Realität abgerundet sind, entspricht das Modell nicht ganz der Wirklichkeit (vgl. [27]). Daher treten bei FE-Simulationen in den Ecken Spannungsspitzen auf. Ergebnisse der Berechnung mit Finiten Elementen stellen immer eine Näherungsantwort des Belastungssystems dar. Weil die Lösung nach der FE-Methode in solchen Randgeometrien, ähnlich wie bei Punktstützungen und unter Einzellasten, keine richtigen Ergebnisse liefern können, war es notwendig zu prüfen, wie sich die Resultate in der Umgebung einer Singularität verhalten.

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Berechnungen nach FEM dargestellt. Von großem Interesse sind hier vor allem die Normalspannungen, die auf die Glasoberflache wirken und Zugspannungen im Beton. Ihre Verteilung und maximale Zahlenwerte werden je nach verwendetem Materialmodell für Beton (Varianten sind mit Nummer 1 bis 3 bezeichnet) und nach Ansatz der Federtypen (Varianten sind mit Buchstaben a bis d bezeichnet) analysiert. Die genaue Beschreibung der Varianten findet sich im Kapitel 4.5.2.

Vorweg werden die Spannungskonzentrationen an den Glasecken geprüft. Sie erreichen maximal  $\sigma_{II} = -36,70 \text{ N/mm}^2$  und sind im Bild 4.19, Bild 4.20 und Bild 4.21 deutlich zu sehen. Die Spannungen erreichen an den Glasecken hohe Werte, weil sie aus dem Beton nicht den für das Gleichgewicht erforderlichen Gegendruck bekommen. Die Störung des Ergebnisses durch die Singularität nimmt aber mit der Entfernung vom Rand rasch ab und somit können die Ergebnisse in die Analyse miteinbezogen werden.

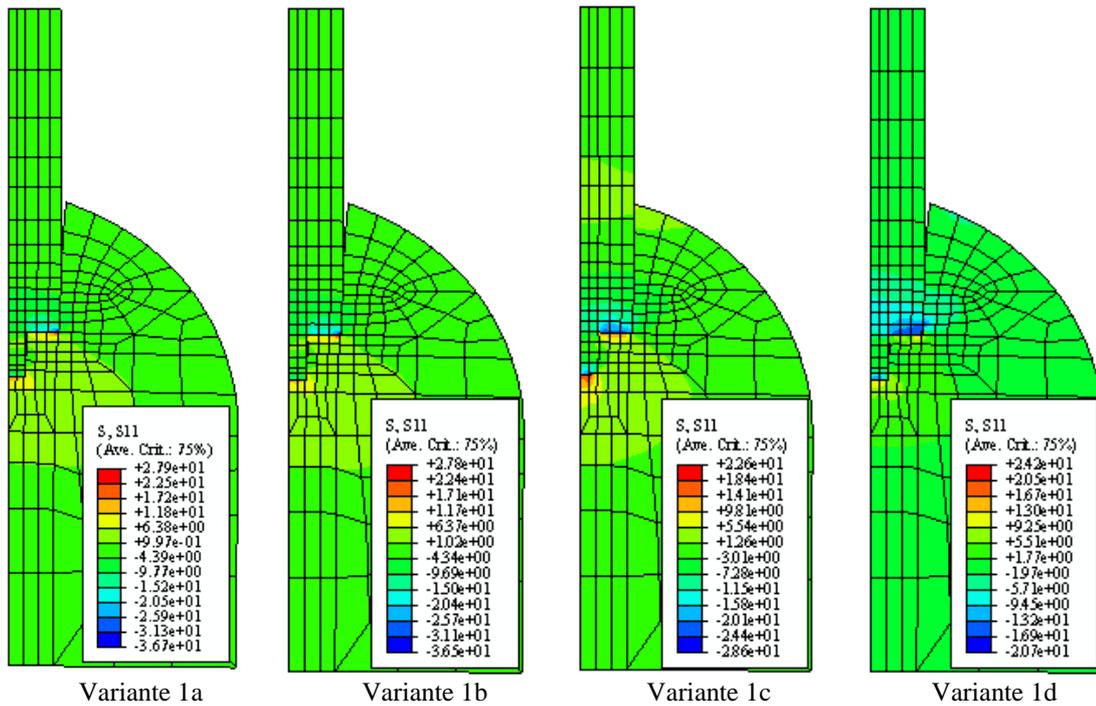


Bild 4.19 Normalspannungen  $\sigma_{11}$  [N/mm<sup>2</sup>], jeweils von links nach rechts: Variante 1a bis 1d

Im Bild 4.22 werden die Normalspannungen in Schnitt 1-1 für alle drei Varianten 1 bis 3 des Materialmodells, separat für jede der vier Varianten des Einsatzes von Federkennlinien: a, b, c und d, untersucht. In Bild 4.23 und Bild 4.24 sind die Normalspannungen in Schnitt 2-2 und 3-3 abgebildet. Die Lage der Schnitte: 1-1, 2-2 und 3-3, sind dem Bild 4.13 zu entnehmen und auch in den Bildern: Bild 4.22 bis Bild 4.27 zu sehen.

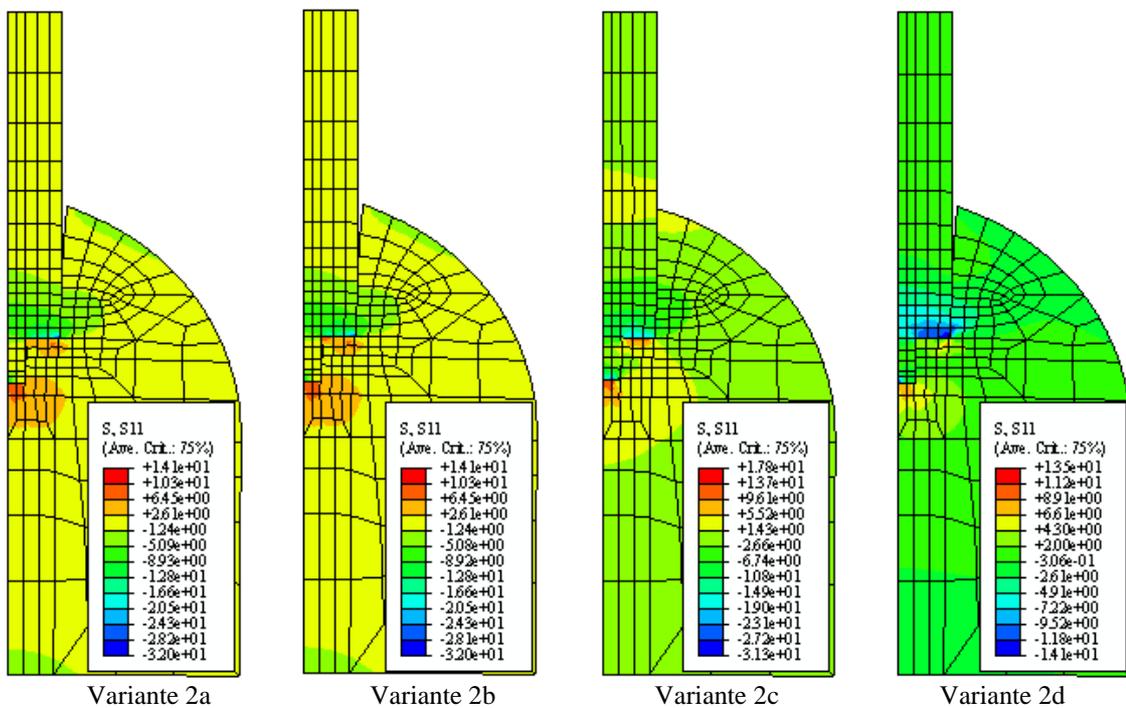


Bild 4.20 Normalspannungen  $\sigma_{11}$  [N/mm<sup>2</sup>], jeweils von links nach rechts: Variante 2a bis 2d

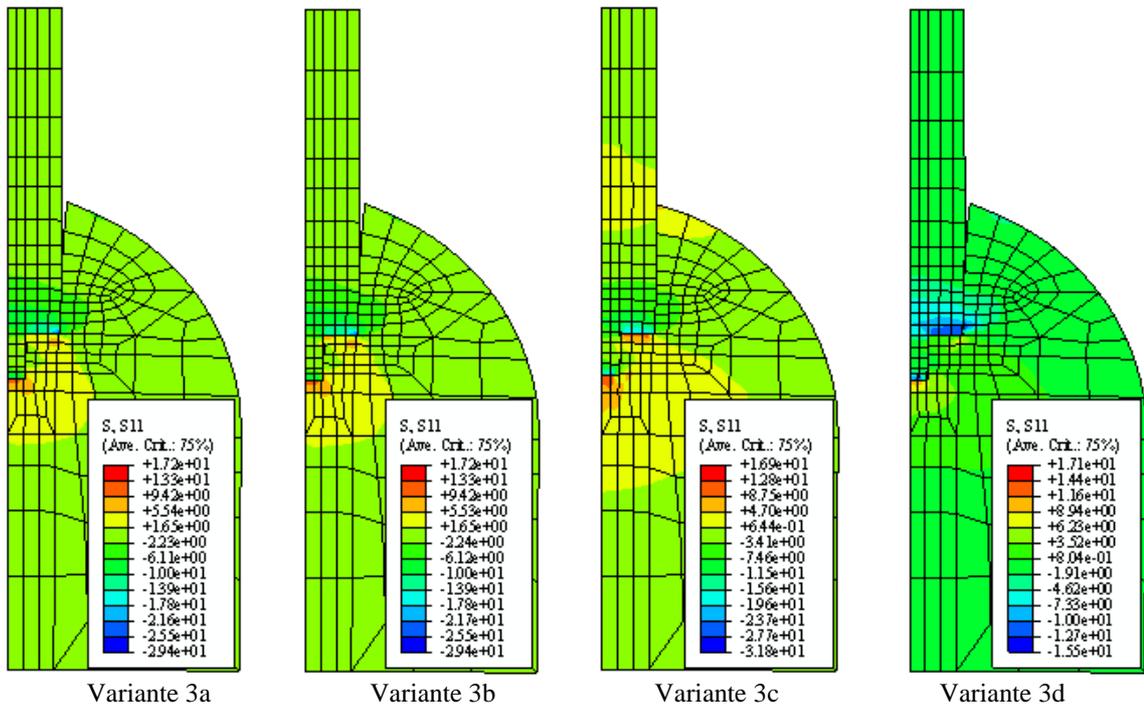


Bild 4.21 Normalspannungen  $\sigma_{11}$  [N/mm<sup>2</sup>], jeweils von links nach rechts: Variante 3a bis 3d

Die nachstehenden drei Bilder zeigen die Verteilung der Spannungen normal zur Kontaktfläche (Druck- und Zugspannungen) in drei Schnitten: 1-1, 2-2 und 3-3. Ihre Zusammenstellung sollte helfen, die Bedeutung der Einflüsse des Materialmodells für Beton zu erkennen.

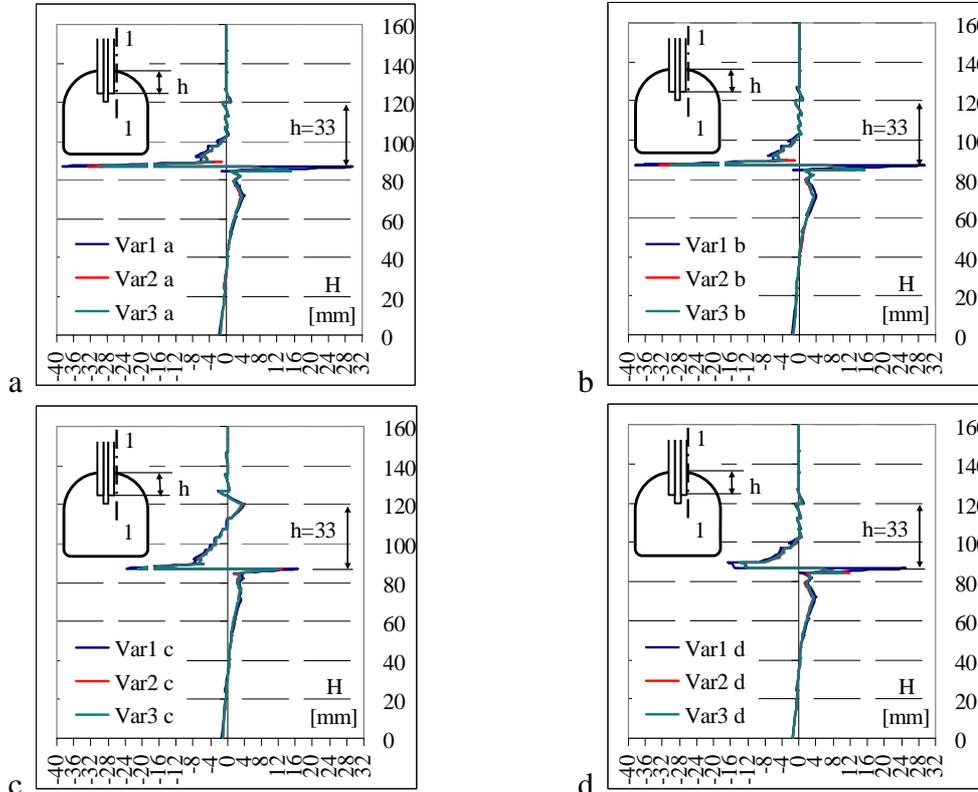


Bild 4.22 Einfluss des Materialmodells Variante 1, 2, 3 auf  $\sigma_{11}$  [N/mm<sup>2</sup>] in Schnitt 1-1

Die weiteren drei Bilder (Bild 4.25, Bild 4.26 und Bild 4.27) sollten den Einfluss des

Einsatzes der verschiedenen Federkenngrößen an den Glasecken auf die Spannungsverteilungen sichtbar machen.

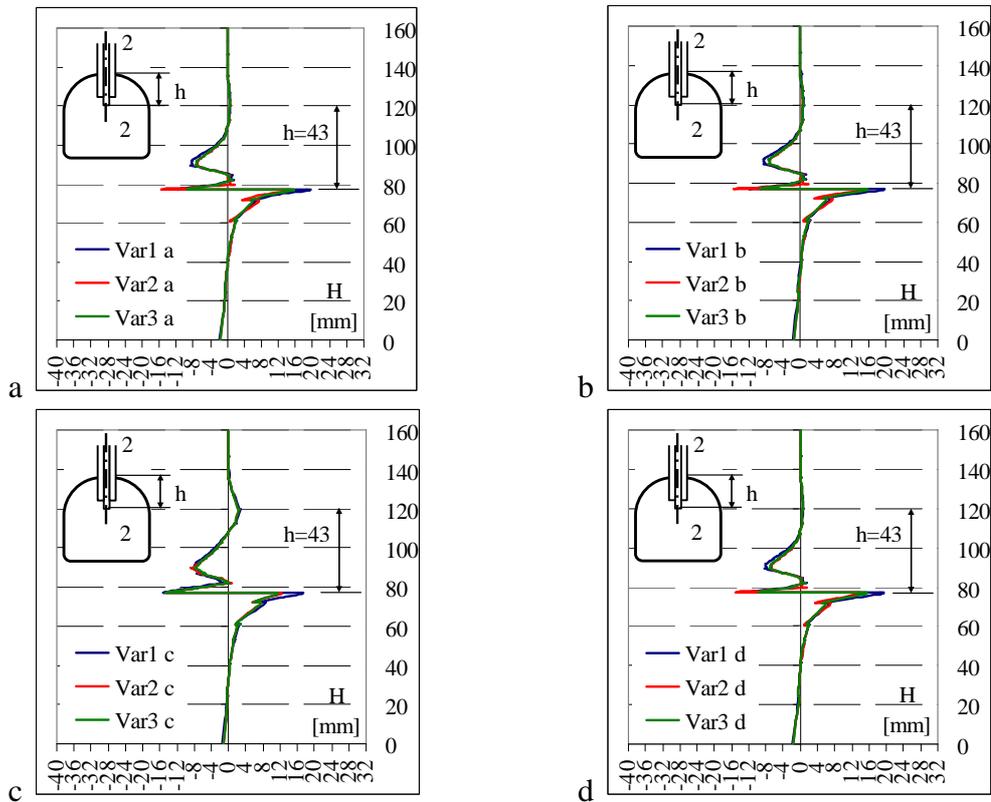


Bild 4.23 Einfluss des Materialmodells Variante 1, 2, 3 auf  $\sigma_{11}$  [N/mm<sup>2</sup>] in Schnitt 2-2

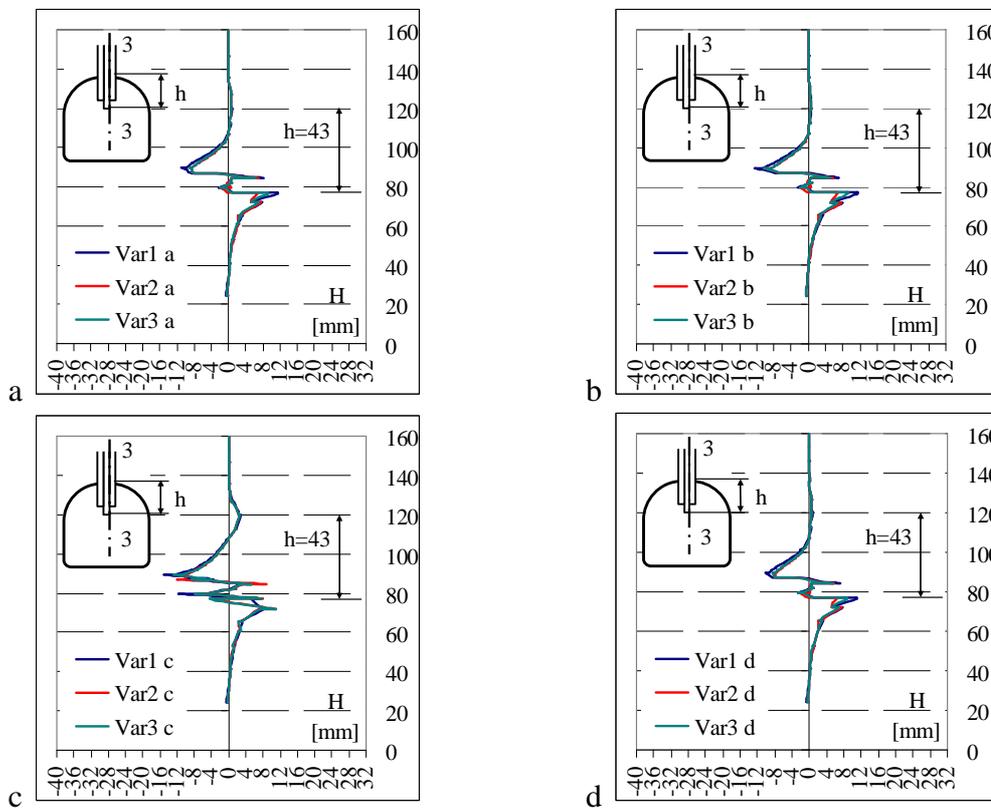
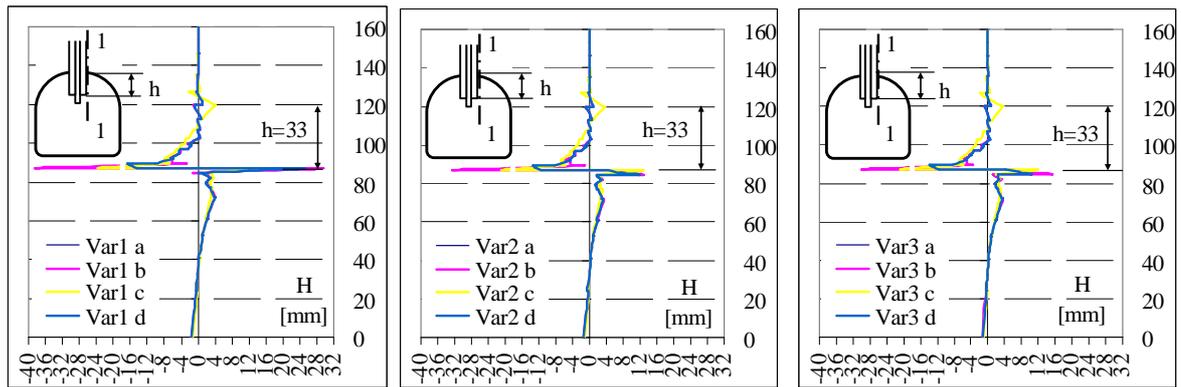
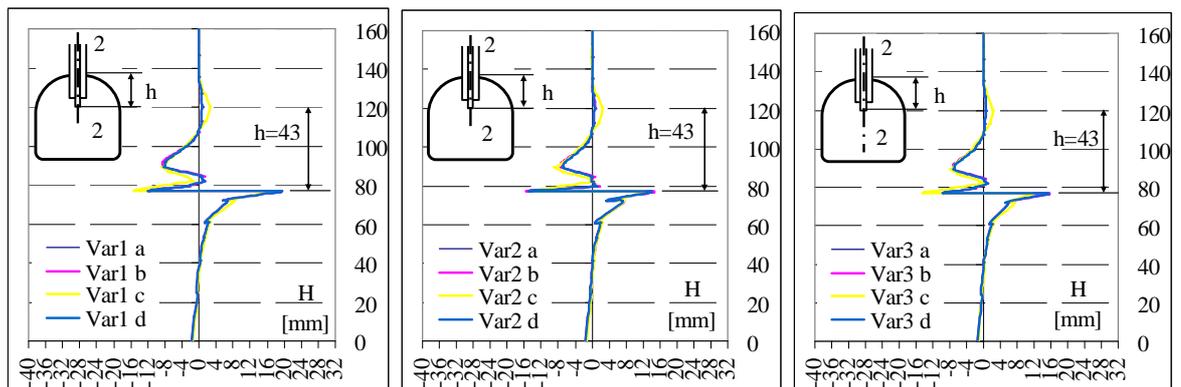
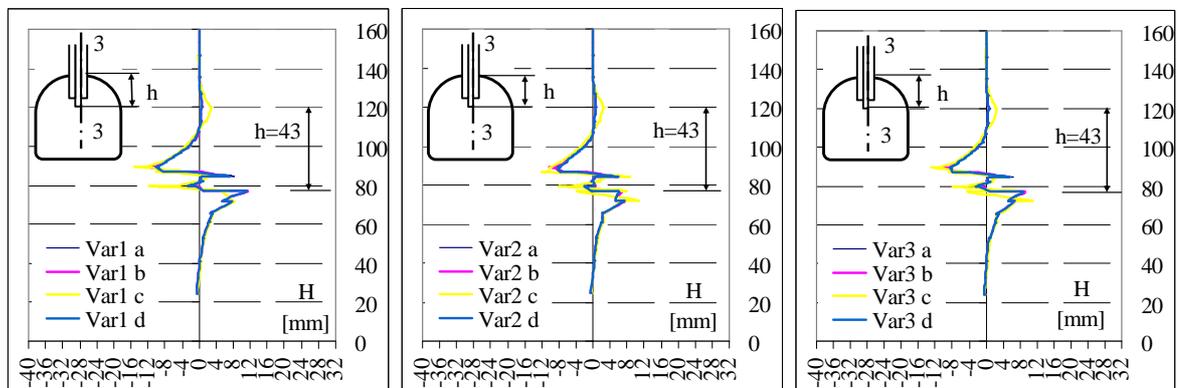


Bild 4.24 Einfluss des Materialmodells Variante 1, 2, 3 auf  $\sigma_{11}$  [N/mm<sup>2</sup>] in Schnitt 3-3

Bild 4.25: Einfluss der Federkennlinien Variante a, b, c, d auf  $\sigma_{II}$  [N/mm<sup>2</sup>] in Schnitt 1-1Bild 4.26 Einfluss der Federkennlinien Variante a, b, c, d auf  $\sigma_{II}$  [N/mm<sup>2</sup>] in Schnitt 2-2Bild 4.27 Einfluss der Federkennlinien Variante a, b, c, d auf  $\sigma_{II}$  [N/mm<sup>2</sup>] in Schnitt 3-3

Aus den vorstehenden Darstellungen ist ersichtlich, dass die Verwendung eines linear-elastischen Materialmodells für Beton (Variante 1) im Vergleich zu nichtlinearen Materialmodellen (Variante 2 und 3) den Spannungsverlauf in der Fuge kaum verändert. Aus der Zusammenstellung der Bilder lässt sich feststellen, dass die Wahl bezüglich des Einsatzes der unterschiedlichen Federtypen in den Glasecken oder das Freilassen der Ecken keine bedeutende Änderung bzw. Fehler in den Ergebnissen in durchgeführten Berechnungen verursachen kann. Ein Vorteil des Modells mit freigelassenen Ecken (Variante d) ist, dass die Eckspannungsspitzen, welche in den übrigen Modellen zu sehen sind und welche sich durch Rissbildung im Beton abbauen können, sich in diesem Modell nicht aufbauen.

Aus dem Bild 4.28 ist zu erkennen, dass sich die den Varianten 3a, 3b und 3d zugehörigen verformten Figuren kaum voneinander unterscheiden. In dieser Serie 3 kann Beton reißen und seine Zugfestigkeit und der E-Modul entwickeln sich im Laufe der Zeit. Im Vergleich zu anderen Modellen wurde in der Variante 3c die Feder vom Typ 4 verwendet, welche zusätzlich einen sehr steifen Druck-Kontakt ermöglicht.

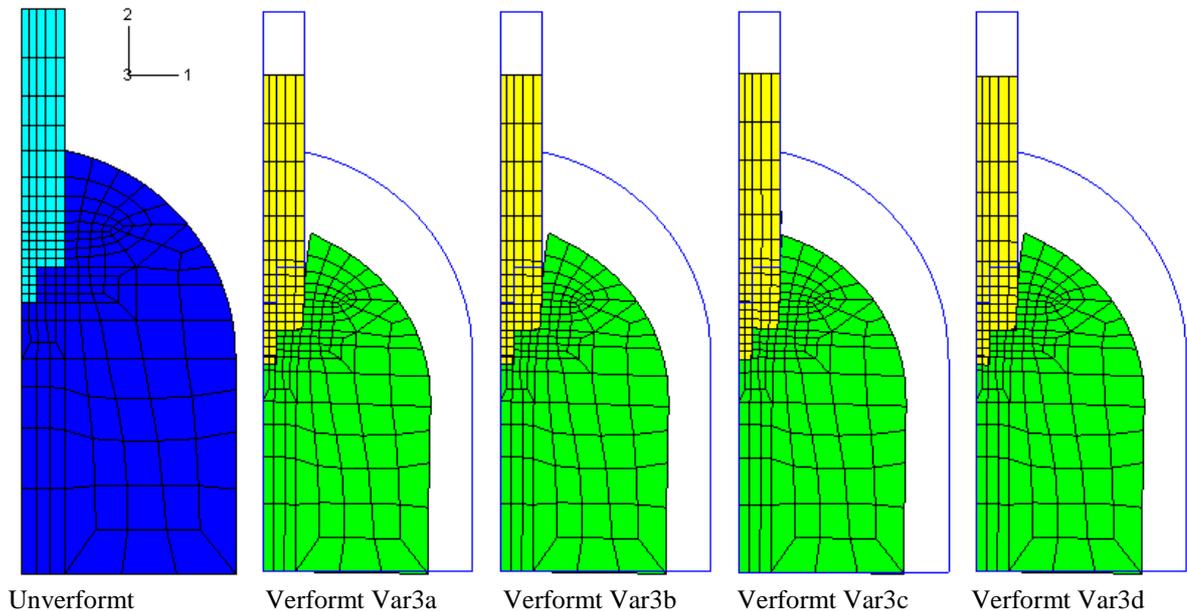


Bild 4.28 Verformung (400-fach), von links nach rechts: in Variante 3a bis Variante 3d

Es ist ersichtlich, dass sich die Fuge in diesem Einzelfall c weniger stark öffnet, obwohl die Trennung zwischen Glas und Beton auch bei diesem Federtyp gewährleistet ist. Hier stellt sich die Frage, ob das Modell korrekt gebaut worden ist. Andererseits wurde bereits in der Untersuchung in [27], entgegen den Erwartungen beobachtet, dass zum Teil die schwächste Stelle in der Verbindung nicht die Kontaktfläche zwischen Glas und Beton war, sondern der verankerte Glassteg am Rande der Betonummantelung. Im Bild 4.22, Bild 4.23 und Bild 4.24 für die Variante 1c, 2c, 3c sind die im Vergleich zu anderen Varianten erhöhten Spannungen im Bereich des Glassteges (auf der Höhe der Einbindung, wo die Betonummantelung oben endet) zu erkennen. Weil in [27] festgestellt wurde, dass die Verbindung zwischen mit Emaille vorbehandelten Glasscheiben und Beton fester sein kann, als der Glassteg im Bereich der Einbindung in den Beton ist, wurde der Ursache dieser Spannungserhöhung nicht weiter nachgegangen. Vorausgesetzt, dass die Modelle der Serie c korrekt sind, kann angenommen werden, dass die in Versuchen (Serie 2 aus [27]) tatsächlich vorkommenden Bruchspannungen im Glas hier in der FE-Simulation vorliegen.

Die detaillierten Ergebnisse der maximalen Zugspannungen im Beton und Druckspannungen im Glas an der Höhe des Übergangs zwischen Beton und Glas  $Y$  sind in der Tabelle 4.4, Tabelle 4.5 und Tabelle 4.6 zusammengestellt. Die Höhe  $Y$  ergibt sich als Differenz zwischen der Betonhöhe  $H$  und der Einbindetiefe des Glasrandes  $h$ .

Die Relevanz dieser Untersuchungen liegt vor allem in der Erkennung der Einflüsse für die Entstehung der Klemmspannungen im Glas-Beton-Verbund und in der Festlegung seiner Verteilung. Es war zu erwarten, dass die Steigerung der Zugfestigkeit des Betons ein An-

wachsen der Klemmkraft mit sich bringt. Aus diesem Grund werden die Zugspannungen im Beton näher betrachtet.

Tabelle 4.4 Druckspannungen im Glas und Zugspannungen im Beton [ $\text{N}/\text{mm}^2$ ] in  $Y=87\text{mm}$  in Schnitt 1-1

	Materialmodell	Federbildung			
		a	b	c	d
Glas	1	-36,6981	-36,4546	-22,9033	-14,3298
	2	-32,0116	-31,9859	-20,0221	-11,5550
	3	-29,4140	-29,4282	-19,9834	-11,5876
Beton	1	27,9219	27,7835	15,6611	24,2136
	2	5,3049	5,3139	12,3264	3,0283
	3	3,6854	3,6833	11,4706	4,3156

Tabelle 4.5 Druckspannungen im Glas und Zugspannungen im Beton [ $\text{N}/\text{mm}^2$ ] in  $Y=77\text{mm}$  in Schnitt 2-2

	Materialmodell	Federbildung			
		a	b	c	d
Glas	1	-11,2191	-11,2312	-15,0568	-11,4380
	2	-14,7178	-14,7174	-14,1839	-14,1297
	3	-9,1386	-9,1414	-14,3722	-9,5150
Beton	1	18,8056	18,7990	16,7494	18,6533
	2	14,1442	14,1400	12,1656	13,5178
	3	15,1267	15,1227	11,3098	14,9674

Tabelle 4.6 Druckspannungen im Glas und Zugspannungen im Beton [ $\text{N}/\text{mm}^2$ ] in  $Y=77\text{mm}$  in Schnitt 3-3

	Materialmodell	Federbildung			
		a	b	c	d
Glas	1	-2,4336	-2,4532	-2,4527	-2,6715
	2	-1,7046	-1,7145	-7,6081	-2,1537
	3	-2,0012	-2,0201	-7,6279	-2,4682
Beton	1	11,2038	11,1944	6,9344	10,8216
	2	6,5300	6,5205	7,7887	6,0158
	3	9,0547	9,0415	7,6781	8,5189

Im Folgenden werden die Spannungen im Beton in Schnitt 1-1 (in der Kontaktebene zwischen Außenglas und Beton) analysiert. Wie in der Tabelle 4.4 eingetragen, erreichen diese Zugspannungen in der Variante 1d, d. h. für ein linear-elastisches Materialmodell für Beton, ohne Feder an den Ecken, maximal ca.  $24,2 \text{ N}/\text{mm}^2$ . In der Variante 2d reduziert sich die Spannung infolge Rissbildung auf ca.  $3,0 \text{ N}/\text{mm}^2$ . In Variante 3d, welcher der Realität am ehesten entspricht, liegt das Ergebnis bei  $4,3 \text{ N}/\text{mm}^2$ . Zum Vergleich liegt die Zugfestigkeit des Betons UHPC 130 bei  $12 \text{ N}/\text{mm}^2$  und von Ductal<sup>®</sup> bei  $40 \text{ N}/\text{mm}^2$  (Tabelle 3.1).

Im Weiteren wird die Variante 3d, d. h. ein nichtlinear-elastisches Materialmodell für Beton, ohne Feder an den Ecken, in Betracht gezogen. Es werden die Spannungen im Beton im Schnitt 2-2 (in der Symmetrieachse des Balkens) und im Schnitt 3-3 (in der Kontaktebene zwischen Innenglas und Beton) verglichen. Die maximale Zugspannung im Beton beträgt im Schnitt 2-2 ca.  $15,0 \text{ N}/\text{mm}^2$  und im Schnitt 3-3 ca.  $8,5 \text{ N}/\text{mm}^2$ . Größere Werte dieser Beton-

zugspannungen im Vergleich zum Schnitt 1-1 scheinen durch den tieferen Einschnitt der Mittelscheibe des Glasstegs in den Gurt verursacht zu werden.

Als nächstes werden die Klemmspannungen an der Glasoberfläche untersucht. Im Bild 4.27 und Tabelle 4.6 ist deutlich zu erkennen, dass an der Oberfläche der Mittelscheibe (im Schnitt 3-3) nur geringe maximale Normalspannungen von ca.  $2,7 \text{ N/mm}^2$  für ein linear-elastisches Materialmodell für Beton und von  $2,5 \text{ N/mm}^2$  für ein nichtlinear-elastisches Materialmodell für Beton (nicht-lineares Materialverhalten mit Rissbildung und Schädigung) vorliegen. Nur in diesem Einzelfall c unterscheiden sich die Ergebnisse von denen aus der Varianten a, b und d und erreichen dreifach so hohe maximale Druckspannungen von ca.  $7,6 \text{ N/mm}^2$ .

Die gewonnenen Ergebnisse erlauben eine Beurteilung der Normalspannungen in der Kontaktfläche zwischen Glas und Beton. Die Größen der Spannungen sind in der vorliegenden Arbeit und in der Arbeit von Freytag vergleichbar klein. Wie folgt, kann eine bezogene Klemmkraft aus dem Integral der Druckspannungen pro Einheitshöhe berechnet werden:

$$\int \sigma_{11} dh \quad (4.18)$$

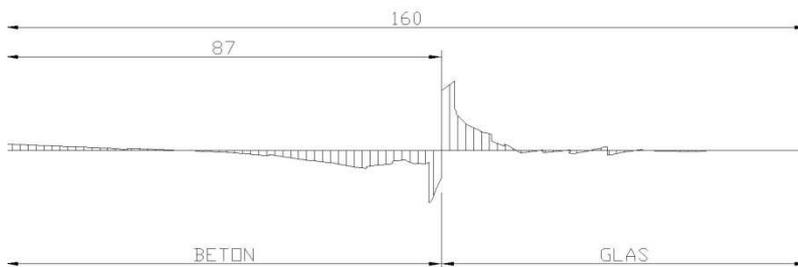


Bild 4.29 Beispielhafte Verteilung der Normalspannungen  $\sigma_{11}$  im untersuchten Verbundquerschnitt

Die bezogene Klemmkraft beträgt an der Oberfläche der Außenscheibe (in Schnitt 1-1)  $74,6 \text{ N/mm}$  und an der Oberfläche der Innenscheibe (in Schnitt 3-3)  $3,6 \text{ N/mm}$ . Im Vergleich zur Arbeit von Freytag ergaben sich entsprechend die Ergebnisse von  $74 \text{ N/mm}$  und  $10 \text{ N/mm}$ . Die bezogene Klemmkraft auf der Innenfläche der Außenscheiben hat einen höheren Wert als jene auf der Außenfläche der Mittelscheibe. Das bedeutet, dass die Änderung der Nutausbildung im Beton keine Verbesserung der Klemmkraft bringt (vgl. Bild 4.30).

Diese obigen FE-Analysen deuten daraufhin, dass unabhängig von der Nutausbildung im Beton nur ein Teil der Glasfläche geklemmt wird. Die Bestimmung des Anteils des geklemmten Glasrandes an der gesamten Einbindetiefe wird anhand weiterer FE-Simulationen erfolgen. Zusätzlich geht aus den Untersuchungen hervor, dass die Verteilung der Spannungen in der Fuge nichtlinear verläuft. Die FEM-Analysen auf Basis von Daten aus experimentellen Untersuchungen sollen eine Antwort auf die Frage nach einer Spannungsverteilung in der Glas-Beton-Fuge geben.

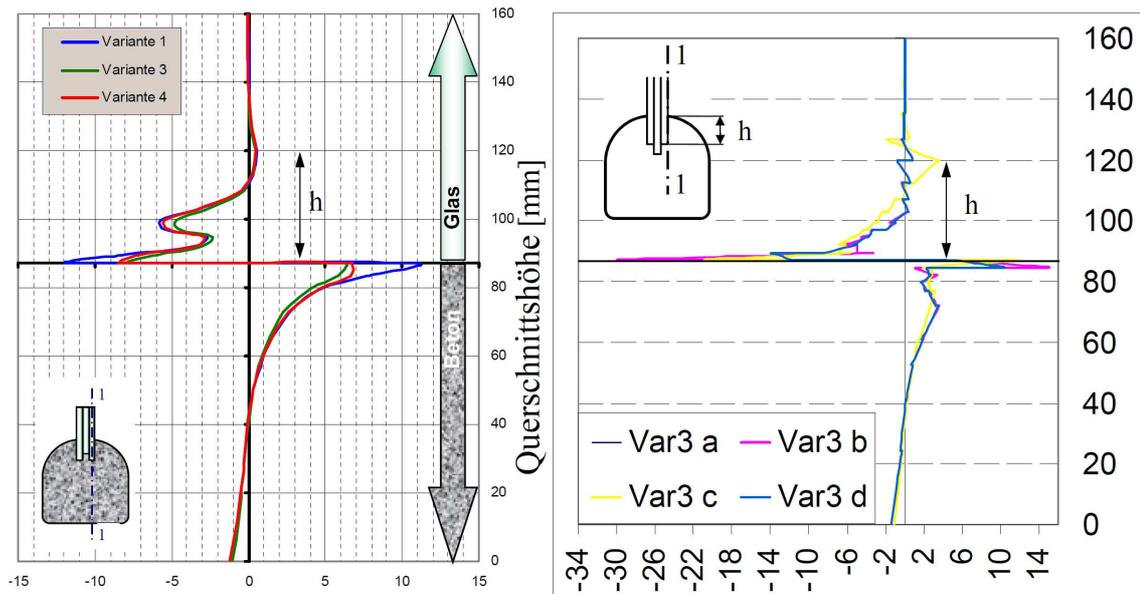


Bild 4.30 Vergleich der Normalspannungen  $\sigma_{11}$  [ $\text{N}/\text{mm}^2$ ] im Schnitt 1-1 für zwei unterschiedliche Nutausbildungen (mit resultierender bezogener Klemmkraft von  $74 \text{ N}/\text{mm}$ )

#### 4.5.6 Erkenntnisse aus Untersuchungen an Übungsmodellen unter Verwendung von kohäsiven Elementen

Erste Erkenntnisse über eine Simulation der Delaminationsvorgänge unter Verwendung von kohäsiven Elementen resultieren aus Belastungstests an FE-Modellen, die für die Elementüberprüfung erstellt wurden. Die Bruchmechanik unterscheidet je nach der Beanspruchungsart des Festkörpers drei verschiedene Arten der Fugenöffnung (Spaltbruch, Gleitbruch, Torsionsbruch). Diese Delaminationsarten werden in der Bruchmechanik in die Modi I, II und III unterteilt. Der Modus I beschreibt eine (zur horizontalen  $xy$ -Ebene symmetrische) Rissöffnung, die typisch für eine Zugbelastung ist. Bei einer ebenen Schubbelastung tritt der Modus II auf, der sich durch eine relative Verschiebung der Fugenufer in  $x$ -Richtung äußert. Im Fall der nicht ebenen Schubbeanspruchung öffnet sich der Riss im Modus III. Dieser Fall stellt eine relative Verschiebung der Fugenufer in  $y$ -Richtung tangential zur Rissfront dar. Unter Druckbeanspruchung durchlaufen die Fugen keinen Delaminationsprozess.

Die Modelle sind dreidimensional erstellt. Die Spannungen und Dehnungen in Kohäsiv-elementen sind an lokale Koordinatenachsen gekoppelt (Bild 4.31). Die globale und die lokale Achse 1 stimmen überein. Im Gegensatz dazu stimmen Achse 2 und Achse 3 nicht überein. Die lokale Achse 3 ist gleich der Achse 2 im globalen System. Die lokale Achse 2 liegt parallel zu der globalen Achse 3, in entgegengesetzter Richtung. Auf diese Weise geht die Achsennummerierung in beiden Systemen entgegen dem Uhrzeigersinn.

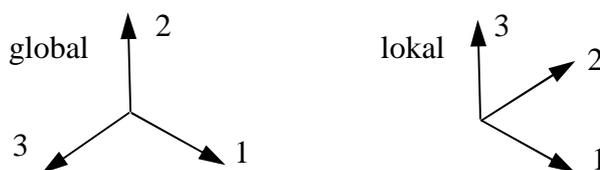


Bild 4.31 Koordinatensysteme: global und lokal

Im Folgenden werden die Erkenntnisse aus den Untersuchungen am Übungsmodell Nr. 3 (siehe Kapitel 4.5.3) dargestellt.

Die Degradierung der kohäsiven Elemente beginnt bei Erreichen ihrer maximalen Festigkeiten ( $n$ ,  $t_1$ ,  $t_2$ ) oder der Summe der Festigkeits-Quadrate (Kriterium *MAXS* oder *QUADS*) bzw. der maximalen Dehnungen  $\varepsilon$  oder der Summe der Dehnungs-Quadrate (Kriterium *MAXE* oder *QUADE*). In dem Moment, in welchem das kohäsive Element versagt, wird es aus dem System entfernt.

Für die Berechnungskontrolle wurden in erster Linie die geometrischen Angaben geprüft und danach die Auflagerkräfte und Kräfte in der Kontaktfuge kontrolliert.

Der Körper wird der Schubbelastung in Richtung 1 in Form *boundary conditions* ( $U1=1$  cm) ausgesetzt (Bild 4.32).

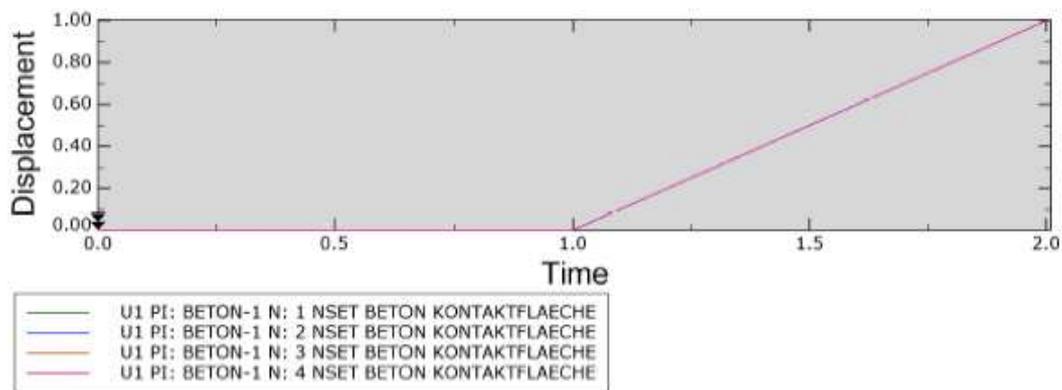


Bild 4.32 Übungsmodell Nr. 3: Verschiebung (*boundry conditions BC*)

Die Reibung beginnt zu wirken, wenn die Flächen in Berührung kommen, d. h. wenn  $COPEN = 0$ . Am Anfang ist die Kontaktfuge so breit wie die Dicke der verwendeten kohäsiven Elemente d.h 0,001 cm (Bild 4.33):

$$COPEN = U3 = \text{Kleberdicke} = 1e-3 \text{ cm.}$$

Gleich nach der Einführung der Belastung schließt sich die Fuge und  $COPEN = 0$ .

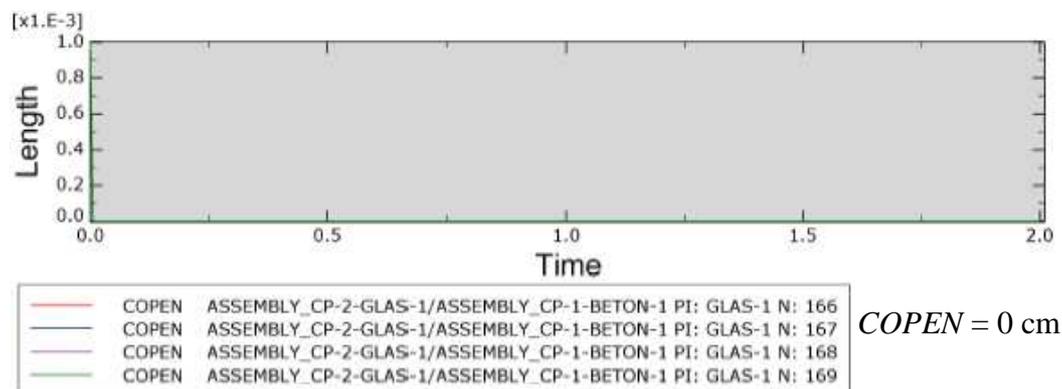


Bild 4.33 Übungsmodell Nr. 3: Kontaktöffnung  $COPEN$  in [cm]

Die Größe der Kontaktfläche beträgt zu Beginn der Simulation (Bild 4.34):

$$CAREA = A = 10 \cdot 10 = 100 \text{ cm}^2.$$

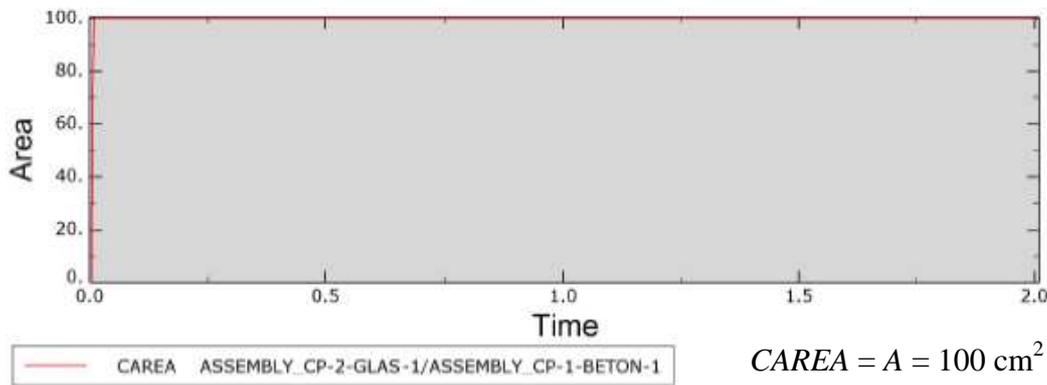


Bild 4.34 Übungsmodell Nr. 3: Kontaktfläche  $CAREA$  in  $[cm^2]$

Mit Hilfe nachstehender Bilder: Bild 4.35, Bild 4.36 und Bild 4.37, können folgende Ergebnisse geprüft werden: Reaktionskräfte am Auflager, Schub- und Normalkraft, sowie Spannungen in der Kontaktfuge.

Auf Kontaktfläche  $A$  zwischen Glas und Beton wurde zunächst eine gleichmäßig verteilte Pressung  $p = 8e-4 \text{ kN/cm}^2$  aufgebracht. Die Druckkraft normal zur Kontaktfläche (in Richtung 3), erreicht in *step1* infolge dieser Belastung  $p$  ihren maximalen Wert von:

$$CFN3 = p \cdot A = 0,0008 \text{ kN/cm}^2 \cdot 100\text{cm}^2 = 0,080 \text{ kN} = RF3.$$

Die Belastung in *step2* wurde in Form von gegenseitiger Verschiebung der Würfel (*boundary condition*  $U1=1\text{cm}$ ) eingeleitet. Nachdem sich die Fuge schließt und die Oberflächen der beiden Würfel in Berührung kommen, beginnt die Reibung zu wirken. Die Reibungskraft  $CFS1$  in der Fuge beträgt maximal:

$$CFS1 = CFN3 \cdot \mu = 0,080 \cdot 0,4 = 0,032 \text{ kN},$$

mit

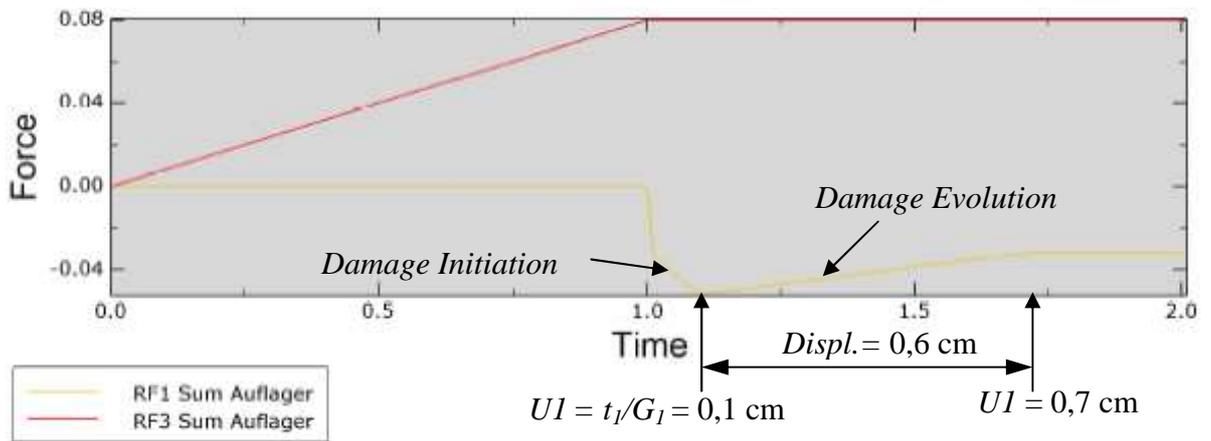
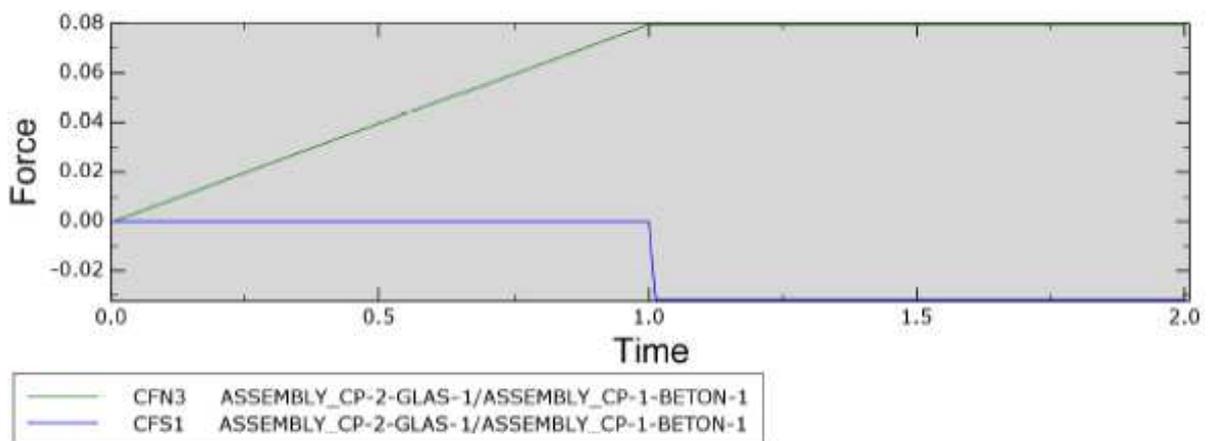
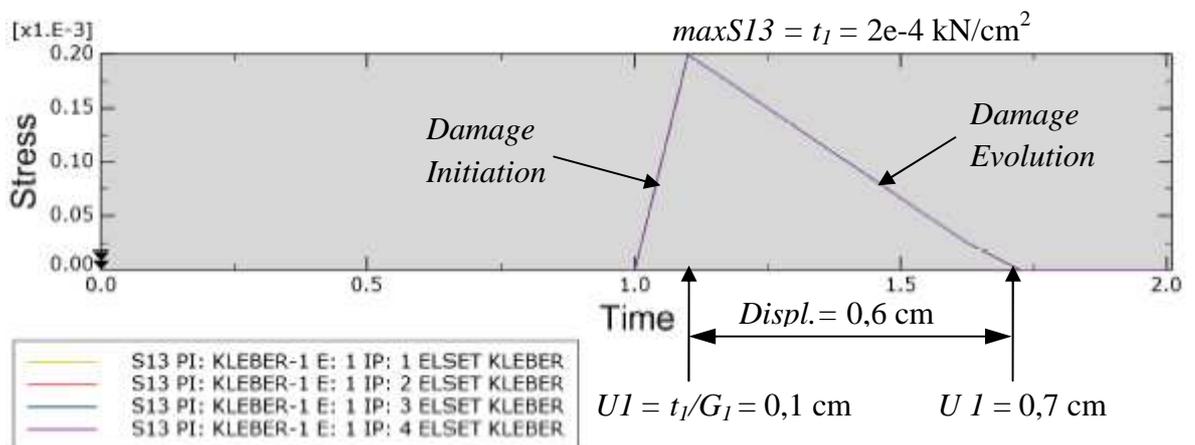
$\mu$  – Reibungskoeffizient.

Die gesamte Schubkraft in der Fuge zwischen zwei Würfeln besteht aus zwei Anteilen: aus dem Anteil der Kontaktwechselwirkung (hier: Reibung) und aus dem Schubanteil der adhäsiven Kräfte. Entgegen dieser Schubkraft wirkt die Reaktionskraft  $RF1$  von maximal:

$$RF1 = CFS1 + (t_1 \cdot A) = 0,0032 + 0,0002 \cdot 100 = 0,052 \text{ kN},$$

wobei  $t_1 (= t_s^0)$  die Festigkeit im Modus II (vgl. Bild 4.2) und  $A$  die Kontaktfläche ist.

Mit der Belastung nimmt die Ausnutzung von kohäsiven Elementen zu. Die Spannungen steigen und das Kriterium der maximalen Spannungen  $MAXSCRT$  vergrößert sich von 0 auf 1. Nach Erreichen der eigenen Tragfähigkeit versagen die Kohäsivelemente nacheinander,  $SDEG$  steigt von 0 auf 1 und  $STATUS$  fällt von 1 auf 0. Die Reaktionskraft fällt nach Versagen der kohäsiven Elemente um den Wert seiner gesamten Tragfähigkeit ab. Ab diesem Moment kann eine weitere Belastung nur über die Reibung übernommen werden.

Bild 4.35 Übungsmodell Nr. 3: Reaktionskräfte:  $RF1$  und  $RF3$  in [kN]Bild 4.36 Übungsmodell Nr. 3: Normalkraft und Schubkraft in der Kontaktfläche:  $CFN3$  und  $CFS1$  in [kN]Bild 4.37 Übungsmodell Nr. 3: Membranspannungen  $S13$  in der kohäsiven Zone in [kN/cm<sup>2</sup>]

Im Bild 4.38 ist die Erfüllung des Kriteriums der maximalen Spannungen  $MAXSCRT$  ersichtlich. Nachdem die relative Verschiebung  $\delta$  zwischen Fugenufer den Grenzwert von  $\delta^0 = 0,1$  cm und die Membranspannung der kohäsiven Elemente ihren Maximalwert  $t_I (= t_s^0)$  erreichen, wird das Kriterium für Schädigungsinitiierung erfüllt. Danach bestimmt die Funk-

tion der Schädigungsentwicklung (vgl. Bild 4.2 und Bild 4.37) den weiteren Ablöseprozess der beiden Körper voneinander. Die Veränderung des Degradationsgrads der kohäsiven Elemente *SDEG* ist dem Bild 4.39 zu entnehmen. Die Zerstörung der Elemente findet bei der relativen Verschiebung der Fugenufer von  $\delta^f = UI = 0,1+0,6 = 0,7$  cm statt.

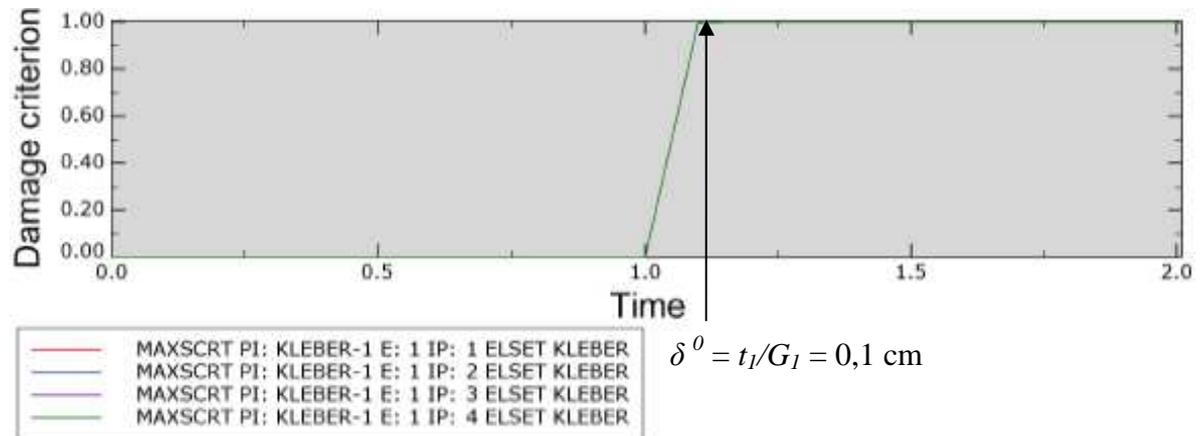


Bild 4.38 Übungsmodell Nr. 3: Erfüllung des Kriteriums der maximalen Spannungen *MAXSCRT*

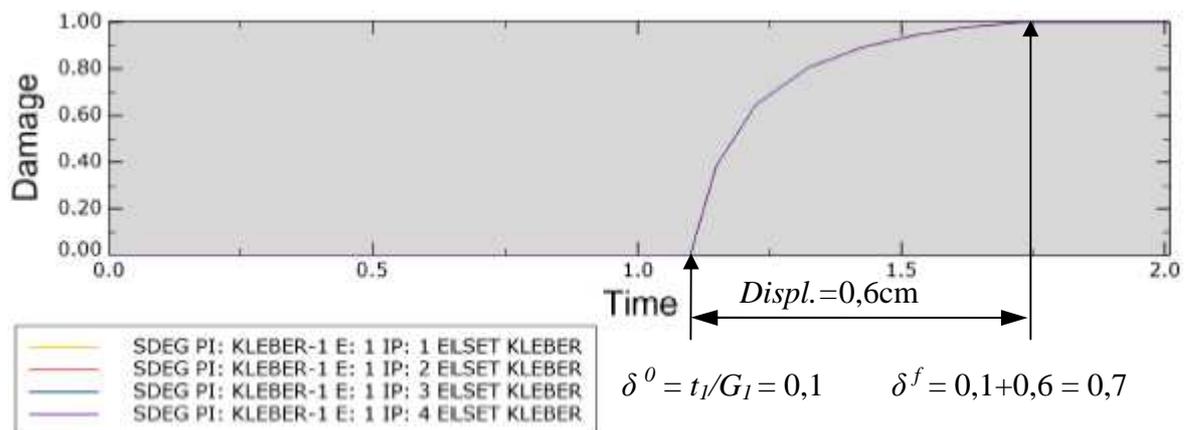
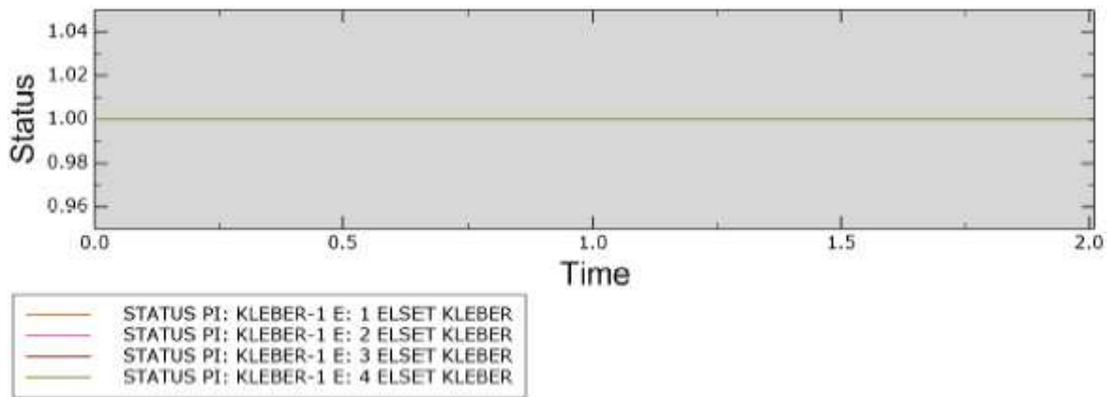


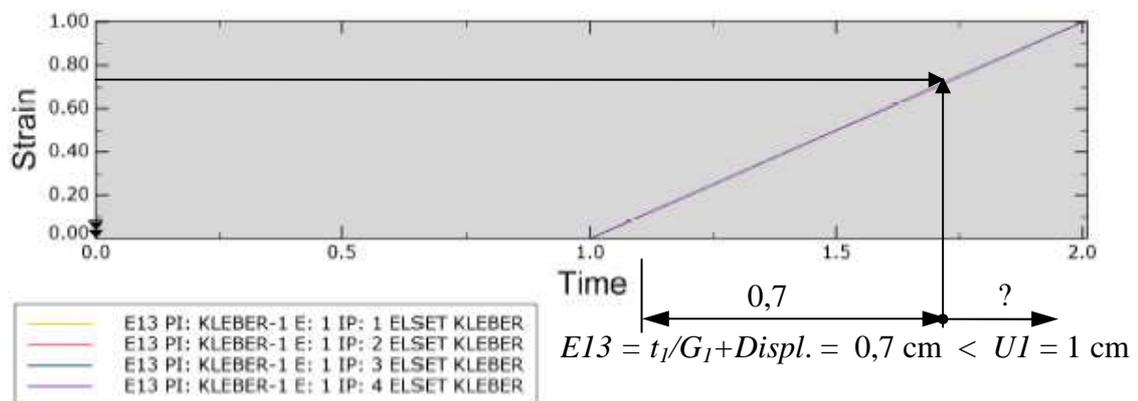
Bild 4.39 Übungsmodell Nr. 3: Degradationsgrad der kohäsiven Elemente *SDEG*

Bild 4.40 stellt den *STATUS* der kohäsiven Elemente dar. Hier zeigt sich fälschlicherweise, dass der *STATUS* immer beim Ausgangswert von 1 bleibt, was bedeuten könnte, dass die Elemente dem Schädigungsprozess nicht unterlagen. Das Erreichen der relativen Verschiebung zwischen Fugenufer von  $\delta^0 = 0,1$  cm initiiert den Schädigungsvorgang. Während die relative Verschiebung fortschreitet, sollte sich der *STATUS* verändern. Sein Wert sollte sich reduzieren und nach dem Versagen der adhäsiven Zone (d. h. bei  $t_s^f = 0$  und  $\delta^f = 0,7$  cm) bei 0 liegen.

Der Grund für diesen Fehler könnte sein, dass die *cohesive elements* in Abaqus unter Druckbeanspruchung keinen Schädigungsprozess durchlaufen sollen und deswegen aus dem Modell nicht gelöscht werden.

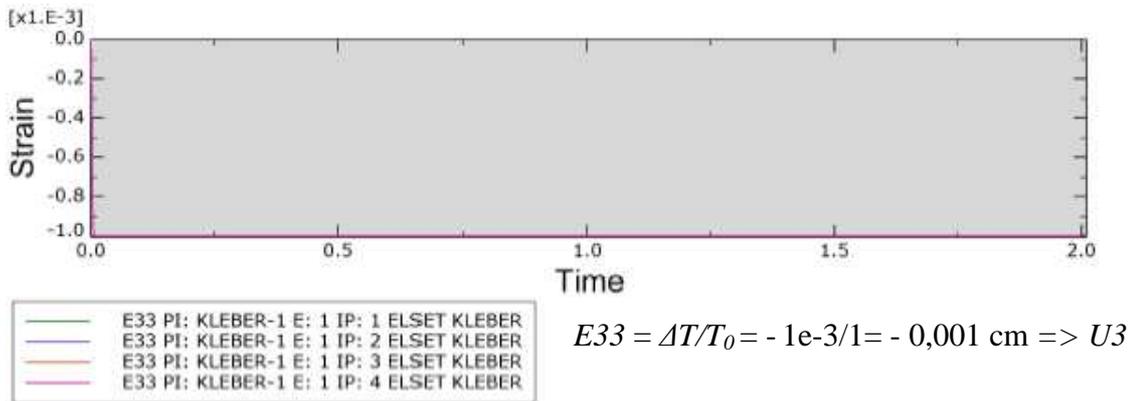
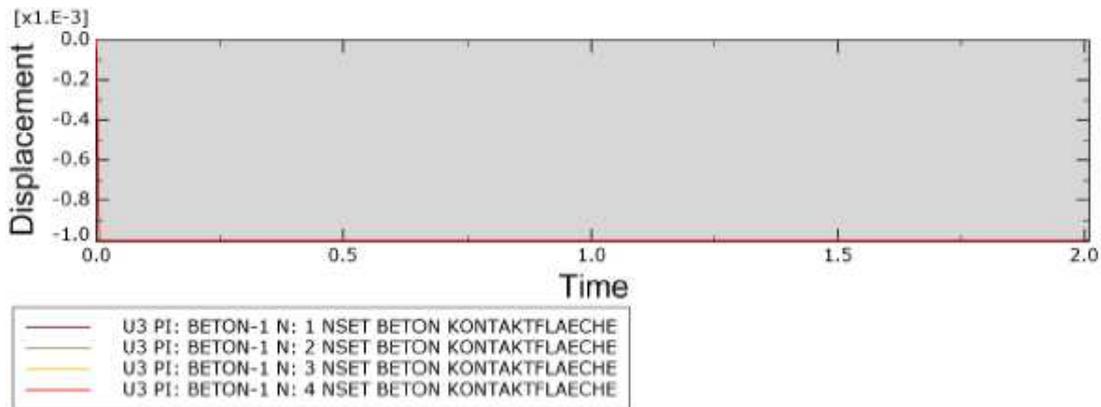
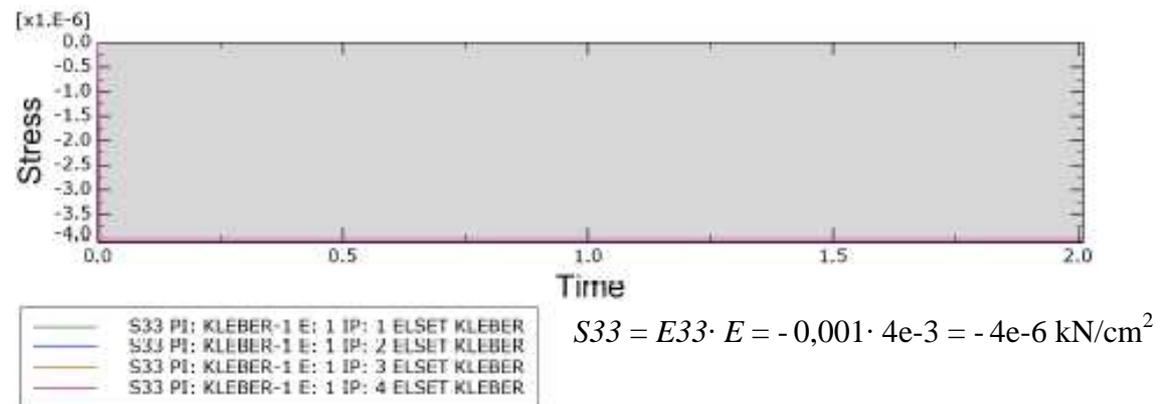
Bild 4.40 Übungsmodell Nr. 3: *STATUS* der kohäsiven Elemente

Unbestimmt ist außerdem die Größe der Dehnung des kohäsiven Elements *E13*, die maximal  $t_1/(G_1\text{-Modul}) + Displacement = 0,1 + 0,6 = 0,7$  cm betragen sollte (Bild 4.41). Nachdem die Fugenufer nach dem Versagen der Kohäsivelemente sich weiter gegeneinander verschieben und die relative Verschiebung  $> 0,7$  cm beträgt, sollten die Kohäsivelemente aus dem Modell gelöscht werden. Dies findet nicht statt, da *STATUS*  $> 0$ . Die Dehnung *E13* beträgt am Berechnungsende (Schrittende) 1 cm. Dies entspricht der Verschiebung  $UI = 1$  cm (*boundary condition*). Wie vorher erwähnt, kann der Grund dafür sein, dass die *cohesive elements* in Abaqus unter Druckbeanspruchung keinen Schädigungsprozess durchlaufen.

Bild 4.41 Übungsmodell Nr. 3: Dehnungen *E13*/Verschiebungen in [cm]

Im Bild 4.42 und Bild 4.43 sind die Verformungen des kohäsiven Elements unter Druckbeanspruchung zu sehen. Dem Verformungszustand entsprechende Spannungen sind im Bild 4.44 dargestellt.

In berechneten Modellen wurde für die adhäsive Zone kein *continuum* Material genommen. Diese Option ist zwar möglich, jedoch nur in Simulationen mit wirklichen Kleberschichten sinnvoll. Stattdessen wurde für die *cohesive elements* ein Übertragungs-Typ *traction separation* gewählt. Mit dieser Wahl ist die anfängliche Elementdicke von 1 festgelegt. Folglich sind die Dehnungen  $\varepsilon$  in Richtung normal zur Fläche gleich groß wie die Verschiebungen (vgl. Gl.(4.4), Bild 4.42 und Bild 4.43).

Bild 4.42 Übungsmodell Nr. 3: Dehnungen  $E33$ /Verschiebungen in [cm]Bild 4.43 Übungsmodell Nr. 3: Verschiebung  $U3$  in [cm]Bild 4.44 Übungsmodell Nr. 3: Spannung  $S33$  in [kN/cm<sup>2</sup>]

Entsprechend der Gleichung (4.4) wird der Wert des E-Moduls in Modus I dem Einheitssystem angepasst, weil im Modell (für den Übertragungs-Typ *traction separation*) eine Größe, die Dicke, nicht berücksichtigt wird. Je nach verwendetem Einheitssystem kann die Anfangsdicke  $T_0=1$  ein 1 cm oder 1 m bedeuten. Da das Programm Abaqus mit dem Wert 1 arbeitet, ist das E-Modul ( $E$ ,  $G_1$ ,  $G_2$ ) mit  $0,01 = 1e-2$  zu korrigieren, um gleiche Ergebnisse aus der Gleichung  $\varepsilon = \sigma/E$  in beiden Einheitssystemen zu erhalten.

Im Folgenden werden die Ergebnisse aus den Untersuchungen am Übungsmodell Nr. 1 (siehe Kapitel 4.5.3) unter Verwendung des internationalen SI Einheitssystems mit den folgenden Basisgrößen: m, N, kg, s, N/m<sup>2</sup> (Pa), J (Nm), kg/m<sup>3</sup>, dargestellt. Die Simulation besteht

aus einem Schritt *step1*. In den Bildern: Bild 4.45, Bild 4.46 und Bild 4.47 sind Dehnungen  $E33$  und Spannungen  $S33$  der kohäsiven Elemente sowie Auflagerkraft  $RF2$  zu sehen.

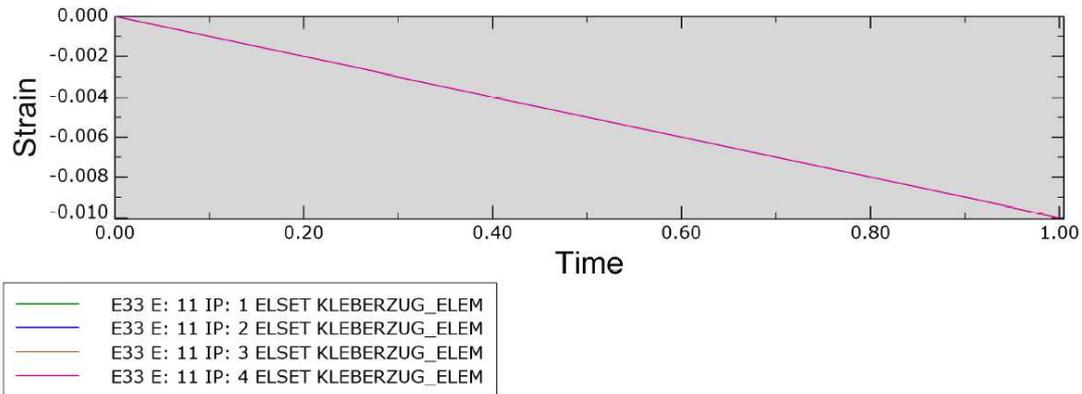


Bild 4.45 Übungsmodell Nr.1: Dehnungen  $E33$ /Verschiebungen in dem kohäsiven Element [m]

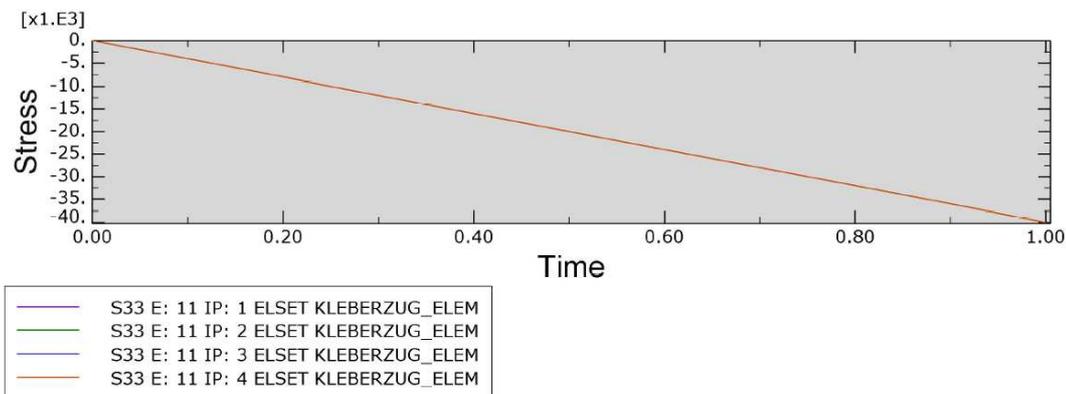


Bild 4.46 Übungsmodell Nr.1: Spannungen  $S33$  in dem kohäsiven Element [ $\text{N/m}^2$ ]

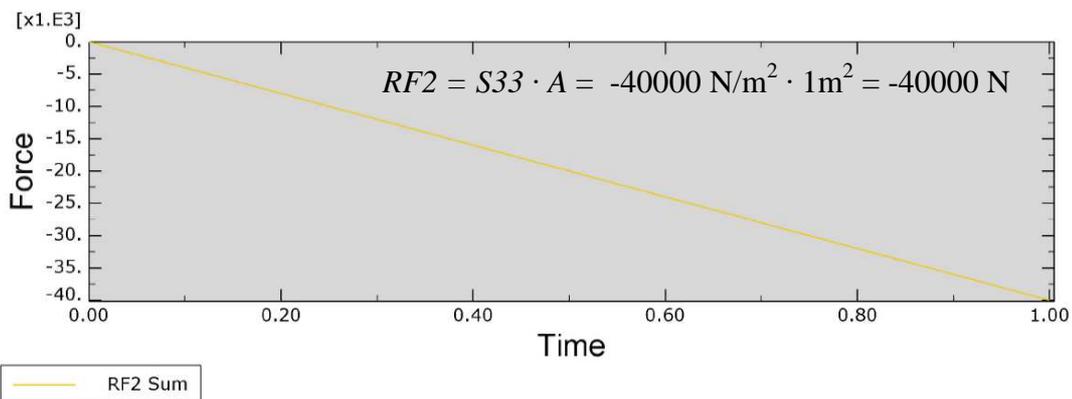


Bild 4.47 Übungsmodell Nr.1: Reaktionskraft am Auflager  $RF2$  [N]

Die Analyse wurde in Abaqus/Standard und Abaqus/Explicit durchgeführt. Die durchgeführten Berechnungen in Abaqus/Explicit brachten gute Ergebnisse für Modelle mit separater Wirkungsmechanismen wie z. B. mit Kontakt-Wechselwirkung (d. h. für die Reibung) oder bei einzelnen Belastungen der kohäsiven Elemente auf Zug ( $n$ ), Schub1 ( $s$ ) und Schub2 ( $t$ ). Bei der Kombination aus zwei Mechanismen, d. h. aus Haftung und Reibung ist die Beurteilung der universellen Belastungszeit schwierig. Die Tests, in welchen nur Reibungs-

kräfte wirken, sowie die Tests in welchen nur die Wirkung der kohäsiven Elemente aktiv ist, brachten beste Ergebnisse bei Belastungszeiten von unterschiedlicher Größe.

Weil es zu keinen Konvergenzschwierigkeiten und falschen Ergebnissen aus Berechnungen in Abaqus/Standard kommt, scheinen weitere Analysen in Abaqus/Explicit nicht notwendig zu sein. Erstes Kriterium, ob die Ergebnisse aus der *implicit* Analyse (Abaqus/Standard) richtig sind, ist die Beurteilung der Stabilisierungsenergie *ALLSD* und der kinetischen Energie *ALLKE*. In einer statischen Analyse beträgt *ALLKE* = 0 und für die Elementstabilisierung wird keine Energie verbraucht *ALLSD* = 0 (Bild 4.48).

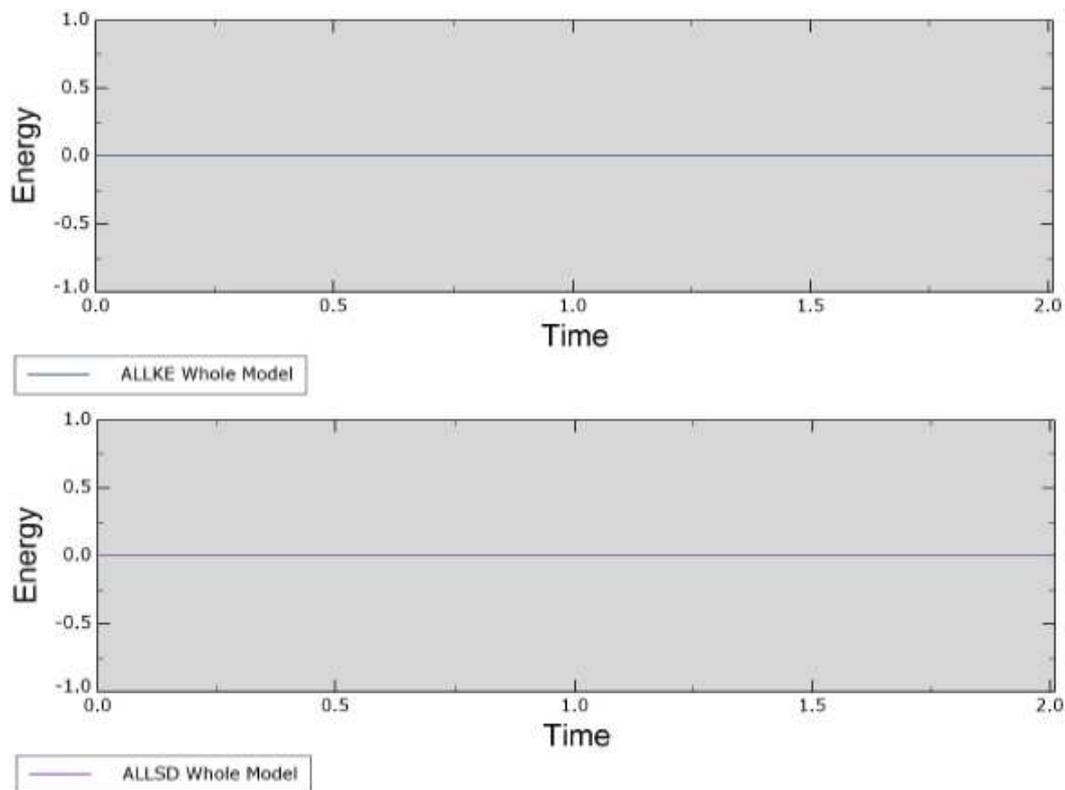


Bild 4.48 Übungsmodell Nr. 3: Stabilisierungs-Energie *ALLSD* und kinetischer Energie *ALLKE* in [kN/cm]

Bei der Modellierung der Kontaktzonen mit Adhäsion oder Klebfugen sind sehr dichte Netze erforderlich, da die geringe Dicke einer Adhäsionsschicht als Kohäsivelemente im Vergleich zur übrigen Struktur gering bleibt.

Der Einfluss der Elementgröße und Elementtypen wurde untersucht. Zur Anwendung kamen alle drei Elementtypen bei verschiedenen Netzfeinheiten. Diese Tests wurden am Übungsmodell mit zwei Würfeln und am Modell mit einzelnen kohäsiven Elementen durchgeführt.

Vorweg wurde noch die Verwendung der Abkühlung der Betonelemente als Simulation des Betonschwindens in obigen Modellen geprüft. Im Schritt *step1* stellt sich infolge Betonschwindens der für die Reibung notwendige Druck ein. Die Pressung (Druckkraft *CFN3*) verteilt sich nicht gleichmäßig auf der ganzen Verbundfläche. Auch die Kontaktfläche *CAREA* bleibt nicht beim Ausgangswert stehen, sondern ändert sich im Laufe der Belastung. Ihr Wert ist davon abhängig, inwieweit sich die Kontaktflächen je nach Elementtyp und -größe anpassen bzw. anlegen können.

Die durchgeführten FE-Berechnungen bestätigen, dass die Wahl der Elemente und die Elementgröße für die Simulation der Delaminationsprozesse eine große Rolle spielt. Das nachstehende Bild 4.49 zeigt beispielhaft, wie sich die Elementwahl auf die Ergebnisse auswirken kann. Aus den durchgeführten Untersuchungen folgt, dass durch zu starke Netzverfeinerung bei Elementen vom Typ H = *hexahedra* (Würfel) falsche Ergebnisse gewonnen werden können. Im Gegensatz dazu sollen für die Elemente vom Typ T = *tetrahedra* (Pyramide) und W = *wedge* (Prisma) feinere Netze verwendet werden.

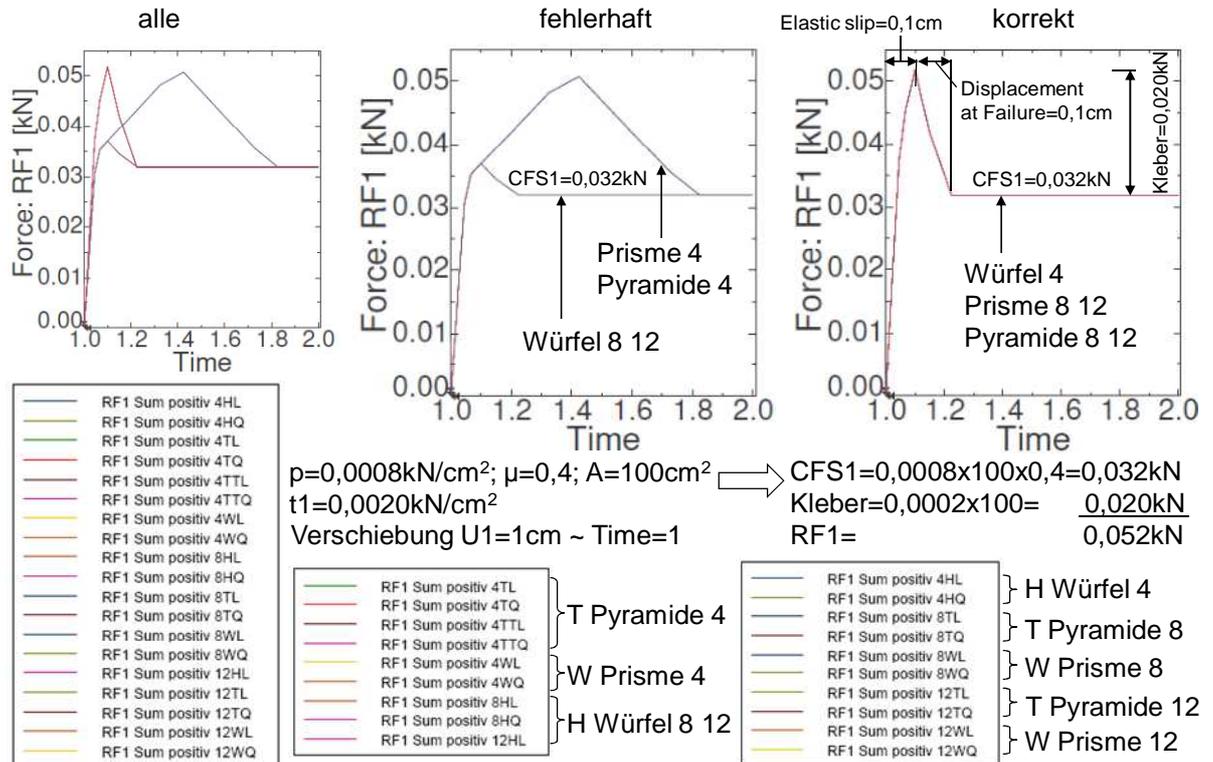


Bild 4.49 Einflüsse auf die Ergebnisse aus der Elementwahl und Netzfeinheit - Reaktionskraft RF1/Verschiebung

Der nächste Schritt in dieser Arbeit ist die Simulation der Laborversuche von Freytag. Mit Hilfe der FE-Analyse sollen die Eigenschaften des Verbundes zwischen Glas-Beton unter kritischen Kräften bestimmt werden.

Danach werden Tests für die Prüfkörper aus den eigenen Laborversuchen durchgeführt. Dabei wird der Einfluss der geometrischen Parameter auf die Verteilung der Verbundspannungen in der Fuge untersucht.

## 4.6 FE – Modelle des experimentellen Tests

### 4.6.1 Elementwahl und Zusammenstellung des FE-Modells

Die Geometrie des FE-Modells wurde entsprechend den experimentellen Vorgaben dreidimensional erstellt. Aus den fertigungsbedingten Abweichungen der realen Probe wurden Durchschnittswerte ermittelt, die anschließend zur Modellierung verwendet wurden. Zur Verkürzung der Rechenzeiten wurde die Modellierung auf einen Teil der Probe begrenzt. Da die Probekörper eine Symmetrie bezüglich zweier senkrechter Achsen aufweisen, reicht es

aus, durch Setzen entsprechender Randbedingungen nur ein Probeviertel zu modellieren. Die Geometrie und Abmessungen des Modells sind dem Bild 4.50 und Bild 4.51 zu entnehmen.

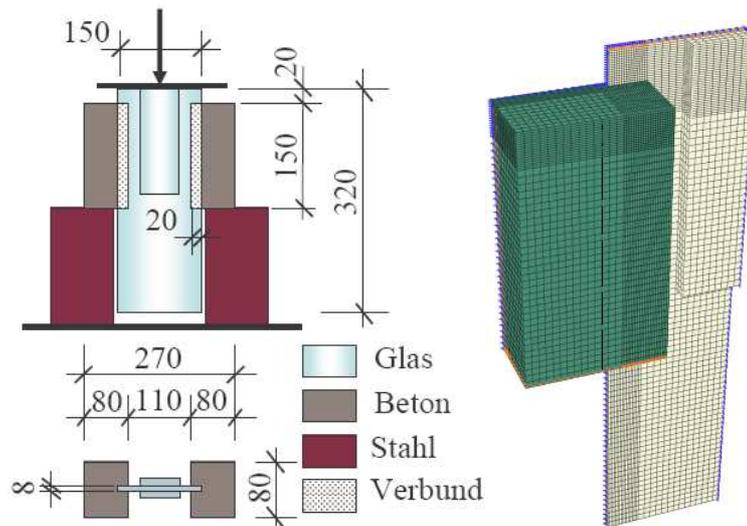


Bild 4.50 Geometrie und Modell der Probekörper aus fremden Versuchen (Laborversuche Freytag)

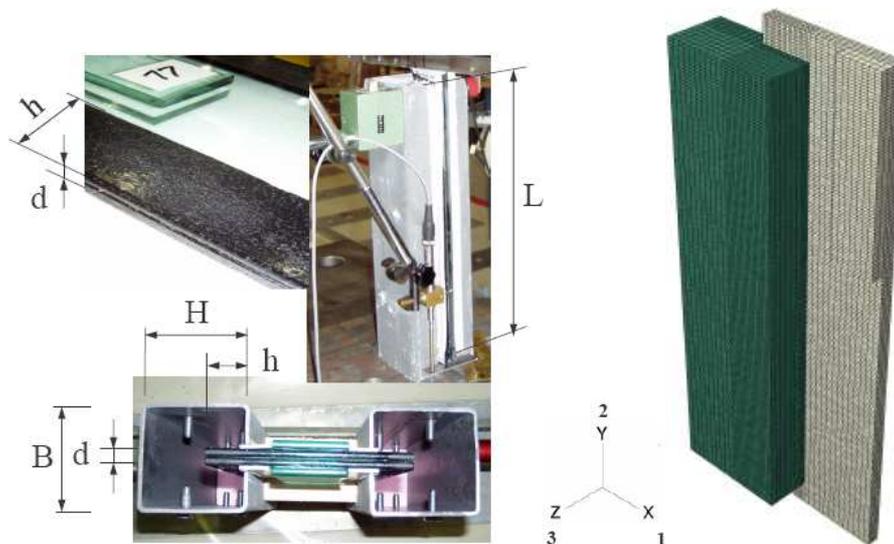


Bild 4.51 Geometrie und Modell der Probekörper aus eigenen Versuchen

Die Versuchsaufbauten wurden dreidimensional unter Anwendung von *3D-solid* Elementen nachgebildet. Diese Kontinuums-Elemente ermöglichen es, alle Normal- und Schubspannungen in dem untersuchten Bereich zu erfassen. Die Definition des Elementtyps beinhaltet die Form des Elementes und die Anzahl der Knoten. Gleichzeitig mit der Auswahl des Elementtyps wird die Ansatzfunktion (Interpolationsfunktion) gewählt.

Zunächst wurde die Anwendung von verschiedenen Elementtypen untersucht. Hierbei wird besonders auf die Zuverlässigkeit der Ergebnisse eingegangen. Für Volumenbauteile wurden letztendlich achtknotige *solid elements* vom Typ H (Würfel) gewählt:

\*Element, type=C3D8R.

Die Grenzfläche zwischen zwei Körpern (siehe Kapitel 2.2.1) wurde mittels *cohesive elements* nachgebildet. In den 3D-Modellen fand folgender Elementtyp Anwendung:

\*Element, type=COH3D8.

Die kohäsiven Elemente beinhalten, ähnlich wie Kontinuums-Elemente, acht Knoten.

Für die Verbundbauteile aus Beton und Glas wurden *solid elements* und für die adhäsive Zone (im Modell als „Adhäsion“ bezeichnet) *cohesive elements* verwendet. Als Übertragungstyp entschied sich die Verfasserin für die Anwendung von *continuum* Material für Glas und Beton und von *traction separation* für die *cohesive elements*.

Beton, Glas und Kohäsivelemente wurden mit Hilfe von *tie constraint* verbunden. Beim Modellbau wurde vorgesehen, dass die Kohäsivelemente nach seiner Zerstörung bei den vollen Degradationen (d. h. bei  $D = 1 = 100\%$ ) automatisch aus dem Modell entfernt werden. Materialmodelle und Arbeitslinien für diese Untersuchungen wurden im Kapitel 4.4 zusammengefasst.

#### 4.6.2 Diskretisierung

Das untersuchte FE-Modell wird vor Durchführung der Berechnung in eine bestimmte Anzahl finiter Elemente unterteilt. Die Berechnungsergebnisse sind dabei von der Diskretisierung stark abhängig (Bild 4.49). Bei Interaktionen von Kontaktflächen und aufgrund der Anwendung von Kohäsivelementen muss der untersuchte Bereich sehr fein zergliedert werden.

Vorweg wird die optimale Anzahl von Elementen im Übergangsbereich zwischen Glas und Beton geprüft. Es wurde bei der Unterteilung vor allem die Einbindetiefe berücksichtigt. Die untersuchte Anzahl von Elementen entlang der Verankerungstiefe lag im Bereich bis zu 28 Elementen. Die Netzerstellung in der Kontaktzone entscheidet über die Netzstruktur für die restlichen Bereiche des Modells. Vor der endgültigen Auswertung der Ergebnisse wurden die Modelle in mehreren Netzfeinheiten untersucht. Hierbei wurde besonders auf die Vorgehensweise und den Aufwand der Simulation eingegangen. Zuletzt wurde die Größe der Elemente in Richtung der Fugenbreite  $h$  auf ca.  $60/28=45/21=30/14=2,14$  mm begrenzt.

#### 4.6.3 Berechnungsablauf und Belastungsgeschichte

Um Reibungskraft zwischen Kontaktflächen der Fuge zu erzielen, muss vorher eine Normalkraft zur Fuge auftreten. Diese Kraft wurde im Schritt 1 (*step1*) in Übungsmodellen als verteilte Druckkraft  $p$  auf der Betonfläche in Richtung 3 eingeführt (Kapitel 4.5.3). In Probekörpermodellen wird, ähnlich wie in Untersuchungen der Klemmkraft (Kapitel 4.5.2), diese Kraft durch das Abkühlen der Betonelemente bewirkt.

Im ersten Berechnungsschritt (*step1*) erfolgen das Schrumpfen des Betons und die Entstehung der Druckspannungen auf die Glasoberfläche in der Kontaktzone. Danach (*step2*) wird der Probekörper durch das Setzen entsprechender Randbedingungen aufgelagert. Nachdem der Anfangsgleichgewichtszustand erreicht ist, beginnt der dritte Berechnungsschritt (*step3*). Im dritten Berechnungsschritt wird eine Deformation in Belastungsrichtung an einem Teil der Probe zugelassen. Die definierten Randbedingungen (Nullverschiebungen) am Auflager des Modells werden beibehalten. Die Probe wird vertikal belastet, d. h. die Glasstirnfläche wird von oben her nach unten über die Berechnungszeit des *steps*'s um einen definierten Wert  $u$  verschoben. Die Belastung wird in Form *boundary conditions* angeführt. Die Verschiebung wird in Richtung Achse 2 eingeleitet.

Die Größe der angewendeten Verschiebung baut sich in Abaqus Standard linear über dem  $step = 1$  auf. Die Inkrementierung verläuft automatisch.

## 4.7 Ergebnisse der Nachrechnung von Versuchen mit der FE-Methode

### 4.7.1 Überblick

Im Folgenden werden Ergebnisse der numerischen Untersuchungen beschrieben. Für die Analysen wurden fremde und eigene Laborversuche herangezogen. Im Bild 4.50 und Bild 4.51 sind die untersuchten Modelle der Glas-Beton-Probekörper dargestellt. Zunächst werden die Auswertungsmethode und danach Ergebnisse der Nachrechnung zusammengefasst.

### 4.7.2 Auswertungsmethode

Zur Gewinnung der realen Kennwerte, die die Festigkeiten des Verbundes und Kontakteigenschaften beschreiben, wurden die experimentellen Ergebnisse aus ausgewählten Versuchsserien in ABAQUS nachgerechnet und die Belastung-Verschiebungskurven aus dem Experiment und aus den Simulationen verglichen.

Die Laborversuche waren so aufgebaut, dass die Beanspruchungsrichtung immer parallel zur Verbundfuge verlief. Bei dieser Beanspruchung wurde das Schubversagen der Grenzschicht zwischen Glas und Beton beobachtet. Die relative Verschiebung der Bauteile gemessen an Probekörpern während des Tests wurde in der FE-Analyse als *boundary conditions* angeführt. Bei zunehmender Verschiebung steigt die Reaktionskraft am Auflager bis zu einem Höchstwert und fällt nach Überschreiten der Fugenfestigkeit ab.

Wie im Kapitel 2 beschrieben, besteht die gesamte Festigkeit der Schubfuge aus mehreren Anteilen: Adhäsion, Reibung und Verzahnung. Diesen Teilfestigkeiten entsprechen im Modell der Tragfähigkeit der kohäsiven Elemente (d. h. der Anteil der Adhäsion) und der Tragfähigkeit des Kontaktes (d. h. der Anteil der Reibung mit Verzahnung).

Um Aussagen über das Schubtragverhalten treffen zu können, werden Spannungen und Verformungen in der Fuge analysiert. Während der Simulation werden für jedes Inkrement die Komponenten des Spannungstensors  $S11$ ,  $S22$ ,  $S33$ ,  $S13$ ,  $S12$ ,  $S23$  und des Verzerrungstensors  $E11$ ,  $E22$ ,  $E33$ ,  $E12$ ,  $E13$ ,  $E23$  im gesamten Modell berechnet und abgespeichert.

Diese Ergebnisse werden vor allem in dem Beanspruchungszustand ausgewertet, in welchem die Reaktionskraft am Auflager (d. h. am festgehaltenen Knoten) ihr Maximum erreicht. Zur Auswertung der Ergebnisse werden die Fugenufer aus Glas und Beton und dazwischen liegende Kohäsivelemente berücksichtigt.

Zu Beginn werden folgende Ergebnisse in die Analyse einbezogen (Bild 4.52):

- Reaktionskraft  $RF2$  an der festgehaltenen Fläche (d. h. am Auflager)
- Verschiebung  $U2$  in Belastungsrichtung entlang der Fuge
- Klemmkraft der Fuge  $CFN3$
- Reibungskraft in der Fuge  $CFS2$
- Adhäsionskraft (Haftung) in der Kontaktfuge (ermittelt aus der Subtraktion  $RF2-CFS2$ )
- Reibungszahl  $\mu$
- die Fläche der geschlossenen (d. h. gedrückten) Fuge  $CAREA$ .

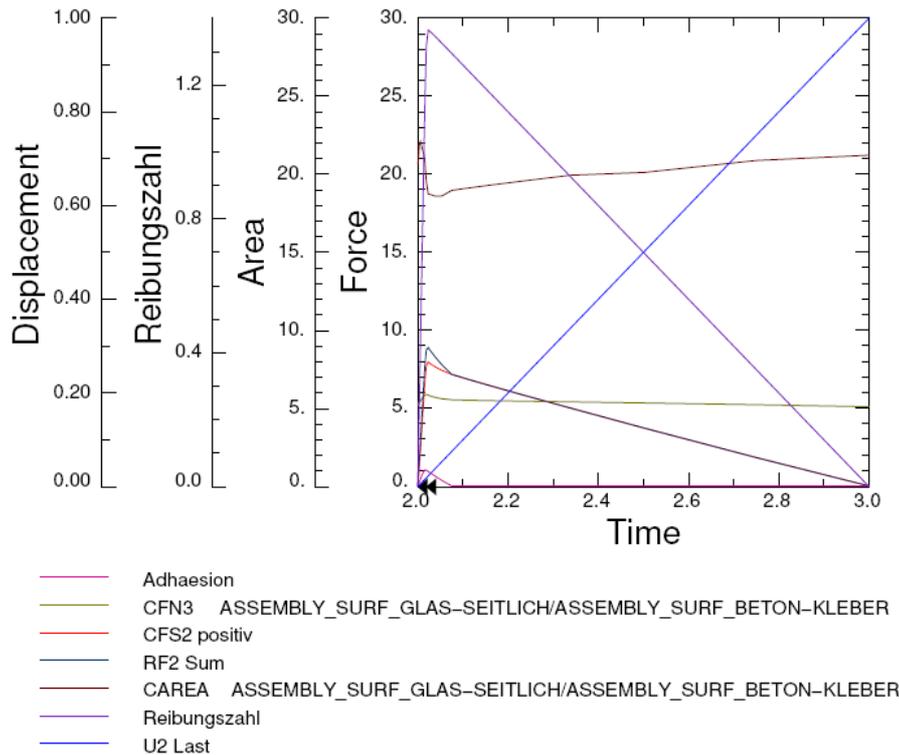


Bild 4.52 Überblick über die *Outputs* aus den Simulationen – Ergebnisse in kN, cm und cm<sup>2</sup>

In den durchgeführten FE-Simulationen ist der Schädigungsverlauf der Verbundfuge zu untersuchen. Dafür sind weitere genauere Auswertungen notwendig, wie:

- Verteilung der Klemmspannungen quer und entlang der Fuge
- Größe der Fugenöffnung  $w$  ( $=COPEN$ )
- Verlauf und Größe der Verbundspannungen über die Fugenlänge  $L$
- Verlauf und Größe der Verbundspannungen über die Fugentiefe  $h$
- die reale (effektive) Einbindetiefe  $h_{real}$  (bzw.  $h_{eff}$ ) (die Breite der unter Druckspannungen verbleibenden Kontaktfläche).

Die Analyse der zweiten Serie (eigene Laborversuche) und ihre Simulation sollen Aussagen über die Einflüsse aus der Geometrie, besonders der Parameter

- Betonquerschnittshöhe  $H$
- Betonquerschnittsbreite  $B$
- Verankerungstiefe des Glases  $h$
- Glasdicke  $d$

ermöglichen.

### 4.7.3 Ergebnisse aus Simulationen an Prüfkörpern aus Fremdversuchen

#### Kraft-Verschiebung-Verläufe

Ziel der numerischen Analysen ist es, den Ablösevorgang von in Beanspruchungsrichtung orientierten Kontaktflächen zu simulieren und entsprechende Schädigungskennwerte zu bestimmen. Zuerst wurden die experimentellen Kraft-Verschiebung-Verläufe annähernd durch die FE-Simulation nachgerechnet.

In der Arbeit von Freytag wurden Verbindungstypen experimentell geprüft, bei welchen die Glasoberflächenvorbereitung vor dem Betonieren eine besondere Rolle spielte (Kapitel 3.2.2). Insgesamt wurden 40 Versuche VK1 bis VK40 durchgeführt (Tabelle 3.3). Aus diesen Versuchen wurden diejenigen für die FE-Analyse gewählt, welche von Freytag als aussagekräftig beurteilt wurden. Die restlichen (nicht aussagekräftigen) Ergebnisse werden nicht mehr ausgewertet.

In den nachstehenden Bildern werden die numerischen und experimentellen Kraft-Verschiebung-Verläufe verglichen. Für die Darstellung der Ergebnisse sind Versuchskörper je nach Behandlungsart der Glasoberfläche und Betonsorte in 14 Gruppen unterteilt:

- Fein sandgestrahlt / HPC 120
- Fein sandgestrahlt / C60
- Grob sandgestrahlt / HPC 100
- Korund-Emailbeschichtung / UHPC 130
- Glasfasergewebe bewehrt / UHPC 130
- Quarzsand geklebt / UHPC 130
- Grob sandgestrahlt / UHPC 130
- Frisch auf frisch Klebung / UHPC 130
- Fein sandgestrahlt, Reinigung mit Biocleaner / UHPC 150
- Korund-Emailbeschichtung / UHPC 150
- Fein sandgestrahlt / Ductal<sup>®</sup> weiß
- Grob sandgestrahlt / Ductal<sup>®</sup> weiß
- Korund-Emailbeschichtung / Ductal<sup>®</sup> G2AF.

Parameter zur Beschreibung der Festigkeit der Verbundschubfuge sind Reibungszahl  $\mu_{global}$  und Haftungswerte (siehe Tabelle 4.3) für alle 14 Gruppen (Glasoberflächebeschichtung / Beton). Für die Simulationen wurde angenommen, dass die Haftfestigkeit in jeder der drei Beanspruchungsrichtungen den gleicher Wert aufweist, d. h.  $n=t_1=t_2$ .

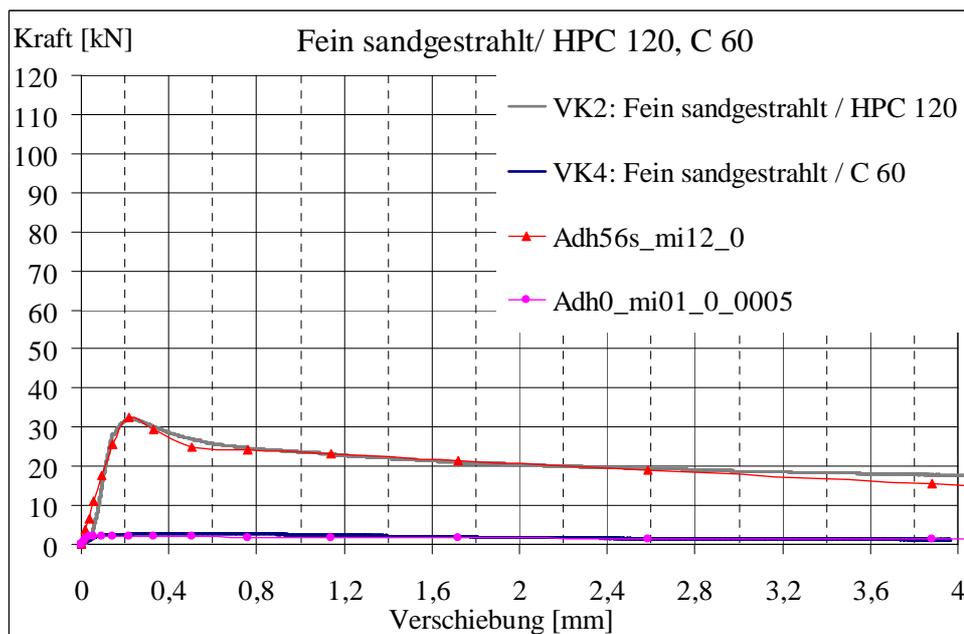


Bild 4.53 Versuchsserie VK2 und VK4

Das Bild 4.53 stellt die Kraft-Verschiebungskurven der fein sandgestrahlten Glasoberflächen im Verbund mit Beton HPC 120 (VK2) und C60 (VK4) dar. Aus den FE-Simulationen ergab sich für das Kontaktpaar: Fein sandgestrahlt / HPC 120 die Reibungszahl  $\mu_{global}$  von 1,2 und für das Kontaktpaar: Fein sandgestrahlt / C 60 die Reibungszahl von 0,1. Die Verwendung von Normalbeton brachte einen Haftverbund von Null. Die Haftung bei der Anwendung von HPC120 erreicht  $0,090 \text{ kN/cm}^2$ .

Das nächste Bild 4.54 stellt die Kraft-Verschiebung-Beziehungen der grob sandgestrahlten Glasoberflächen im Verbund mit der Betonsorte: HPC 100 (VK7 und VK8) dar. Für diese zwei Proben ergaben sich in Labortests zwei ähnlich verlaufende Kurven. Ihre Nachrechnung mittels der FE-Simulationen ergibt als Ergebnis die Reibungszahl  $\mu_{global}$  von 0,8 bis 1,1 und die Haftung von  $0,560 \text{ kN/cm}^2$ .

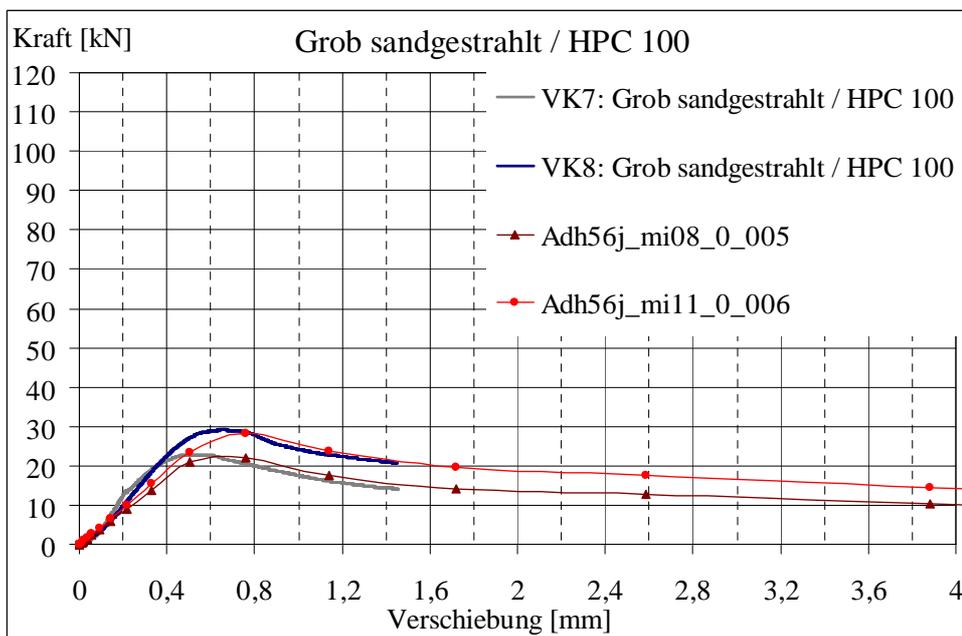


Bild 4.54 Versuchsserie VK7 und VK8

Im Bild 4.55 sind Kurven für UHPC 130 und den Glasoberflächenvorbehandlungen Korund-Emailbeschichtung, Bewehrung mit Glasfasergewebe und Kleben von Quarzsand zusammengestellt. Alle drei Probekörper erreichten in Tests ähnlich hohe Verbundfestigkeit, aber das Nachbruchverhalten und die Resttragfähigkeit unterscheiden sich voneinander.

Die Kraft-Verschiebungskurven von den Proben mit Korund-Emailbeschichtung und mit geklebtem Quarzsand steigen und fallen steil ab. Dieses Verhalten wurde durch den adhäsiven Anteil der Verbundmechanismen abgebildet. Die Haftung für die mit Korund-Email beschichteten Glasoberflächen wurde mit  $0,640 \text{ kN/cm}^2$  und für die mit geklebtem Quarzsand mit  $0,690 \text{ kN/cm}^2$  abgeschätzt. Die mit Glasfasergewebe bewehrte Kontaktfläche zeichnet sich durch eine kleinere Hafttragfähigkeit von  $0,240 \text{ kN/cm}^2$  aus.

Für die Verbundfestigkeit trägt nach dem Adhäsionsbruch noch Verzahnung und Reibung bei. Diese zwei Mechanismen wurden als globale Reibung  $\mu_{global}$  eingeleitet. Aus den Nachberechnungen ergab sich für die Korund-Emailbeschichtung eine globale Reibungszahl von 0,4. Der Verbund mit geklebtem Quarzsand weist eine zweite Steigerung der Festigkeit auf, die durch Verzahnung des Glasrandes in der Betonfuge hervorgerufen werden könnte, aber

nach dem Bruch dieser Verzahnung öffnet sich die Fuge vermutlich so breit, dass kein Kontakt zwischen den Fugenfern vorhanden ist und die Reibungskräfte nicht mehr übertragen werden können. Die Abschätzung der Reibungszahl ist in diesem Fall nicht möglich bzw.  $\mu_{global}=0$ .

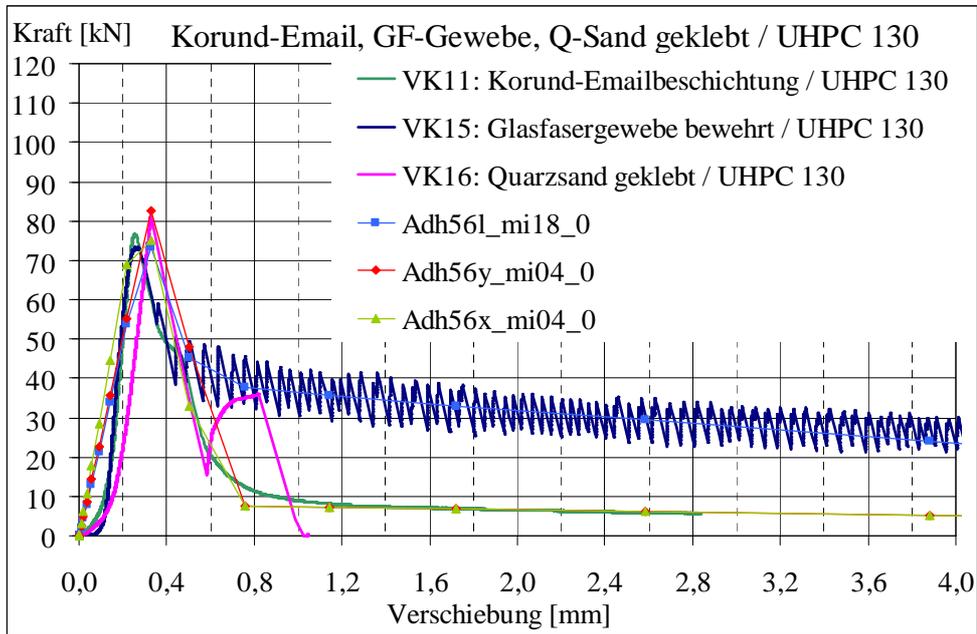


Bild 4.55 Versuchsserie VK11, VK15, VK16

In der mit Glasfasergewebe verstärkten Kontaktfläche wurde das Nachbruchverhalten durch die Bewehrung positiv beeinflusst. Der in Zacken abfallende Ast wurde in [27] durch die Rissentwicklung in der Schubfuge erklärt. Diese Resttragfähigkeit konnte in FE-Berechnungen durch eine abfallende Reibungszahl mit dem Anfangswert von 1,8 simuliert werden.

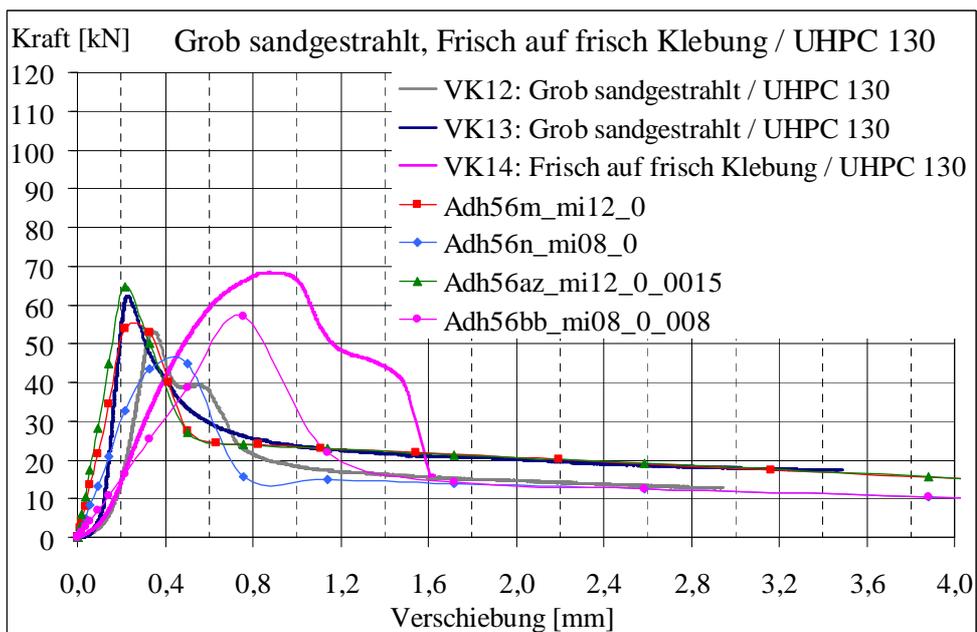


Bild 4.56 Versuchsserie VK12, VK13, VK14

Das nächste Bild 4.56 zeigt, ähnlich wie das Bild 4.55, die Kraft-Verschiebungskurven für die Betonsorte UHPC 130. Zum Vergleich sind hier zwei weitere Glasoberflächenvorbehandlungen: grob sandgestrahlt und „frisch auf frisch“ Klebung, dargestellt. Die maximale Schubkraft und die Reibung nach dem adhäsiven Versagen erreichen vergleichbare Größen. Die Kurven verlaufen in der letzten Phase (des Abscherens der Flanken bzw. Zähne in der Kontaktfläche) parallel und weisen auf ähnliche hohe Anteile aus Verzahnung und Reibung hin. Die aus den Simulationen errechnete Reibungszahl  $\mu_{global}$  liegt zwischen 0,8 und 1,2. Die Haftung beträgt bei grob sandgestrahlten Oberflächen  $0,270 \div 0,300 \text{ kN/cm}^2$ . Das Bruchverhalten von geklebten „frisch auf frisch“ Kontaktflächen unterscheidet sich von anderen Vorbehandlungsmethoden stark. Es wurde versucht, mit folgenden Parametern: Reibungszahl von 0,8 und Haftungswerte von  $0,350 \text{ kN/cm}^2$ , die Kraft-Verschiebungskurve nachzurechnen. Dies ist aber nur in grober Annäherung gelungen.

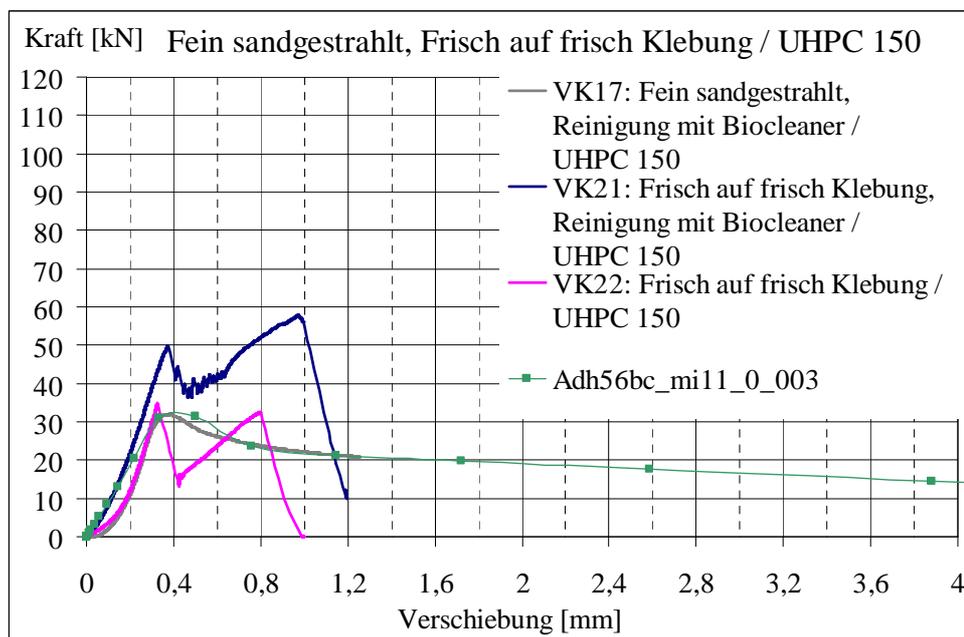


Bild 4.57 Versuchsserie VK17, VK21, VK22

Die „frisch auf frisch“ Klebung wurde auch im Verbund aus Beton UHPC 150, mit und ohne Reinigung mit Biocleaner, getestet. Die Kraft-Verschiebung-Beziehungen sind dem Bild 4.57 zu entnehmen. Diese beiden Versuche wurden für die FE-Analyse nicht ausgewählt, da sie nicht aussagekräftig sind. Für die Betonsorte UHPC 150 wurden stattdessen fein sandgestrahlte (mit zusätzliche Reinigung mit Biocleaner) und Korund-Email beschichtete Glasoberflächen untersucht. Die nachgerechneten Kurven sind in den folgenden Bildern (Bild 4.57, Bild 4.58 und Bild 4.59) zu sehen. Für die fein sandgestrahlten und mit Biocleaner gereinigten Glasoberflächen ergaben sich eine Reibungszahl von 1,1 und eine Haftung von  $0,080 \text{ kN/cm}^2$ . Unter Anwendung von UHPC 150 wurden höhere Verbundfestigkeiten bei den mit Korund-Email beschichteten Glasoberflächen erreicht. Die ermittelten Reibungskoeffizienten liegen zwischen 0,8 und 1,3 und der adhäsive Festigkeitsanteil zwischen  $0,350$  und  $0,500 \text{ kN/cm}^2$ .

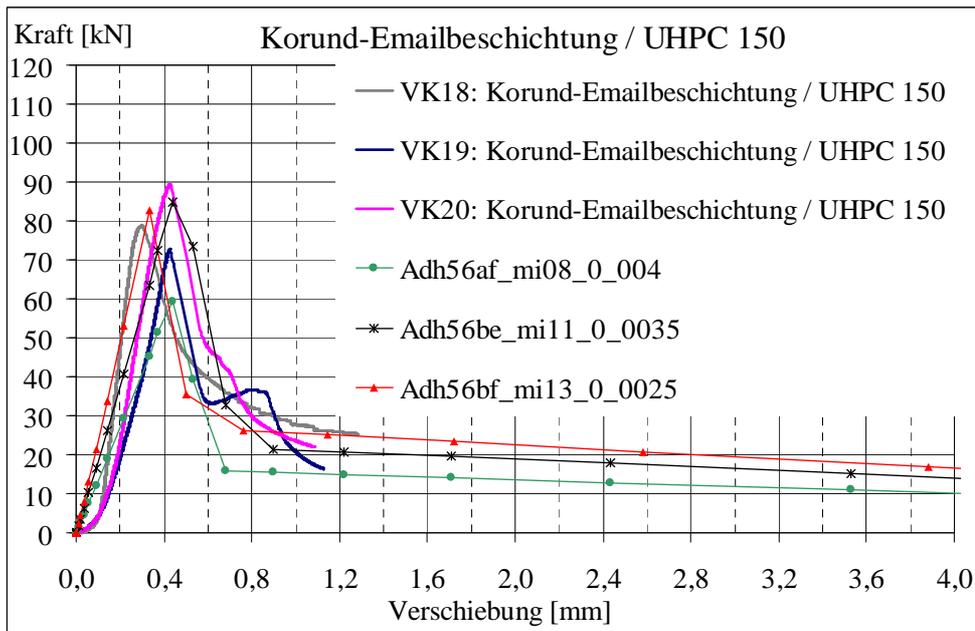


Bild 4.58 Versuchsserie VK18, VK19, VK20

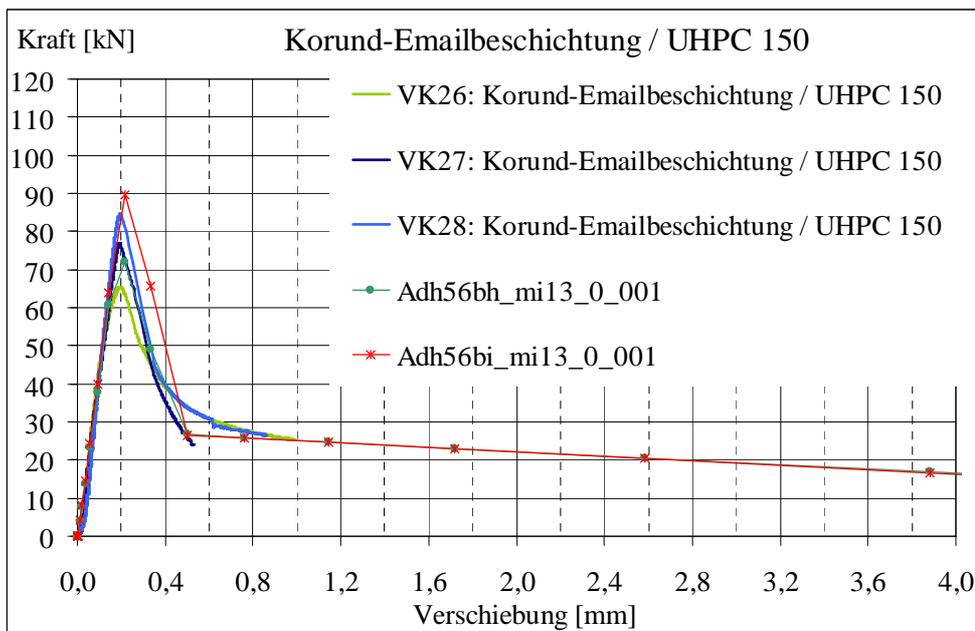


Bild 4.59 Versuchsserie VK26, VK27, VK28

Die Korund-Emailbeschichtung brachte im Vergleich zu anderen Methoden der Vorbehandlung von Glasoberflächen die besten Ergebnisse. Um die Möglichkeit einer Steigerung der Verbundfestigkeit zu untersuchen, wurde noch in [27] die Anwendung im Glasbeton-Verbund der zwei weiteren ultrahochfesten Betonsorten getestet: Ductal<sup>®</sup> weiß (Bild 4.60) und Ductal<sup>®</sup> G2AF (Bild 4.61 und Bild 4.62). Die Haftung der mit Korund-Email beschichteten Glasoberflächen wurde für Ductal<sup>®</sup> weiß in der Höhe von 0,048 bis 0,060 kN/cm<sup>2</sup> und für Ductal<sup>®</sup> G2AF mit 0,200 bis 0,350 kN/cm<sup>2</sup> ermittelt. Die durch FE-Berechnungen ermittelten Reibungswerte  $\mu_{global}$  erreichen für Ductal<sup>®</sup> weiß die höchsten Werte, welche zwischen 4,6 und 5,2 liegen. Die nächstgrößte Reibungszahl von 2,6÷3,4 brachte die Anwendung von Ductal<sup>®</sup> G2AF.

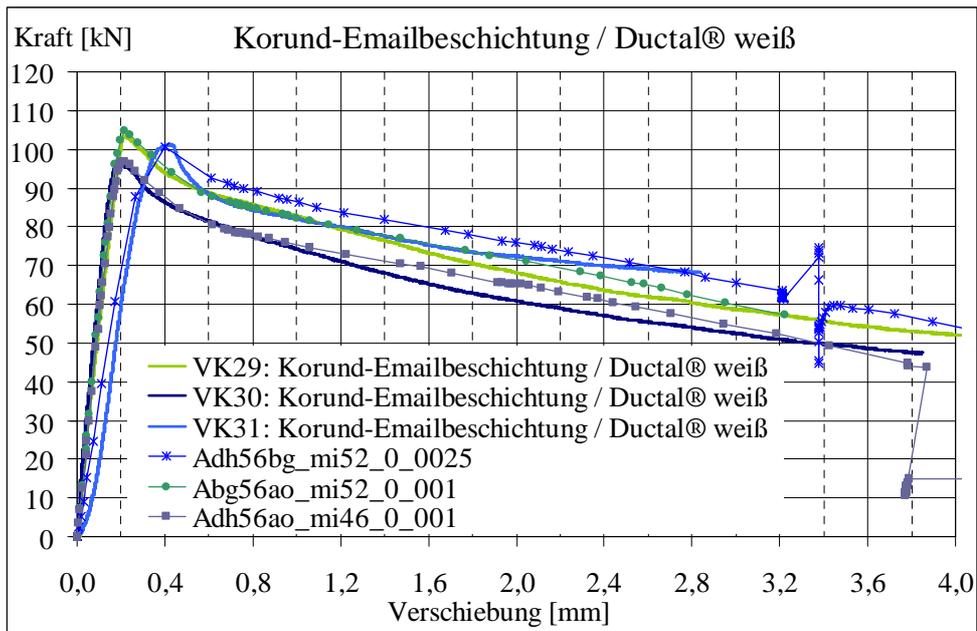


Bild 4.60 Versuchsserie VK29, VK30, VK31

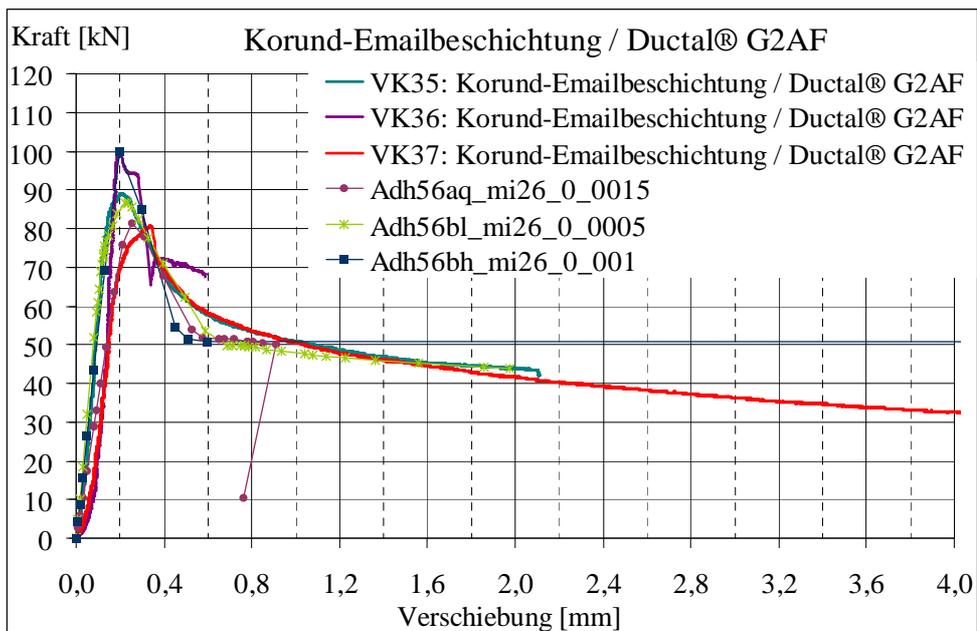


Bild 4.61 Versuchsserie VK35, VK36, VK37

Beton Ductal® weiß weist bei der Glasvorbehandlung durch Korund-Emailbeschichtung die höchsten Verbundfestigkeiten auf. Die Eignung des Betons für die Glas-Beton-Verbindungen wurde zusätzlich mit fein und grob sandgestrahlten Glasoberflächen getestet. Im Bild 4.63 sind die Kraft-Verschiebungsbeziehungen aus diesen Versuchen dargestellt.

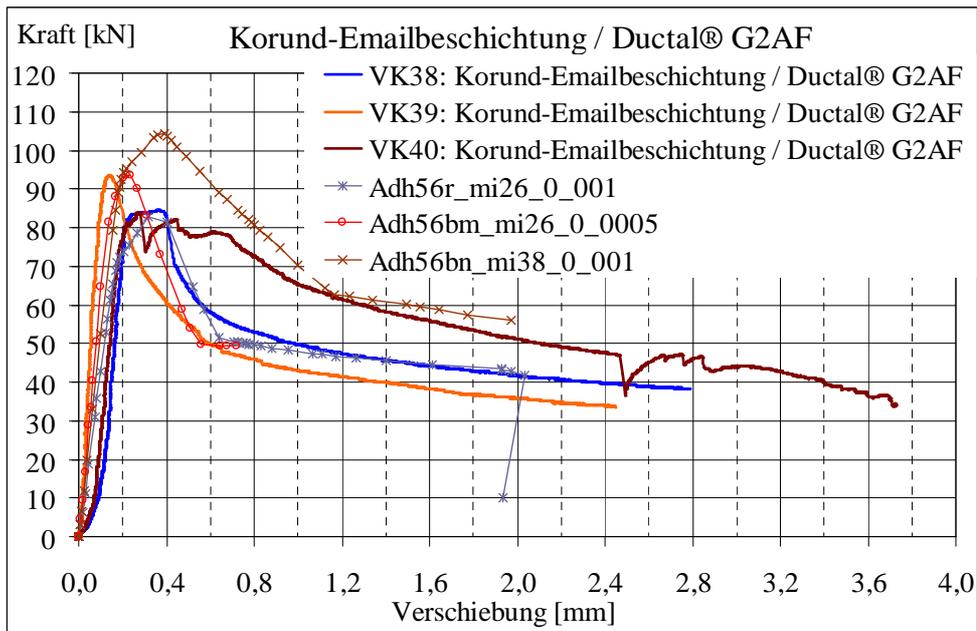


Bild 4.62 Versuchsserie VK38, VK39, VK40

Die Verbundfestigkeit der grob sandgestrahlten Glasoberflächen liegt höher als jene der fein sandgestrahlten. Der Unterschied liegt vor allem in der Größe des Reibungsanteils. Aufgrund der Vorbehandlung des Glases durch grobe Sandstrahlung erreicht die Bruchfläche eine Reibungszahl  $\mu_{global}$  von 4,0 und durch feine Sandstrahlung von 2,6 bis 3,4. Die Adhäsion streut zwischen grob und fein sandgestrahlten Oberflächen ähnlich wie die Reibung und beträgt 0,060 kN/cm<sup>2</sup> für die grobe und 0,036÷0,042 kN/cm<sup>2</sup> für die feine Sandstrahlung.

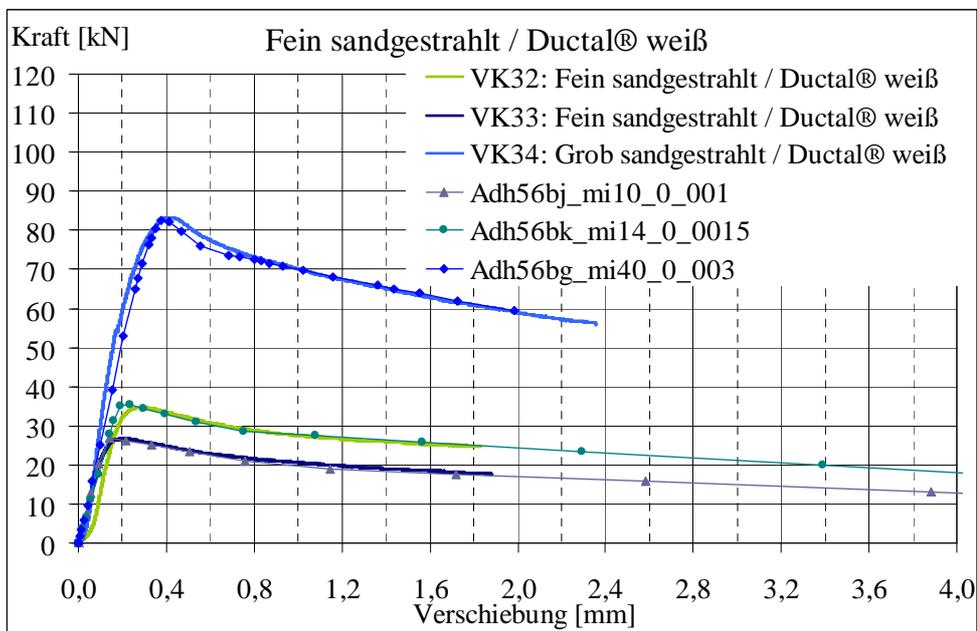


Bild 4.63 Versuchsserie VK32, VK33, VK34

Die in den Bildern dargestellten Ergebnisse zeigen, dass sich die Simulationsberechnungen annähernd mit den experimentellen Kraft-Verschiebung-Beziehungen decken. Die FE-Analysen führten zu einer realitätsnahen Abbildung des Schädigungsvorgangs. Durch eine

gezielte Änderung der Eingabeparameter konnte die Annäherung an die Verläufe aus Laborversuchen erreicht und die Kennwerte des Kohäsivgesetzes und der Kontakteigenschaften ermittelt werden.

Im Folgenden werden die gewonnenen Parameter der Glas-Beton-Verbundablösung und weitere Erkenntnisse aus der FE-Analyse dargestellt.

### Ergebnis der inversen Modellierung

Durch den Vergleich der experimentellen mit den numerischen Kraft- und Verschiebungsgrößen könnten iterativ die Parameter des Schädigungsgesetzes ermittelt werden. Um sich an die Versuchsverläufe anpassen zu können, wurden Kennwerte der Kraft-Verschiebungsgesetze der kohäsiven Elemente und Reibung variiert.

Die Verbundfuge wurde auf Schub entlang der Fuge beansprucht. Die Festigkeit der kohäsiven Elemente in dieser Belastungsrichtung beschreibt der Parameter  $t_1$ . Er gibt den Schubanteil der Haftung (Adhäsion) zwischen Glas und Beton wieder. Der Anteil der Reibung mit Verzahnung wurde durch den Reibungskoeffizient  $\mu_{global}$  definiert. Die gesamte Schubkraft setzt sich aus den Komponenten Haftung und Reibung mit Verzahnung zwischen den Fugenpartnern zusammen.

Die Ergebnisse der inversen Modellierung sind in Tabelle 4.7 zusammengefasst. Die Tabelle stellt die resultierenden Parameter des Reibungskoeffizienten  $\mu_{global}$ , der Steifigkeitsmatrix  $E=G_1=G_2$  und der Festigkeiten  $n=t_1=t_2$  zusammen (vgl. Tabelle 4.3). Die verwendeten Parameter wurden im Kapitel 4.3 genauer beschrieben.

Tabelle 4.7 Parameter zur Beschreibung der Festigkeit von Verbundschubfuge: Reibungszahl und Haftungswerte

Glasoberflächebeschichtung / Beton	$\mu_{global}$	$E=G_1=G_2$	$n=t_1=t_2$
	-	kN/cm <sup>2</sup>	
Fein sandgestrahlt / HPC 120	1,2	9	0,090
Fein sandgestrahlt / C 60	0,1	0	0
Grob sandgestrahlt / HPC 100	0,8÷1,1	28	0,560
Korund-Emailbeschichtung / UHPC 130	0,4	32	0,640
Glasfasergewebe bewehrt / UHPC 130	1,8	8÷12	0,240
Quarzsand geklebt / UHPC 130	?	23	0,690
Grob sandgestrahlt / UHPC 130	0,8÷1,2	7÷20	0,270÷0,300
Frisch auf frisch Klebung / UHPC 130	0,8	5 ?	0,350 ?
Fein sandgestrahlt, Reinigung mit Biocleaner / UHPC 150	1,1	2	0,080
Korund-Emailbeschichtung / UHPC 150	0,8÷1,3	9÷32	0,350÷0,500
Korund-Emailbeschichtung / Ductal <sup>®</sup> weiß	4,6÷5,2	3	0,048÷0,060
Fein sandgestrahlt / Ductal <sup>®</sup> weiß	1,0÷1,4	3÷6	0,036÷0,042
Grob sandgestrahlt / Ductal <sup>®</sup> weiß	4,0	3	0,060
Korund-Emailbeschichtung / Ductal <sup>®</sup> G2AF	2,6÷3,4	8÷28	0,200÷0,350

Die Probe mit normalem Beton C 60 ergibt den kleinsten Anteil von Reibung mit Verzahnung ( $\mu_{global}=0,1$ ). Die Verwendung von hochfestem Beton lässt die Steigerung der Reibungszahl auf 0,4 im Fall der Korund-Emailbeschichtung / UHPC 130 zu. In allen übrigen Kombinationen: Glasoberflächebeschichtung / Beton, beträgt die Reibungszahl mindestens 0,8. Die höchsten Reibungskoeffizienten  $\mu_{global}$  von über 2,6 wurden für die Simulationen der Versuche mit Beton Ductal<sup>®</sup> weiß und Ductal<sup>®</sup> G2AF verwendet.

Die Reibungszahl  $\mu_{global}$  besteht aus den Anteilen Reibung und Verzahnung. Das Erreichen von größeren Reibungskräften ist bedingt durch Erhöhung der Druckkraft normal zur Kontaktfläche. Das ist in Glas-Beton-Verbundbauweise für Beton mit höherer Zugfestigkeit möglich. Diesen Vorteil bietet ultrahochfester Beton an. Aus durchgeführten Versuchen ist ersichtlich, dass sich bei der Verwendung von UHPC ein höherer Anteil der Schubfestigkeit aus Reibung entwickeln kann.

Die Tabelle 4.7 beinhaltet, außer Reibungskoeffizienten, auch die Angaben über die Kennwerte des Kohäsivgesetzes für untersuchte Proben. Die Haftfestigkeiten des vorbehandelten Glases erreichen maximal ca. 0,7 kN/cm<sup>2</sup>. Die besten Ergebnisse wurden für UHPC 130 und UHPC 100 erreicht. Als bestens geeignete Vorbehandlungsmethode auf Grund der Haftung erwies sich das Kleben von Quarzsand (mit dem Ergebnis von 0,69 kN/cm<sup>2</sup>), Korund-Emailbeschichtung (mit 0,64 kN/cm<sup>2</sup>) und grobe Sandstrahlung (mit 0,56 kN/cm<sup>2</sup>). Die Steifigkeit der adhäsiven Schicht streut sehr stark und beträgt zwischen 2 und 32 kN/cm<sup>2</sup>. Die Spannungs-Verschiebungs-Beziehungen der kohäsiven Elemente, entsprechend den Materialangaben in FE-Analysen, sind den folgenden Bildern zu entnehmen.

Das Bild 4.64 zeigt die Arbeitslinien des Materials *Adhesive* für Verbundelemente mit Beton HPC 100 und HPC 120. Diese Arbeitslinie fand Anwendung bei fein und grob sandgestrahlten Glasoberflächen.

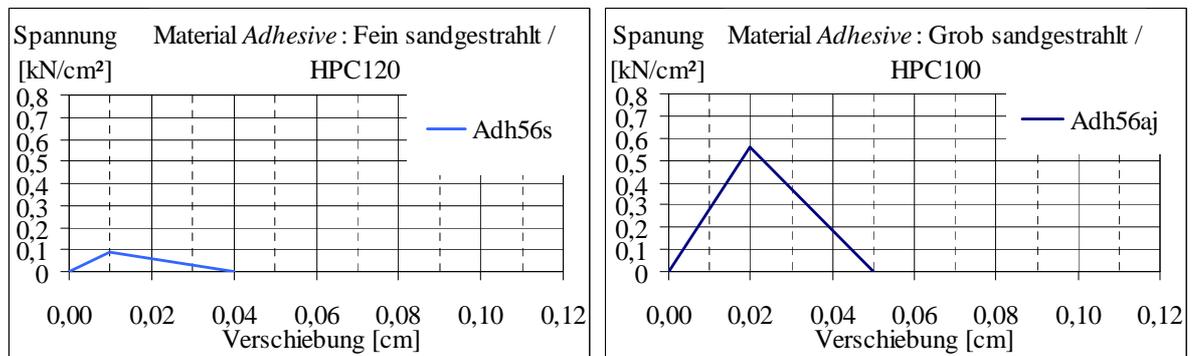


Bild 4.64 Arbeitslinie des Materials *Adhesive* für Verbundelemente mit Beton HPC 100 und HPC 120

Die nächste Gruppe, dargestellt im Bild 4.65, besteht aus UHPC 130 und UHPC 150. Dabei wurden die Vorbehandlungen der Glasoberfläche durch Korund-Email-Beschichtung, Klebung von Quarzsand, Klebung „frisch auf frisch“, Bewehrung mit Glasfasergewebe, grobe Sandstrahlung und feine Sandstrahlung mit Biocleaner betrachtet.

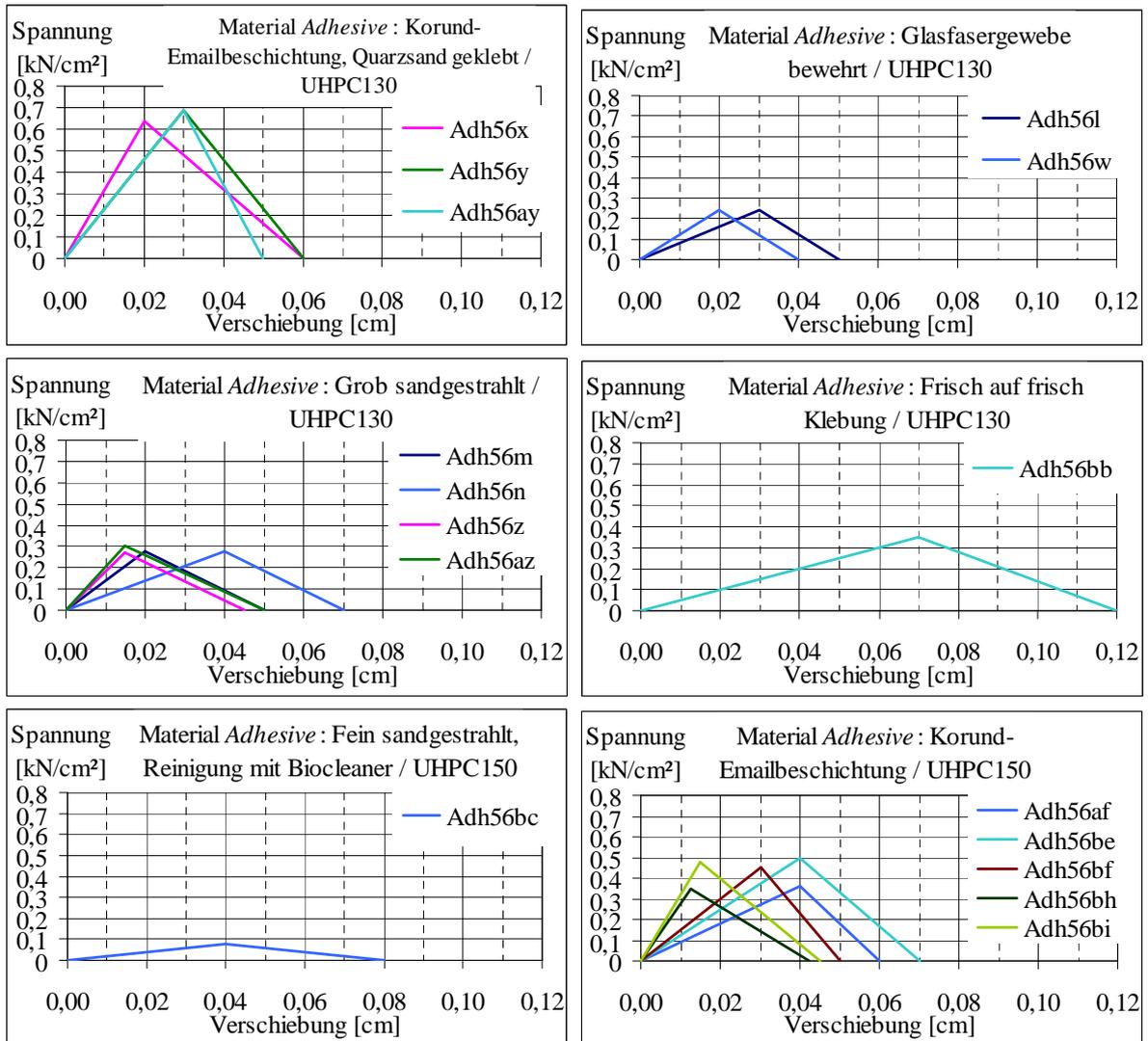
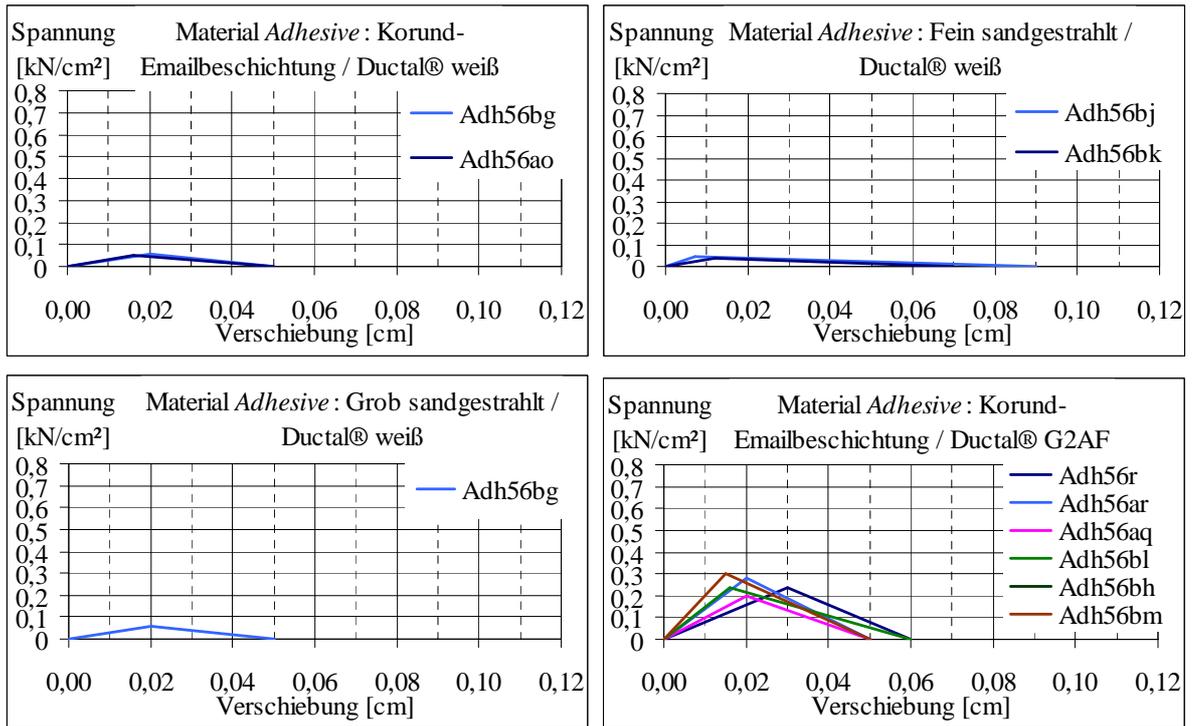


Bild 4.65 Arbeitslinie des Materials *Adhesive* für Verbundelemente mit UHPC 130 und UHPC 150

Das Bild 4.66 stellt die letzte Gruppe für Beton Ductal<sup>®</sup> weiß und Ductal<sup>®</sup> G2AF dar. In diese Gruppe fallen die Glasoberflächen beschichtet mit Korund-Email sowie sandgestrahlte, fein und grob. Der Adhäsionsbruch tritt bei einer relativen Verschiebung zwischen Glas und Beton von 0,01 bis 0,04 cm auf. Die vollständige Schädigung der Adhäsion findet bei einer relativen Verschiebung zwischen 0,04 und 0,08 cm statt. Eine Ausnahme bildet das Kleben „frisch auf frisch“ mit UHPC 130. Der adhäsive Anteil des Verbundes zeigt sich besonders elastisch: zum Bruch kommt es bei einer relativen Verschiebung von 0,07 cm und das vollständige Versagen tritt bei 0,12 cm auf.

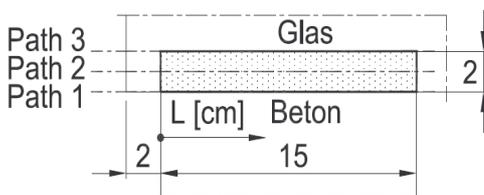
In den Bildern: Bild 4.64 bis Bild 4.66 fällt auf, dass auf die fein sandgestrahlten Oberflächen, unabhängig von der Betonsorte, sich die schlechteste Haftung entwickelte. Außerdem scheint sich die Verwendung von Beton Ductal<sup>®</sup> weiß anstatt UHPC 130 und UHPC 150 nicht positiv auf die adhäsiven Eigenschaften des Verbundes auszuwirken.

Bild 4.66 Arbeitslinie des Materials *Adhesive* für Verbundelemente mit Beton Ductal®

### Klemmkraft und Klemmspannungsverteilung

In Simulationen von Laborversuchen wurde Verklebmen durch Betonschwinden erzielt. In der Schwindphase des Betons (*step1* in der FE-Simulation) wird das Glas durch Schrumpfen des Betons unter Druckspannungen  $CPRESS$  [kN/cm<sup>2</sup>] gesetzt.

Für die Darstellungen der Verteilungen von Klemmspannung  $CPRESS$  und Schubspannung  $CSHEAR2$  wird die Kontaktfläche in drei Längsschnitte (*Path1*, *Path2* und *Path3*) und einen Querschnitt in der Mitte der Verbundlänge unterteilt. Im Bild 4.67 ist die Situierung der Längsschnitte zu sehen.

Bild 4.67 Situierung der Längsschnitte durch den Kontaktbereich: *Path1*, *Path2*, *Path3*

Die Klemmspannungsverteilungen aus FE-Simulationen der Laborversuche von Freytag sind den nachstehenden Bildern zu entnehmen. Dabei werden folgende Bezeichnungen verwendet:

- S – Zustand nach dem Abschluss des Betonschwindens in *step1* „Schwinden“
- V – Zustand nach der Fertigstellung der Verschiebung um den definierten Wert  $u$  [cm] in *step3* „Verschiebung“
- V12 – Zustand mit den höchsten Schubspannungen  $CSHEAR2$  nach dem Adhäsionsbruch (hier z. B. in Inkrement 12 in *step3* „Verschiebung“)

Quer – Querschnitt in der Mitte der Verbundlänge

P1 – Längsschnitt Längsschnitt am inneren Fugenrand (*Path1*)

P2 – Längsschnitt in der Mitte der Fugenbreite (*Path2*)

P3 – Längsschnitt am Längsschnitt am äußeren Fugenrand (*Path3*)

Die Verteilung der Verklemmung ist entlang des Verbundes annähernd konstant (Bild 4.68).

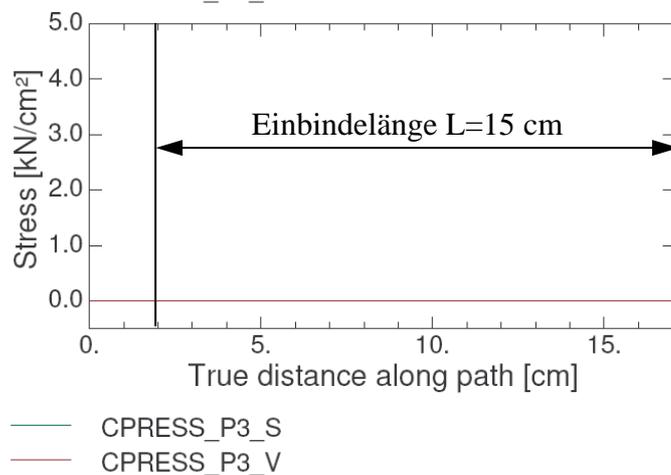
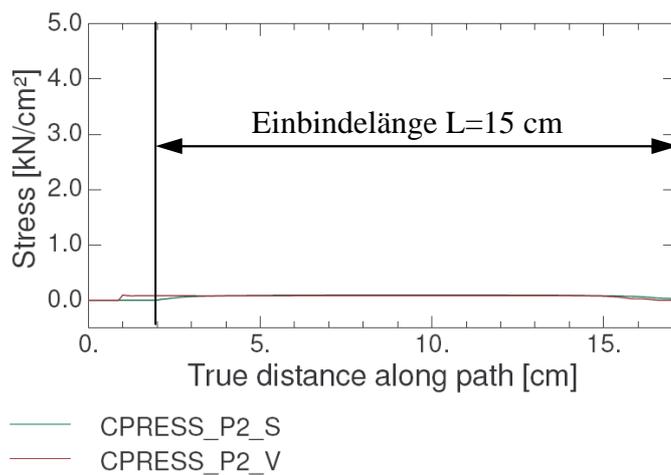
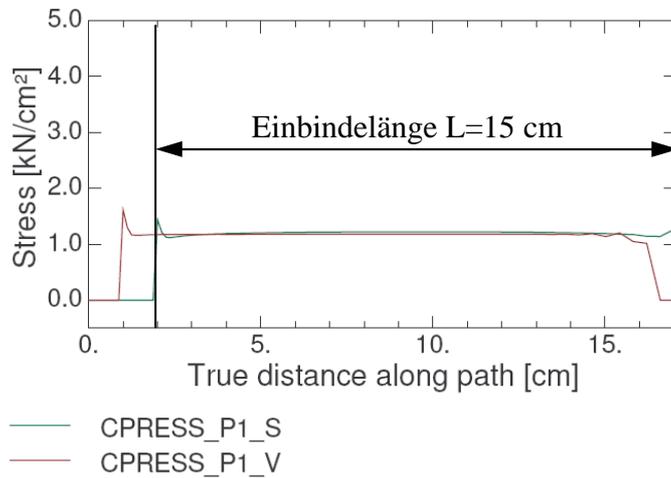


Bild 4.68 Klemmspannungsverteilung  $CPRESS$  [kN/cm<sup>2</sup>] in Längsschnitten (*Path1*, 2, 3) am Abschluss des Betonschwindens und nach der Verschiebung

Im Bild 4.69 ist die maximale effektive Klemmspannung  $p_{real}$  an der Glaskante von ca.  $1,2 \text{ kN/cm}^2$  zu sehen.

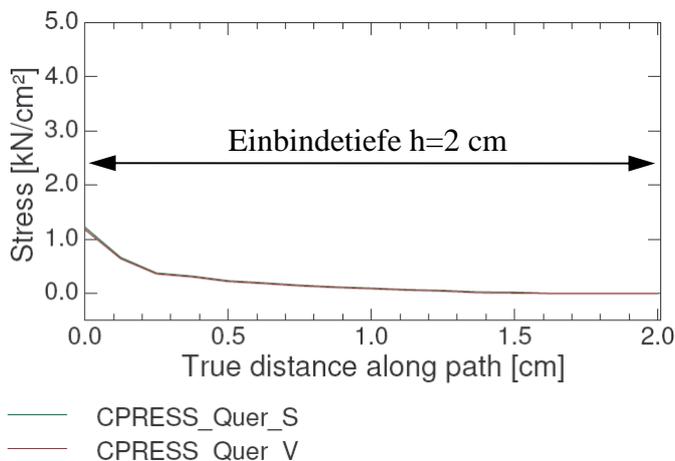


Bild 4.69 Klemmspannungsverteilung  $CPRESS$  [ $\text{kN/cm}^2$ ] im Querschnitt

Der Anteil der Verbundfläche, welche in Kontakt (d. h. unter Druckspannungen) bleibt, beträgt ca.  $1,3 \text{ cm}$ . Die gesamte Breite der Einbindung des Glasrandes beträgt  $2 \text{ cm}$ . Das bedeutet, dass nur ca.  $2/3$  der Fugenbreite geklemmt wird. Der Rest, d. h.  $1/3$  der Einbindetiefe, nimmt an der Schubkraftübertragung aus der Reibung nicht teil.

### Schubspannungsverteilung

Die resultierenden Schubspannungsverteilungen sind den nachstehenden Bildern (Bild 4.70 und Bild 4.71) zu entnehmen. Die Verteilung der Spannungen wird so wie Klemmspannungen in einem Quer- und drei Längsschnitten dargestellt: am Betonrand innen (*Path1*), in der Mitte (*Path2*), am Betonrand außen (*Path3*).

Die Bedeutung der Bezeichnungen S, V, V12, Quer, P1, P2 und P3 wird beibehalten.

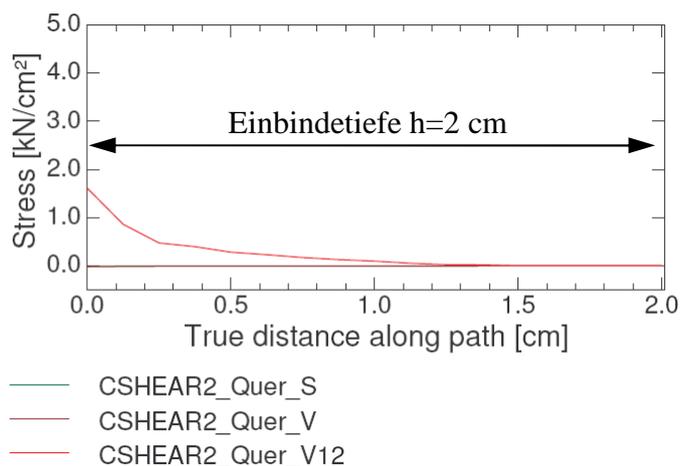
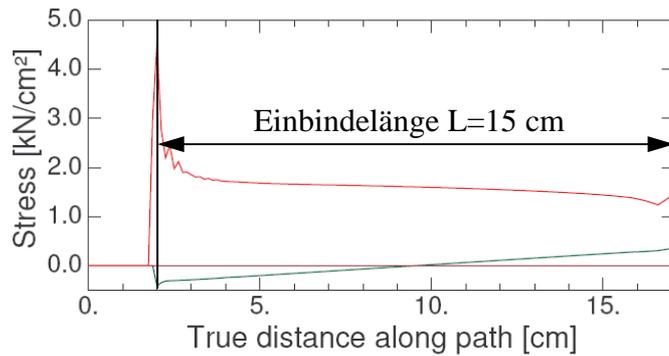
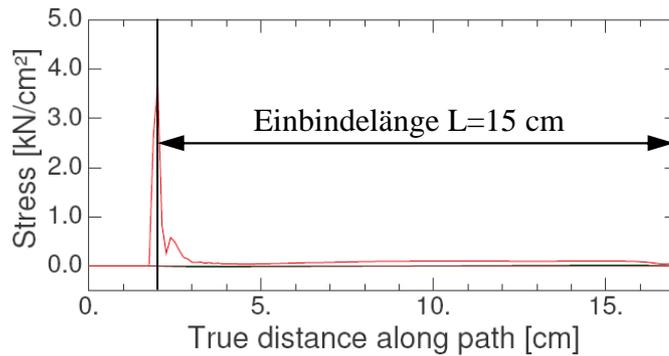


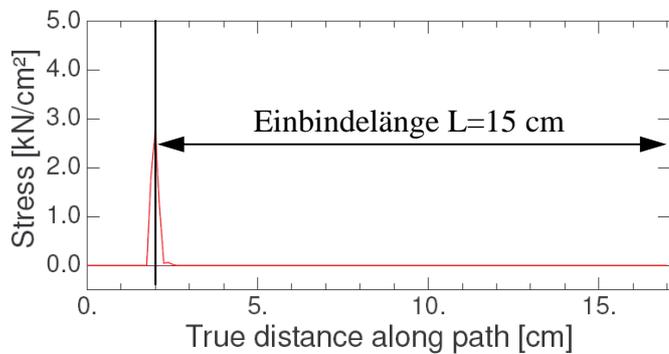
Bild 4.70 Schubspannungsverteilung  $CSHEAR2$  [ $\text{kN/cm}^2$ ] im Querschnitt



— CSHEAR2\_P1\_S  
 — CSHEAR2\_P1\_V  
 — CSHEAR2\_P1\_V12



— CSHEAR2\_P2\_S  
 — CSHEAR2\_P2\_V  
 — CSHEAR2\_P2\_V12



— CSHEAR2\_P3\_S  
 — CSHEAR2\_P3\_V  
 — CSHEAR2\_P3\_V12

Bild 4.71 Schubspannungsverteilung  $CSHEAR2$  [kN/cm<sup>2</sup>] in Längsschnitten (*Path1, 2, 3*)

Die Untersuchungen von Freytag hatten das Ziel, die bestmögliche Verbindung zwischen Glas und Beton zu erzielen. Dafür wurden die Betonsorte und die Glasoberflächebehandlung variiert. Die Geometrie der Probekörper bleibt in seinen Versuchen unverändert. Die numerischen Analysen in dieser Arbeit haben es ermöglicht, vor allem den Ablösevorgang von in Beanspruchungsrichtung orientierten Kontaktflächen zu simulieren und entsprechende Schädigungskennwerte zu bestimmen. Zudem konnte eine erste Aussage über die Größe und Verteilung der Klemm- und Schubspannungen getroffen werden. Um genauere Berichte über die Entwicklung der Klemm- und Schubspannungen schreiben zu können, waren weite-

re Versuche notwendig, bei welchen die Parameter der Geometrie, wie Einbindetiefen, Glasstärken und Betonquerschnitten berücksichtigt wurden. Ergebnisse dieser Studie werden im Folgenden beschrieben.

#### 4.7.4 Ergebnisse aus Simulationen an Prüfkörpern aus eigenen Versuchen

Für die Modellierung der Versuchskörper aus eigenen Versuchen wurden kohäsive Elemente und Kontakteigenschaften, ähnlich wie bei dem Modellbau der Prüfkörper aus Fremdversuchen, verwendet. Zu Beginn wurden Parameter des Schädigungsgesetzes für Adhäsion und Reibungszahlen benützt, die aus Simulationen der Versuche von Freytag für Emaille-Korund-Beschichtung und Beton Ductal® G2AF stammen. Bei der Anwendung dieser ausgesuchten Parameter brachten FE-Berechnungen im Vergleich zu Laborversuchen zu hohe Tragkräfte. Die Ursache kann daran liegen, dass die Glasoberflächenvorbehandlungen mittels Emaille-Korund-Gemisches in fremden und eigenen Versuchsserien andere Eigenschaften aufwiesen. Dies kann an den für die Oberflächebehandlung verwendeten Materialien, wie zum Beispiel Emaille, am Herstellungsprozess der Beschichtung oder am Beton selbst liegen. Die Eigenschaften der Glasoberflächebeschichtung aus dieser Versuchsserie liegen jedoch nicht im Hauptinteresse dieser Abhandlung. Hier wird eine Antwort auf eine andere Frage gesucht, nämlich, wie sich die Kennwerte der Schubfestigkeit des Glas-Beton-Verbundes in Abhängigkeit von der Geometrie der Probekörper verändern.

Die Probekörper aus Laborversuchen wurden je nach Einbindetiefe, Glasstärke und Betonquerschnitte in folgenden Gruppen  $B=H/h/d$  zusammengefasst (siehe Tabelle 3.7):

- 90/30/16
- 70/45/12
- 90/45/16 und 90/45/16 OV
- 90/45/20
- 90/60/16 und 90/60/16 OV
- 70/45/16 und 70/45/16 OV
- 52/30/16 OV.

#### Kraft-Verschiebung-Verläufe

Die FE-Berechnungen wurden unter Anwendung von zwei Materialgesetzen für Beton und Glas durchgeführt: für ein linear-elastisches Material und nicht-lineares Materialverhalten mit Rissbildung und Schädigung (vgl. Kapitel 4.4.1).

Für die Adhäsion kamen die im Bild 4.72 gezeigte Arbeitslinien der kohäsiven Elemente zur Anwendung. Beim Material „Adh56sa“ beträgt die Steifigkeit dieser Elemente  $E = G_1 = G_2 = 9 \text{ kN/cm}^2$  und die Festigkeit  $n = t_1 = t_2 = 0,09 \text{ kN/cm}^2$ . Weil sich die Eigenschaften dieses adhäsiven Materials „Adh56sa“ zum Teil als zu hoch erwiesen, wurde zusätzlich ein zweites Material „Adh56sb“ mit der Steifigkeit  $E = G = G_2$  von  $8 \text{ kN/cm}^2$  und mit der Festigkeit  $n = t_1 = t_2$  von  $0,04 \text{ kN/cm}^2$  eingeführt. Beide adhäsive Materialien: Typ „Adh56sa“ und Typ „Adh56sb“ liegen im Bereich der Haftfestigkeit von Beton Ductal® weiss (vgl. Bild 4.66).

Der veränderliche globale Reibungskoeffizient  $\mu_{global}$  wurde in Stufen, mit dem maximalen Wert von 1; 1,5; 2 und 2,5 angegeben.

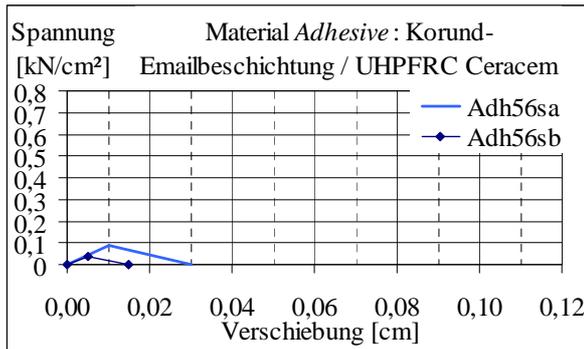


Bild 4.72 Arbeitslinie des Materials *Adhesive* für Verbundelemente mit UHPFRC Ceracem®

Die Probekörper der eigenen Laborversuche unterscheiden sich aufgrund der Größe des Betonquerschnitts sowie in den verwendeten Verankerungstiefen und Glasdicken. Zwischen den Ergebnissen aus den FE-Berechnungen ergeben sich deshalb für gleiche Material- und Schädigungsparameter unterschiedlich hohe Verbundfestigkeiten und unterschiedlich große Anteile aus Adhäsion und Reibung mit Verzahnung. Der Einfluss der geometrischen Angaben wird im weiteren Verlauf dieses Abschnittes näher untersucht.

Die nachstehenden Bilder zeigen den Vergleich der Kraft-Verschiebung-Beziehungen aus den durchgeführten Laborversuchen und FE-Berechnungen. In Simulationen wurde zuerst für Beton und Glas ein ideal elastisches Materialmodell und für Haftung die kohäsiven Elemente mit den Eigenschaften des Materials „Adh56sa“ verwendet.

Im Bild 4.73 werden die Proben der ersten Gruppe 90/30/16 (d. h.  $B=H=90$  mm, Einbindetiefe  $h=30$  mm und Glasstärke  $d=16$  mm) betrachtet.

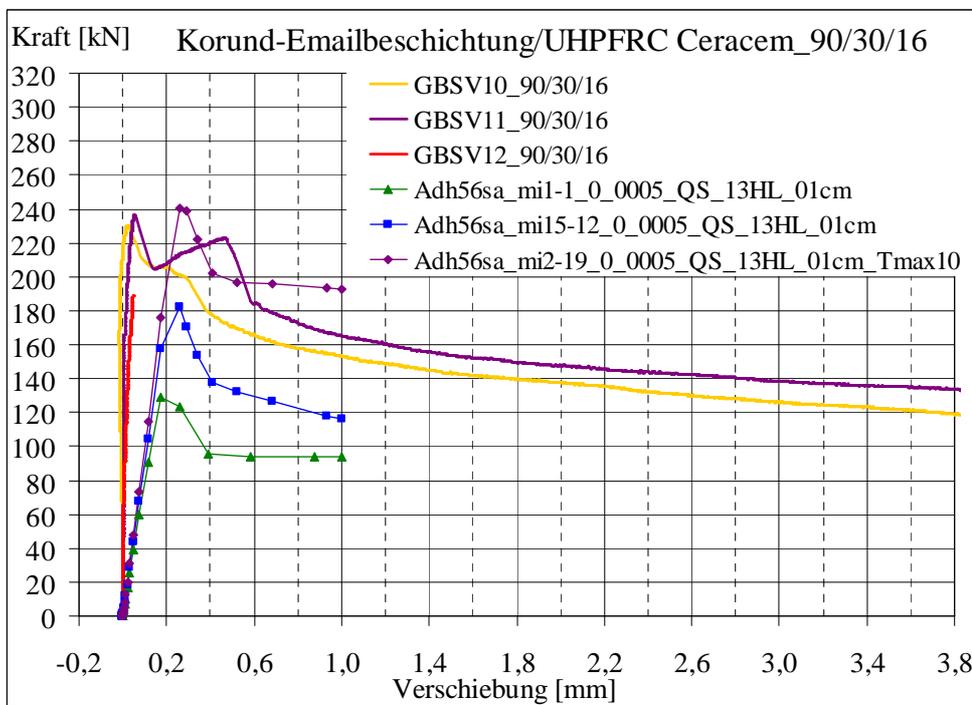


Bild 4.73 Versuchsserie 90/30/16

Die Probekörper erreichten in Versuchen eine Tragkraft von ca. 230 kN. Die Kraft-Verschiebungskurven aus Laborversuchen liegen zwischen den berechneten Verläufen für

den veränderlichen globalen Reibungskoeffizient  $\mu_{global}$  mit maximalem Wert von 2 und 1,5. Die in der Simulation ermittelte Traglast liegt bei 240 kN für  $\mu_{global}=2$  und bei 180 kN für  $\mu_{global}=1,5$ . Für die globale Reibungszahl von 1 wurde eine niedrigere Kraft von ca. 130 kN erreicht. Die für die Berechnung angegebene Festigkeit der kohäsiven Elemente von 0,1 kN/cm<sup>2</sup> scheint für diese Versuchsserie annähernd gut gewählt zu sein.

Im nachstehenden Bild 4.74 sind die Ergebnisse der Probengruppe 90/45/12 dargestellt. Die maximalen Verbundfestigkeiten aus der Versuchsserie betragen circa zwischen 210 und 240 kN. Die in den Versuchen ermittelten Kraft-Verschiebung-Beziehungen liegen zwischen den Ergebnissen aus der Simulation für die globale Reibungszahl mit einem maximalen Wert von 1,5 und 2. Die Schubfestigkeiten erreichen entsprechend ca. 210 und 290 kN. Für die globale Reibungszahl  $\mu_{global}=1$  fällt die maximale Tragkraft auf ca. 130 kN.

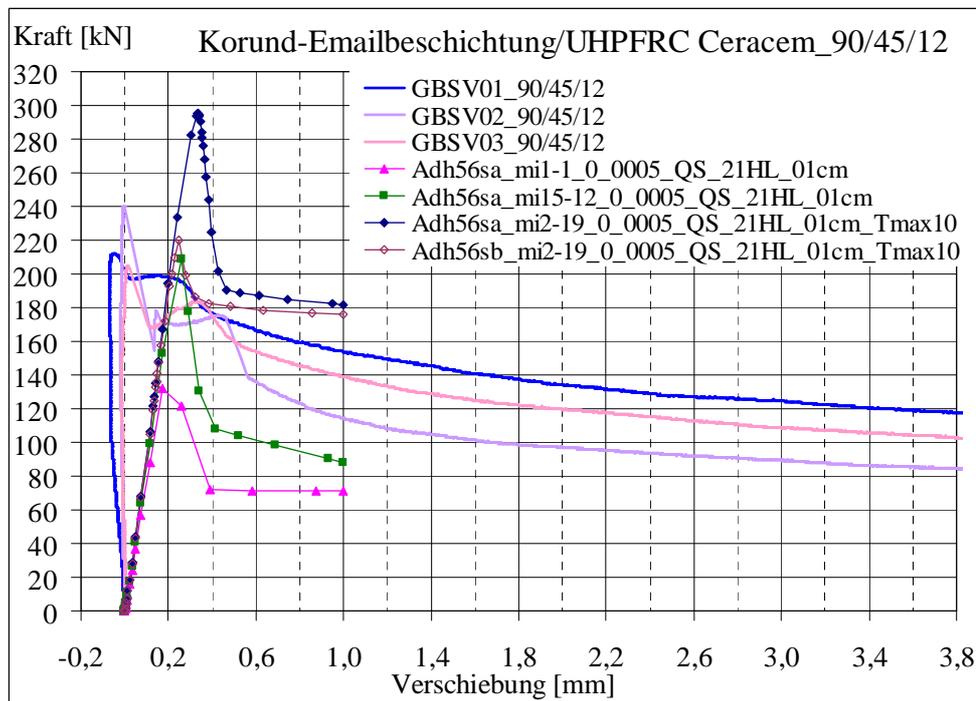


Bild 4.74 Versuchsserie 90/45/12

Das nächste Bild 4.75 zeigt die Kraft-Verschiebung-Verläufe der Versuchsserie 90/45/16 und 90/45/16 OV. Die maximale Verbundkraft streut sehr stark. Für die Nachrechnung der Ergebnisse aus Laborversuchen wurden die veränderlichen globalen Reibungskoeffizienten mit Anfangswerten von 1; 1,5; 2 und 2,5 verwendet. Die Analyse der Kurven lässt die Feststellung zu, dass der Anteil aus Adhäsion in den Versuchen kleiner ist als jener in den Ergebnissen aus Simulationen unter Verwendung von adhäsiven Material „Adh56sa“. Für einen Vergleich wurde das Material „Adh56sb“ ausgewählt (Bild 4.72). Alle Kraft-Verschiebungskurven aus Laborversuchen liegen im Nachbruchbereich oberhalb der Kraft-Verschiebung-Beziehung aus der Simulation für  $\mu_{global}=1,5$  und unterhalb des Verlaufes für  $\mu_{global}=2,5$ .

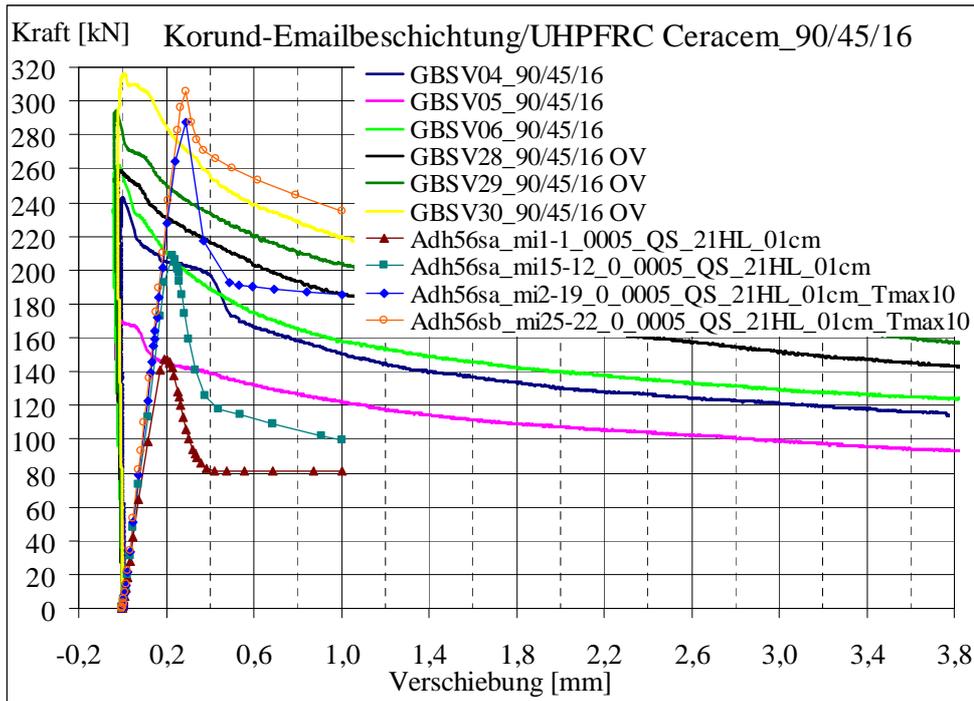


Bild 4.75 Versuchsserie 90/45/16 und 90/45/16 OV

Im folgenden Bild 4.76 sind die Ergebnisse der Versuchsserie 90/45/20 dargestellt.

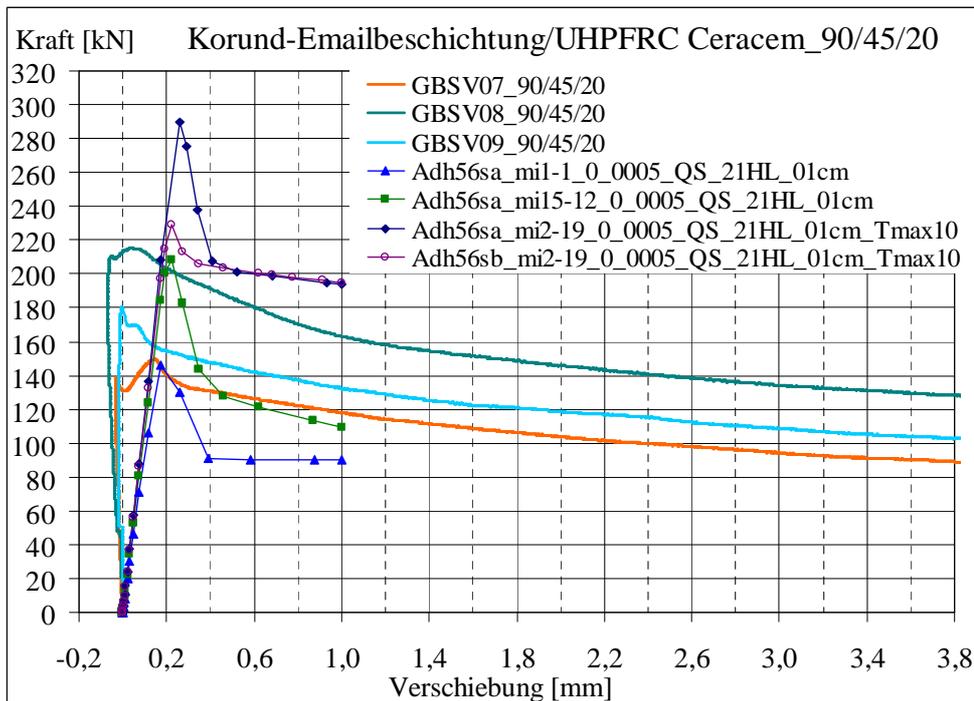


Bild 4.76 Versuchsserie 90/45/20

In der Darstellung ist ersichtlich, dass die tatsächliche Haftfestigkeit auch hier kleiner als die angegebene von  $0,09 \text{ kN/cm}^2$  („Adh56sa“) sein muss. Für einen Vergleich wurde das Material „Adh56sb“ mit der Haftfestigkeit von  $0,04 \text{ kN/cm}^2$  verwendet. Die Kraftverschiebungskurve der Probe GBSV07 unterschreitet erst bei einer relativen Verschiebung von ca.  $3,8 \text{ mm}$  die Ergebnisse aus der FE-Berechnung für  $\mu_{global}$  von 1. Als oberer Grenzwert

der Reibung dieser Versuchsserie kann näherungsweise die globale Reibungszahl  $\mu_{global}$  von 2 geschätzt werden.

In der nächsten Versuchsgruppe 90/60/16 und 90/60/16 OV (Bild 4.77) wurden Probekörper mit den größten Betonabmessungen und der Einbindetiefe aus allen Serien untersucht. Die Verbundfestigkeit dieser Probekörper von maximal 260 kN liegt jedoch unter dem Laborergebnis von ca. 320 kN (Bild 4.75), das für gleiche Betonabmessungen und Glasdicken, aber für kleinere Einbindetiefen erreicht wurde. Auch hier scheint, dass die adhäsiven Eigenschaften der Kontaktzone in der Realität schlechtere sind als die angegebene Haftfestigkeit von 0,09 kN/cm<sup>2</sup>. Die globale Reibungszahl  $\mu_{global} = 1$  gilt hier als Mindestwert.

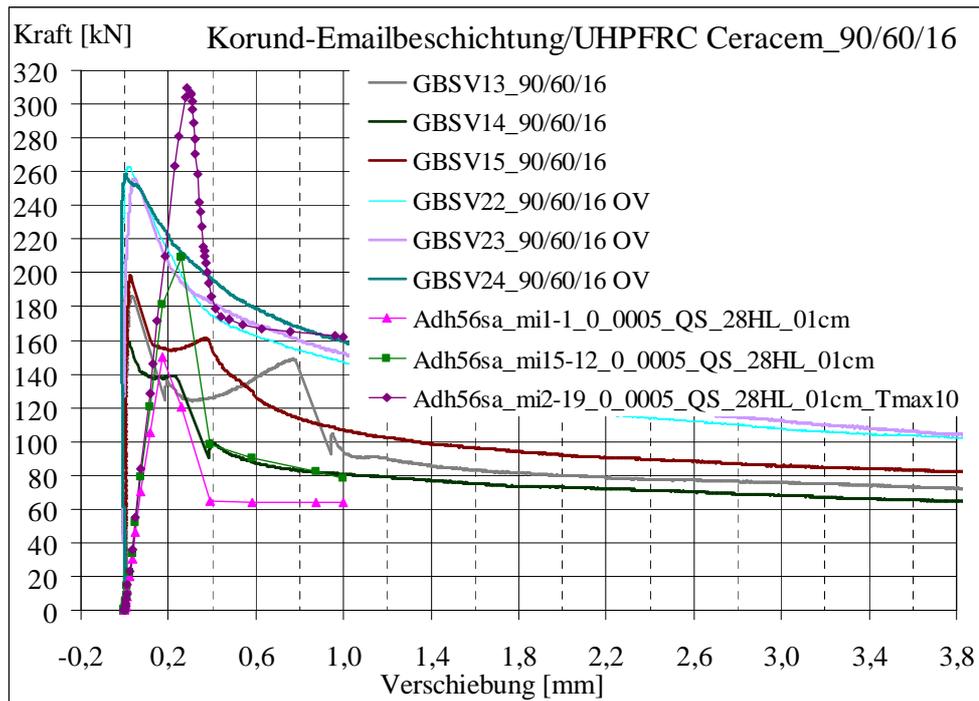


Bild 4.77 Versuchsserie 90/60/16 und 90/60/16 OV

In den letzten beiden Versuchsserien wurden kleinere Betonabmessungen als  $B=H=90$  mm verwendet.

Das Bild 4.78 stellt die Kraft-Verschiebung-Beziehungen für Probekörper von Typ 70/45/16 und von Typ 70/45/16 OV dar. Die Verbundfestigkeiten erreichten im Labor Werte zwischen ca. 110 kN und 190 kN. Der Mindestwert von  $\mu_{global} = 1$  wurde in einem Fall (GBSV26) bei der relativen Verschiebung von ca. 0,6 mm unterschritten. Die Obergrenze für den Anteil aus Reibung und Verzahnung stellt in dieser Versuchsserie der globale Reibungswert von 2 dar. Der Anteil aus Adhäsion, d. h. die Festigkeit der kohäsiven Elemente von 0,09 kN/cm<sup>2</sup> erweist sich in der Simulation als zu hoch geschätzt.

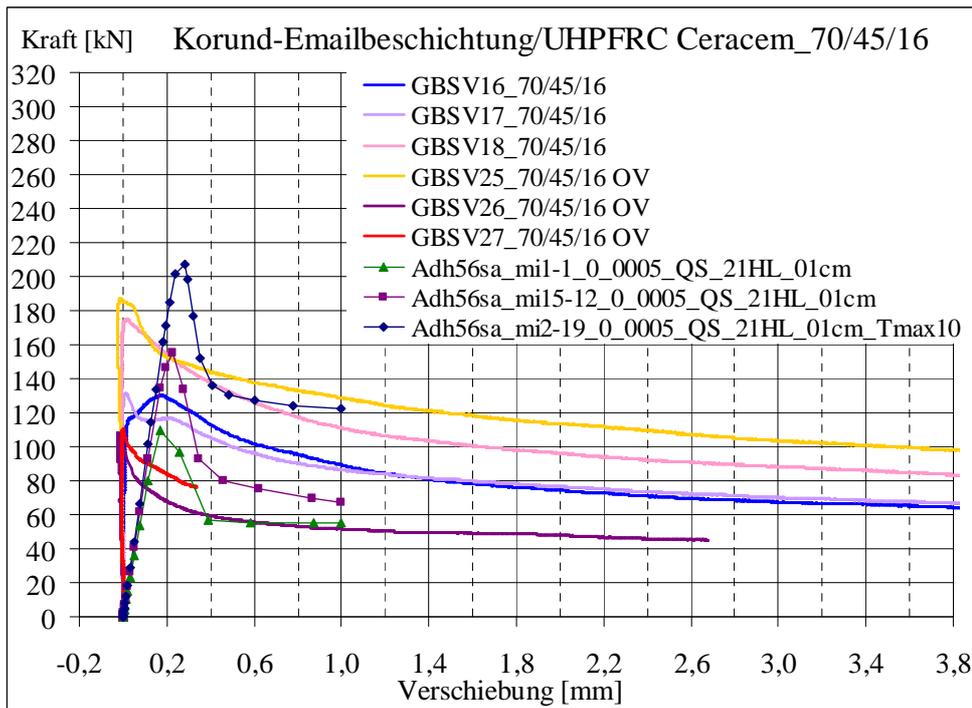


Bild 4.78 Versuchsserie 70/45/16 und 70/45/16 OV

Das Bild 4.79 stellt die Ergebnisse der Versuchsserie 52/30/16 OV dar. Zwei Verläufe aus Laborversuchen liegen im untersuchten relativen Verschiebungsbereich zwischen den Kurven, die sich aus FE-Simulationen für  $\mu_{global} = 1$  und 2 ergeben. Die Probe GBSV20 unterschreitet bei der relativen Verschiebung von ca. 1,6 mm die Ergebnisse aus der Simulation für den globalen Reibungskoeffizient  $\mu_{global} = 1$ . Die Haftfestigkeit von  $0,09 \text{ kN/cm}^2$  scheint für zwei Proben annähernd gut den Laborversuchen zu entsprechen.

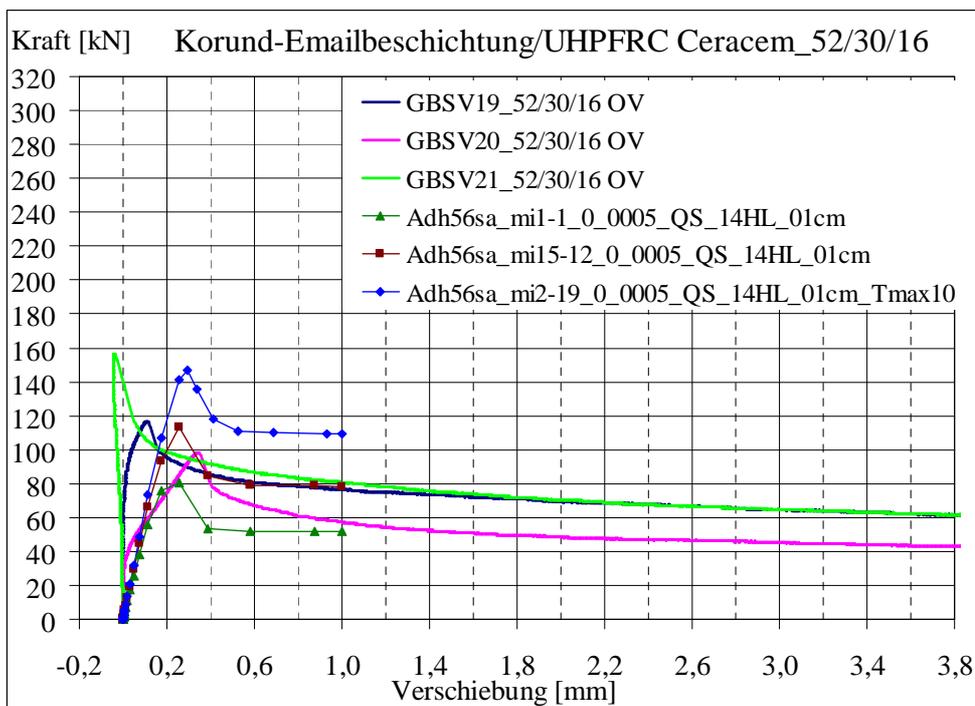


Bild 4.79 Versuchsserie 52/30/16 OV

Die FE-Simulation der Schubversuche ermöglicht eine näherungsweise Gewinnung der Schädigungsparameter des Glas-Beton-Verbundes sowie eine Analyse der Verbundkräfte. Im Folgenden werden die durchgeführten Untersuchungen der Klemmkraftentwicklung und der Größe der Kontaktfläche während des Betonschwindens und der Beanspruchung in Abhängigkeit von den geometrischen Parametern dargestellt.

### **Einfluss der geometrischen Parameter auf die Tragfähigkeit des Verbundes**

Für eine Verbindung sind die Materialien, aus welchen das Verbundelement erstellt wurde und weitere Faktoren, wie die Geometrie der einzelnen Fügeile, von Bedeutung. Zu den geometrischen Parametern zählen die Abmessungen des Betonquerschnitts, die Dicke der Glasscheibe, sowie die Einbindetiefe des Glases im Beton. Diese Parameter sollen, je nach Relevanz für die Tragfähigkeit, in der Bemessung des Glas-Beton-Verbundes berücksichtigt werden.

Die zur Kontaktfläche normale Druckkraft beeinflusst den Anteil der Reibung der Schubtragfähigkeit der Fuge. Diese Druckkraft (hier die Klemmung des Glasscheibenrandes im Beton) entwickelt sich während des Betonaushärtens. Die Entwicklung der Klemmkraft im Glas-Beton-Verbund hängt stark von den zeitabhängigen Eigenschaften des Betons, d. h. E-Modul und Zugfestigkeit und deren Auswirkungen, d. h. Schwinden und Kriechen ab.

Im Rahmen der Vorarbeiten (Kapitel 4.5) wurde die Klemmkraft mit Hilfe der FE-Methode im ebenen Dehnungszustand untersucht. Dabei wurden die adhäsiven und die Reibungskräfte zwischen den Kontaktflächen mit Federelementen, sog. *connectors* nachgebildet. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind im Kapitel 4.5.5 zusammengefasst.

In diesem Abschnitt der Arbeit werden 3D-Simulationen an Modellen der Probekörper aus eigenen Laborversuchen durchgeführt. Für die Analysen wurde die im Bild 4.72 gezeigte Arbeitslinie der kohäsiven Elemente und der veränderliche globale Reibungskoeffizient  $\mu_{global}$  von 1; 1,5; 2 gewählt. Im Folgenden wird der Einfluss der Änderungen der geometrischen Parameter auf die maximal erreichbare Klemmkraft infolge Betonschwindens und auf die Größe der Kontaktfläche näher betrachtet. Um gewisse Tendenzen in der Entwicklung der Klemmkraft und der Kontaktfläche zu erkennen, wurden Ergebnisse in Gruppen zusammengestellt, in welchen entweder die Glasdicke, die Einbindetiefe oder der quadratische Betonquerschnitt variiert.

Wie vorher erwähnt, wurde auf Grund von geometrischen Änderungen im Verbundquerschnitt eine Verbesserung der Klemmkraft und eine daraus resultierende Erhöhung der Tragfähigkeit erwartet.

Die Analyse dieser Einflüsse beginnt mit dem Vergleich der gesamten, zur Verbundfuge normalen Druckkraft  $CFN3$  und der gedrückten Fugenkontaktfläche  $CAREA$ . Das Bild 4.80 stellt die Ergebnisse aus FE-Simulationen an Modellen, welche den Probekörpern der Serie 90/45/ $d$  entsprechen, dar. Die Seiten des Betonquerschnitts  $B=H$  sind 90 mm breit und die Einbindung des Glasrandes im Beton beträgt 45 mm. Der variierende Parameter ist die Glasdicke  $d$ , welche in durchgeführten Laborversuchen 12, 16 und 20 mm beträgt. Die FE-Berechnungen wurden zusätzlich für die Einbindetiefe  $h$  von 40 mm durchgeführt.

Auf der linken Seite des Bildes sind die Ergebnisse der Klemmkraft und der Kontaktfläche für eine Einbindetiefe  $h$  von 45 mm und zum Vergleich auf der rechten Seite der Ergebnisse für eine Einbindetiefe  $h$  von 40 mm zu sehen. Für die Darstellung der Berechnungsergebnis-

se wurde für  $d=12$  mm die dunkel blaue, für  $d=16$  mm die rosa und für  $d=20$  mm die grüne Farbe gewählt. Die Volllinien ohne zusätzliche Markierungen stellen die Ergebnisse für den globalen Reibungskoeffizienten  $\mu_{global} = 1$  dar. Zusätzliche Zeichen wurden für  $\mu_{global} = 1,5$  (volle Quadrate) und für  $\mu_{global} = 2$  (Kreise) gewählt.

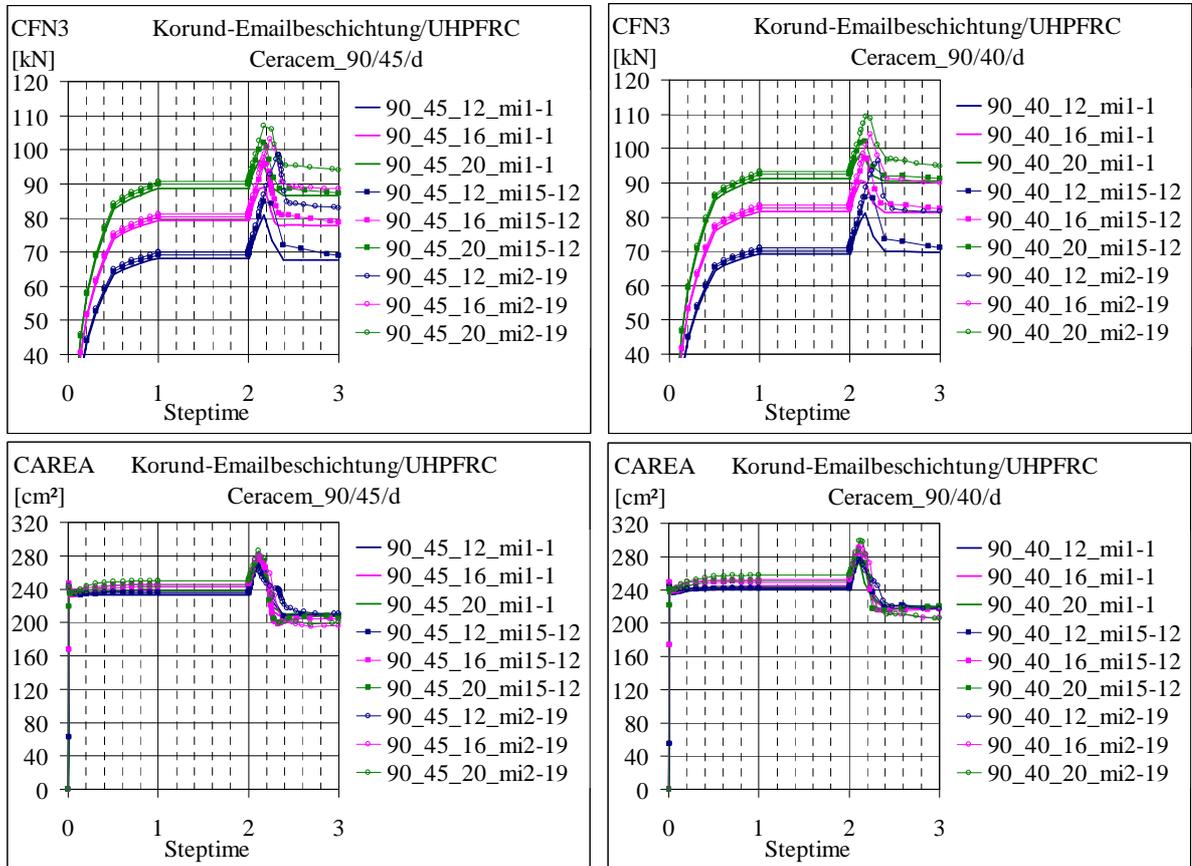


Bild 4.80 Vergleich der Entwicklung der Klemmkraft und Kontaktfläche während des Betonschwindens und der Beanspruchung in der Serie 90/45/d und 90/40/d

Die Simulation verläuft in drei *steps*: Betonschwinden, Auflagerung, Beanspruchung. Der Kontakt zwischen Glas- und Betonoberflächen ist von Anfang an vorhanden und die Klemmkraft baut sich im ersten Schritt auf. Der zweite Schritt, die Auflagerung vom Probekörper (d. h. Definition von Randbedingungen), ruft keine Änderungen in der Grenzschicht zwischen Glas und Beton hervor. Die Kontaktfläche und die Klemmkraft verändern sich im Laufe der Verschiebung der Glasscheibe gegen den Beton entlang der Verbundfuge. Zu Beginn der Belastung findet eine Steigerung der Kontaktfläche und der Klemmkraft statt.

Auf den Darstellungen ist auch eine Erhöhung der Klemmkraft mit der Vergrößerung der Glasdicke deutlich sichtbar und beträgt zwischen 11 und 17 % pro 4 mm Zunahme der Glasdicke. Zudem scheint sich die Klemmung stärker zusammen mit der Erhöhung des globalen Reibungskoeffizienten  $\mu_{global}$  zu entwickeln. Die Stärkung der Klemmung beträgt ca. 1 % bei einer Erhöhung von  $\mu_{global}$  um 0,5. Trotz einer um 5 mm kleineren Einbindetiefe erreicht die Klemmkraft in der Serie 90/40/d etwas höhere Werte als in der Serie 90/45/d.

Die Größe der Kontaktfläche verändert sich offensichtlich mit der Änderung der Einbindetiefe. Wie die Klemmkraft, erreicht auch die Kontaktfläche in der Serie 90/40/d etwas höhere Werte im Vergleich zur Serie 90/45/d. Die Kontaktfläche nimmt bei höheren

Werten der globalen Reibungszahl gering zu. Die Vergrößerung der Kontaktfläche erreicht maximal ca. 2 %.

Während der Belastung steigen die Klemmkraft und die Kontaktfläche zuerst. Danach, nach Überschreiten der relativen Verschiebung  $u_{el}$  (vgl. Bild 4.4), fallen sie ab. Die elastische Verschiebung  $u_{el}$  beschreibt den Übergang vom Haften zum Gleiten. Wenn in der Kontaktfläche die relativen Verschiebungen größer als die elastischen Verschiebungen sind ( $u > u_{el}$ ), tritt Gleiten auf. Die Schubspannungen aufgrund der Übertragung der Reibkräfte erreichen ihren Maximalwert  $\max \tau$  und je nach Annahme im FE-Modell können sie konstant hoch bleiben oder fallen.

Wie im Bild 4.80 und in nachfolgenden Bildern zu sehen ist, erreicht die normale Druckkraft  $CFN3$  (=Klemmkraft) höhere Werte mit Vergrößerung der Reibungszahl. Mit der Erhöhung der Reibungszahl bei einer gleich groß definierten relativen Verschiebung  $u_{el}$  wird das Kontaktverhalten im elastischen Bereich steifer.

Während der Belastung kann sich der Probekörper verformen und die Verbundfuge schließen oder breiter öffnen. Auch die Druckspannungen in der Fuge können sich verändern. Bei der breiter geöffneten Fuge nimmt die gedrückte Kontaktfläche ab. Je nach Größe der Fugenbreite (-tiefe) kann der Verlust unterschiedlich stark sein. Im Bild 4.80 nimmt  $CAREA$  nach dem Bruch um ca. 8 bis 20 % im Vergleich zum Zustand vor der Belastung ab. Eine genauere Analyse der Fugenöffnung und der Druckspannungen wird in weiteren Abschnitten dieser Arbeit beschrieben.

Mit der nächsten Versuchsserie 90/h/16 wird der Einfluss der Einbindetiefe  $h$  untersucht. Im Bild 4.81 werden die Klemmkraft  $CFN3$  und die Kontaktfläche  $CAREA$  für zwei Reihen von drei ausgewählten Tiefen der Verankerung von  $h=30$ ; 45; 60 mm und von  $h=26$ ; 40; 55 mm dargestellt. Die Abmessungen des Betonquerschnitts ( $H=B$ ) von 90 mm bleiben unverändert. Die Glasdicke beträgt 16 mm. Die FE-Berechnungen wurden für  $\mu_{global} = 1$ ; 1,5 und 2 durchgeführt.

Die Länge des Verbundes in den Probekörpern beträgt 360 mm (Bild 3.12 und Bild 4.92). Das ergibt zu Beginn gleich nach der Betoneinbringung, d. h. nach dem Umhüllen des Glasrandes mit Beton, die Kontaktfläche von:

- 432 cm<sup>2</sup> für die Einbindetiefe  $h=30$  mm
- 648cm<sup>2</sup> für  $h=45$  mm
- 864 cm<sup>2</sup> für  $h=60$  mm
- 374,4 cm<sup>2</sup> für  $h=26$  mm
- 576 cm<sup>2</sup> für  $h=40$  mm
- 792 cm<sup>2</sup> für  $h=55$  mm.

Die Größe der Kontaktfläche verändert sich während des Betonschwindens und der gedrückte Bereich der Fuge  $CAREA$  wird kleiner. In FE-Simulationen beträgt die gedrückte Fugenkontaktfläche  $CAREA$  nach dem Betonschwinden zwischen 220 und 260 cm<sup>2</sup>, d. h. sie verliert auf Grund des Betonverformens einen Teil ihres maximalen, zu Beginn vorhandenen Wertes (d. h. des sich aus der Geometrie ergebenden Wertes). Die gedrückte Kontaktfläche der Versuchsserie 90/45/d erreicht z. B. Ergebnisse zwischen 240 und 250 cm<sup>2</sup> (Bild 4.80 und Bild 4.81). Dieses Ergebnis liegt weit unter der zur Verfügung stehenden Verbundfläche von 648 cm<sup>2</sup>. Der gedrückte Teil beträgt zwischen 37 und 39 % der Verbundfläche.

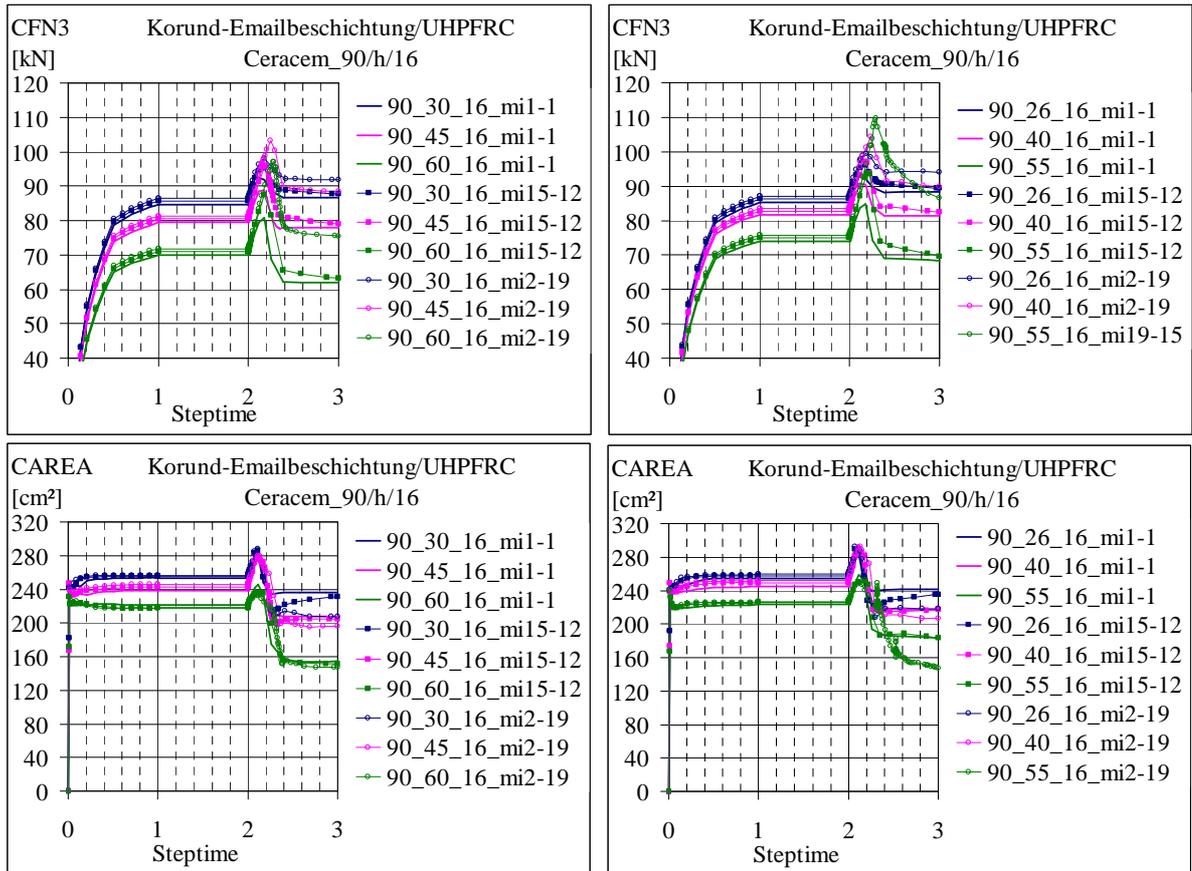


Bild 4.81 Vergleich der Entwicklung der Klemmkraft und Kontaktfläche während des Betonschwindens und der Beanspruchung in der Serie 90/h/16

Anders als erwartet, verschlechtert sich zusätzlich die Entwicklung der Klemmung (d. h. die Klemmkraft und die gedrückte Kontaktfläche) mit Vergrößerung der Einbindetiefe. Die Größe der Kontaktfläche verringert sich gleichzeitig mit der Zunahme der Einbindetiefe. Die Differenz zwischen der theoretisch möglichen und tatsächlich gedrückten Verbundfläche nimmt bei den tieferen Verankerungen (im untersuchten Bereich zwischen 26 und 60 mm) zu. Der größte Verlust findet in der untersuchten Serie bei  $h=60$  mm statt und beträgt ca. 72 %.

Die gleiche Aussage ergab sich aus der Analyse der Laborversuche (Bild 3.24). Die Glas-Beton-Verbindung kann während des Betonaushärtens seine besten Ergebnisse (wie z. B. von der Kontaktfläche und Klemmkraft) vermutlich nur bei einer optimalen Einbindetiefe  $h_{op}$  erreichen (Bild 3.25). Zu tiefe Verankerungen führen zur Verschlechterung der Ergebnisse. In durchgeführten Versuchen war die Glasscheibe scheinbar tiefer als  $h_{op}$  eingeführt. Die Klemmung verbessert sich etwas mit dem Anstieg des globalen Reibungskoeffizienten, aber die Stärkung der Klemmkraft erreicht bei der Zunahme von  $\mu_{global}$  um 0,5 weniger als 1 %. Bei Erhöhung der globalen Reibungszahl nimmt auch *CAREA* nur wenig zu. Die Vergrößerung der Kontaktfläche erreicht bei einer Erhöhung von  $\mu_{global}$  um 0,5 bis zu ca. 2 %. Die Klemmkraft und die Kontaktfläche steigen zur Beginn der Fugenbelastung. Mit dem Überschreiten der relativen Verschiebung  $u_{el}$  geht das Haften in Gleiten über und die Kurven von *CFN3* und *CAREA* fallen ab. Der Übergang vom Haften zum Gleiten ist rechnerisch der aufwändigste Bereich der Simulation. Für diesen Bereich wird wie vorher erwähnt, eine

elastische Verschiebung  $u_{el}$  angenommen. Dank dieser Annahme kann eine bessere numerische Konvergenz gewährleistet werden.

Im Bild 4.81 fällt auf, dass *CFN3* und *CAREA* während der Belastung nach der anfänglichen Zunahme stärker unter ihre Ergebnisse vor der Beanspruchung fallen, wenn die Glasscheibe tiefer in den Beton hineinragt. Dies kann durch verminderte Steifigkeit des Betonquerschnitts infolge größerer Aussparung für das Glas erklärt werden. Die Betonresthöhe unter der Nut und die Abmessungen der seitlichen Betonflanken beeinflussen die Nachgiebigkeit des Verbundes (bzw. die Klemmung). Größere Einbindetiefen weisen auf verminderte Steifigkeit des Betonteils und höhere Nachgiebigkeit der Klemmung hin. Ein Maß der Nachgiebigkeit kann die Fugenöffnungsbreite sein. Wie breit sich die Fuge in Abhängigkeit von der Einbindetiefe öffnet, wird eine spätere Analyse in dieser Arbeit zeigen.

Nachfolgend wird der Einfluss der Größe des Betonquerschnitts untersucht. Je größere Abmessungen der Betonbauteil besitzt, desto höhere Steifigkeit des Glas-Beton-Verbundes und stärkere Klemmung sind zu erwarten. Für die Analyse wurden quadratische Querschnitte mit  $B=H$  von 70 und 90 mm und Einbindetiefen von 40 und 45 mm gewählt. Die Glasdicke beträgt 16 mm. Im Bild 4.82 werden die Vergleiche der Klemmkraft und Kontaktfläche in der Versuchsserie  $B=H/45/16$  und  $B=H/40/16$  dargestellt. Die globale Reibungszahl  $\mu_{global}$  beträgt wie vorher 1; 1,5 und 2.

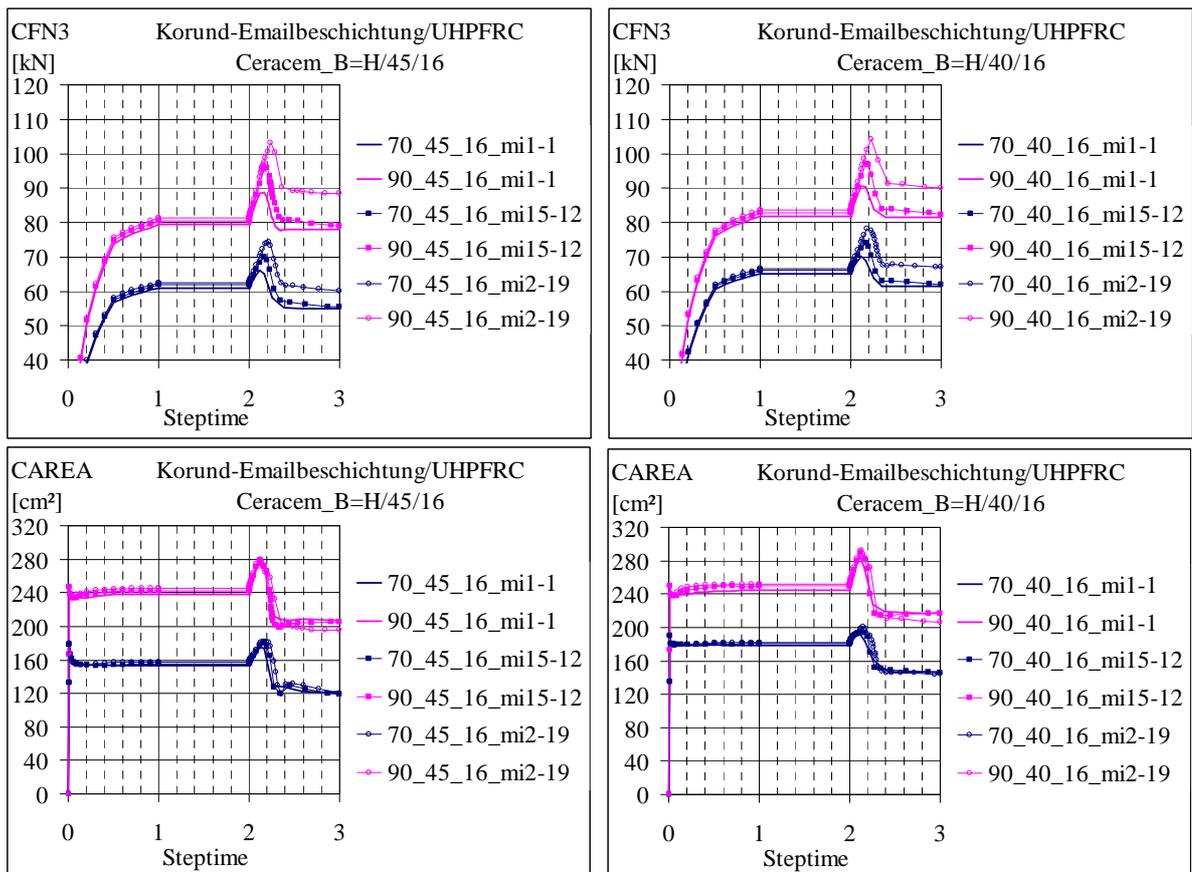


Bild 4.82 Vergleich der Entwicklung der Klemmkraft und Kontaktfläche während des Betonschwindens und der Beanspruchung in der Serie  $B=H/45/16$  und  $B=H/40/16$

Die Ergebnisse für kleinere Einbindetiefen von 26 und 30 mm sind im Bild 4.83 ersichtlich. In der Versuchsserie  $B=H/30/16$  und  $B=H/26/16$  wurden quadratische Betonquerschnitte mit  $B=H$  von 52 und 90 mm untersucht. Die Glasdicke beträgt weiterhin 16 mm.

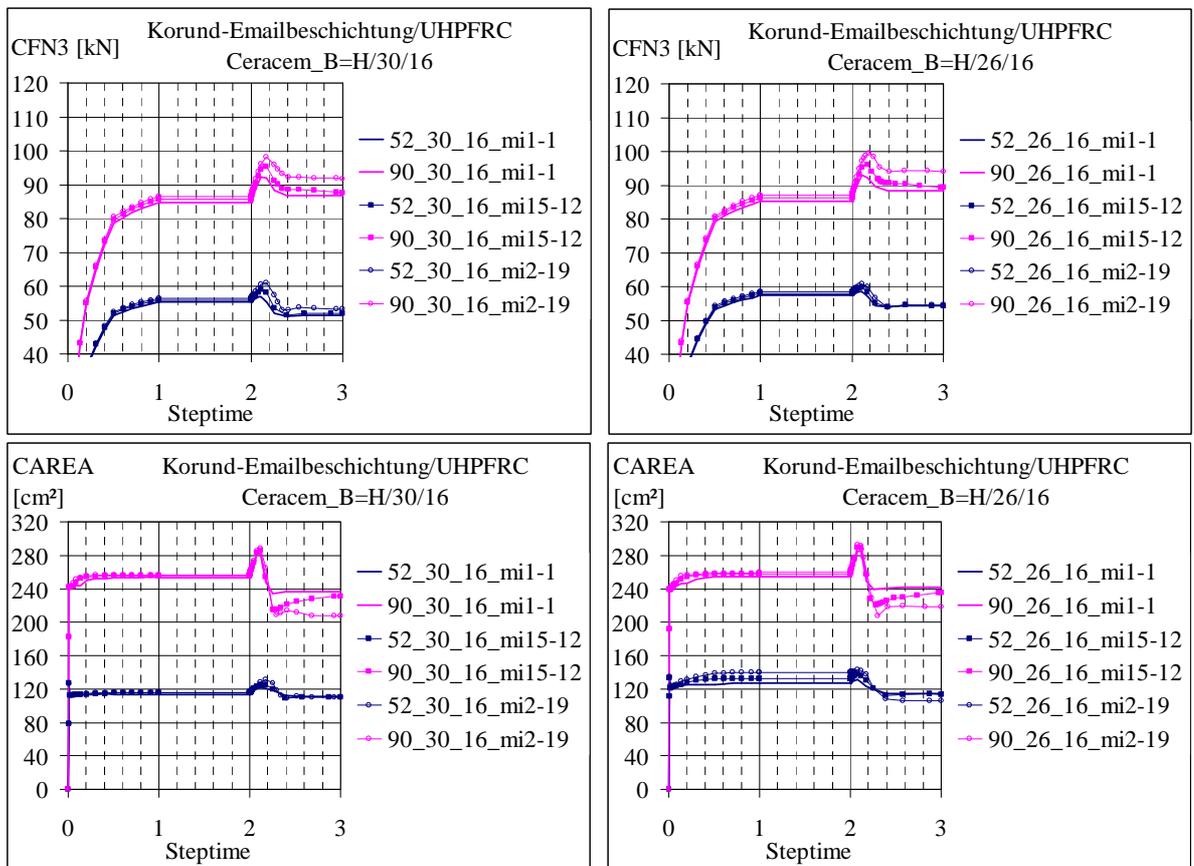


Bild 4.83 Vergleich der Entwicklung der Klemmkraft und Kontaktfläche während des Betonschwindens und der Beanspruchung in der Serie  $B=H/30/16$  und  $B=H/26/16$

Der positive Einfluss der Querschnittsvergrößerung ist in allen vier Serien deutlich zu sehen. Die Klemmkraft und die Kontaktfläche nehmen mit der Erhöhung des Betonquerschnitts von 70 auf 90 mm (Bild 4.82) und von 52 auf 90 mm (Bild 4.83) zu.

Die Steigerung der Klemmkraft erreicht in den ersten Serien (mit  $B=H=70$  und 90 mm) bis zu ca. 30 % und in den weiteren (mit  $B=H=52$  und 90 mm) bis zu ca. 55 %. Noch höher ist die Zunahme der gedrückten Kontaktfläche. Sie erreicht entsprechend ca. 50 % und über 100 %. Dass sich die Querschnittsänderung in der Versuchsserie  $B=H/30/16$  und  $B=H/26/16$  noch stärker als in der Serie  $B=H/45/16$  und  $B=H/40/16$  auswirkt, ist auf den größeren Unterschied zwischen den verglichenen Betonabmessungen  $H=B$  (zwischen 90 und 52 mm, anstatt 90 und 70 mm) zurückzuführen.

Ein weiterer Unterschied zwischen den beiden Versuchsserien liegt in der Einbindetiefe  $h$  (45 bzw. 40 mm und 30 bzw. 26 mm). Beim Vergleich der Proben 90/30/16 mit Proben 90/45/16 und der Proben 90/26/16 mit Proben 90/40/16 ist nochmals zu erkennen, dass die viel kleineren Einbindetiefen von  $h=30$  und 26 mm, bei gleich großem Querschnitt höhere Ergebnisse der Klemmkraft und der gedrückten Kontaktfläche liefern. Das ist auch ein Hinweis darauf, dass die optimale Einbindetiefe  $h_{op}$  der untersuchten Querschnitte im Bereich von 30 mm und weniger liegt.

Beim Vergleich der Proben 70/45/16 mit Proben 52/30/16 stellt sich heraus, dass der Vorteil der größeren Betonabmessungen (70 mm anstatt 52 mm) überwiegend wirkt und trotz der günstigen (eventuell beinahe optimalen) Einbindetiefe von 30 mm (im Vergleich zu 45 mm) liegen die Ergebnisse der Proben 70/45/16 höher als jene der Proben 52/30/16.

So wie in Versuchsserien mit veränderlicher Glasdicke  $d$  und mit veränderlicher Einbindetiefe  $h$  nehmen hier bei der Erhöhung der globalen Reibungszahl die Werte von  $CFN3$  und  $CAREA$  etwas zu. Die Vergrößerung der Ergebnisse erreicht in den dargestellten Versuchsserien mit der Änderung von  $\mu_{global}$  von 1 auf 2, maximal ca. 2 % für  $CFN3$  und maximal ca. 12 % für  $CAREA$ .

In den bisherigen Analysen wurde die Klemmkraft  $CFN3$  und die gedrückte Kontaktfläche  $CAREA$  in Beziehung zu *step time* (*steps 1 bis 3*: Betonschwinden, Auflagerung, Belastung) verglichen. Im Folgenden werden Ergebnisse während der Belastung (d. h. in *step3*) im Bezug auf Verschiebung untersucht. Die zur Analyse herangezogenen Parameter sind jene, welche die Festigkeit des Verbundes beschreiben. Zu den geprüften Ergebnissen zählen:

- $RF2$  – Lastkraft
- $CFS2$  – Reibungskraft in der Fuge in Belastungsrichtung
- *Adhäsion* – Adhäsionskraft in der Fuge in Belastungsrichtung
- $CFN3$  – Druckkraft normal zur Kontaktfläche (=Klemmkraft)
- $CAREA$  – gedrückte Kontaktfläche in der Fuge
- $COPEN$  – Fugenöffnung normal zur Kontaktfläche
- $CSLIP2$  – relative Verschiebung zwischen Fugenufer tangential zur Fuge
- $CPRESS$  – Druckspannung am Glasrand (die Klemmspannung)
- $CSHEAR2$  – Reibschubspannung (Anteil der Reibung mit Verzahnung).

Die Kraftanteile (Anteile der Verbundkraft) und die gedrückte Kontaktfläche werden in Beziehung zur Beanspruchung, d. h. zur Verschiebung infolge Belastung (in Form *boundary conditions*) um 1 mm abgebildet. Die Druck- und Schubspannungen, sowie die relative normale und tangential Verschiebung der Fugenufer werden entlang der Verbundlänge und Einbindetiefe dargestellt.

Die Aufteilung auf die Versuchsserien bleibt erhalten. Die Ergebnisse werden für  $\mu_{global} = 1$ ; 1,5 und 2 verglichen.

Im Bild 4.84 und Bild 4.85 werden die Versuchsserien 90/45/ $d$  und 90/40/ $d$  dargestellt (vgl. Bild 4.80). Die Stärke der Glasscheibe  $d$  ist der variierte Parameter und beträgt 12, 16 und 20 mm. Die Glasdicke ist der kleinste geometrische Parameter des Verbundquerschnitts.

Die Lastkraft  $RF2$  gibt Auskunft über die gesamte Schubtragfähigkeit des Glas-Beton-Verbundes. Mit Erhöhung der Glasdicke nimmt die gesamte Traglast  $RF2$  zu. Die Tendenz zur Steigung der Kräfte mit der Erhöhung der Glasdicke gilt für die  $CFN3$  und  $CFS2$ .

Die FE-Berechnungen wurden für verschiedene Werte des globalen Reibungskoeffizienten durchgeführt. Die Schubmodelle reagieren empfindlich auf die Änderung von  $\mu_{global}$ . Die Reibungskraft  $CFS2$  ergibt sich aus der globalen Reibungszahl und aus der Druckkraft nor-

mal zur Verbundfuge *CFN3*. Je mehr die globale Reibungszahl steigt, desto höher wird die Reibungskraft und damit die gesamte Tragkraft.

Die Adhäsionskraft ist von der Größe der gesamten Verbundfläche abhängig. Im FE-Modell wurden die kohäsiven Elemente entlang der Fuge auf der gesamten Einbindetiefe aufgetragen. Diese Elemente können auf Grund der Schubspannungen in der Fugenebene und der Zugspannungen senkrecht zur Fuge einem Schädigungsprozess unterliegen. Die Zerstörungskriterien wurden im Kapitel 4.3.2 näher erklärt.

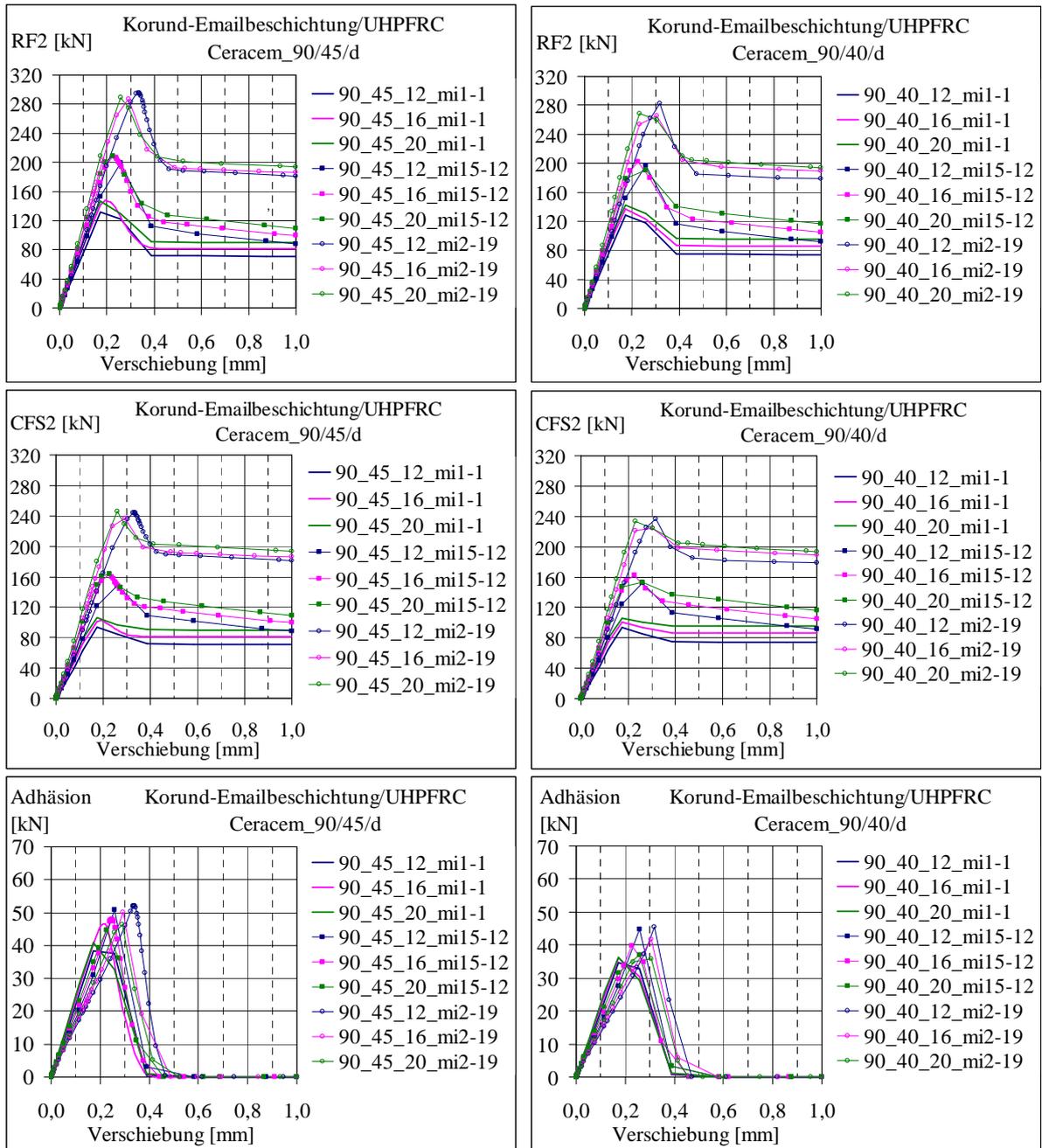


Bild 4.84 Vergleich der gesamten Schubtragkräfte und Kräfte aus den Anteilen Reibung und Adhäsion in der Serie 90/45/d und 90/40/d

In den nachstehenden Diagrammen (Bild 4.85) kann kein bedeutender Einfluss der Änderung der Glasdicke auf die Größe der gedrückten Kontaktfläche beobachtet werden. Die Erhöhung von  $\mu_{global}$  bringt Schwankungen von *CAREA* im Bereich von ca. 10 %.

Die gedrückte Kontaktfläche *CAREA* erreicht nur einen Teil der gesamten Verbundfläche. Zum Beispiel beträgt die Fugenfläche für die Einbindetiefe  $h=45$  mm 648 cm<sup>2</sup> und die gedrückte Kontaktfläche *CAREA* erreicht 280 cm<sup>2</sup>. Die nicht geklemmte Fugenfläche beträgt hier  $648-280=368$  cm<sup>2</sup>. Der Verlust in der Versuchsserie 90/45/d liegt dann bei ca. 57 %.

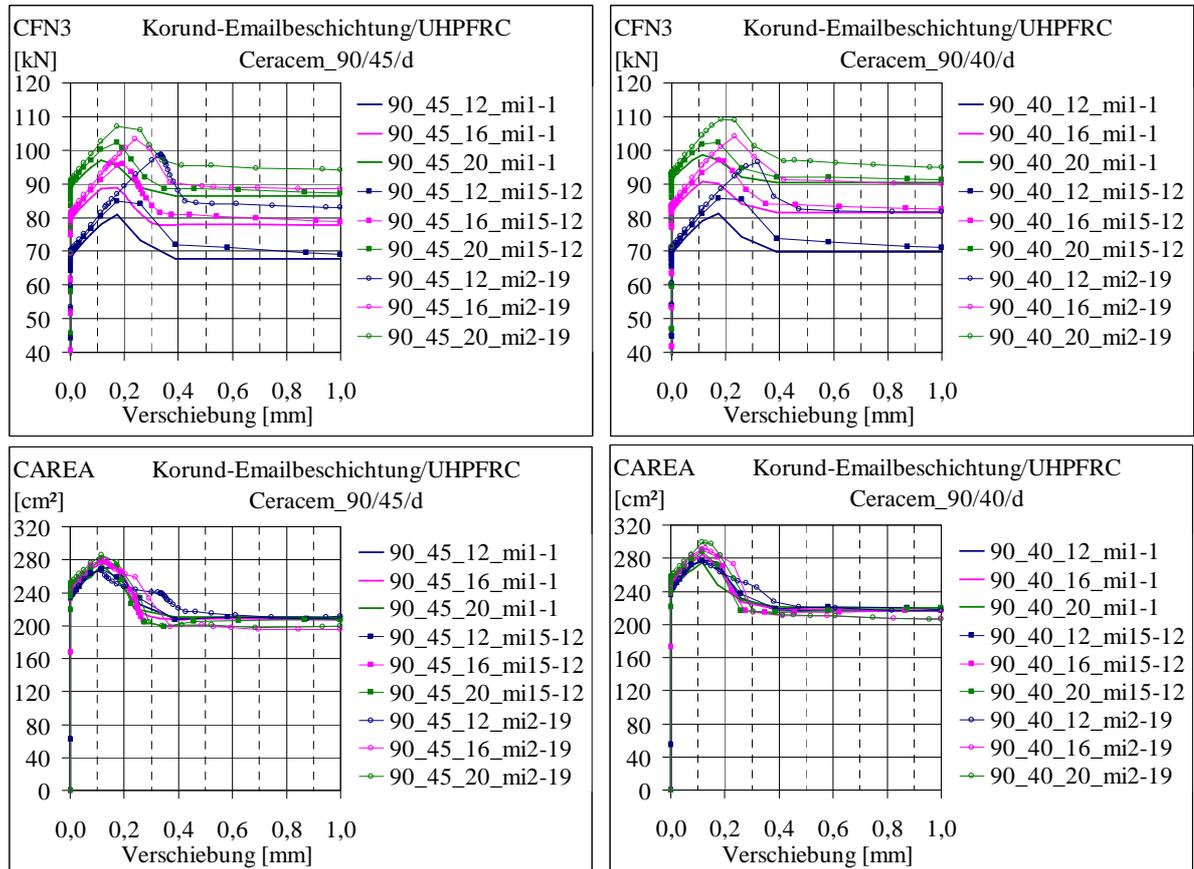


Bild 4.85 Vergleich der der Klemmkraft und Kontaktfläche in der Serie 90/45/d und 90/40/d

Über die gedrückte Kontaktfläche *CAREA* können während der relativen Verschiebung der Fugenufer außer dem Schubanteil aus Adhäsion auch Reibungskräfte übertragen werden. Die Fuge außerhalb der gedrückten Fläche *CAREA* ist offen. Solange die Fugenöffnung genügend klein ist und das Schädigungskriterium für Adhäsion nicht erfüllt ist, sind die adhäsiven Kräfte in diesem Bereich vorhanden. Auf Grund des fehlenden Kontaktes zwischen den Fugenufern können aber keine Reibungskräfte übertragen werden. Die im FE-Modell im Bereich der offenen Fuge verteilten kohäsiven Elemente befinden sich im Zugspannungszustand. Diese Beanspruchung findet auf Grund der Betonverformung noch vor der tatsächlichen Belastung des Verbundes, nämlich während des Betonschwindens statt. In der Fuge werden die Kohäsivelemente entsprechend den verschiedenen Anteilen ihrer Festigkeit beansprucht und jeder dieser Anteile trägt zur gesamten Tragkraft bei.

Eine Erhöhung der Glasstärke scheint keinen bedeutenden Einfluss auf die Größe der Adhäsion zu haben. Bei der Veränderung von  $\mu_{global}$  kommt es zu Änderungen der Adhäsion im Bereich von ca. 30 %.

Als nächstes wird der Einfluss der Vergrößerung der Einbindetiefe bei gleichbleibenden Abmessungen des Betonquerschnitts untersucht. Ein Vergleich der Ergebnisse ist im Bild 4.86 und Bild 4.87 zu sehen.

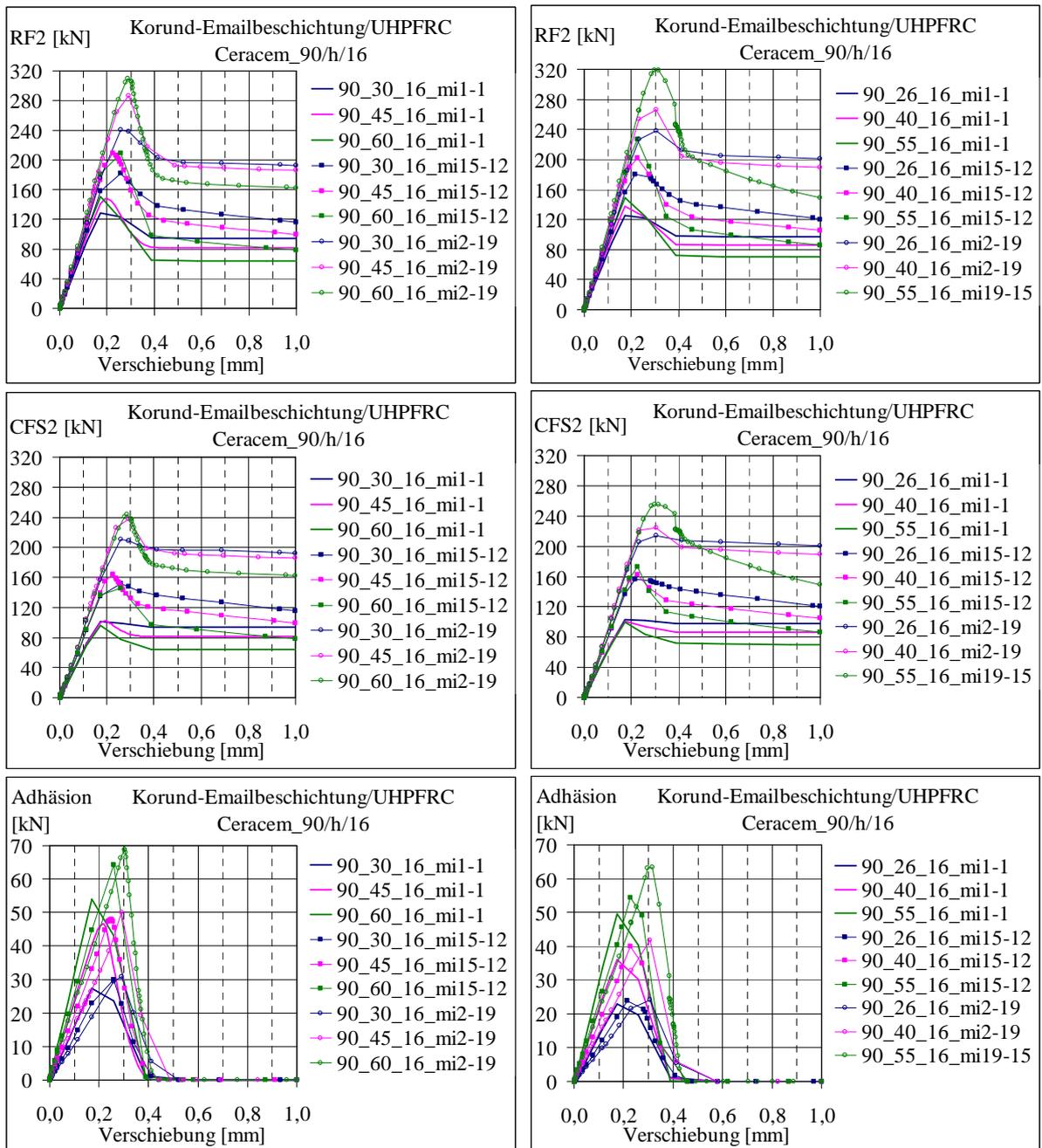


Bild 4.86 Vergleich der gesamten Schubtragkräfte und Kräfte aus Anteilen Reibung und Adhäsion in der Serie 90/h/16

Aus der Analyse der Entwicklung der Klemmkraft und der gedrückten Kontaktfläche während des Betonschwindens wurde mit der Vergrößerung der Einbindetiefe eine Verschlechterung des Aufbaus der Klemmung festgestellt (vgl. Bild 4.81). Ein tieferer Ausschnitt im Beton verhindert die Entstehung der Druckspannungen und resultiert mit niedrigerer Klemmkraft  $CFN3$ . Die Klemmung ist für die Übertragung der Reibungskräfte  $CFS2$  (im FE-Modell mit Verzahnung) notwendig und trägt nach dem Adhäsionsbruch alleine zur Fes-

tigkeit des Verbundes bei. Während der Belastung ist die Auswirkung der tieferen Verankerung des Glasrandes im Beton von der Phase der Beanspruchung abhängig.

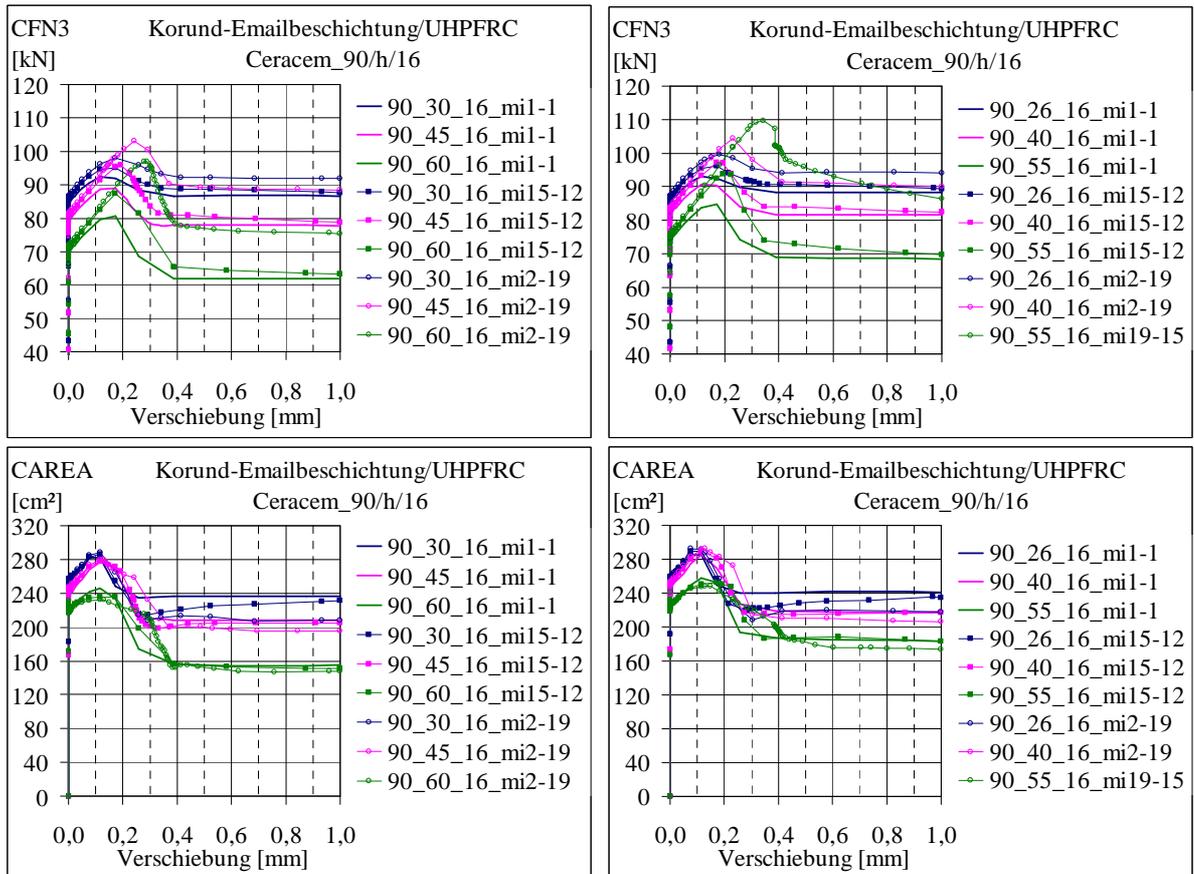


Bild 4.87 Vergleich der Klemmkraft und Kontaktfläche in der Serie 90/h/16

Eine größere Verbundfläche ist für die Adhäsion von Vorteil. Die adhäsiven Kräfte wachsen proportional mit der Einbindetiefe. Bei höherem  $\mu_{global}$  scheint sich dieser Einfluss noch zu verstärken.

Da die Schubtragfähigkeit der Verbundfuge aus beiden Mechanismen (Adhäsion und Reibung+Verzahnung) besteht, ergibt sich in Summe aus der Vergrößerung der Einbindetiefe eine Erhöhung der gesamten Verbundfestigkeit  $RF2$ . Nach der abgeschlossenen Schädigung der Adhäsion können die Schubkräfte nur über Reibung und Verzahnung übertragen werden. Der fehlende Anteil aus Adhäsion in dieser Phase wirkt sich bei breiteren Verbundflächen stärker aus: die Kräfte bei Proben mit größeren Verankerungstiefen fallen tiefer ab. Die noch zur Verfügung stehende Tragfähigkeit hängt im FE-Modell nur noch von der Druckkraft in der Fuge und dem globalen Reibungskoeffizienten ab. Die Reibungskraft ist nach dem Coulomb'schen Reibungsgesetz proportional zur Normalkraft. Die Druckspannungen können über die Kontaktfläche  $CAREA$  übertragen werden. Während der Belastung kann sich der Versuchskörper verformen und die Größe der Kontaktfläche verändern. Das Öffnen der Fuge ist nur durch die Steifigkeit des Betonquerschnitts, insbesondere der seitlichen Betonflanken und durch die Betonfestigkeit begrenzt.

Im vorherigen Bild 4.87 bestätigt sich erneut die Aussage über Verschlechterung des Aufbaus der Klemmung mit der Vergrößerung der Einbindetiefe.

In der nächsten Serie wird der Einfluss der Vergrößerung des Betonquerschnitts untersucht. Bild 4.88 und Bild 4.89 stellen den Einfluss der Änderung des Betonquerschnitts von 70 auf 90 mm für zwei ausgewählte Einbindetiefen von 45 und 40 mm dar. Bild 4.90 und Bild 4.91 zeigen den Einfluss der Vergrößerung des Betonquerschnitts von 52 auf 90 mm für die Einbindetiefe von 30 und 26 mm. Die Glasdicke beträgt 16 mm.

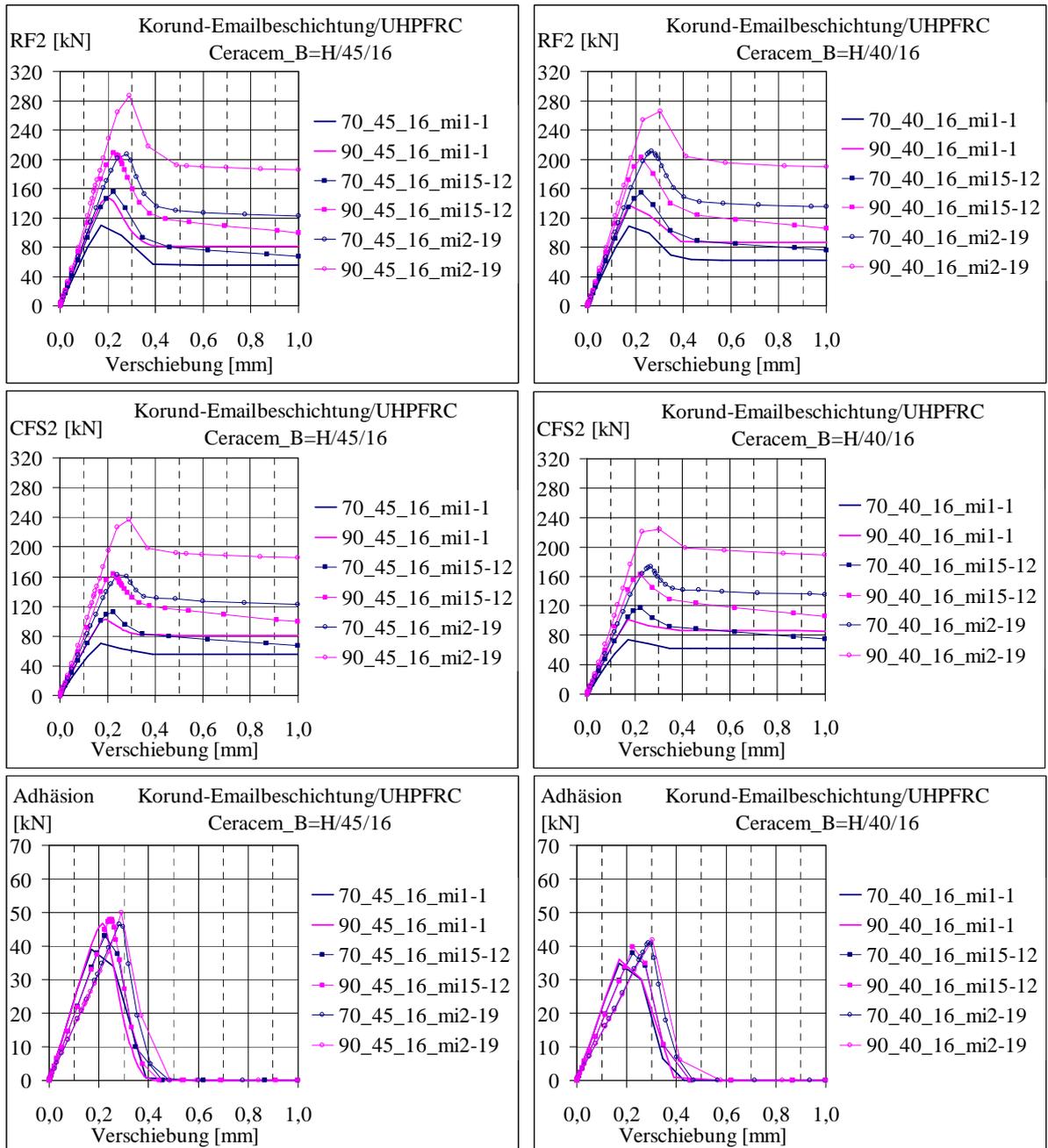


Bild 4.88 Vergleich der gesamten Schubtragkräfte und Kräfte aus Anteilen Reibung und Adhäsion in der Serie  $B=H/45/16$  und  $B=H/40/16$

Es bestätigt sich, dass sich die Vergrößerung der Abmessungen der Betonbauteile vorteilhaft auf die Tragfähigkeit des Glas-Beton-Verbundes auswirkt. Wie aus den Bildern zu entnehmen ist, betreffen diese Vorteile den Anteil der Reibung. Ein größeres Betonvolumen ergibt stärkere Betonverformungen während des Schwindens, was für die Entwicklung der Ver-

klemmung des Glasrandes eine große Rolle spielt. Größere Betonverformungen können gleichzeitig stärkere Klemmspannungen, aber auch die Fugenöffnung beeinflussen. Die Öffnung der Verbundfuge und die Klemmspannungen infolge des Betonschwindens und während der Belastung werden im Rahmen dieser Arbeit noch genauer untersucht.

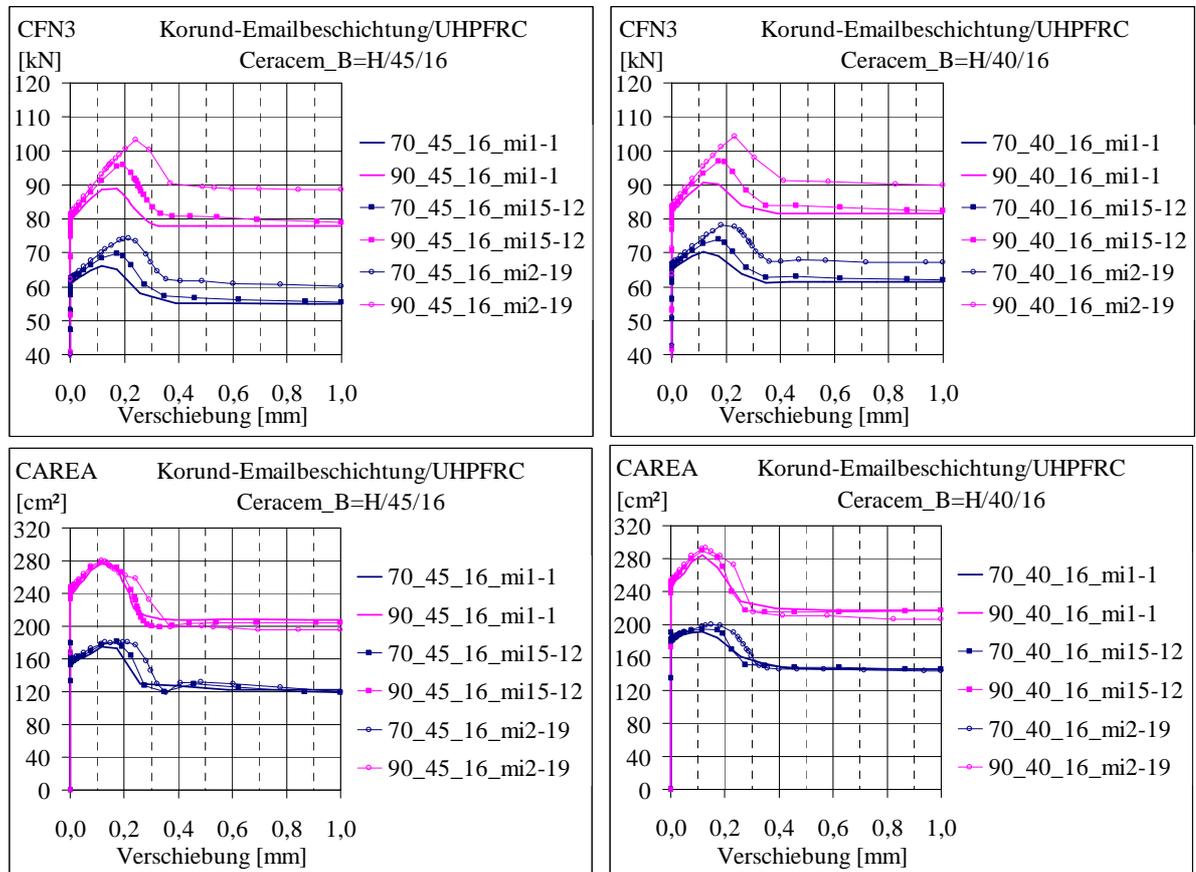


Bild 4.89 Vergleich der Klemmkraft und Kontaktfläche in der Serie  $B=H/45/16$  und  $B=H/40/16$

Wie in Bild 4.88 und Bild 4.90 zu sehen ist, ergibt sich aus den Veränderungen der Querschnittsgröße des Betons keine beachtliche Zu- oder Abnahme der Adhäsionskraft. Das kann bedeuten, dass in allen untersuchten Betonquerschnitten (bei einer konstanten Einbindetiefe) die Adhäsion während Betonschwinden unbeschädigt bleibt, oder zumindest ist die Fläche der intakten nach der Betonaushärtung kohäsiven Elemente in der Fuge ungefähr gleich groß. Damit kann die maximale gesamte Adhäsionskraft (bei den gleichen adhäsiven Eigenschaften der adhäsiven Zone) während der Belastung eine ähnliche Größe erreichen.

Der positive Einfluss der Querschnittsvergrößerung auf die Klemmkraft in der Phase der Betonaushärtung (vgl. Bild 4.82 und Bild 4.83) bleibt während der Schubbelastung in den untersuchten Serien erhalten und spiegelt sich in der Tragfähigkeit des Verbundes wieder.

Die Tendenz zur Steigerung der Fugenkräfte mit der Erhöhung des Betonquerschnitts besteht für die *RF2*, *CFN3* und *CFS2*. Auch die Kontaktfläche bei konstanter Fugenbreite nimmt mit der Erhöhung des Betonquerschnitts zu.

In den Untersuchungen wurde die globale Reibungszahl zwischen 1; 1,5 und 2 variiert. Die Erhöhung der globalen Reibungszahl beeinflusst natürlich den Anteil der Reibung der Fu-

genschubtragfähigkeit. Der Einfluss auf die Größe der gedrückten Kontaktfläche ist hier weniger ausgeprägt.

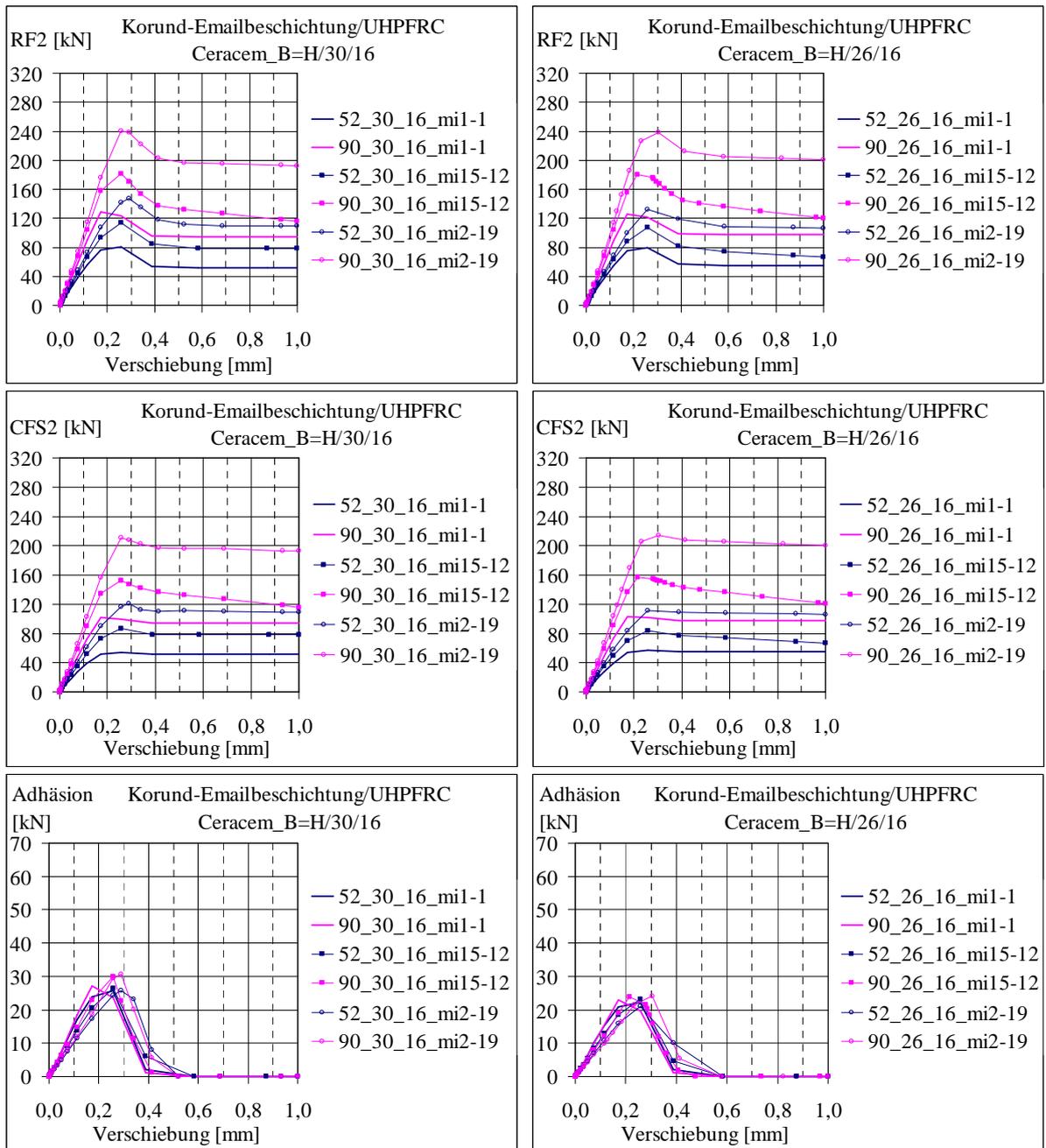


Bild 4.90 Vergleich der gesamten Schubtragkräfte und Kräfte aus Anteilen Reibung und Adhäsion in der Serie  $B=H/30/16$  und  $B=H/26/16$

Die Analyse der Einflüsse der veränderlichen geometrischen Parameter lässt erkennen, ob und wie sich die Anteile der Tragkraft verändern. Diese Erkenntnis sollte ein optimales Konstruieren der Glas-Beton-Verbundbauteile unterstützen. In Anlehnung an die Ergebnisse dieser ersten Untersuchungen werden für ausgewählte Versuchsserien genauere Analysen durchgeführt.

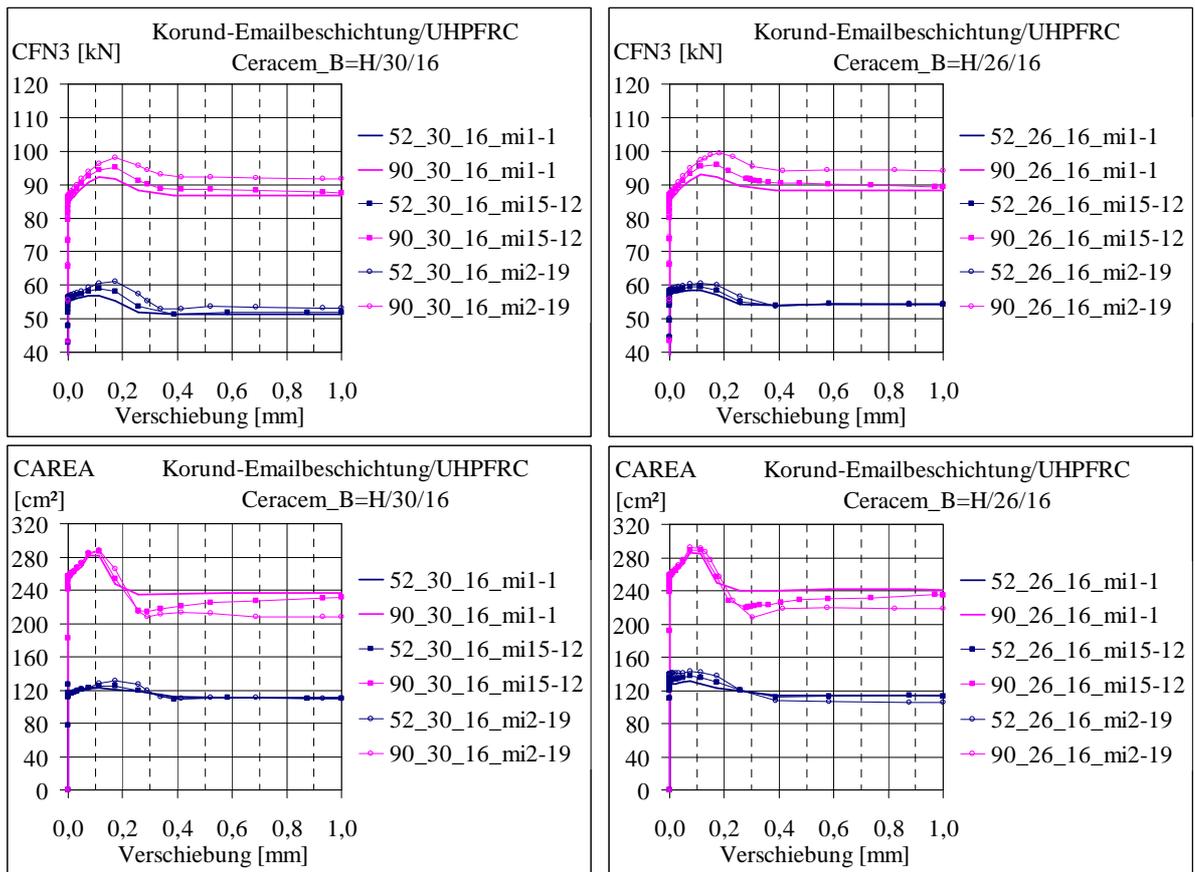


Bild 4.91 Vergleich der der Klemmkraft und Kontaktfläche in der Serie  $B=H/30/16$  und  $B=H/26/16$

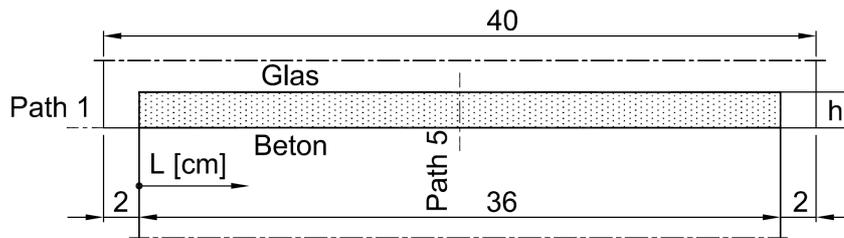
### Spannungsverteilungen in der Fuge - Allgemein

In den folgenden Analysen werden die Spannungen in der Kontaktfuge infolge der Beanspruchung des Verbundelements untersucht. Um realitätsnahe Ergebnisse darzustellen, werden hier die Ergebnisse aus FE-Simulationen mit dem linear-elastischen Materialgesetz und nichtlinearen Materialverhalten mit Rissbildung und Schädigung (vgl. Kapitel 4.4.1) angenommen.

Die bisher verwendeten Definitionen der Adhäsion bleiben erhalten (Bild 4.72). Das Material „Adh56sa“ wird in Simulationen mit linear-elastischem und „Adh56sb“ für ein nicht elastisches Materialmodell verwendet.

Die FE-Berechnungen wurden für  $\mu_{global} = 1; 1,5$  und 2 durchgeführt.

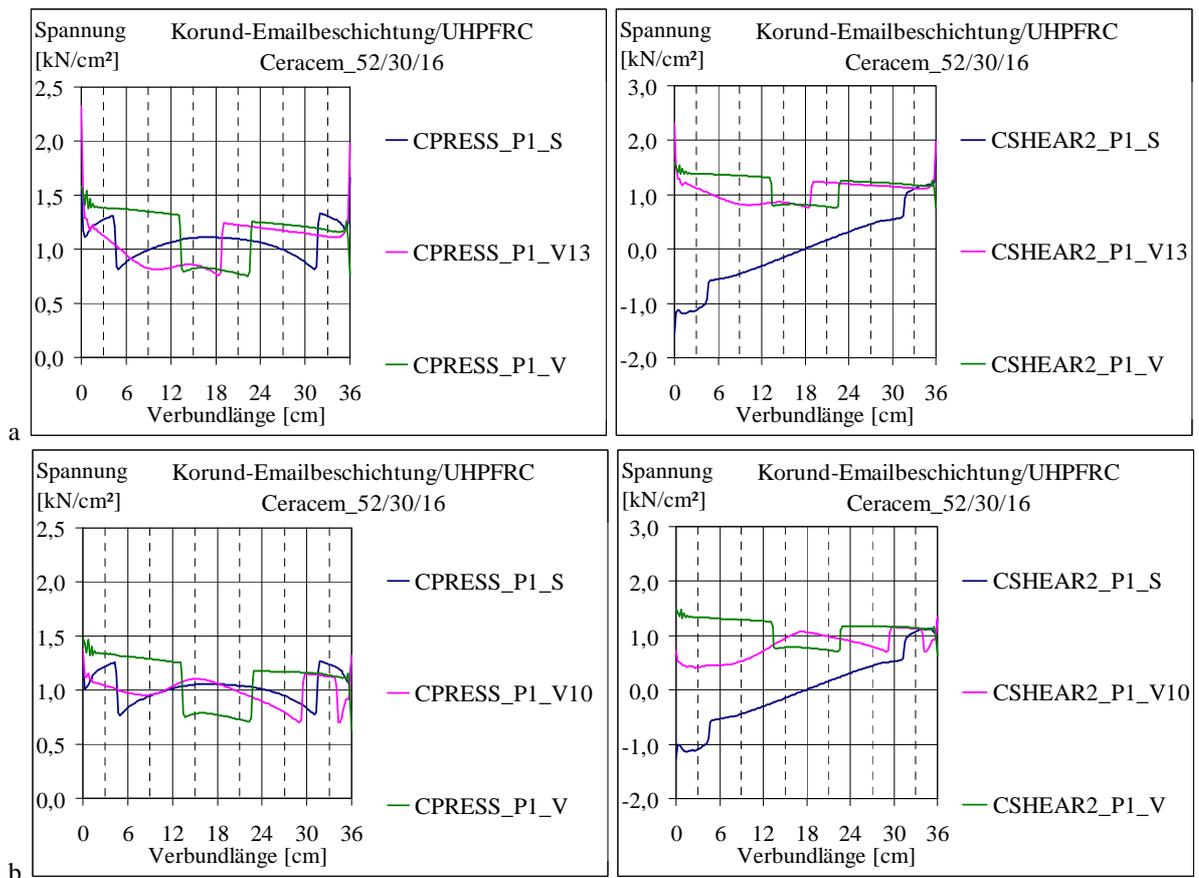
Als Ergebnis der Simulationen von Laborversuchen sind die Größe und Verteilung der Druckspannungen  $CPRESS$ , die den Glasrand im Beton verklemmen und der Schubspannungen  $CSHEAR2$  von großem Interesse. Für die Analyse wurde die Kontaktfläche in mehrere Längs- und Querschnitte unterteilt. Im Folgenden werden Ergebnisse im Längsschnitt *Path1* am Betonrand innen (vgl. Bild 4.67) und im Querschnitt *Path5* in der Mitte der Verbundlänge dargestellt. Im Bild 4.92 ist die Positionierung der Schnitte zu sehen.

Bild 4.92 Positionierung der Schnitte durch den Kontaktbereich: *Path1* und *Path5*

In den Auswertungen werden folgende Bezeichnungen verwendet:

- S – Zustand nach dem Abschluss des Betonschwindens in *step1* „Schwinden“
- V – Zustand nach der Fertigstellung der Verschiebung um den definierten Wert  $u$  [cm] in *step3* „Verschiebung“ (hier  $u=0,1$ cm)
- V12 bzw. B – Zustand bei den höchsten Schubspannungen *CSHEAR2* nach dem Adhäsionsbruch (hier z. B. in Inkrement 12 in *step3* „Verschiebung“)
- P1 – Längsschnitt am inneren Fugenrand (*Path1*)
- P5 – Querschnitt in der Mitte der Fugenlänge (*Path5*)

Zu Beginn wurde die Probe mit dem kleinsten Betonquerschnitt 52/30/16 und mit dem globalen Reibungskoeffizient  $\mu_{global} = 1$  näher betrachtet. Das Bild 4.93 stellt die Verteilung der Klemmspannungen *CPRESS* und Schubspannungen *CSHEAR2* entlang der Fuge im Längsschnitt *P1* (d. h. *Path1*) dar.

Bild 4.93 Klemmspannungsverteilung *CPRESS* und Schubspannungen *CSHEAR2* entlang der Fuge im Schnitt *P1* für  $\mu_{global} = 1$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Im Bild 4.93a sind die Ergebnisse der Berechnungen für ein linear-elastisches Material und im Bild 4.93b jene für Beton der reißen kann, zu sehen. Auf den Bildern sind die Spannungen in drei Belastungszuständen dargestellt: nach dem Abschluss des Betonschwindens, nach dem Adhäsionsbruch für die höchsten Schubspannungen  $CSHEAR2$  und bei der Verschiebung um 0,1 cm.

Die Verteilung der Spannungen in Richtung der Verbundlänge ( $Path1$ ) ist nicht konstant und verändert sich je nach Phase der Beanspruchung. Während des Betonschwindens verteilen sich die Klemmspannungen symmetrisch zur Mittelachse und liegen zwischen ca. 0,8 und 1,3 kN/cm<sup>2</sup>. Während der Belastung entstehen einerseits Bereiche mit höheren Druckspannungen als zuvor und andererseits Bereiche mit geschwächter Klemmung. Der Unterschied von Druckspannungen zwischen diesen Bereichen beträgt 0,5 kN/cm<sup>2</sup>.

Die Schubspannungen bauen sich in Abhängigkeit von der relativen Verschiebung in der Fuge auf. Infolge Schwindens schrumpft Beton in Richtung seines Schwerpunkts. In der Mitte der Verbundlänge findet keine relative Verschiebung zwischen Beton und Glas statt und die Schubspannungen betragen Null. Die Verschiebungen auf beiden Seiten der Mittelachse sind gleich groß, aber verlaufen in Gegenrichtung (Bild 4.94). Der Verlauf der Schubspannungen während Betonschwindens ist ähnlich wie jener der relativen Verschiebungen  $CSLIP2$ . Die relativen Verschiebungen während des Betonschwindens liegen im elastischen Bereich  $u_{el}$  (vgl. Bild 4.3, Bild 4.4 und Bild 4.8). Die Schubspannungen werden dabei zwischen 0 und  $\max \tau$  linear interpoliert.

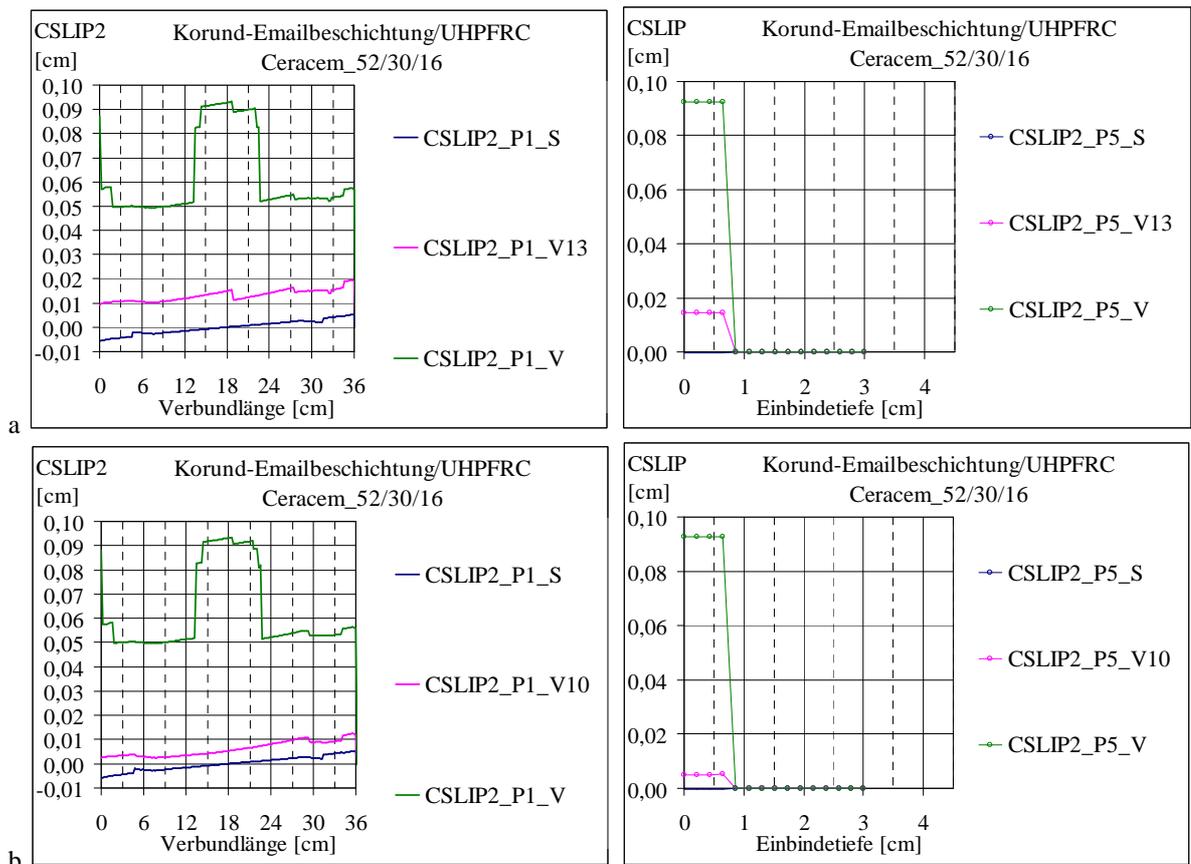


Bild 4.94 Relative Verschiebung der Fugenufer entlang der Fuge  $CSLIP2$  im Längsschnitt  $P1$  und im Querschnitt  $P5$  für  $\mu_{global} = 1$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Infolge der Belastung nehmen die relativen Verschiebungen zwischen den Fugenufern zu und erst nach Überschreiten des elastischen Bereichs  $u_{el}$  werden in der Kontaktfläche die Schubspannungen mit ihrem Maximalwert  $\max \tau$  auftreten können.

Während der Verschiebung im plastischen Bereich verteilen sich die Schubspannungen (der Anteil aus Reibung mit Verzahnung) entlang der Fuge ähnlich wie die Druckspannungen und erreichen (für  $\mu_{global} = 1$ ) entsprechend den Druckspannungen ca.  $1,4 \text{ kN/cm}^2$ . Weil im mittleren Bereich der Fugenlänge die Klemmspannungen im Vergleich zu den seitlichen Bereichen sinken (um ca.  $0,5 \text{ kN/cm}^2$ ), fallen auch die Reibschubspannungen.

Die Spannungen verteilen sich für beide Materialmodelle auf ähnliche Weise und haben beinahe gleiche Werte.

Das Bild 4.94 zeigt den Fortschritt der relativen Verschiebungen der Fugenufer während der Belastung. Wie im vorstehenden Bild 4.93 zu sehen ist, wird die mittlere Zone nach dem Bruch weniger geklemmt. Dies erfolgt in dieser Zone mit zunehmend fortgeschrittener relativer Verschiebung zwischen Glas und Beton.

Auf der rechten Seite des Bildes (Bild 4.94) sind die relativen Verschiebungen im Querschnitt in der Mitte der Verbundlänge (d. h. bei  $L=18 \text{ cm}$ ) dargestellt. Das Ergebnis *CSLIP2* wurde nur auf einem Teil der Einbindetiefe, ca. auf  $0,8 \text{ cm}$ , vom FE-Programm berechnet. Auf der restlichen Fugenbreite wurde dieses auf Null gesetzt. Der Grund dafür ist, dass dieser Teil der Fuge offen ist (siehe Bild 4.95) und kein Kontakt zwischen den Fugenufern besteht.

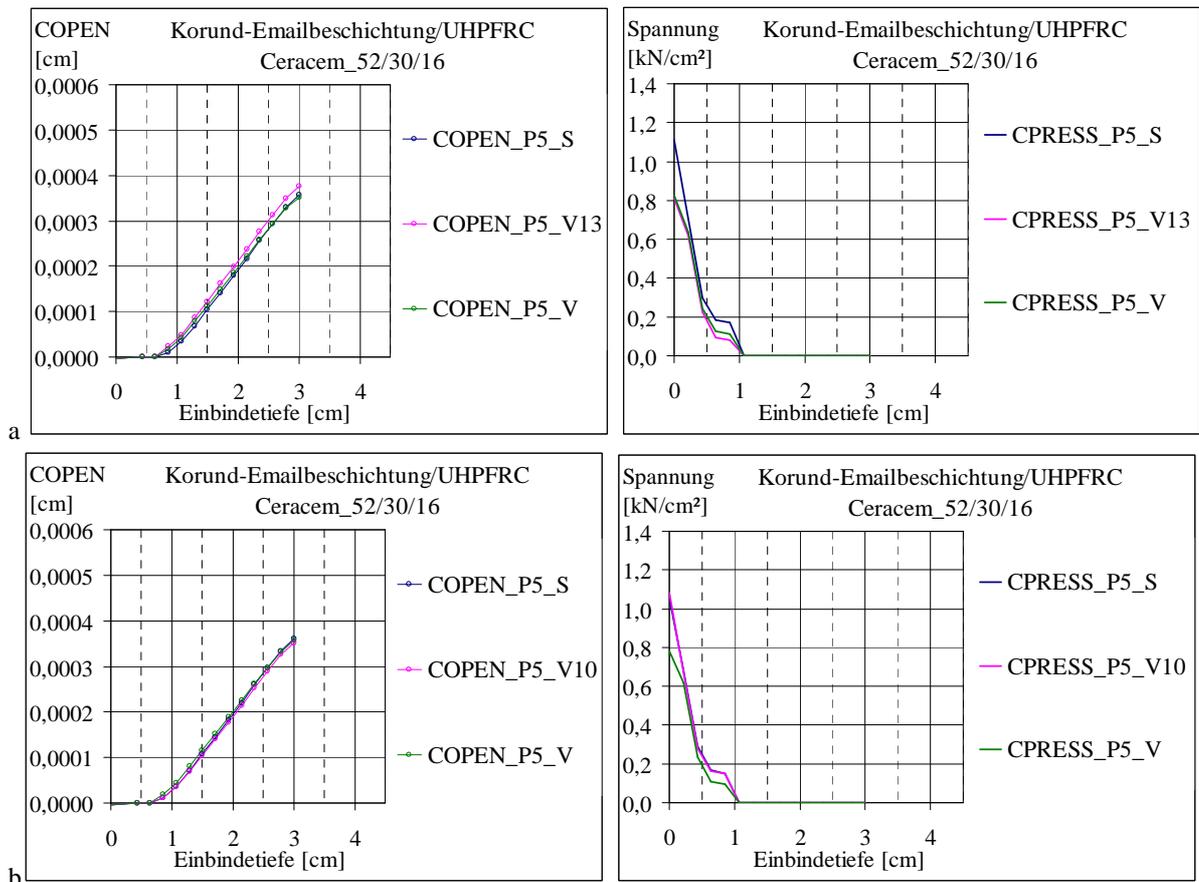


Bild 4.95 Fugenöffnung *COPEN* und Klemmspannung *CPRESS* im Querschnitt *P5* für globale Reibungszahl  $\mu_{global} = 1$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Ohne Kontakt der Flächen können keine Spannungen in der Fuge übertragen werden. Es bedeutet jedoch nicht, dass keine Verschiebung zwischen den Fugenufern stattfindet, sondern, dass die Fugenufer zu weit auseinander liegen, um dessen Wechselwirkung als Kontakt zu betrachten. Fehlender Kontakt zwischen Oberflächen bedeutet keine Kraftübertragung und die Kontaktparameter können nicht berechnet werden. In dem geschlossenen Teil der Fuge wirkt die Klemmspannung *CPRESS*. Vor der Belastung beträgt die klemmende Spannung am Glasrand im Querschnitt *P5* unabhängig vom Materialmodell des Betons ca. 1,1 kN/cm<sup>2</sup>. Während der Belastung sinkt die Druckspannung und zum Beanspruchungsende (d. h. bei einer Verschiebung von 0,1 cm) liegt sie bei 0,8 kN/cm<sup>2</sup>.

Die folgenden Ergebnisse wurden für  $\mu_{global} = 1; 1,5$  und 2 berechnet. Das Bild 4.96 stellt im Querschnitt *P5* die Fugenöffnung *COPEN* und relative Verschiebungen der Fugenufer entlang der Fuge *CSLIP2* dar. Um die Lesbarkeit der Ergebnisse zu erhöhen, wurden Kurven für drei ausgewählte Berechnungsschritte in drei Gruppen je nach globalem Reibungskoeffizienten nebeneinander und um 1 cm voneinander verschoben zusammengestellt.

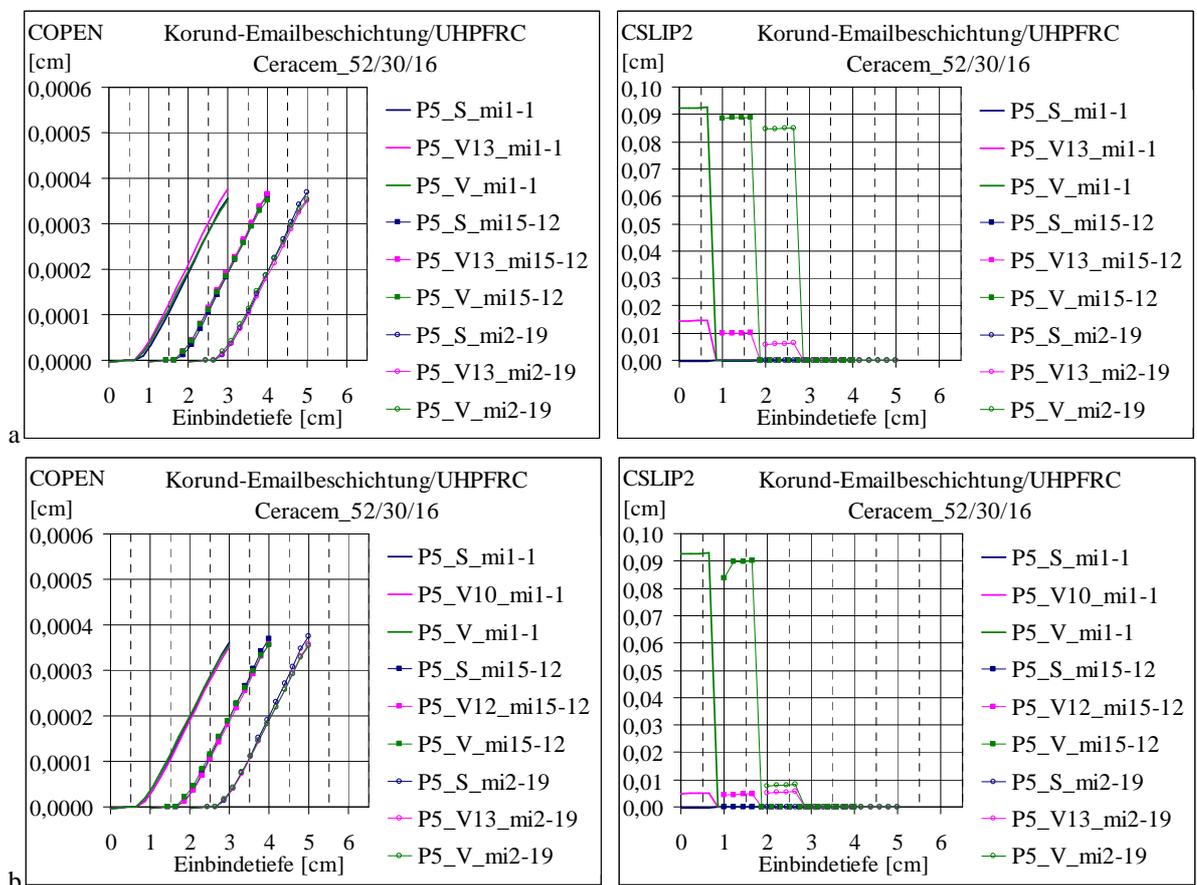


Bild 4.96 Fugenöffnung und relative Verschiebung der Fugenufer – Zusammenstellung der Ergebnisse im Querschnitt *P5* für globale Reibungszahl von 1; 1,5 und 2 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Fugenöffnung *COPEN* von ca. 0,00035 cm (im Bild 4.96) scheint kaum von der Beanspruchungsphase und Größe der Reibungszahl beeinflusst zu werden. Aufgrund unterschiedlich hoher Reibungskoeffizienten ergeben sich Abweichungen bei der Entwicklung der relativen Verschiebung zwischen Glas und Beton während der Belastung. Die Rei-

bungskraft steigt linear proportional zur Druckkraft. Der Quotient aus Reibungskraft und Normalkraft ist die Reibungszahl. Die Größe der Reibungskraft in der Fuge beeinflusst die Zunahme der Verschiebung vom Glas relativ zum Beton.

Die Druckspannungen *CPRESS* auf der Glasoberfläche im Querschnitt *P5* sind im Bild 4.97 dargestellt. Laut Bild beträgt die maximale Klemmspannung für  $\mu_{global}=1$  ca. 1,10 kN/cm<sup>2</sup> und für  $\mu_{global}=2$  ca. 1,15 kN/cm<sup>2</sup>. Während der Belastung nimmt diese Druckspannung ab und beträgt bei einer Verschiebung von 0,1 cm ca. 0,80-0,85 kN/cm<sup>2</sup>.

Schubspannungen in Richtung der Verbundlänge *CSHEAR2*, die den Anteil aus Reibung mit Verzahnung darstellen, verändern sich entsprechend den Verläufen der Druckspannungen. Bei gleich starken Druckspannungen in der Fuge sind die Schubspannungen *CSHEAR2* bei höheren  $\mu_{global}$  entsprechend dem Coulomb'schen Reibungsgesetz größer (Bild 4.97).

Der Bereich der Verbundfuge, in welchem Druckspannungen auftreten (d. h. der Kontakt zwischen Fugenufer besteht), beträgt ca. 0,8-1 cm, die gesamte Breite der Einbindung des Glasrandes im untersuchten Modell 3 cm. Das bedeutet, dass nur ca. 1/3 der Fugenbreite geklemmt wird und der Rest, d. h. 2/3 der Einbindetiefe, kann wegen fehlendem Oberflächenkontakt nicht an der Schubkraftübertragung teilnehmen.

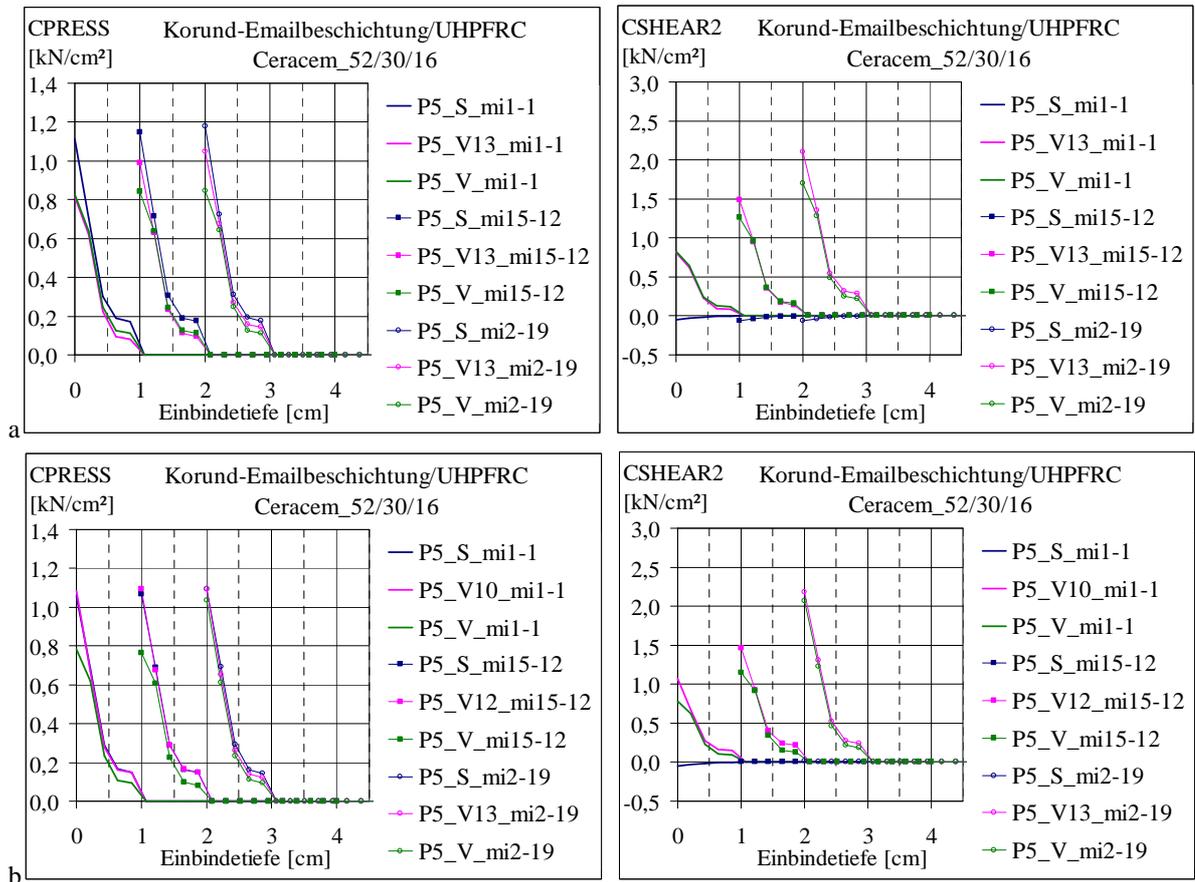


Bild 4.97 Klemm- und Schubspannungen in der Fuge – Zusammenstellung der Ergebnisse im Querschnitt *P5* für globale Reibungszahl von 1; 1,5 und 2 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die folgenden Auswertungen haben das Ziel, die Abhängigkeit der Fugenöffnung und der Klemmspannungen von der Einbindetiefe, der Glasdicke und der Betonquerschnittgröße

des Verbundquerschnitts darzustellen. Für die Simulationen wurde die globale Reibungszahl  $\mu_{global} = 1$  angenommen. Die Berechnungen wurden für zwei Materialmodelle durchgeführt.

### Spannungsverteilungen in der Fuge - Einfluss der Einbindetiefe

Das Bild 4.98 präsentiert den Einfluss der Änderung der Einbindetiefe  $h$  auf das Klemmen des Glasrandes im Beton infolge des Betonschwindens. Für die Untersuchung wurde ein Betonquerschnitt von  $B=H=52$  mm gewählt. In den Laborversuchen wurde dieser Querschnitt in der Ausführung mit  $h=30$  mm getestet (vgl. Bild 3.22 und Bild 4.79). Hier variiert die Einbindetiefe zwischen 15 und 45 mm in Schritten von 5 mm. Für die Darstellungen wurde der Querschnitt  $P5$  in der Mitte der Verbundlänge gewählt.

Um einen Vergleich der Ergebnisse zu erleichtern wurden die Klemmspannungen  $CPRESS$  für verschiedene Einbindetiefen nebeneinander und um 1 cm voneinander verschoben zusammengesetzt.

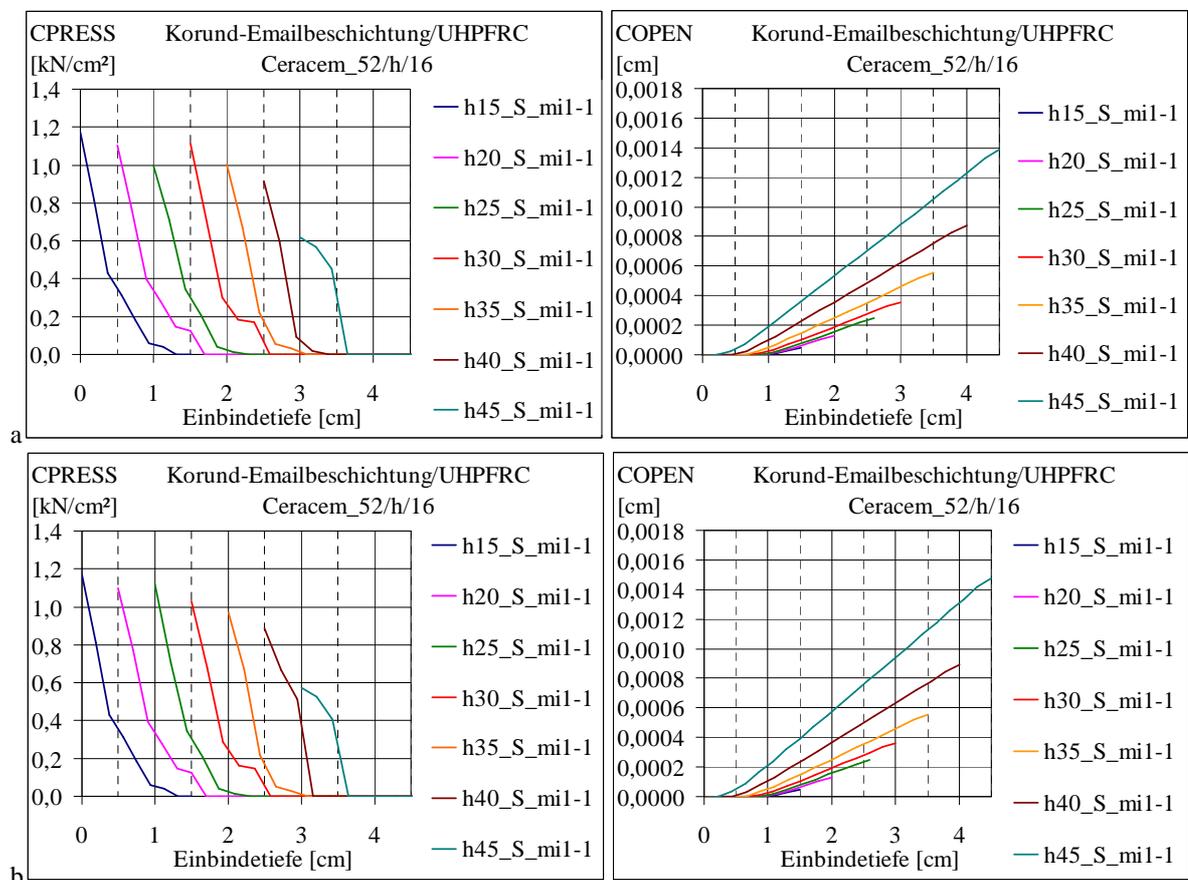


Bild 4.98 Einfluss der Einbindetiefe auf die Entwicklung der Klemmspannungen und Fugenöffnung während des Betonschwindens – Zusammenstellung der Ergebnisse im Querschnitt  $P5$  für globale Reibungszahl von 1 in der Serie 52/h/16 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Wie auf dem Bild 4.98 zu sehen ist, wirkt sich die Zunahme der Einbindetiefe im gewählten Betonquerschnitt nachteilig auf die Entwicklung der Klemmspannung aus. Abgesehen von den abnehmenden Klemmspannungen sind auf den Darstellungen immer breitere Fugenöffnungen  $w$  und schmalere gedrückte Fugenbreiten  $h_{real}$  zu sehen. Die Spannungen verteilen sich für beide Materialmodelle auf ähnliche Weise und haben, sowie die Fugenöffnungen,

annähernd gleiche Werte. Die Fugenöffnung beträgt ca.  $0,5 \mu\text{m}$  für  $h=15\text{mm}$  und ca.  $14,7 \mu\text{m}$  für  $h=45\text{mm}$ . Die Klemmspannung fällt von ca.  $1,2 \text{ kN/cm}^2$  für die Einbindetiefe von  $h=15\text{mm}$  auf ca.  $0,6 \text{ kN/cm}^2$  bei  $h=45\text{mm}$ .

Die Tendenz zur Abnahme der Druckspannungen  $CPRESS$  und zur Verkleinerung der effektiven Einbindetiefe  $h_{real}$  während des Betonschwindens aufgrund der Vergrößerung der Verankerungstiefe wurde übersichtlich im Bild 4.99 dargestellt.

Die Veränderung der gedrückten Einbindetiefe  $h_{real}$  wurde anhand des Koeffizienten  $h_{real}/h$  abgebildet. Dieser Parameter nimmt mit der Vergrößerung der Einbindetiefe (hier zwischen  $15\text{mm}$  und  $45\text{mm}$ ) ab. Der größte Zahlenwert  $h_{real}/h$  von  $0,63$  entspricht einer Einbindetiefe von  $15\text{mm}$  und der kleinste von ca.  $0,05$  einer Einbindetiefe von  $45\text{mm}$ .

In der Studie wurde angenommen, dass die Querschnittshöhe  $H$  unverändert bleibt. Aus diesem Grund verkleinert sich die restliche Betonhöhe unter der Nut  $h_{rest}$  (entspricht dem Querschnitt in der Glasebene) gleichzeitig mit der Vergrößerung der Einbindetiefe  $h$ :

$$h_{rest} = H - h \quad (4.19)$$

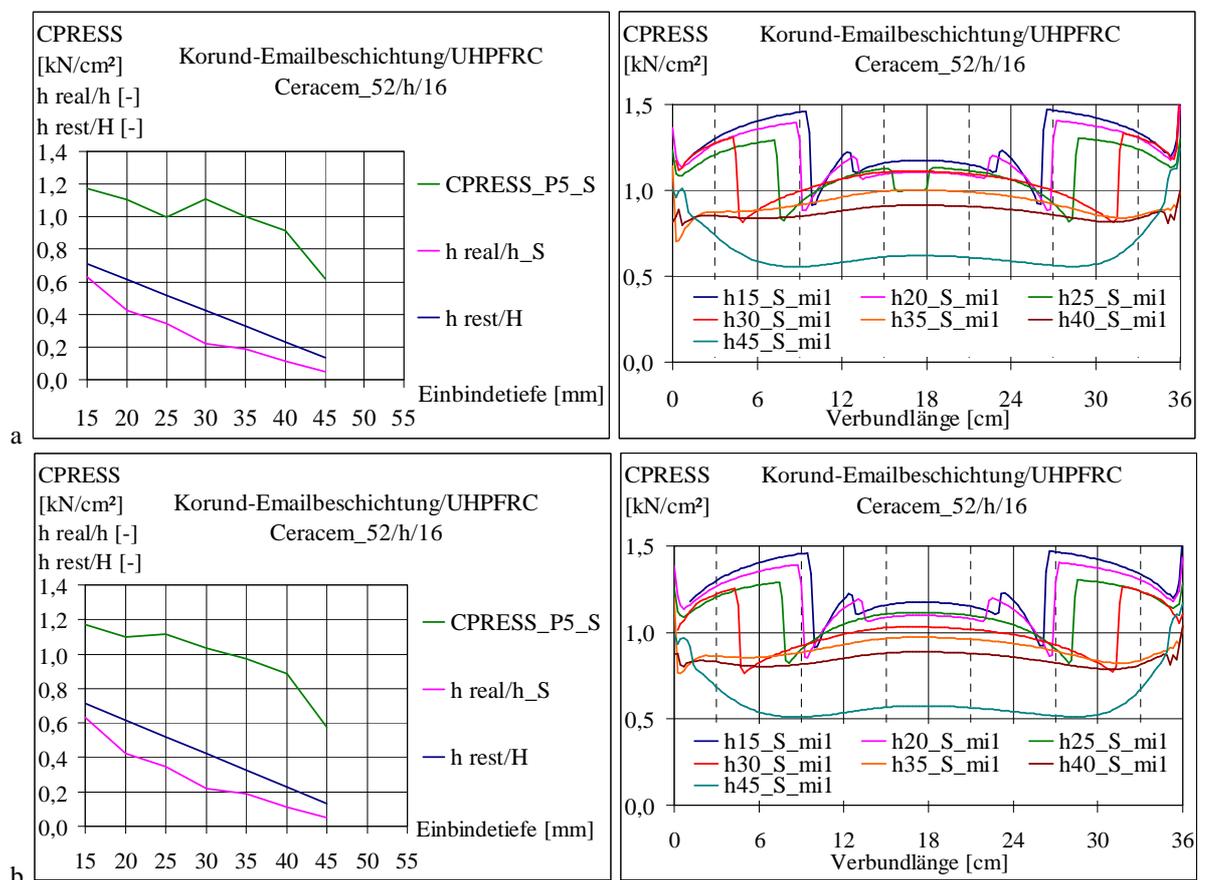


Bild 4.99 Einfluss der Einbindetiefe auf die Entwicklung der Klemmspannungen während des Betonschwindens in der Serie 52/h/30 – die Trendlinie für Querschnitt  $P5$  und Spannungverteilung entlang der Fuge im Längsschnitt  $PI$ , für globale Reibungszahl von 1 in der Serie 52/h/16 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Veränderung der restlichen Betonhöhe wurde als Parameter  $h_{rest}/H$  erfasst und ebenfalls im Bild 4.99 dargestellt. Diese Hilfsgröße nimmt mit der Vergrößerung der Einbindetiefe zwischen  $15\text{mm}$  und  $45\text{mm}$  linear ab.

Die zwei Parameter:  $h_{real}/h$  und  $h_{rest}/H$  zeichnen sich durch ähnliche (parallele) Verläufe in Abhängigkeit von der Einbindetiefe  $h$  aus. Infolgedessen dürfte mit Hilfe der geometrischen Parameter  $h$  und  $H$  die Abschätzung von  $h_{real}$  möglich sein. Es gibt zwischen den Diagrammen für beide Materialmodelle kaum Unterschiede.

Für die Untersuchung der Klemmspannungen  $CPRESS$  wurde der Querschnitt  $P5$  in der Mitte der Verbundlänge (d. h. bei  $L=18$  cm) und der Längsschnitt  $P1$  gewählt. Im Bild 4.99 ist die Verteilung der Druckspannungen entlang der Fuge im Längsschnitt  $P1$  vor der Belastung (nach dem Betonschwinden) dargestellt. Die Klemmspannung ist symmetrisch, aber nicht gleichmäßig auf die Länge verteilt. Die Ergebnisse erreichen (für  $h=15$  bis 45 mm) etwa Werte zwischen 0,5 und 1,4 kN/cm<sup>2</sup>. Der Schwankungsbereich zwischen maximalen und minimalen Zahlenwerten beträgt unabhängig von der Einbindetiefe durchschnittlich 0,5 kN/cm<sup>2</sup>.

Das nachstehende Bild 4.100 stellt die Verteilungen der Klemmspannungen nach dem Adhäsionsbruch dar.

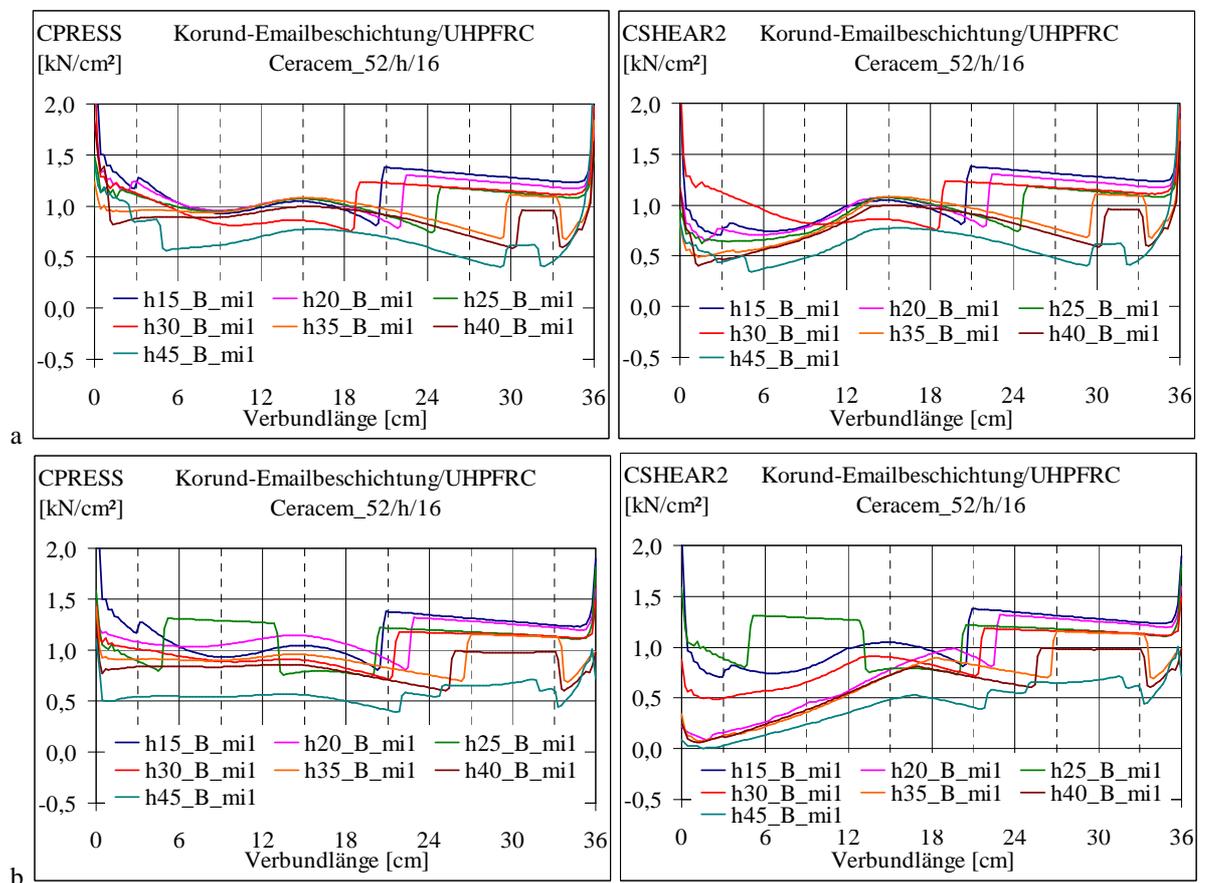


Bild 4.100 Einfluss der Veränderung der Einbindetiefe auf die Klemmspannungen  $CPRESS$  und Schubspannungen  $CSHEAR2$  – Ergebnisse nach dem Adhäsionsbruch, entlang der Fuge im Längsschnitt  $P$ , für globale Reibungszahl von 1 in der Serie 52/h/16 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Klemmspannungsverteilungen verändern sich während der Belastung, aber der Bereich der Ergebnisse bleibt ungefähr konstant. Auch die Unterschiede zwischen maximalen und minimalen Spannungen von ca. 0,5 kN/cm<sup>2</sup> bleiben unverändert.

An beiden Enden der Verbundlänge bilden sich Störungsbereiche mit erhöhten Spannungen.

Die Schubspannungen entlang der Fuge verteilen sich ähnlich wie die Druckspannungen. Zwischen den Ergebnissen für beide Materialmodelle gibt es kleine Unterschiede. Das Bild 4.101 zeigt die Ergebnisse bei Belastung, d. h. bei einer Verschiebung der Lasteinleitungsstelle um 0,1 cm. Bei kleineren Einbindetiefen von 15 und 20 mm verteilt sich die Druckspannung gleichmäßiger auf die Verbundlänge als bei größerem  $h$ . Für die Einbindetiefe von 45 mm fällt die Klemmung deutlich unter die Ergebnisse für niedrigere Werte von  $h$  und ist auf einem Teil der Fuge fast nicht mehr vorhanden.

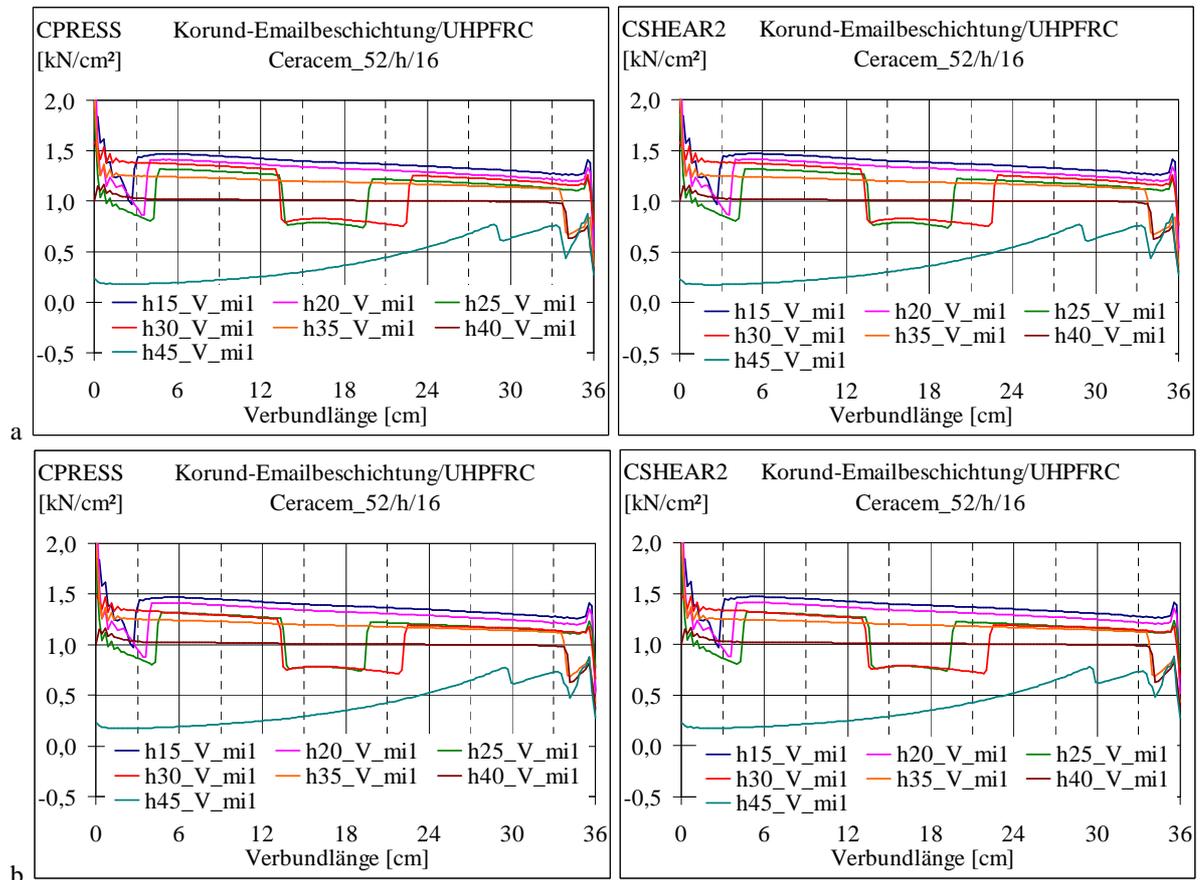


Bild 4.101 Einfluss der Veränderung der Einbindetiefe auf die Verteilung der Klemmspannungen  $CPRESS$  und Schubspannungen  $CSHEAR2$  – Ergebnisse für die Verschiebung von 0,1 cm, entlang der Fuge im Längsschnitt  $P1$ , für globale Reibungszahl von 1 in der Serie 52/h/16 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Verläufe der Klemm- und Schubspannungen im Bild 4.101 stimmen für die globale Reibungszahl von 1 überein. Im vorherigen Bild 4.100 sind kleine Unterschiede zwischen Kurven von  $CPRESS$  und  $CSHEAR2$  zu sehen, die an den zum Teil noch nicht erreichten relativen Verschiebungen im elastischen Bereich  $u_{el}$  liegen können (vgl. Bild 4.3 und Bild 4.4). Dieser elastische Bereich, als Übergang vom Haften zum Gleiten, wurde im FE-Modell angenommen, um eine bessere numerische Konvergenz zu gewährleisten. Die Schubspannungen werden dabei zwischen 0 und  $\max \tau$  linear interpoliert. Die relative Verschiebung  $0 < u < u_{el}$  ist umkehrbar. Wenn an einer Stelle der Kontaktfläche die relative Verschiebung größer als die elastische Verschiebung ist ( $u > u_{el}$ ), treten dort die Schubspannungen mit ihrem Maximalwert  $\max \tau$  auf. Während der Verschiebung im plastischen Be-

reich kann die maximale Reibung unverändert hoch oder veränderlich (z. B. abfallend in Bezug auf relative Verschiebung) vorgeschrieben werden.

Weil die übertragbaren Schubspannungen sich in Abhängigkeit von der Relativverschiebung ändern, werden diese demnächst näher betrachtet. Das nachfolgende Bild 4.102 zeigt die relativen Verschiebungen *CSLIP2* und den Verlauf der Schubspannungen während des Betonschwindens für verschiedene Einbindetiefen *h* in der Serie 52/h/16.

Für die Simulationen wurde die elastische Relativverschiebung für die Wechselwirkung der Fugenufer (Reibung) mit  $u_{el} = 0,005$  cm angenommen. An den beiden Enden der Kontaktfläche zwischen Glas und Beton erreicht bzw. überschreitet die relative Verschiebung (auf Grund des Betonschrumpfens) den elastischen Bereich.

Ähnlich wie für die Reibung gilt ein elastischer Übergang (vom Haften zur Schädigungsinitiierung und Schädigungsentwicklung) für die Adhäsion. Der elastische Bereich für die adhäsive Zone ergibt sich aus dem Materialgesetz und für das Material „Adh56sa“ (verwendet für elastischen Materialmodell) beträgt dieser 0,010 cm und für „Adh56sb“ (für nichtelastischen Materialmodell) 0,005 cm (vgl. Bild 4.72).

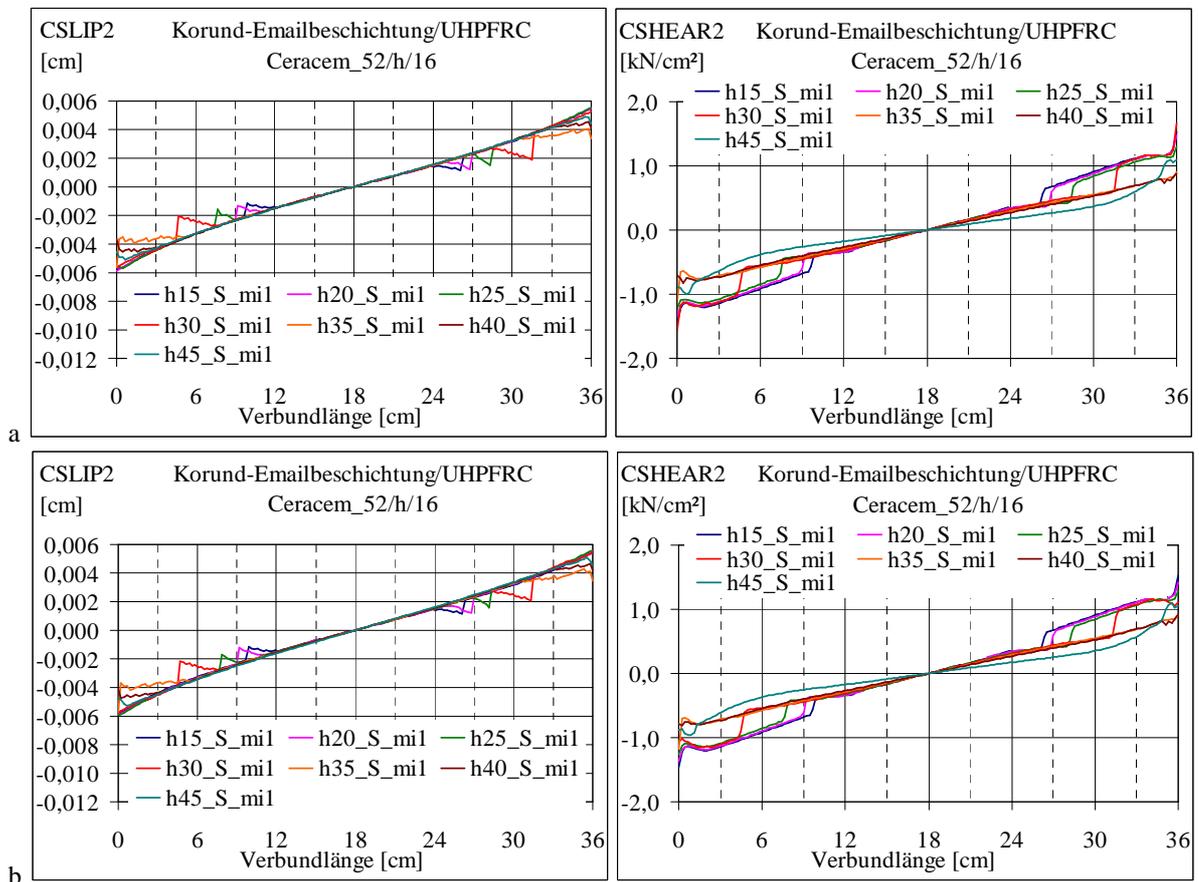


Bild 4.102 Einfluss der Veränderung der Einbindetiefe auf die relativen Verschiebungen *CSLIP2* und Schubspannungen *CSHEAR2* während des Betonschwindens – Ergebnisse entlang der Fuge im Längsschnitt *PI*, für eine globale Reibungszahl von 1 in der Serie 52/h/16 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Am Beginn der Belastung nehmen die relativen Verschiebungen an der oberen Hälfte des Verbundes zuerst ab, weil sich die Glasscheibe während der Belastung relativ zum Beton in Gegenrichtung, im Bezug auf Verschiebungen infolge des Betonschrumpfens, bewegt. An

der unteren Hälfte dagegen entspricht die Glasverschiebung während der Belastung der Verschiebungsrichtung infolge des Betonschrumpfens und die relative Verschiebung nimmt von Anfang an zu. Die Folge ist, dass die Verschiebung im unteren Bereich des Verbundes schneller den elastischen Grenzwert der Reibung und der Adhäsion erreicht (Bild 4.103).

Im Bild 4.103 sind die relativen Verschiebungen zwischen Glas und Beton *CSLIP2* während der Belastung dargestellt. Zuerst findet der Übergang vom Haften zum Gleiten statt. Wenn der Übergang vom Haften zum Gleiten abgeschlossen ist, gilt für die Reibung die kritische Scherspannung  $\max \tau = \sigma_N \cdot \mu$  (siehe Kapitel 4.3.3). Für Adhäsion bedeutet dies die Einleitung der Schädigung.

Diese beginnt am unteren Ende des Verbundes und von dort aus verbreitet sich der Bruch der Glas-Beton-Verbindung.

Die Relativverschiebungen im Längsschnitt *PI* (Bild 4.103) sind nach dem Adhäsionsbruch und bei der Beanspruchung (d. h. Verschiebung) von 0,1 cm dargestellt. Die Ergebnisse wurden für verschiedene Einbindetiefen *h* und zwei Materialmodelle berechnet.

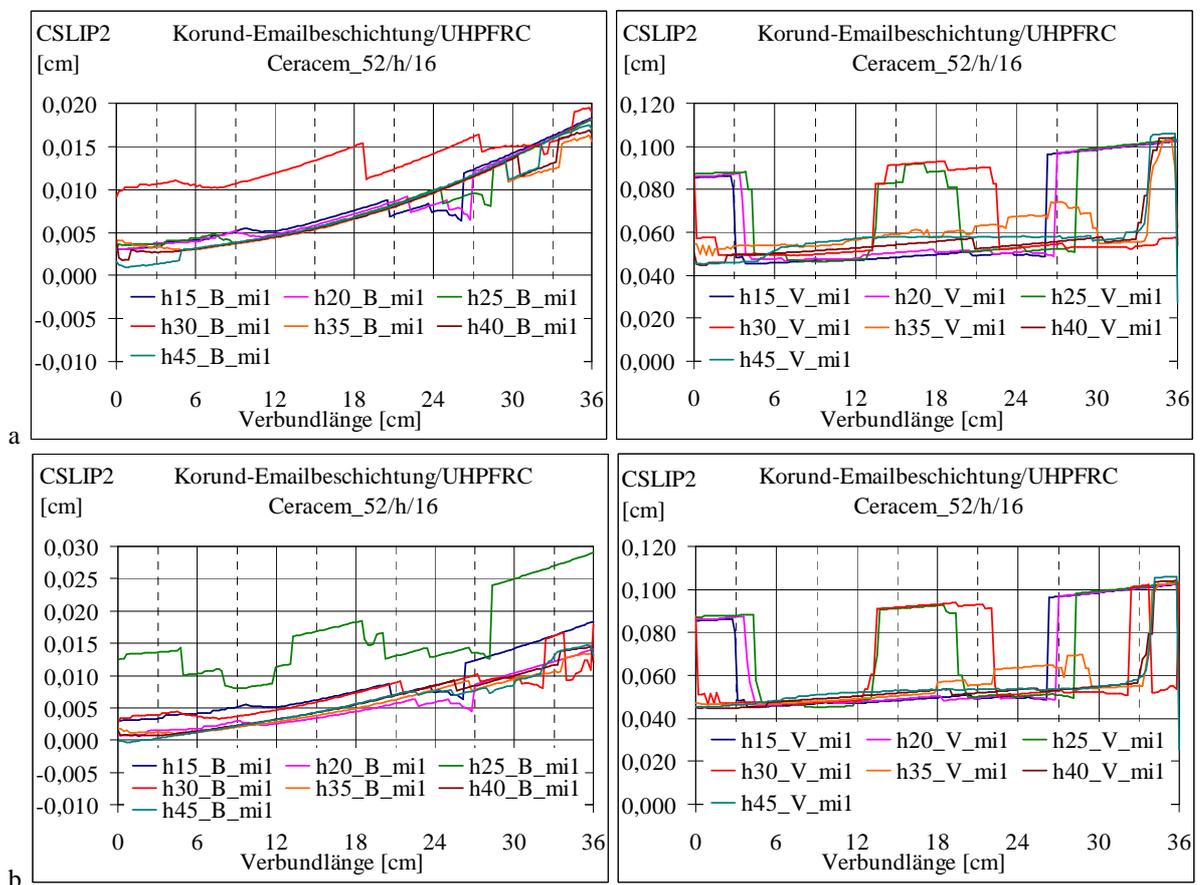


Bild 4.103 Einfluss der Veränderung der Einbindetiefe auf die relativen Verschiebungen *CSLIP2* nach dem Adhäsionsbruch und bei einer Verschiebung  $u=0,1$  cm – Ergebnisse entlang der Fuge im Längsschnitt *PI*, für globale Reibungszahl von 1 in der Serie 52/h/16 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Nach dem Betonschwinden und zu Beginn der Beanspruchung war die Adhäsion nicht beschädigt. Die beiden Anteile Adhäsion und Reibung befanden sich im Haften und die Relativverschiebungen im elastischen Bereich. Erst während der Belastung findet der Übergang vom Haften zum Gleiten und zur Schädigung der Adhäsion statt.

Um den Abbau der Spannungen aus dem Anteil der Adhäsion zu beschreiben, wurde die (plastische) relative Verschiebung  $u_{pl}$  beim Versagen (sog. Verschiebungs-Bruchkriterium) von 0,01 cm gewählt. Wenn sich die Tragfähigkeit der Adhäsion zwischen den Fugenufern infolge der anwachsenden relativen Verschiebung  $CSLIP2$  erschöpft (bei dem Wert von  $u_{el} + u_{pl}$ ) und die Spannung komplett abgebaut ist, findet das Versagen (engl.: failure) der Adhäsion statt. Eine weitere Übertragung von Spannungen kann nur über die Reibung und Verzahnung stattfinden. Für die Wirkung der Reibung ist eine Druckspannung notwendig. Je nach Einbindetiefe entwickelt sich die Klemmspannung während des Betonschwindens in unterschiedlichem Ausmaß. Infolge der Belastung können sich die Spannungen in der Fuge ändern und an den Kontaktstellen (in der geschlossenen Fuge auf der Breite von  $h_{real}$ ) hohe lokale Druckspannungen  $CPRESS$  aufbauen, die zum örtlichen Versagen der Betonstruktur führen. In der Realität kommt es zum Beispiel zum Abschleifen bzw. Abscheren der Unebenheiten der Kontaktfläche. Aufgrund dessen fällt der Wert des globalen Reibungskoeffizienten ab.

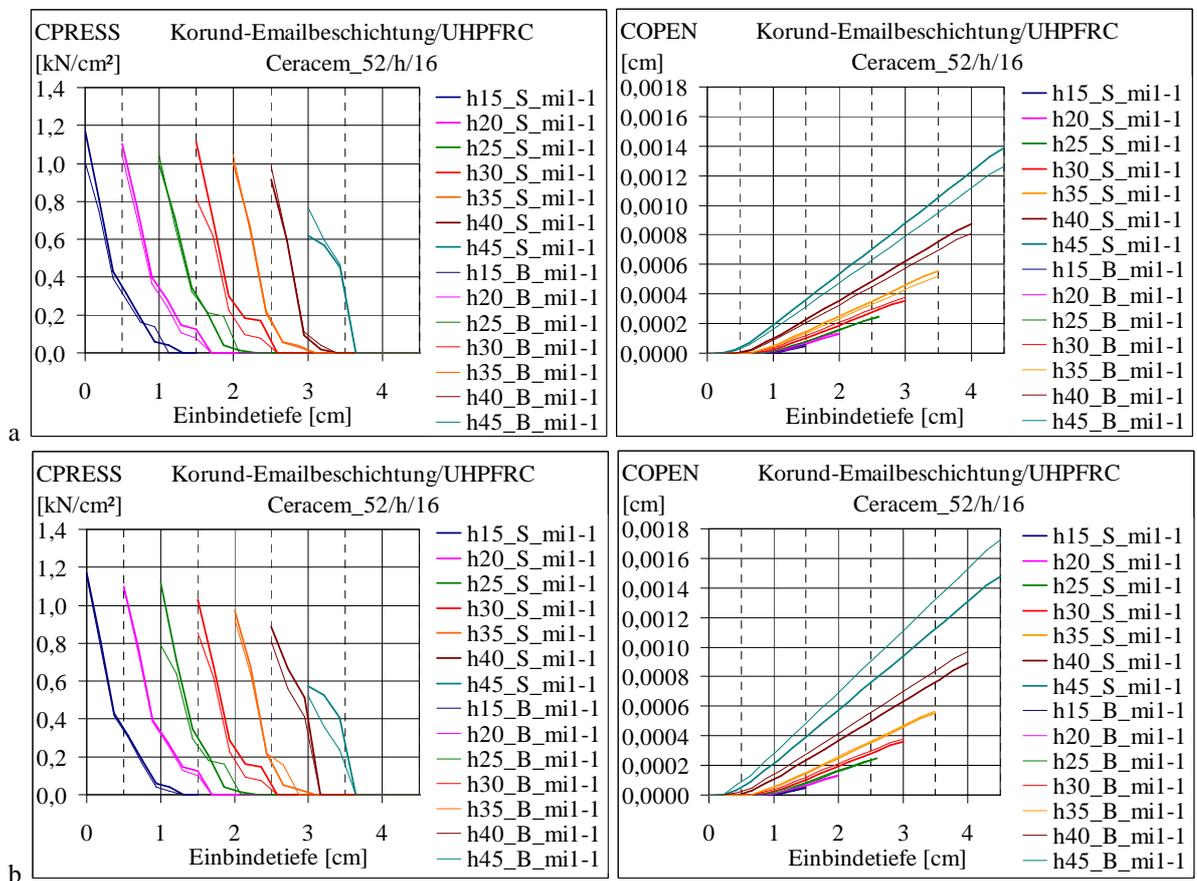


Bild 4.104 Änderung von  $CPRESS$  und  $COPEN$  während der Belastung im Querschnitt  $P5$  – Zustand nach dem Schwinden (S) und nach dem Bruch (B) in der Serie 52/h/16 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Verzahnung wirkt auch dann, wenn keine Normalspannungen in der Fuge vorhanden sind. Wenn der Kontakt zwischen den Fugenufern infolge der anwachsenden Fugenbreite  $COPEN$  verlorengeht, erschöpften sich jedoch die beide Mechanismen: die Verzahnung und die Reibung. Dann findet eine weitere Übertragung von Spannungen nicht statt.

Die Änderung von *CPRESS* und *COPEN* infolge der Belastung zeigt das Bild 4.104 und Bild 4.105. Die FE-Berechnungen wurden nach wie vor für beide Materialmodelle durchgeführt. Die Zusammenstellungen sollten den Einfluss der Einbindtiefe  $h$  auf die Entwicklung der Druckspannung und Fugenöffnung verdeutlichen. Die Einbindtiefe variiert zwischen 15 und 45 mm, je 5 mm. Für die Untersuchung wurde ein Betonquerschnitt von  $B=H=52$  mm gewählt. Für die Darstellungen wurde der Querschnitt *P5* in der Mitte der Verbundlänge bestimmt.

Um einen Vergleich der Druckspannungen *CPRESS* zu erleichtern wurden ihre Verläufe für verschiedene Einbindetiefen nebeneinander und um 1 cm voneinander verschoben zusammengestellt. Die Abbildungen von Fugenöffnungen *COPEN* wurden ohne Versetzen entlang der  $x$ -Achse eingefügt. Die Unterschiede zwischen den Belastungszuständen sind zum Teil sehr klein und nicht gut erkennbar. Um die Änderungen besser wahrnehmen zu können, wurden die Ergebnisse in zwei Gruppen zusammengestellt: eine für den Zustand nach dem Schwinden (S) und nach dem Bruch (B) und die zweite für den Belastungsschritt nach dem Bruch (B) und bei einer Beanspruchung (=Verschiebung) von 0,1 cm (V).

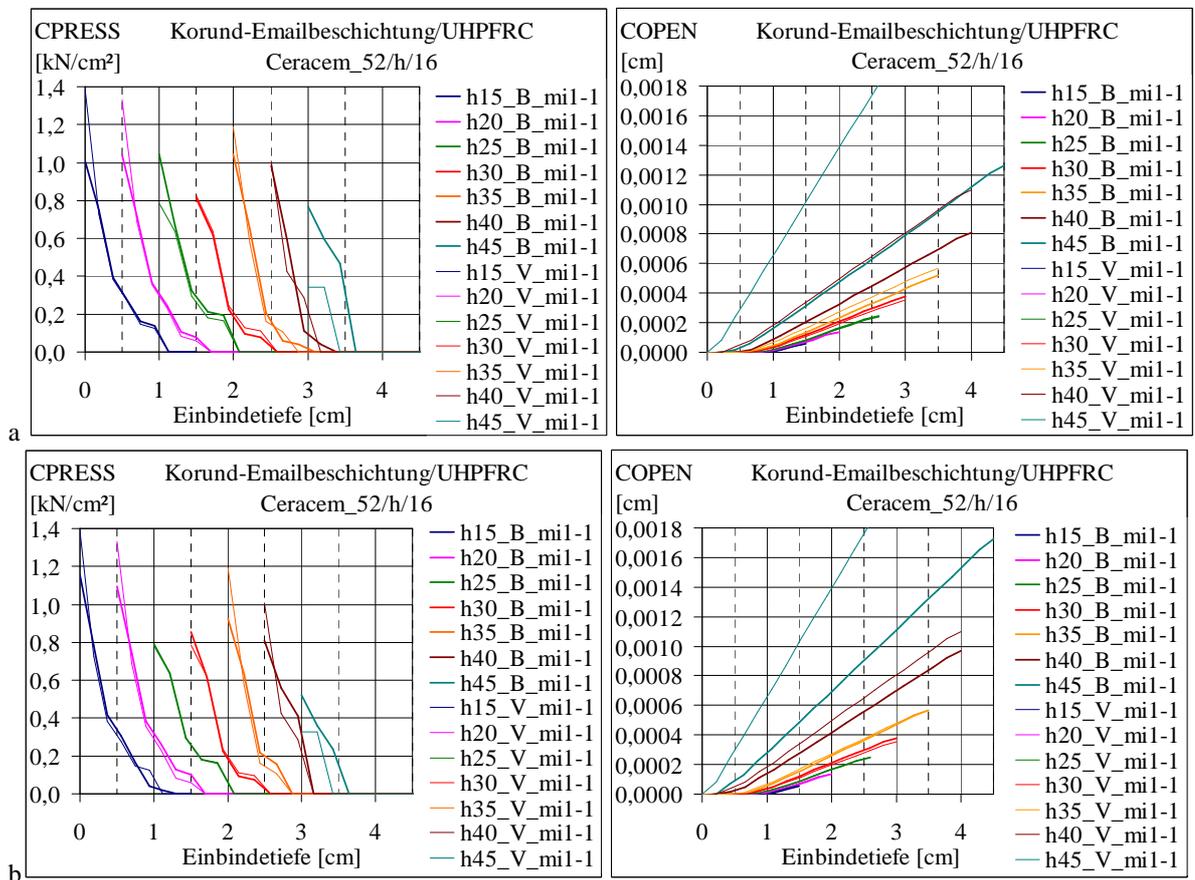


Bild 4.105 Änderung von *CPRESS* und *COPEN* während der Belastung im Querschnitt *P5* – Zustand nach dem Bruch (B) und bei einer Verschiebung von 0,1 cm (V) in der Serie 52/h/16 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die nur zum Teil geschlossene Fuge nach dem Betonschwinden öffnet sich generell während der Belastung stärker. Im elastischen Material bei Einbindetiefen von 45, 40 und 35 mm verhält es sich anders: Die Fugen schließen sich bis zum Bruch wieder geringfügig.

Es wurde vermutet, dass sich infolge der Belastung die Normalkraft in der Fuge verändert. Bis zum Bruch nimmt die Druckspannung am Glasrand ab. Eine Ausnahme gilt wieder für die Einbindetiefen von 45, 40 und 35 mm im elastischen Material, bei welchen *CPRESS* zunehmen.

Der nächste untersuchte Belastungszustand ist die Verschiebung von 0,1 cm. Die während des Bruches breiter gewordenen Fugenöffnungen der tieferen Glasverankerungen werden aufgrund der Belastungszunahme nicht mehr rückgängig. Bei den kleineren Einbindetiefen ist die Änderung der Fugenöffnung im Vergleich zu größeren Einbindetiefen unwesentlich. Die Druckspannungen in der Nut nehmen mit der vorschreitenden Belastung zu.

Aufgrund der Ergebnisse aus der Serie 52/h/16 können keine klaren bzw. eindeutigen Aussagen über den Tendenzen von der Entwicklung der Druckspannungen und Fugenöffnung in Bezug auf verschiedene Einbindetiefen getroffen werden. Die Untersuchung wurde für zwei weitere Betonabmessungen von  $B=H=70$  und 90 mm fortgesetzt.

Der Einfluss der Änderung der Einbindetiefe  $h$  auf das Klemmen der Glasscheibe im Betonquerschnitt von  $B=H=70$  mm wurde im Bild 4.106 dargestellt (vgl. Bild 4.98 für  $H=52$ mm).

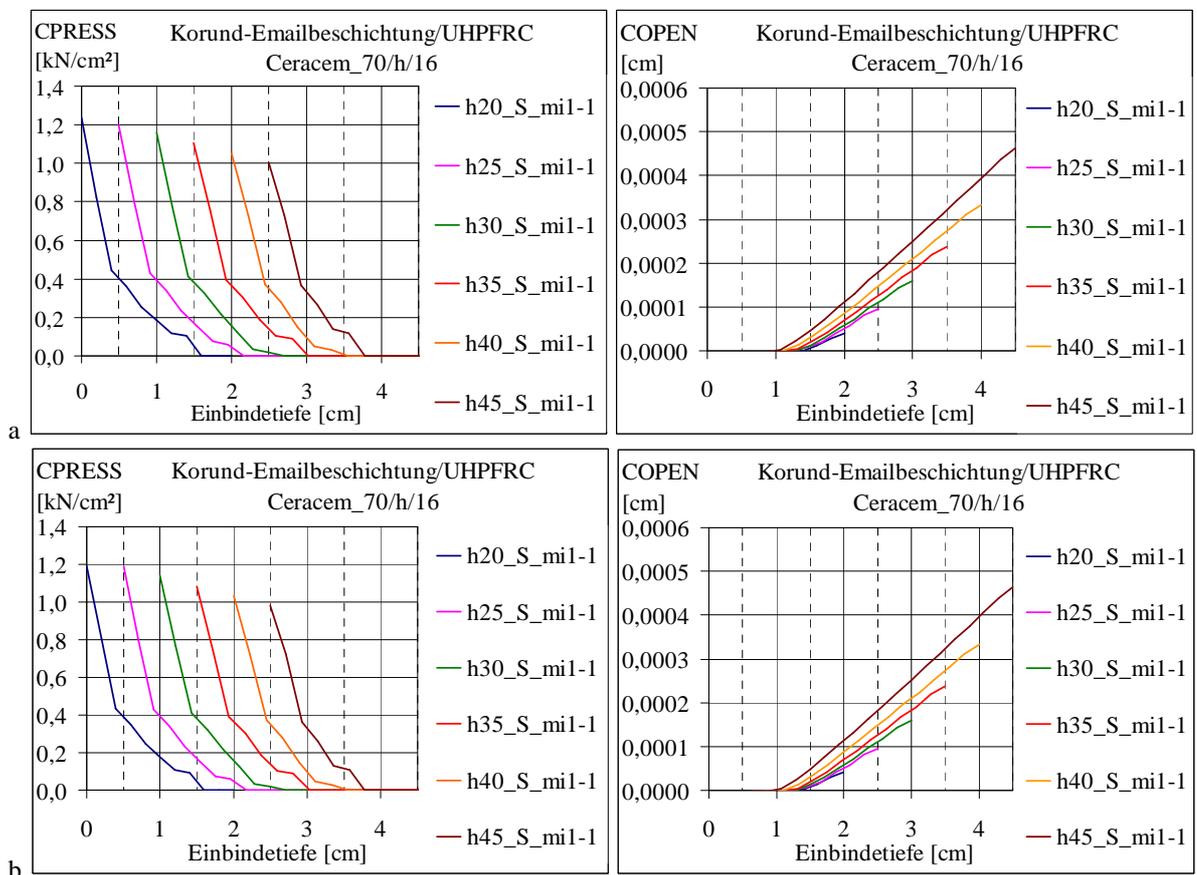


Bild 4.106 Einfluss der Einbindetiefe auf die Entwicklung der Klemmspannungen und Fugenöffnung während des Betonschwindens in der Serie 70/h/16 – Zusammenstellung der Ergebnisse im Querschnitt *P5* für globale Reibungszahl von 1 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Einbindetiefe variiert zwischen 20 und 45 mm. Die Änderung der Tiefe findet in Schritten von 5 mm statt. In den Laborversuchen wurde der Betonquerschnitt von 70 mm in der Ausführung mit  $h=45$  mm getestet (vgl. Bild 3.21 und Bild 4.78). Der für die Darstellungen

ausgewählte Querschnitt *P5* befindet sich in der Mitte der Verbundlänge. Die Druckspannungen *CPRESS* für verschiedene Einbindetiefen sind nebeneinander und um 1 cm voneinander verschoben zusammengestellt. Die Vergrößerung der Einbindetiefe zwischen 20 und 45 mm bewirkt bei dem Betonquerschnitt von 70x70 mm schwächeren Aufbau der Klemmspannungen infolge des Betonschwindens (vgl. Bild 4.98 und Bild 4.99). Gleichzeitig mit der Verminderung der Klemmspannung treten breitere Fugenöffnungen und schmaler gedrückte Fugenbereiche  $h_{real}$  auf. Der Ausgang der Fuge (d. h. das Auseinandergehen der Fugenufer) beträgt zwischen ca. 0,4  $\mu\text{m}$  für  $h=20$  mm und ca. 4,6  $\mu\text{m}$  für  $h=45$  mm. Für den Zusammenhang zwischen der Einbindetiefe und der Entwicklung der Klemmspannungen und Fugenöffnung während des Betonschwindens wurden im Bild 4.107 die entsprechenden Trendlinien (für zwei Materialmodelle) dargestellt.

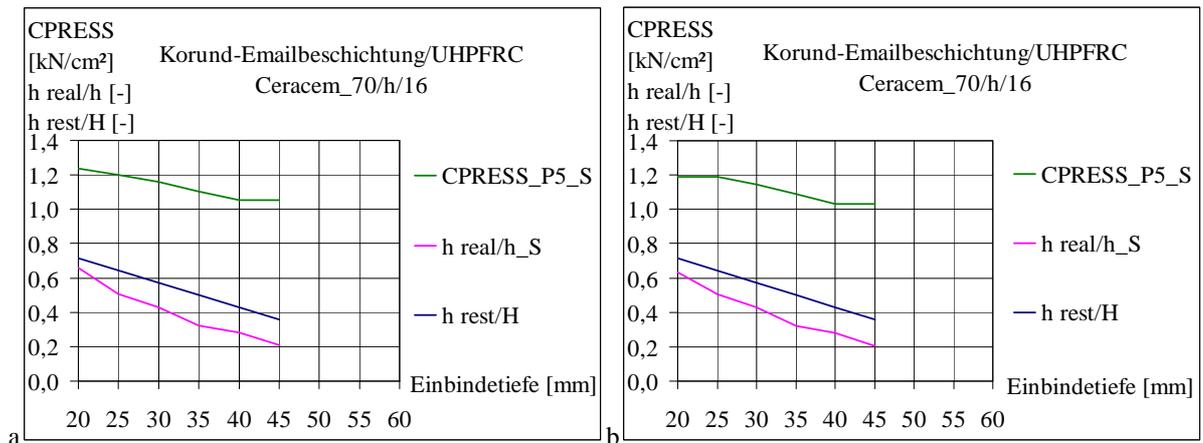


Bild 4.107 Einfluss der Einbindetiefe auf die Entwicklung der Klemmspannungen während des Betonschwindens in der Serie 70/h/16 – Trendlinie für Querschnitt *P5* für globale Reibungszahl von 1 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Das Bild 4.107 zeigt die Tendenz zur Abnahme der Druckspannungen und zur Verkleinerung der effektiven Verankerung  $h_{real}$  wegen der Vergrößerung der Einbindetiefe.

Die Klemmspannung *CPRESS* fällt von ca. 1,2 kN/cm<sup>2</sup> für die Einbindetiefe von  $h=20$  mm auf ca. 1,05 kN/cm<sup>2</sup> bei  $h=45$  mm. Die Verminderung der gedrückten Fugenbreite  $h_{real}$  ist durch den abfallenden Wert des Parameters  $h_{real}/h$  von 0,66 (für  $h=20$  mm) auf 0,21 (für  $h=45$  mm) erkennbar. Gleichzeitig mit der Vergrößerung der Einbindetiefe  $h$  nimmt die restliche Betonhöhe  $h_{rest}$  unter der Nut ab. Die Veränderung dieser restlichen Betonhöhe drückt der Parameter  $h_{rest}/H$  aus, der ebenfalls im gleichen Bild 4.107 dargestellt wurde.

Der Parameter  $h_{rest}/H$  zeichnet sich durch einen linearen Verlauf zwischen  $(70-20)/70 = 0,714$  (für  $h=20$  mm) und  $(70-45)/70 = 0,357$  (für  $h=45$  mm) aus. Die Kurven von  $h_{real}/h$  und  $h_{rest}/H$  verlaufen parallel. Diese Konvergenz der beiden Parameter könnte eine Abschätzung von  $h_{real}$  ermöglichen. Zuerst wird angenommen, dass:

$$h_{real}/h = h_{rest}/H \quad (4.20)$$

$$h_{real} = h \cdot h_{rest}/H \quad (4.21)$$

Die Funktion von  $h_{rest}/H$  liegt ca. 0,15-0,20 über dem Verlauf von  $h_{real}/h$ . Die Berechnung von  $h_{real}$  nach Gl.(4.21) wird zu hohe Ergebnisse bringen. Mit einer Anpassung dieser Abschätzung wird sich der weitere Abschnitt dieses Kapitels beschäftigen.

Das nachstehende Bild 4.108 zeigt die Ergebnisse der Untersuchung für einen Betonquerschnitt von 90 mm. Die Tendenz zur Schwächung der Klemmung beim Vergrößern der Einbindetiefe im untersuchten Bereich von  $h$  zwischen 20 und 60 mm ist ebenfalls zu erkennen. Die Klemmspannung fällt von ca. 1,3 kN/cm<sup>2</sup> für die Einbindetiefe von  $h=20$  mm auf ca. 1,1 kN/cm<sup>2</sup> bei  $h=60$  mm. Gleichzeitig vergrößert sich die Fugenöffnung entsprechend von ca. 0,3  $\mu$ m (für  $h=20$  mm) auf ca. 5,3  $\mu$ m (für  $h=60$  mm).

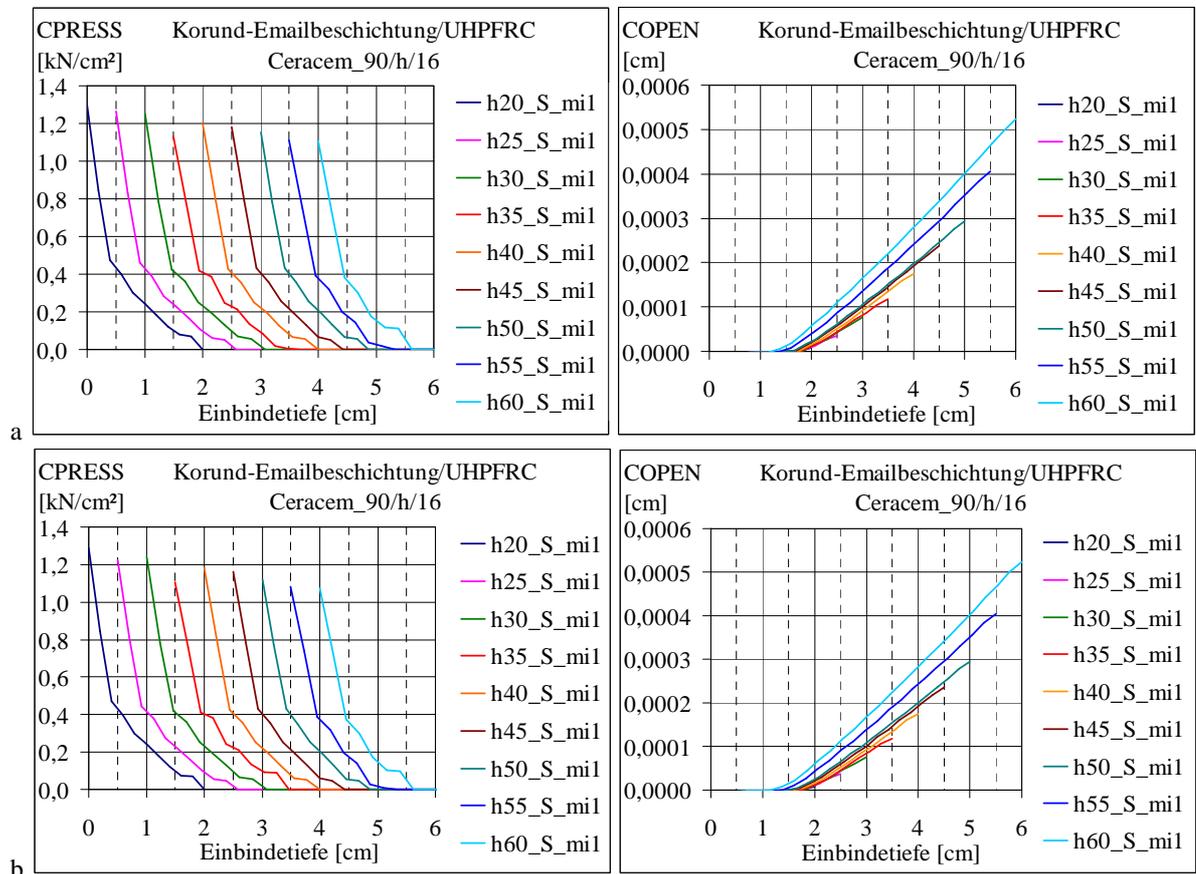


Bild 4.108 Einfluss der Einbindetiefe auf die Entwicklung der Klemmspannungen und Fugenöffnung während des Betonschwindens in der Serie 90/h/16 – Zusammenstellung der Ergebnisse im Querschnitt  $P5$  für globale Reibungszahl von 1 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Trendlinie für die Veränderung der Druckspannungen  $CPRESS$  nach dem Betonschwinden in Bezug auf die Einbindetiefe und den Vergleich dieser mit dem Verlauf der Veränderung der restlichen Betonhöhe (der Parameter  $h_{rest}/H$ ) und der gedrückten Einbindetiefe (der Parameter  $h_{real}/h$ ) sind im Bild 4.109 zusammengestellt.

Der Parameter  $h_{rest}/H$  verändert sich linear in Abhängigkeit von  $h$  und beträgt zwischen  $(90-20)/90 = 0,778$  für  $h=20$  mm und  $(90-60)/90 = 0,333$  für  $h=60$  mm. Ähnlich findet die Verminderung des Parameters  $h_{real}/h$  von 0,82 (für  $h=20$  mm) auf 0,20 (für  $h=60$  mm) statt. Die Funktion von  $h_{rest}/H$  überschneidet sich mit dem Verlauf von  $h_{real}/h$  bei einer Einbindetiefe von ca. 22 mm. Aus der Berechnung von  $h_{real}$  nach Gl.(4.21) sind für  $h < 22$  mm etwas verminderte und für  $h > 22$  mm erhöhte Ergebnisse zu erwarten.

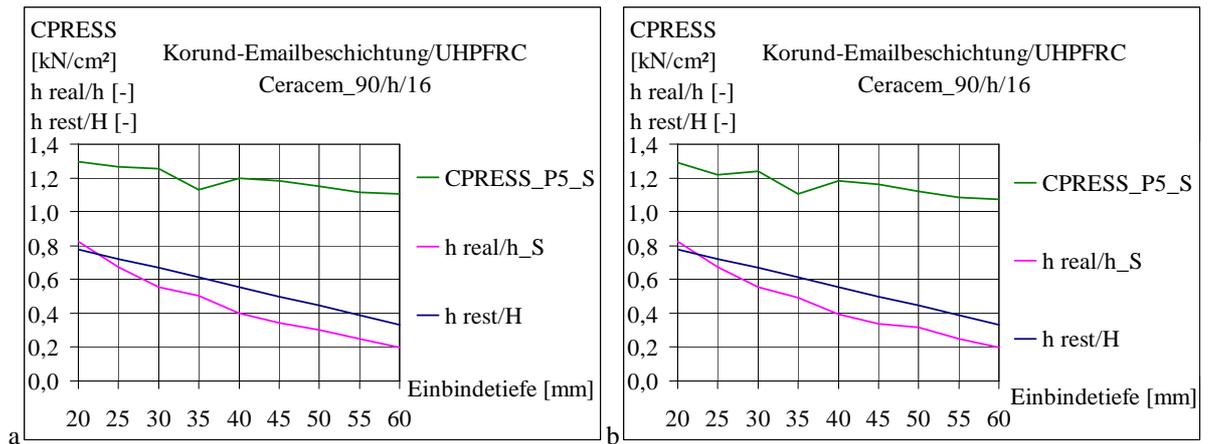


Bild 4.109 Einfluss der Einbindetiefe auf die Entwicklung der Klemmspannungen während des Betonschwindens in der Serie 90/h/16 – Trendlinie für Querschnitt *P5* für globale Reibungszahl von 1 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Ergebnisse der Untersuchungen bestätigen die Vermutung für die Übereinstimmung zwischen der Verminderung der Betonresthöhe (der Vergrößerung der Einbindetiefe) und der Verminderung der Klemmspannungen (vgl. Bild 3.25). Die Einbindetiefe beeinflusst auch die Fugenöffnung. Die Fugenbreite wird größer und hat eine Verminderung der gedrückten Fugenbreite  $h_{real}$  zur Folge.

### Spannungsverteilungen in der Fuge - Einfluss der Glasdicke

In durchgeführten Untersuchungen wurde neben der Tiefe der Glaseinbindung im Beton auch die Glasdicke variiert. Die Vergrößerung der Glasdicke zwischen 8 und 40 mm findet in 4 und 8 mm Schritten statt. Zum Vergleich wurde die Einbindetiefe in Schritten von 5 mm variiert. Der Einfluss der Dickenänderung vom Glas wurde für Serie 90/45/*d* untersucht und ist in den nächsten Bildern gezeigt.

Die Fugenöffnung *COPEN* (im Querschnitt *P5*) steigt während des Betonschwindens mit der Vergrößerung der Glasdicke *d*. Wie im Bild 4.110 zu sehen ist, öffnet sich die Fuge bis zu ca. 1,2  $\mu\text{m}$  für  $d=8$  mm und ca. 6,8  $\mu\text{m}$  für  $d=40$  mm.

Die Auswirkung auf die Klemmung ist gut erkennbar: bis zu  $d=24$  mm steigt die Klemmspannung *CPRESS* mit der Zunahme von *d* und danach nimmt sie leicht ab (vgl. Bild 4.111). Die gedrückte Fugenbreite  $h_{real}$  ist in sehr geringem Ausmaß von der Glasdicke abhängig. Eine Veränderung ist bei einer Glasdicke  $d < 12$  mm und  $d > 32$  mm etwas deutlicher erkennbar.

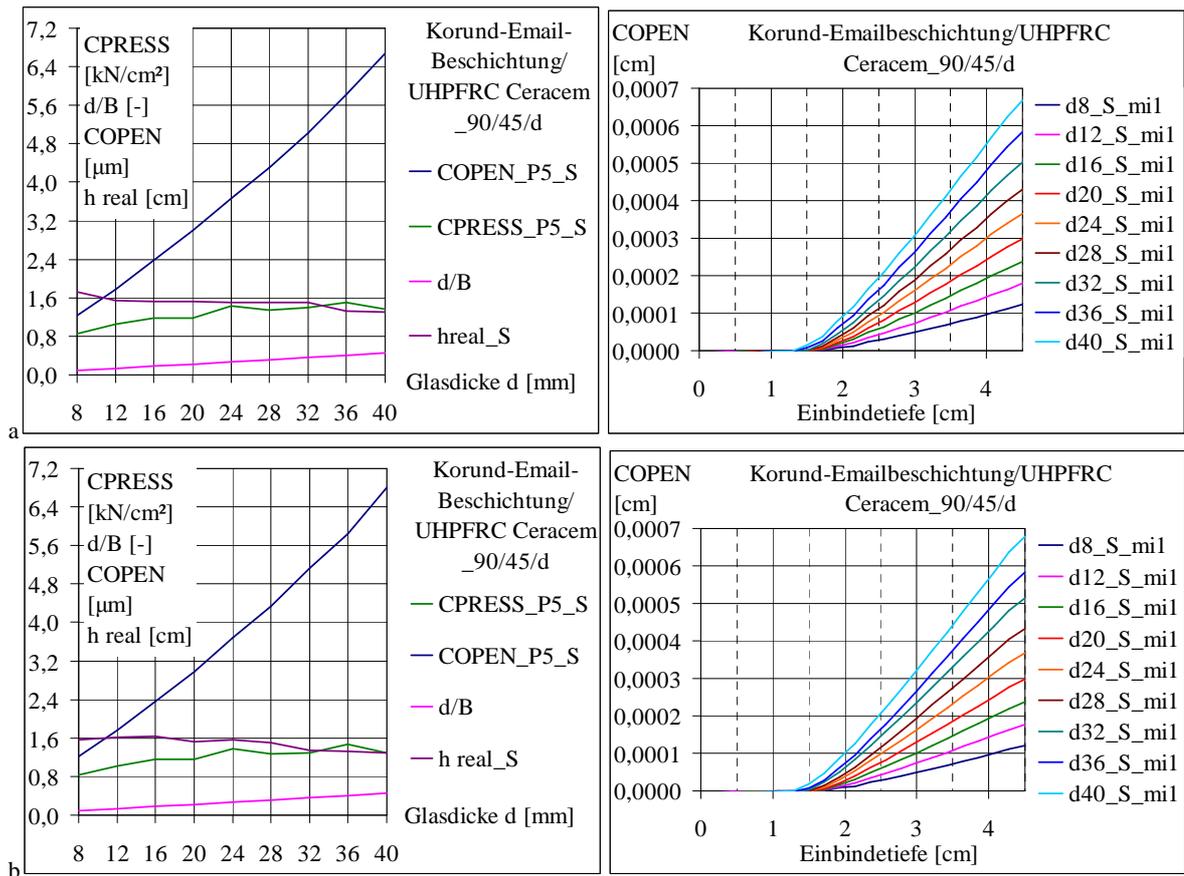


Bild 4.110 Einfluss der Glasdicke auf die Entwicklung der Klemmung während des Beton-schwindens in der Serie 90/45/d – Fugenöffnung und Trendlinie für Querschnitt  $P5$  für globale Reibungszahl von 1 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Zusätzlich wurde die Verteilung der Klemmspannungszunahmen im Längsschnitt  $P1$  analysiert. Wie sich die Druckspannung entlang der Fuge im Längsschnitt  $P1$  infolge des Schwindens von Beton verändert, stellt das Bild 4.111 dar. Die Höhe der Normalspannung unterscheidet sich aufgrund der unterschiedlichen Glasdicken und die Verteilung der Spannungen bleibt nicht konstant, aber seine maximalen und minimalen Werte befinden sich im Schwankungsbereich von ca. 0,5 bis 1,0 kN/cm<sup>2</sup>. Die Spannungen sind in der Mitte der Verbundlänge, d. h. zwischen  $L=13$  bis 23 cm ungefähr gleichmäßig verteilt. Deswegen wird der Querschnitt  $P5$  auch für die Auswertungen verwendet.

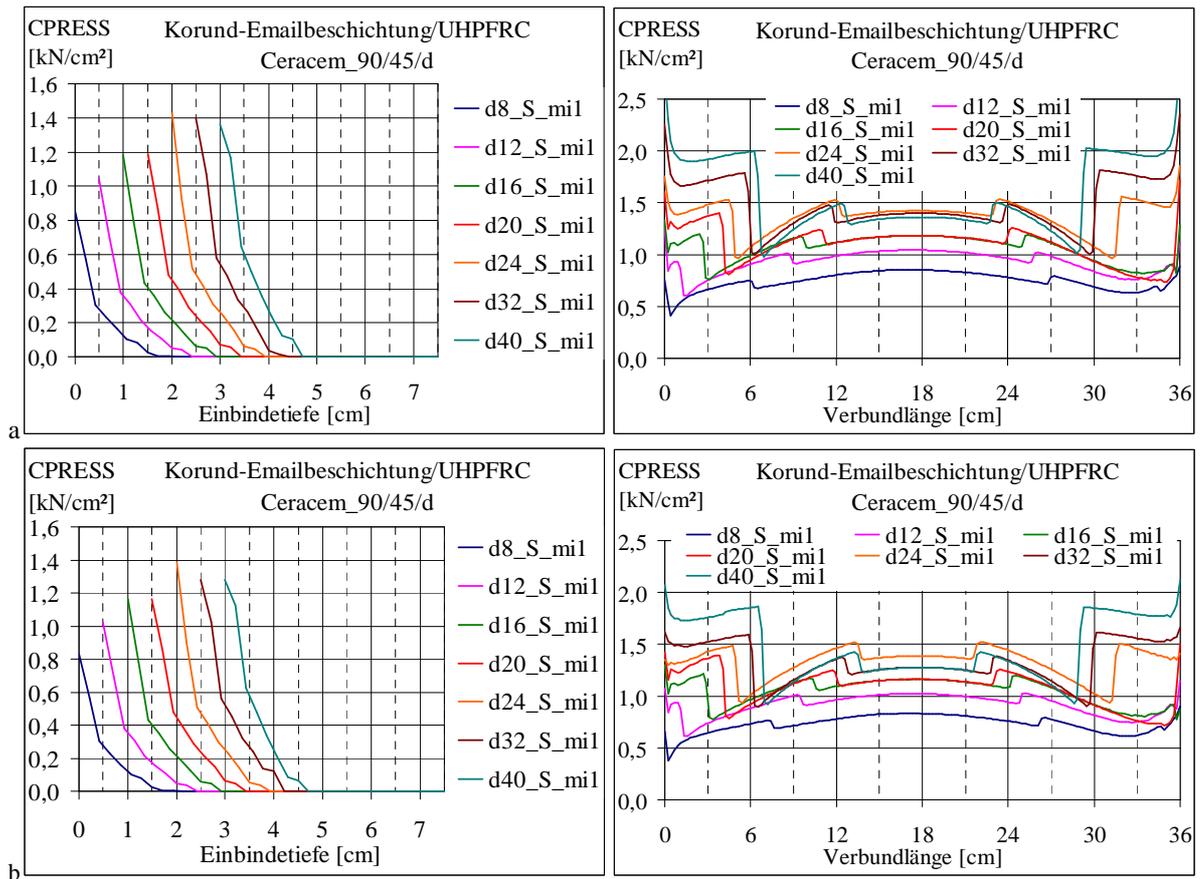


Bild 4.111 Einfluss der Glasdicke auf die Entwicklung der Klemmspannungen während des Betonschwindens in der Serie 90/45/d im Querschnitt *P5* und Längsschnitt *P1* für globale Reibungszahl von 1 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Größe der Normalspannungen und ihre Verteilung in Abhängigkeit von der Änderung der Glasdicke sind nicht nur infolge des Betonschwindens sondern auch während der Belastung von Interesse. Im Bild 4.112 sind die Ergebnisse der Untersuchungen der Klemmspannung *CPRESS* im Längsschnitt *P1* dargestellt. Die Verteilungen der Klemmspannungen sind nach dem Adhäsionsbruch und bei einer Verschiebung der Lasteinleitungsstelle von 0,1 cm erfasst. Die Druckspannungen in der Fuge verändern sich während der Belastung und sind in jeder Phase ungleichmäßig verteilt. Die Unterschiede zwischen maximalen und minimalen Spannungen liegen zwischen ca. 0,5 und 1,0 kN/cm<sup>2</sup>. Erhöhte Spannungen bilden sich an beiden Enden der Verbundlänge.

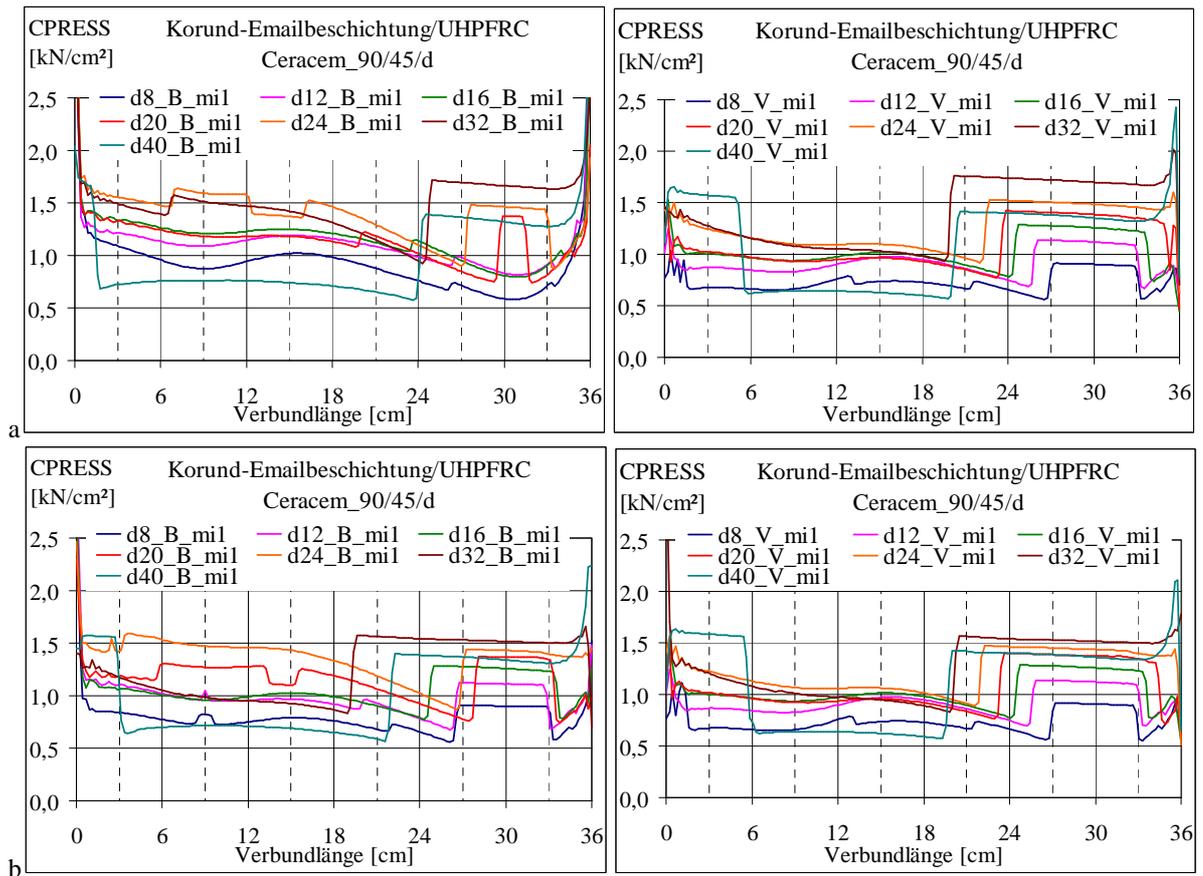


Bild 4.112 Klemmspannungen während der Beanspruchung in der Serie 90/45/d im Längsschnitt  $P1$  für  $\mu_{global}=1$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Das Bild 4.113 zeigt die relativen Verschiebungen  $CSLIP2$  und den Verlauf der Schubspannungen  $CSHEAR2$  während des Betonschwindens für verschiedene Glasdicken  $d$  in der Serie 90/45/d. Die Kurven sind im Längsschnitt  $P1$  dargestellt. Die relativen Verschiebungen an der oberen Hälfte und unteren Hälfte steigen entlang der Fuge mit der Entfernung von der Mitte. Die Zunahme ist je nach Glasdicke unterschiedlich. Für  $d=40$  mm erreichen die Verschiebungen an den beiden Enden der Verbundlänge den maximalen Wert von ca. 0,006 cm. (vgl. Bild 4.102). Die Schubspannungen verhalten sich hier proportional zu den Relativverschiebungen.

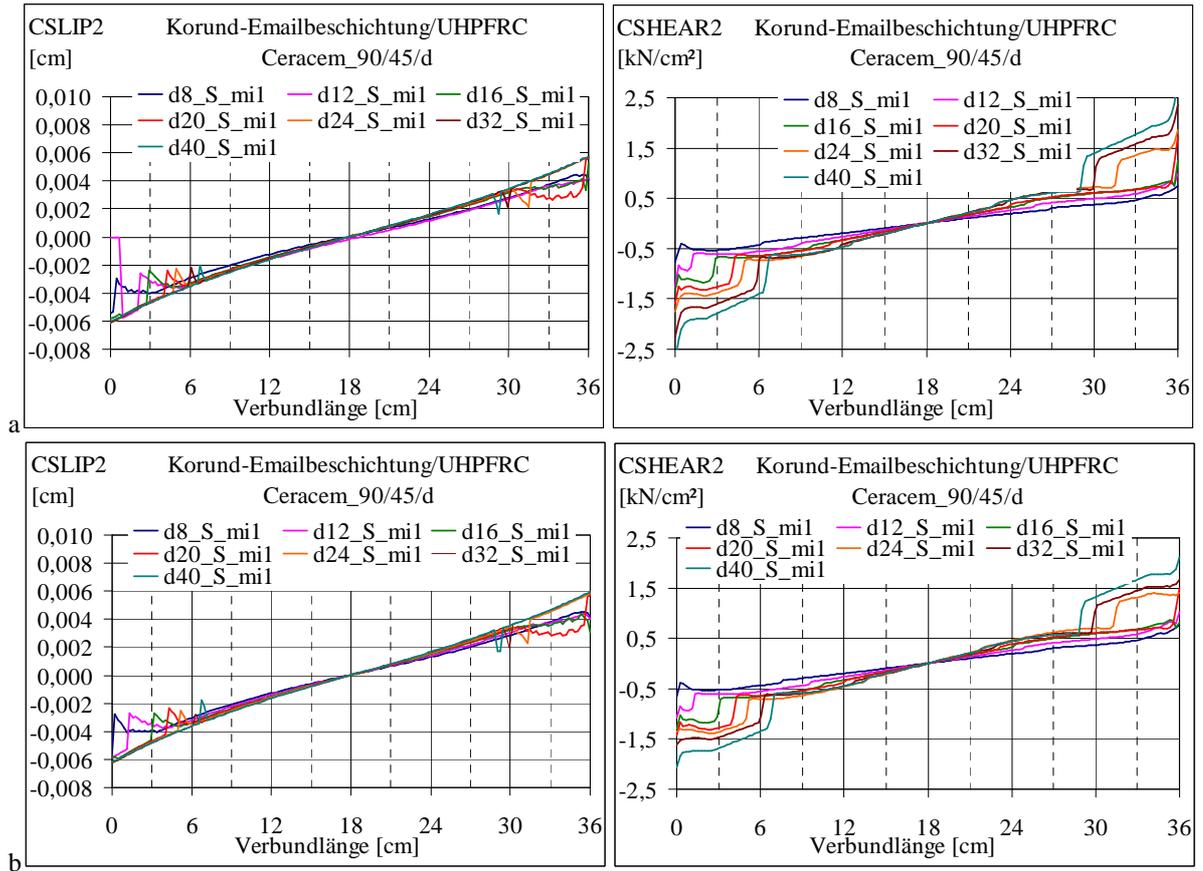


Bild 4.113 Einfluss der Glasdicke auf die relativen Verschiebungen *CSLIP2* und Schubspannungen *CSHEAR2* während des Betonschwindens in der Serie 90/45/d – Ergebnisse entlang der Fuge im Längsschnitt *P1*, für globale Reibungszahl von 1 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Im Bild 4.114 sind die relativen Verschiebungen zwischen Glas und Beton *CSLIP2* und Schubspannungen *CSHEAR2* während der Belastung (nach dem Adhäsionsbruch) dargestellt. Wie vorher beobachtet, nehmen sie an der unteren Hälfte in Summe schneller zu. Dort findet auch zuerst der Übergang vom Haften zum Gleiten statt (vgl. Bild 4.103). Die höchsten Schubspannungen wurden bei einer Glasdicke von 24 und 32 mm erreicht, die niedrigsten bei  $d=40$  und 8 mm.

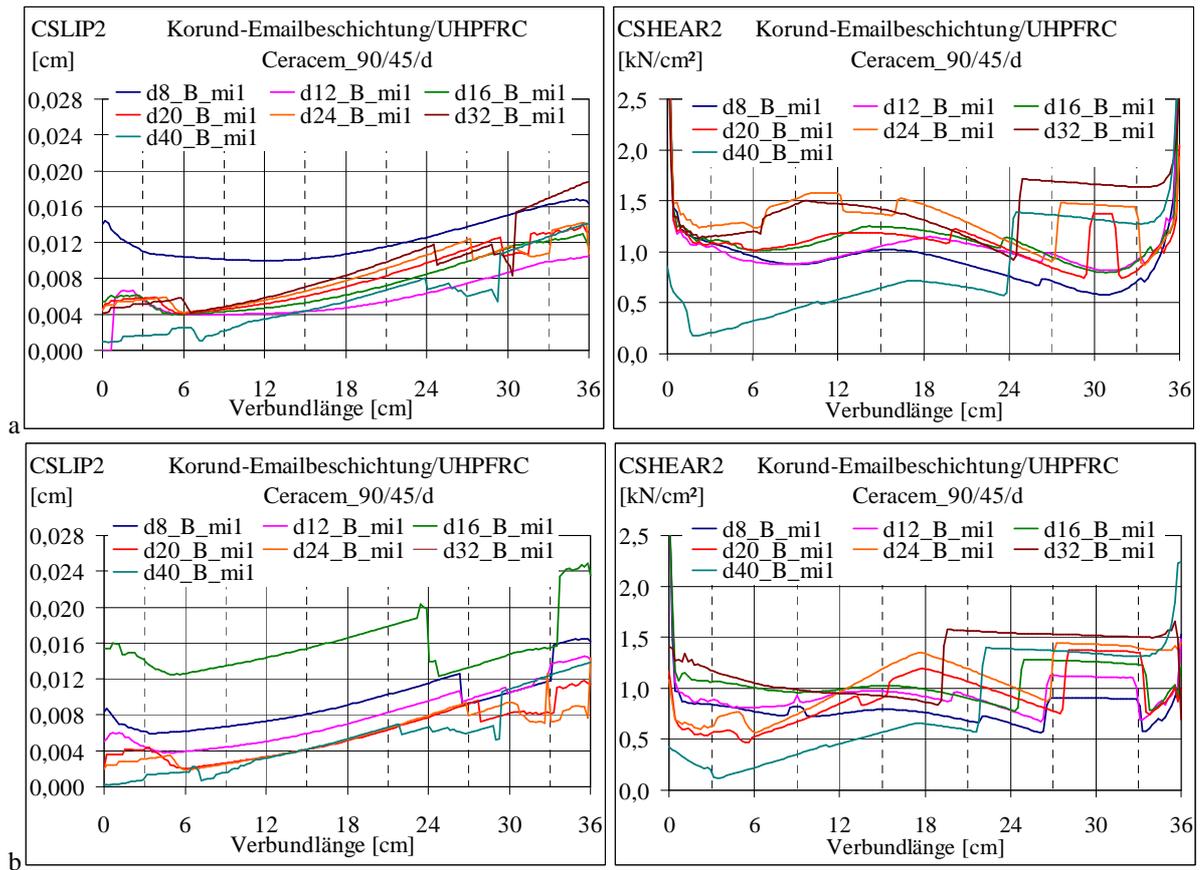


Bild 4.114 Einfluss der Veränderung der Glasdicke auf die relativen Verschiebungen *CSLIP2* und Schubspannungen *CSHEAR2* nach dem Adhäsionsbruch in der Serie 90/45/d – Ergebnisse entlang der Fuge im Längsschnitt *PI*, für globale Reibungszahl von 1 (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

### Die Fugenöffnung - Einfluss der Einbindetiefe und Glasdicke

Die Fugenöffnung *COPEN* verändert sich mit Vergrößerung der Einbindetiefe und Glasdicke. Wie in den Bildern: Bild 4.98, Bild 4.106, Bild 4.108 und Bild 4.110 ersichtlich, wird die Fugenöffnung größer. Die Folge ist eine Verminderung der gedrückten Fugenbreite  $h_{real}$ . Die Fugenöffnung wurde in den genannten Bildern in Verbindung mit Klemmspannungen *CPRESS* betrachtet. Im Folgenden werden die maximale Öffnung der Fuge und die Formen der Verformungslinien näher untersucht.

Bild 4.115, Bild 4.116 und Bild 4.117 zeigen die Veränderung der Fugenöffnung *COPEN* während der Belastung im Querschnitt *P5*. Die Zustände nach Betonschwinden (S), nach dem Bruch (B) und bei einer Verschiebung von 0,1 cm (V) sind paarweise (S+B und B+V) zusammengestellt. Damit die Änderung der Fugenöffnung besser ersichtlich wird, wurden die Kurven voneinander um 0,5 cm verschoben. Die maximale Fugenöffnung ist beim Abszissenwert von 4,5 cm gut ablesbar. Die Fuge engt sich linear ein. Bei der Fugenbreite von  $h_{real}$  schließen sich die Fugenufer. Das Abklingen verläuft nicht mehr linear aber der Bereich ist im Vergleich zur gesamten Fuge klein.

Im Bild 4.115 sind die Ergebnisse der Versuchsserie 52/h/16 zu sehen. Für eine Einbindetiefe von  $h=45$  mm beträgt die maximale Öffnung der Fuge nach Betonschwinden

0,0014 cm für das Materialmodell „a“ und 0,0015 cm für das Materialmodell „b“. Gleichzeitig findet mit der Vergrößerung der Entfernung zwischen den Fugenufern eine Verminderung der gedrückten Fugenbreite  $h_{real}$  statt, aber die Veränderungen schreiten unterschiedlich schnell fort. Die Neigung der Fugenufer wird steiler, d. h. die Zunahme der Öffnung erfolgt schneller.

Nach dem Betonschwinden öffnet sich die Fuge während der Belastung generell stärker. Ausnahmen sind im elastischen Material bei Einbindetiefen von 45, 40 und 35 mm zu sehen. Nach dem Bruch aufgrund der Belastungszunahme nehmen die Fugenöffnungen zu.

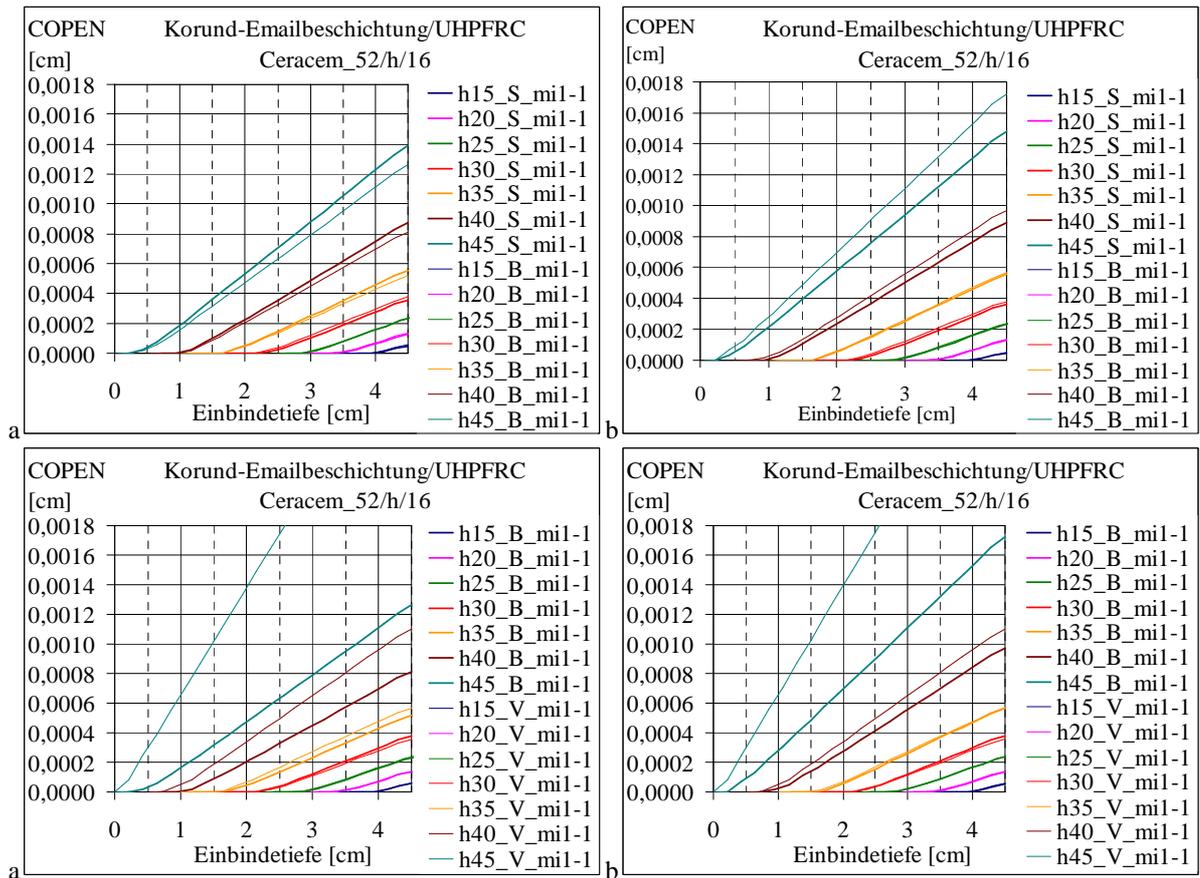


Bild 4.115 Fugenöffnung  $COPEN$  während der Belastung im Querschnitt  $P5$  in der Serie 52/h/16 – Zustand nach Betonschwinden (S), nach dem Bruch (B) und bei einer Verschiebung von 0,1 cm (V) (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Weitere Ergebnisse für drei Zustände (S, B und V) der Serie 70/h/16 und 90/h/16 sind im Bild 4.116 und Bild 4.117 dargestellt.

Die maximale Öffnung der Fuge infolge Betonschwindens bei einer Einbindetiefe von  $h=45$  mm ist in der Serie 70/h/16 kleiner als in der Serie 52/h/16 und beträgt ca. 0,00045 cm für das Materialmodell „a“ und 0,0005 cm für das Materialmodell „b“. Bis zum Bruch öffnet sich die Fuge während der Belastung mehr. Nach dem Bruch schließt sich die Fuge in den meisten Fällen wieder geringfügig. Fortschreitendes Öffnen findet im elastischen Materialmodell bei Einbindetiefen von 35, 40 und 45 mm statt. Die Form der Fugenufer ist annähernd linear. Die Neigung der Fugenufer wird mit Vergrößerung der Einbindetiefe steiler. Wie schnell die Zunahme der Öffnung stattfindet, ist beim Abszissenwert von 4,5 cm ersichtlich.

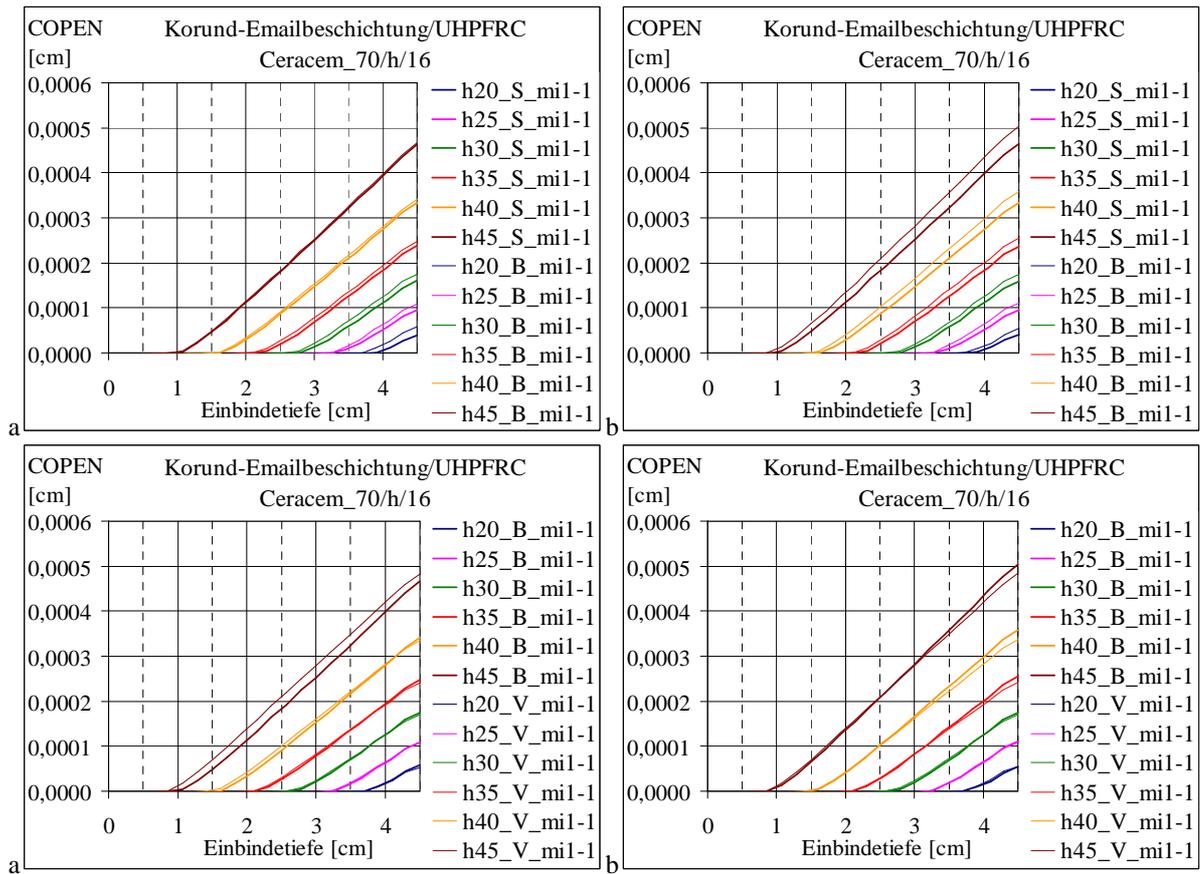


Bild 4.116 Fugenöffnung  $COPEN$  während der Belastung im Querschnitt  $P5$  in der Serie  $70/h/16$  – Zustand nach Betonschwinden (S), nach dem Bruch (B) und bei einer Verschiebung von 0,1 cm (V) (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

In der Serie  $90/h/16$  sinkt die maximale Öffnung der Fuge infolge Betonschwindens bei einer Einbindetiefe von  $h=45$  mm auf ca. 0,00025 cm (in beiden Materialmodellen „a“ und „b“). Die Breite der Fugenöffnung nimmt also mit Vergrößerung des Betonquerschnitts ab. Bis zum Bruch öffnet sich die Fuge während der Belastung mehr. Der stärkere Zuwachs ist im nichtlinear-elastischen Materialmodell (Modell „b“) zu sehen. Nach dem Bruch schließt sich die Fuge in den meisten Fällen wieder geringfügig. Nur im elastischen Materialmodell bei größeren Einbindetiefen, d. h. bei  $h= 50, 55$  und  $60$  mm geht die Fuge weiter auf. Die Form der Fugenufer ist nach wie vor annähernd linear. Mit Vergrößerung der Einbindetiefe wird auch die Neigung der Fugenufer steiler. Die Änderungen in der Fugenöffnung können beim Abszissenwert von 6,0 cm abgelesen werden.

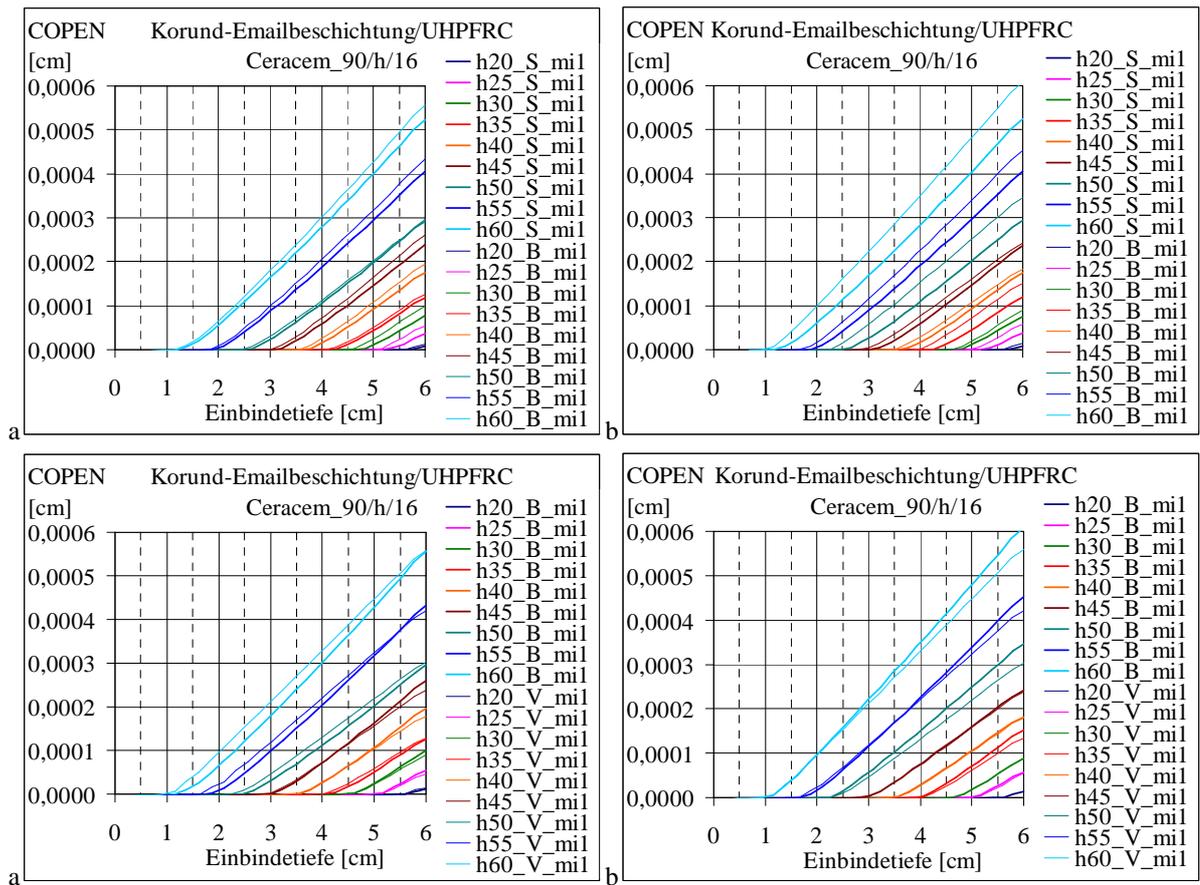


Bild 4.117 Fugenöffnung *COPEN* während der Belastung im Querschnitt *P5* in der Serie *70/h/16* – Zustand nach Betonschwinden (S), nach dem Bruch (B) und bei einer Verschiebung von 0,1 cm (V) (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

#### 4.7.5 Diskussion der Ergebnisse

Für die Untersuchungen der Glas-Beton-Verbindung wurde ein quadratischer Betonquerschnitt  $H=B$  gewählt. Die direkte Verbindung zwischen Glas und UHPC entwickelt sich infolge des Betonschwindens entlang des Glasrandes. Frischer Beton umhüllt den Glasrand bis zur Einbindetiefe  $h$ . Die Tragfähigkeit des Verbundes besteht aus drei Mechanismen: aus Adhäsion, Reibung und Verzahnung. Für die Übertragung der Kräfte in der Verbundfuge ist der Kontakt zwischen Oberflächen notwendig.

Wie sich aus den Untersuchungen ergab, kann der Glasrand infolge Betonschwindens nur auf einem Teil der Einbindetiefe geklemmt (d. h. die Fuge geschlossen) werden. Ein tieferes Eindringen der Glasscheibe vergrößerte die Breite der Verbundfläche im frischen Beton, aber mit der Zunahme der Einbindetiefe verkleinerte sich der restliche Betonquerschnitt unter der Nut  $h_{rest}$  (Gl.(4.19)). Diese Verminderung von  $h_{rest}$  bewirkte einen Aufbau von geringeren Klemmspannungen in der Fuge. Gleichzeitig nahm (in untersuchten Serien) die tatsächlich gedrückte Fugenbreite  $h_{real}$  mit der Vergrößerung der Einbindetiefe  $h$  ab.

Der Einfluss der Änderung der Einbindetiefe auf Druckspannungen *CPRESS* wegen des Betonschwindens ist im Bild 4.118 für unterschiedliche Probekörper veranschaulicht. In die Diagramme wurden auch die Parameter  $h_{real}/h$  und  $h_{rest}/H$ , die die geometrischen Verhältnisse des Verbundquerschnitts beschreiben, aufgenommen.

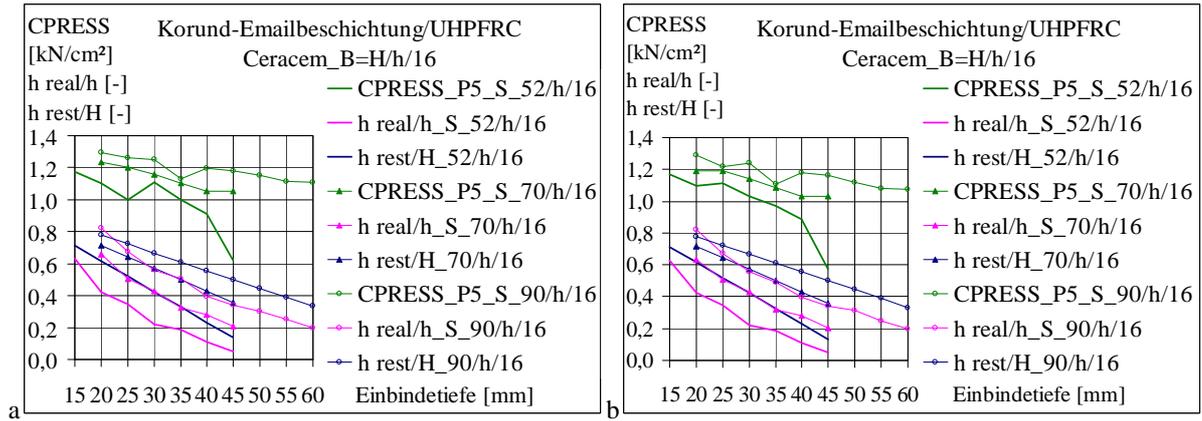


Bild 4.118 Einfluss der Einbindtiefe auf die Klemmspannung wegen des Betonschwindens – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $h$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Parameter von  $h_{real}/h$  und  $h_{rest}/H$  der einzelnen Serien  $B=H/h/16$  (für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm) verlaufen ungefähr parallel (vgl. Bild 4.99, Bild 4.107 und Bild 4.109). Der Einfluss der Querschnittsgröße spiegelt sich in der Darstellung, da die Kurven voneinander verschoben sind. Um die Abhängigkeit von der Einbindtiefe und vom Betonquerschnitt zu berücksichtigen, werden die Ergebnisse in Bezug auf  $h/H$  dargestellt.

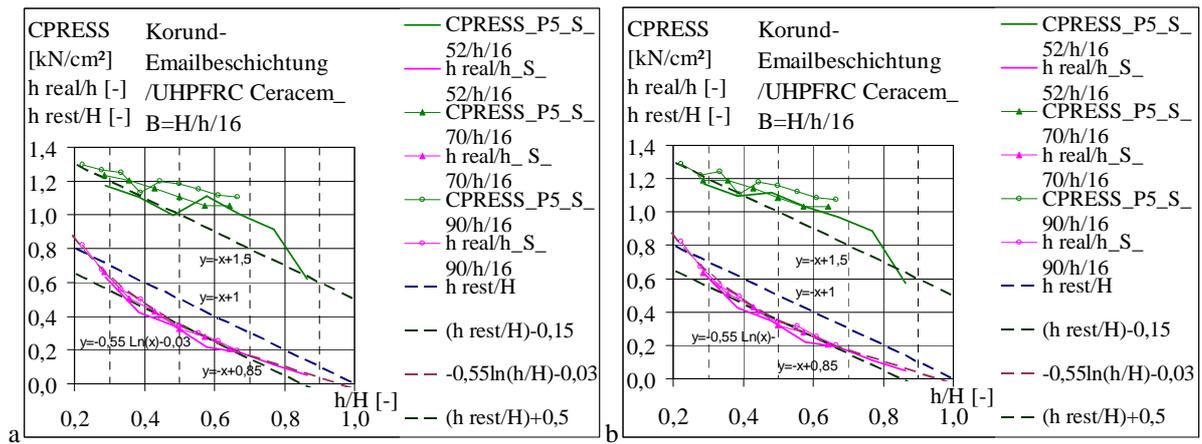


Bild 4.119 Einfluss der Einbindtiefe auf die Klemmspannung wegen des Betonschwindens – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $h/H$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Mit Hilfe vom Bild 4.119 wird der Einfluss der Änderung der Einbindtiefe und des Betonquerschnitts auf Druckspannungen  $CPRESS$  wegen des Betonschwindens und die Parameter  $h_{real}/h$  und  $h_{rest}/H$  in Bezug auf die Beziehung  $h/H$  veranschaulicht. Zweck dieser Darstellung ist es, einen Zusammenhang zwischen den geometrischen Parametern  $h_{real}/h$  und  $h_{rest}/H$  sowie den Druckspannungen zu finden.

Der Parameter  $h_{rest}/H$ , der die geometrische Charakteristika des Verbundquerschnitts beschreibt, zeichnet sich durch einen linearen Abfall aus. Der Verlauf erfolgt nach folgender Funktion (vgl. Gl. (4.20) und Gl.(4.21)):

$$y = -x + 1 \tag{4.22}$$

Der Parameter  $h_{real}/h$  fällt ähnlich wie  $h_{rest}/H$  mit Vergrößerung von  $h$  ab und könnte zuerst annähernd mit der gleichen Funktion Gl.(4.22), definiert werden. Es folgt:

$$h_{real}/h = - h/H + 1$$

$$h_{real} = (1 - h/H) \cdot h \tag{4.23}$$

Diese Kurve nach Gl.(4.22) liegt zu hoch (Bild 4.119). Nach der Korrektur ihrer Lage um 0,15 (d. h.  $1 - 0,15 = 0,85$ ) ergibt sich die Beziehung:

$$y = -x + 0,85 \tag{4.24}$$

Nach Umformung der Gl.(4.24) lässt sich  $h_{real}$  wie folgt beschreiben:

$$h_{real}/h = - h/H + 0,85$$

$$h_{real} = (0,85 - h/H) \cdot h \tag{4.25}$$

Die Gl.(4.25) stimmt mit den Ergebnissen aus FEM im Bereich  $h/H$  von ca. 0,35 bis 0,70 überein. Noch bessere Übereinstimmung der Ergebnisse im ganzen Bereich von  $h/H$  weist die logarithmische Funktion:

$$y = -0,55 \ln(x) - 0,03 \tag{4.26}$$

Aus der Gl.(4.26) ergibt sich für  $h_{real}$  folgende Beziehung:

$$h_{real}/h = -0,55 \ln(h/H) - 0,03$$

$$h_{real} = (-0,55 \ln(h/H) - 0,03) \cdot h \tag{4.27}$$

Die Gleichungen (4.23), (4.25) und (4.27) beschreiben die gedrückte Fugenbreite  $h_{real}$  in Abhängigkeit von der Höhe des Betonquerschnitts  $H$  und der Einbindetiefe  $h$ . Wie im nächsten Bild 4.120 zu sehen, hat die Glasdicke keinen bedeutenden Einfluss auf  $h_{real}$ .

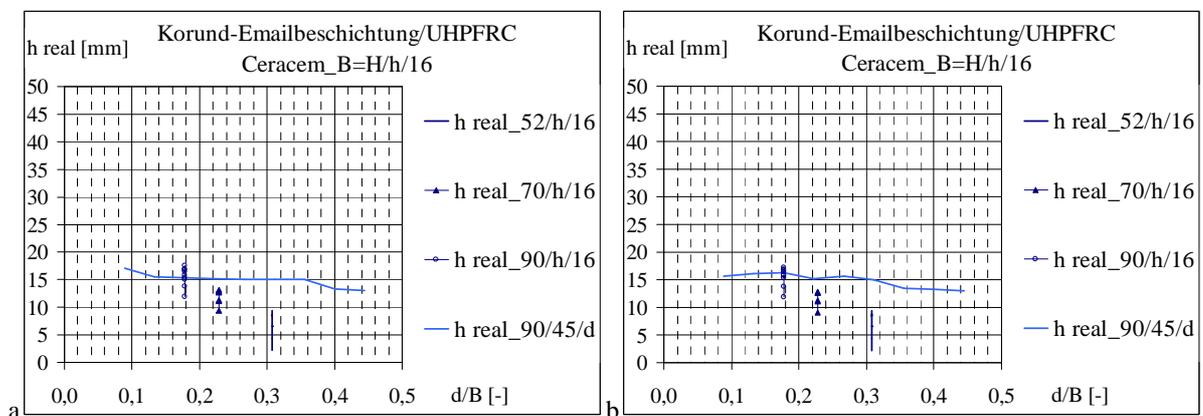


Bild 4.120 Gedrückte Fugenbreite  $h_{real}$  im Querschnitt  $P5$  – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $d/B$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Im Bild 4.119 wurde zusätzlich zu den Parametern  $h_{real}/h$  und  $h_{rest}/H$  der Verlauf der Spannungen  $CPRESS$  dargestellt. Ähnlich wie die gedrückte Fugenbreite  $h_{real}$  nimmt die maximale Klemmspannung am Glasrand mit zunehmendem Faktor  $h/H$  ab. Wie aus dem Diagramm ersichtlich, betragen die Druckspannungen mindestens:

$$CPRESS = h_{rest}/H + 0,5 \text{ [kN/cm}^2\text{]} \tag{4.28}$$

und können mit der Funktion:

$$y = -x + 1,5 \quad (4.29)$$

von unten abgeschätzt werden.

Es folgt:

$$CPRESS = -h/H + 1,5 \text{ [kN/cm}^2\text{]} \quad (4.30)$$

Die Gl.(4.30) beschreibt die Klemmspannung infolge Betonschwindens in Abhängigkeit von der Höhe  $H$  des Betonquerschnitts und der Einbindetiefe  $h$ .

Die Druckspannung  $CPRESS$  am Glasrand bildet sich während des Betonschwindens. Die Studie hat eine Abhängigkeit von der Stärke der Glasscheibe festgestellt. Im Bild 4.110 und Bild 4.111 ist die Steigung der Klemmung mit der Zunahme der Glasdicke bis zu  $d=24$  mm (bei dem konstanten Betonquerschnitt  $H=B$ ) deutlich. Danach nimmt sie leicht ab. Die seitlichen Betonflanken werden bei einer konstanten Breite des Querschnitts  $B$  mit Vergrößerung der Glasdicke schmaler. Bei gleichbleibender Dicke  $d$  und zunehmendem Betonquerschnitt vergrößern sich entsprechend die Betonflanken auf beiden Seiten des Glasrandes.

Um eine Verknüpfung zwischen der Breite des Querschnitts und der Glasdicke zum Ausdruck zu bringen, wurde ein Parameter  $d/B$  gewählt.

Während der Studie des Einflusses der geometrischen Parameter auf die Tragfähigkeit des Glas-Beton-Verbundes wurden drei Versuchsserien durchgeführt: mit veränderlichem Betonquerschnitt, veränderlicher Einbindetiefe und variiertes Glasdicke. In der gerade betrachteten Versuchsserie  $B=H/h/16$ , d. h. für die Glasdicke  $d=16$  mm und drei Betonquerschnitte  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm, beträgt der Parameter  $d/B$  entsprechend  $0,308; 0,229; 0,178$ . In der Versuchsserie  $90/45/d$  wurde eine Glasdicke zwischen  $8$  und  $40$  mm verwendet. Der Parameter  $d/B$  liegt entsprechend zwischen  $0,089$  und  $0,444$  (Bild 4.120, Bild 4.121, Bild 4.123 und Bild 4.124).

Das Bild 4.121 zeigt die Abhängigkeit der Klemmspannung am Glasrand von der Glasdicke.

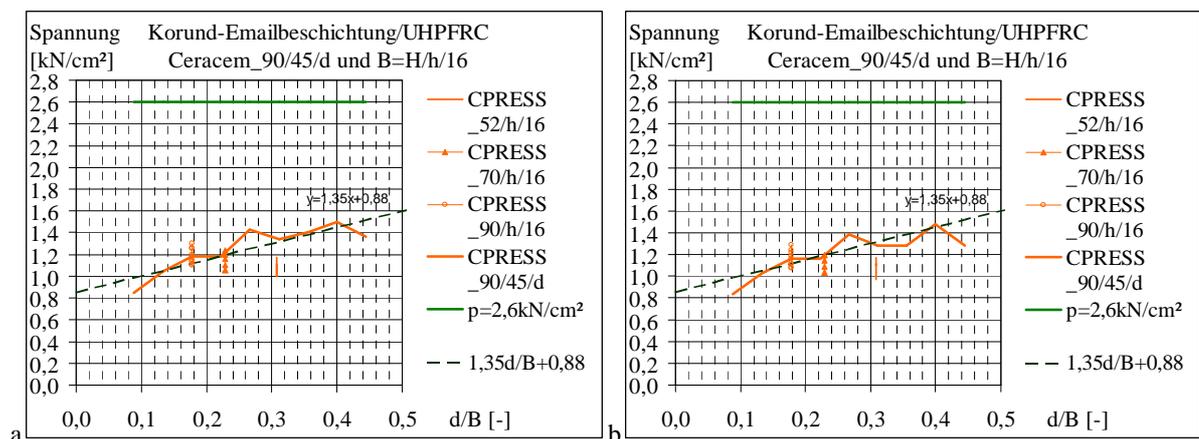


Bild 4.121 Druckspannungen in der Fuge  $CPRESS$  im Querschnitt  $P5$  und ihre Abschätzung mittels linearer Funktion – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $d/B$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Da, entsprechend dem Hooke'schen Gesetz, die Verformungen  $\varepsilon$  sich proportional zu den Spannungen verhalten, kann die maximale Klemmspannung  $p$  wie folgt, berechnet werden:

$$p = \varepsilon_s \cdot E_c \quad (4.31)$$

$\varepsilon_s$  – Schwindmaß des Betons

$E_c$  – Elastizitätsmodul für Beton

Die Druckspannungen auf der Glasfläche  $CPRESS = p_{real}$  erreichen nur einen Teil des maximalen Wertes  $p$ . Für den verwendeten Beton (Tabelle 4.2, Kapitel 4.4.1 und Kapitel 4.4.2) ergibt sich ein Wert von:

$$p = 0,00055 \cdot 4730 = 2,6 \text{ [kN/cm}^2\text{]}$$

Um einen Vergleich mit den Ergebnissen aus FE-Analysen zu ermöglichen, wurde diese Druckspannung nach Gl.(4.31) in das Bild 4.121 eingetragen.

Wie im Bild 4.121 dargestellt, verändert sich die Klemmspannung in Abhängigkeit der Glasdicke und Breite des Betonquerschnitts (d. h. in Bezug auf  $d/B$ ) ungefähr linear. Die Vergrößerung der Spannungen kann annähernd mit der Funktion

$$y = 1,35x + 0,88 \quad (4.32)$$

beschrieben werden. Es folgt die Gleichung:

$$p_{real} = 1,35 d/B + 0,88 \text{ [kN/cm}^2\text{]} \quad (4.33)$$

Der lineare Verlauf nach Gl.(4.33) (in Bezug auf  $d/B$ ) wurde aus der Versuchsserie 90/45/ $d$  gewonnen. Die Versuchsserie für  $d=16$  mm (d. h. 90/45/16) wurde auch in Bezug auf  $h/H$  untersucht. Es wird angenommen, dass die Bezugsparameter  $d/B$ ,  $h/H$  und  $p_{real}$  einen Raum 3D ( $x, y, z = d/B, h/H, p_{real}$ ) darstellen. Der gemeinsame Wert der Druckspannung  $p_{real}$  dieser Probekörper 90/45/16 verknüpft die Verläufe im Bezug auf  $d/B$  und  $h/H$ . Um diese Verknüpfung sicherzustellen, werden jetzt die Ergebnisse  $CPRESS$  der Probekörper 90/ $h$ /16 aus dem Bild 4.119 genauer untersucht. Für den Verlauf  $p_{real}$  in Bezug auf  $h/H$  wird eine Trendlinie hinzugefügt (Bild 4.122). Jeder Punkt dieser Gerade ist eine Projektion des räumlichen Verlaufes  $CPRESS$  in Bezug auf  $d/B$  und  $h/H$  auf die Ebene ( $h/H, p_{real}$ ).

Der Verlauf  $CPRESS$  für die Versuchsserie 90/ $h$ /16 wird durch folgende lineare Funktion definiert (vgl. Gl.(4.29)):

$$y = -0,44x + 1,34 \quad (4.34)$$

Es folgt:

$$p_{real} = -0,44 h/H + 1,34 \text{ [kN/cm}^2\text{]} \quad (4.35)$$

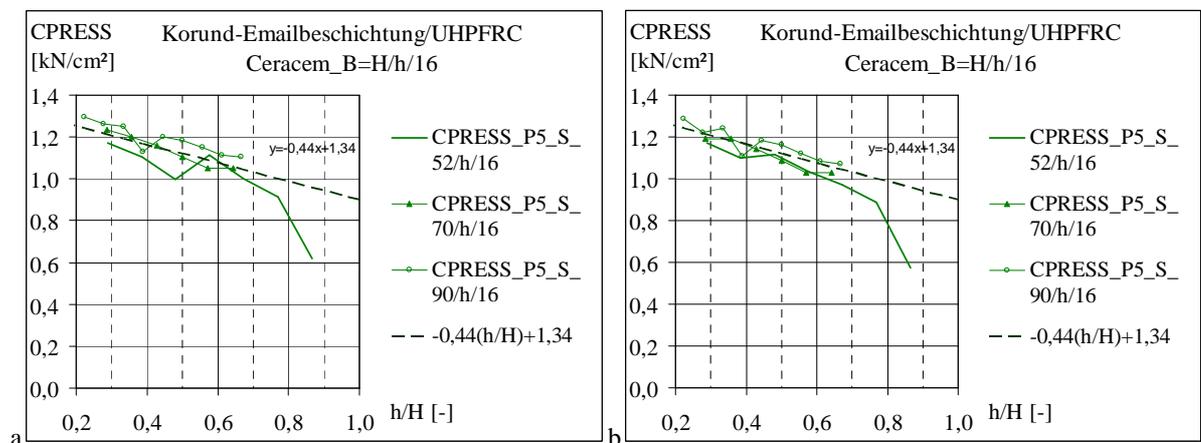


Bild 4.122 Druckspannungen in der Fuge  $CPRESS$  im Querschnitt  $P5$  und ihre Abschätzung mittels linearer Funktion – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52$ ,  $70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $d/B$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Geraden nach Gl.(4.33) und nach Gl.(4.35) überschneiden sich im Raum in einem Punkt mit den Koordinaten:

$$d/B = 16/90 = 0,178$$

$$h/H = 45/90 = 0,5$$

$$p_{real} = 1,12$$

und bilden eine Ebene. Eine Beschreibung dieser Ebene erfolgt im Kapitel 5.2.2 (Bild 5.3).

Das Bild 4.121 stellt Druckspannungen  $CPRESS$  im Querschnitt  $P5$  in der Mitte der Verbundlänge dar. Die Spannungen aus der gesamten Kontaktfläche  $CAREA$  bilden die Klemmkraft. Diese Druckkraft  $CFN3$  wurde aus FE-Simulationen gewonnen. Mit dem Quotient  $CFN3/CAREA$  kann die mittlere Druckspannung  $\sigma_N$  in der geschlossenen Fuge erzielt werden. Die Veränderung der mittleren Druckspannungen  $\sigma_N = CFN3/CAREA$  nach dem Betonschwinden in Bezug auf Parameter  $d/B$  ist im Bild 4.123 ersichtlich. Mit Vergrößerung der Glasdicke wächst die mittlere Druckspannung  $CFN3/CAREA$  bis zu  $d/B = 0,4$  (d. h. für  $d=36$  mm). Danach nimmt sie ab. Ein Paar der Ergebnisse stellt die Serie 90/h/16 und 90/45/d dar. Die Kurven (eine in Bezug auf  $h$  bzw.  $h/H$  und die zweite in Bezug auf  $d/B$ ) überschneiden sich für den Probekörper 90/45/16. Die restlichen Ergebnisse der Serie 90/h/16 für andere Einbindetiefen  $h$  liegen senkrecht oberhalb und unterhalb der Kurve 90/45/d (an Stelle  $d/B = 0,178$ ). Dementsprechend bildet sich ein Band der potenziellen Ergebnisse für unterschiedliche  $d/B$ . Die Bandbreite hängt von  $h$  ab. Wie in der Darstellung ersichtlich, passen auch die Ergebnisse der Serien 52/h/16 und 70/h/16 in der Bandbreite gut und zeigen die Tendenz mit Vergrößerung von  $d/B$  zu steigen.

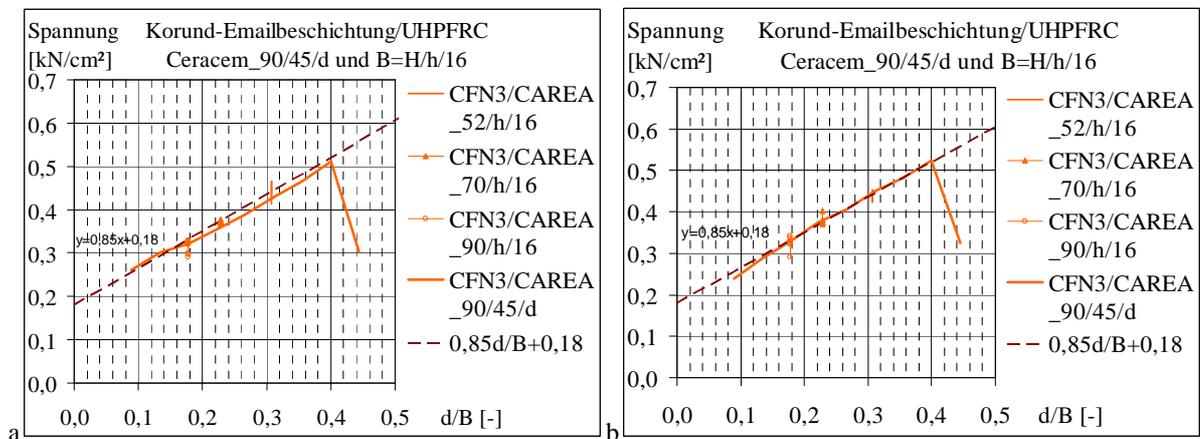


Bild 4.123 Mittlere Druckspannung in der Fuge  $CFN3 / CAREA$  und ihre Abschätzung mittels linearer Funktion – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $d/B$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die mittleren Druckspannungen  $\sigma_N$  steigen linear mit dem Parameter  $d/B$ . Diese Zunahme stimmt gut mit der folgenden Funktion überein:

$$y = 0,85 x + 0,18 \quad (4.36)$$

Daraus ergibt sich die Gleichung:

$$\sigma_N = 0,85 d/B + 0,18 \text{ [kN/cm}^2\text{]} \quad (4.37)$$

Die mittlere Druckspannung  $\sigma_N$ , verteilt auf die gesamte gedrückte Kontaktfläche  $CAREA$ , zeigt in Abhängigkeit vom Parameter  $h/H$  nur eine geringe Veränderung (Bild 4.124).

In untersuchten Probekörpern hat die Druckspannung für die Glasdicke  $d=16\text{mm}$  ungefähr einen konstanten Wert für jeweils eine Betonhöhe:

$$\begin{aligned}\sigma_N &= 0,45 \text{ kN/cm}^2 && \text{für } B=H=52 \text{ mm} \\ \sigma_N &= 0,36 \text{ kN/cm}^2 && \text{für } B=H=70 \text{ mm} \\ \sigma_N &= 0,33 \text{ kN/cm}^2 && \text{für } B=H=90 \text{ mm}.\end{aligned}$$

Der Anteil der mittleren Druckspannung auf der Glasfläche im Vergleich zum maximalen Wert  $p=2,6 \text{ kN/cm}^2$  nach Gl.(4.31) beträgt hier:

$$\begin{aligned}\sigma_N/p &= 0,45/2,6 = 0,173 && \text{für } B=H=52 \text{ mm} \\ \sigma_N/p &= 0,36/2,6 = 0,138 && \text{für } B=H=70 \text{ mm} \\ \sigma_N/p &= 0,33/2,6 = 0,127 && \text{für } B=H=90 \text{ mm}.\end{aligned}$$

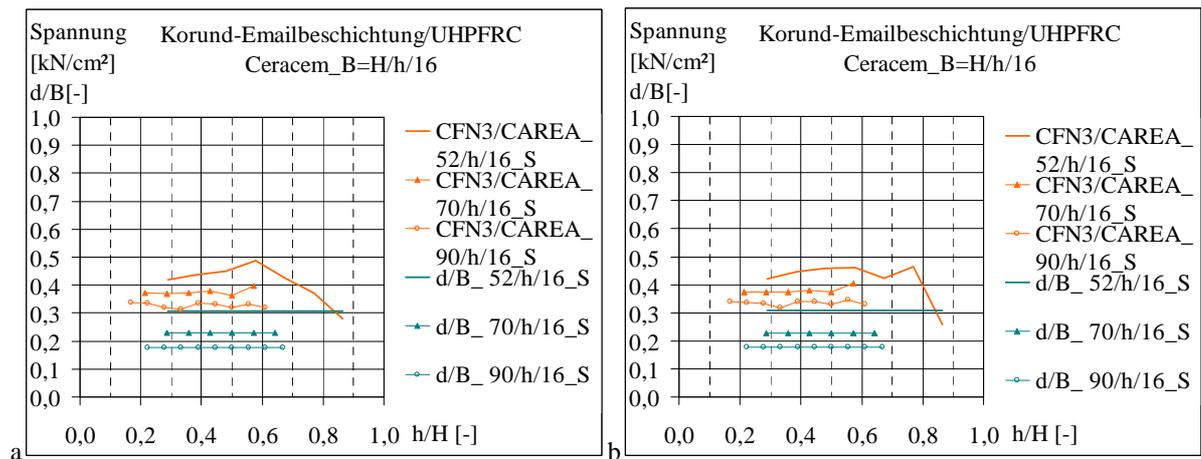


Bild 4.124 Veränderung der mittleren Druckspannungen *CFN3/CAREA* – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $h/H$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Kontaktfläche zwischen Glas und Beton im frischen ( $A$ ) und ausgehärteten Beton ( $A_{real}$ ) ist unterschiedlich groß. Beton verformt sich infolge Schwindens und ein Teil der Fuge geht auf. Die gedrückte Fugenbreite  $h_{real}$  im Querschnitt entspricht der geschlossenen Fugenfläche  $A_{real}$  im gesamten Verbund (auf der gesamten Verbundlänge).

Die Kontaktfläche im frischen Beton ( $A$ ) wird berechnet wie folgt:

$$A = L \cdot h \quad (4.38)$$

Aus den FE-Berechnungen wurde die Fläche *CAREA* ( $=A_{real}$ ) gewonnen. Ähnlich wie  $A$  könnte die tatsächlich gedrückte Fugenfläche durch die Multiplikation:

$$A_{real} = L \cdot h_{real} \quad (4.39)$$

gewonnen werden. Voraussetzung:  $h_{real}$  ist auf der gesamten Verbundlänge  $L$  konstant.

Das Bild 4.125 stellt die Änderung von  $A$  und *CAREA* in Abhängigkeit von der Einbindetiefe  $h$  dar. Die untersuchte Tiefe der Verankerung liegt zwischen 15 und 60 mm. Der Unterschied zwischen  $A$  und *CAREA* steigt mit Erhöhung von  $h$  linear und ist viel größer als der Unterschied zwischen dem Produkt  $L \cdot h_{real}$  und *CAREA* aus FE-Analysen.

Umgekehrt verringert sich die Differenz zwischen  $A$  und *CAREA* proportional mit Verkleinerung der Einbindetiefe. Laut Darstellung sollte eine Annäherung ihrer Zahlenwerte (d. h. das Erreichen von  $A=CAREA$ ) bei Einbindetiefen von ca. 10 mm für Betonquerschnitt  $B=H=52\text{mm}$ , 14 mm für  $B=H=70$  mm und 18 mm für  $B=H=90$  mm erfolgen.

Die Fläche  $CAREA$  verändert sich wenig und zeigt eine Tendenz zur geringfügigen Abnahme bei Erhöhung von  $h$ . Wie im Bild 4.125 dargestellt, ist der Wert von  $CAREA$  aus FEM im Vergleich zu  $L \cdot h_{real}$  geringfügig größer, aber die Kurvenverläufe stimmen gut überein. Die Gl.(4.39) sollte also eine Einschätzung der gedrückten Kontaktfläche  $A_{real}$  ermöglichen.

Nach Umformen der Gl.(4.39) kann geschrieben werden:

$$A_{real}/L = h_{real}$$

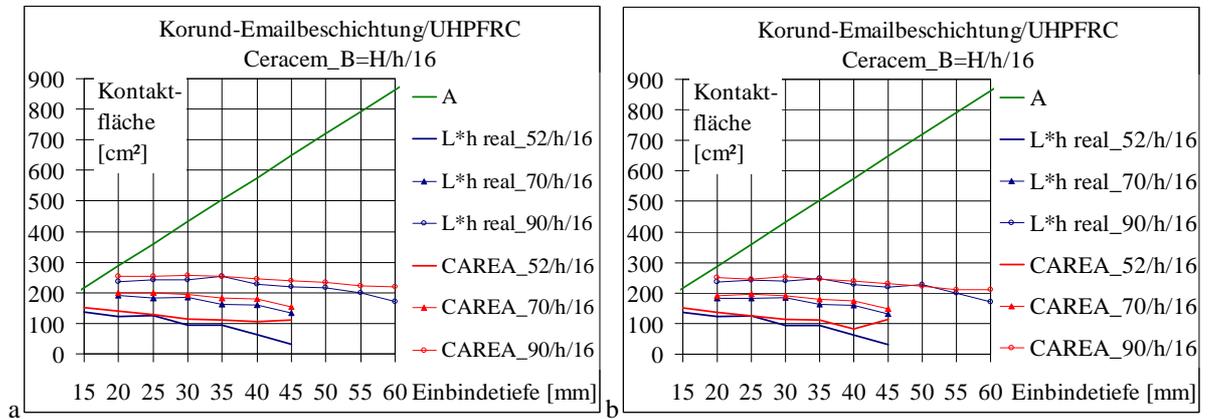


Bild 4.125 Kontaktfläche im frischen (A) und ausgehärteten Beton (CAREA) und ihre Abschätzung mittels Funktion  $L \cdot h_{real}$  – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $h$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Gl.(4.39) wurde auch für veränderliche Glasdicken geprüft. Das nächste Bild 4.126 stellt die Ergebnisse der Untersuchung dar.

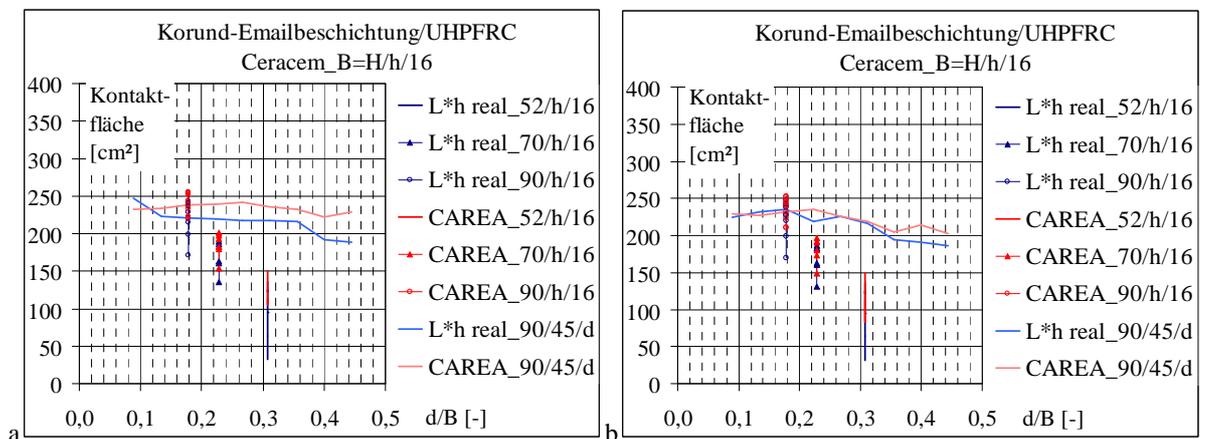


Bild 4.126 Kontaktfläche im ausgehärteten Beton (CAREA) und ihre Abschätzung mittels Funktion  $L \cdot h_{real}$  – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $d/B$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Kurven von  $CAREA$  und vom Produkt  $L \cdot h_{real}$  in Bezug auf  $d/B$  (Bild 4.126) verlaufen ähnlich (ungefähr parallel). Zwischen den Werten ergibt sich ein Unterschied von ca. 8 %. Im linear-elastischen Materialmodell scheint die Glasdicke keinen bedeutenden Einfluss auf die gedrückte Kontaktfläche zu haben:  $CAREA$  und  $L \cdot h_{real}$  verändern sich im Bereich von  $d/B = 0,15$  bis  $0,35$  kaum. Eine bessere Übereinstimmung der Verläufe findet im nichtli-

near-elastischen Materialmodell statt. Dort nimmt auch die gedrückte Kontaktfläche mit Vergrößerung der Glasdicke deutlicher ab.

Wie stark  $CAREA$  im Vergleich zu  $A$  mit der Vergrößerung der Einbindetiefe  $h$  abnimmt, ist im Bild 4.127 gezeigt. Die Relation  $CAREA/A$  in Abhängigkeit von  $h$  ergibt für verschiedene Betonquerschnitte sehr ähnliche Kurven.

Da die Kurven zueinander versetzt sind, weist es auf den Einfluss der unterschiedlichen Betonquerschnittsgrößen hin. Das beste Ergebnis  $CAREA/A$  von fast 1 wurde bei einem Betonquerschnitt  $B=H=90$  mm und einer Einbindetiefe von ca. 18 mm erreicht. Dieses Resultat scheint für einen Betonquerschnitt  $B=H=70$  mm bei  $h$  von ca. 14 mm und für einen Betonquerschnitt  $B=H=52$  mm bei ca. 10 mm zu liegen.

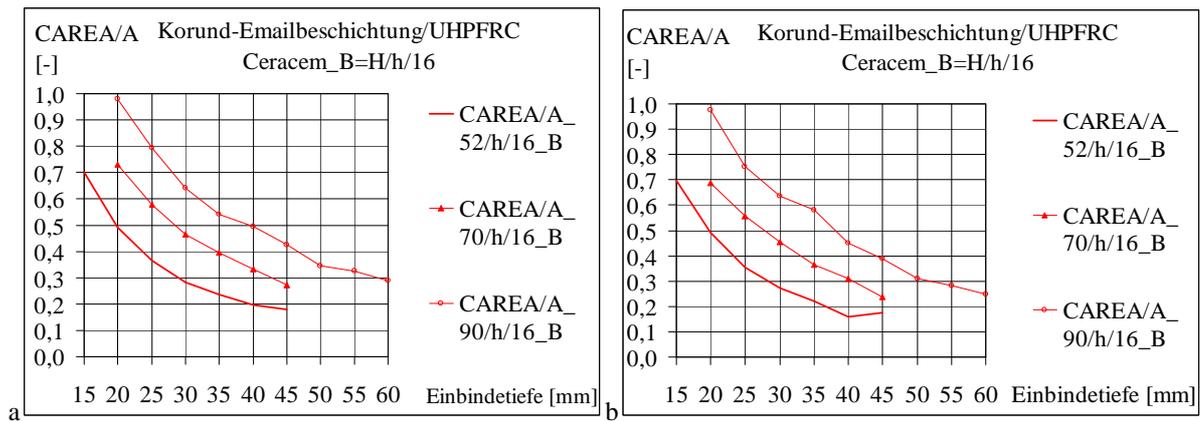


Bild 4.127 Verhalten des Parameters  $CAREA/A$  in Abhängigkeit der Einbindetiefe  $h$  – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $h$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Im Bild 4.128 ist die Relation von  $CAREA$  zur gesamten Kontaktfläche  $A$  in Bezug auf  $h/H$  dargestellt. Für verschiedene Betonquerschnitte ergeben sich Verläufe, die sich gut überdecken und mit der Vergrößerung von  $h/H$  auf ähnliche Weise abfallen. Im Bereich  $h/H=0,15$  bis  $0,20$  scheint die optimale Einbindetiefe  $h_{op}$  zu liegen, da  $CAREA/A$  fast 1,0 erreicht.

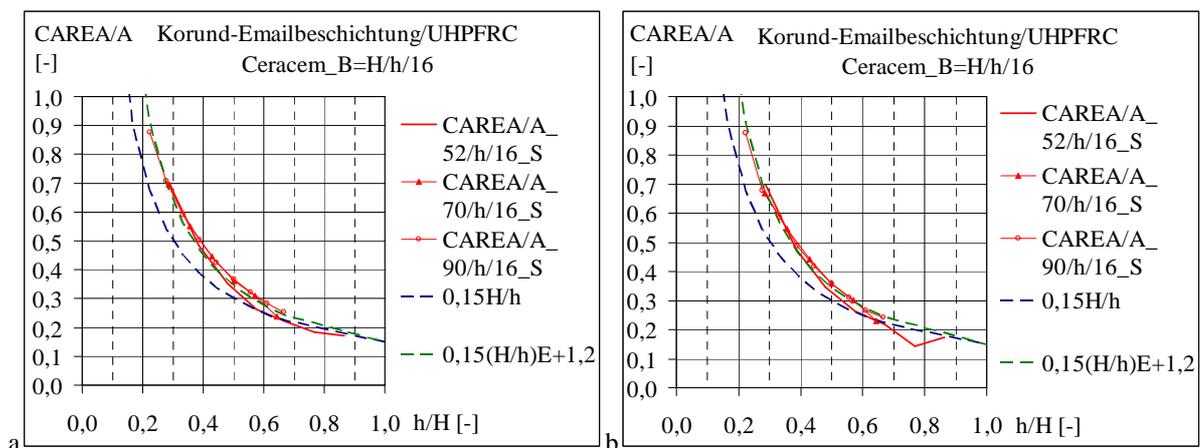


Bild 4.128 Verhalten des Parameters  $CAREA/A$  in Abhängigkeit der Einbindetiefe  $h$  und seiner Abschätzung mittels Funktion  $0,15 \cdot (h/H)^n$  für  $n=-1$  und  $-1,2$  – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $h/H$

Die Kurven im Bild 4.128 können mit einer Potenzfunktion  $y=ax^n$  beschrieben werden. Für den Exponent  $n=-1$  liegt die Funktion

$$y = 0,15x^{-1} \tag{4.40}$$

unter den Ergebnissen aus FE-Simulationen. Mit der Verkleinerung von  $h/H$  verringert sich der Unterschied zur  $CAREA/A$  ( $= A_{real}/A$ ). Es folgt:

$$A_{real}/A = 0,15(h/H)^{-1} \tag{4.41}$$

Sehr gute Übereinstimmung mit den Kurven ergibt sich für die Funktion:

$$y = 0,15x^{-1,2} \tag{4.42}$$

Es folgt:

$$A_{real}/A = 0,15(h/H)^{-1,2} \tag{4.43}$$

$$A_{real} = 0,15 \cdot A \cdot (H/h)^{1,2}$$

$$A_{real} = 0,15 \cdot L \cdot h \cdot (H/h)^{1,2}$$

$$A_{real}/L = 0,15 \cdot (H^{1,2}/h^{0,2})$$

Nach Gl.(4.39) ergibt sich:

$$h_{real} \approx 0,15 \cdot H^{1,2} / h^{0,2} \tag{4.44}$$

Für  $n=-1$  vereinfachen sich vorstehende Gleichungen wie folgt:

$$A_{real} = 0,15 \cdot L \cdot H$$

$$A_{real}/L = 0,15 \cdot H$$

$$h_{real} \approx 0,15 \cdot H \tag{4.45}$$

Nach Gl.(4.45) ändert sich die gedrückte Fugenbreite nur in Bezug auf  $H$  und bleibt für eine bestimmte Querschnittshöhe konstant und unabhängig von der Einbindetiefe  $h$ . Die Gleichung kann also nur sehr grob abgeschätzte Ergebnisse liefern.

Der Vergleich der gedrückten Fugenbreite, d. h. der Ergebnisse von  $h_{real}$  aus Gleichung (4.44) mit  $CAREA/L$  aus FEM-Analysen sind im Bild 4.129 gezeichnet. Zwischen den Verläufen besteht eine gute Übereinstimmung.

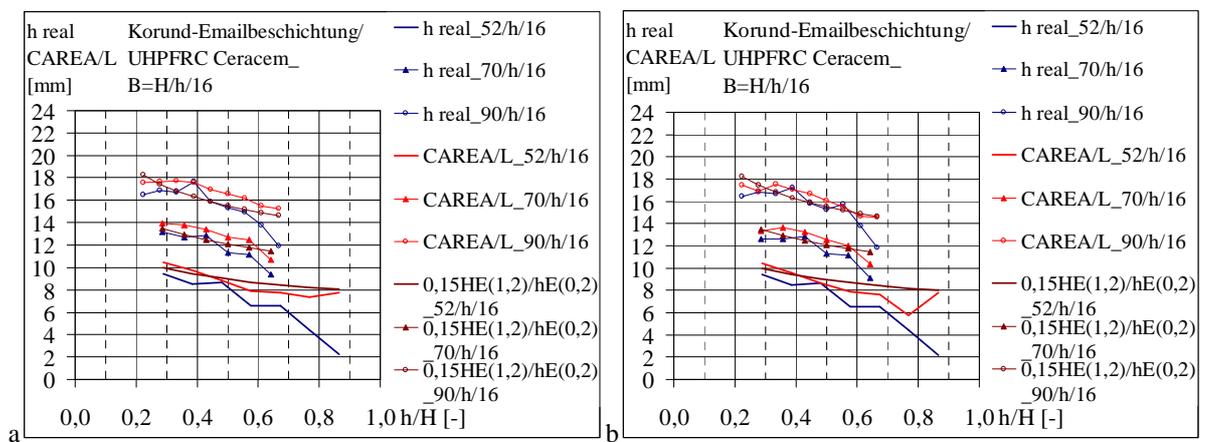


Bild 4.129 Verhalten des Parameters  $CAREA/L$  in Abhängigkeit von der Einbindetiefe  $h$  und Vergleich mit  $h_{real}$  und der Funktion  $0,15 \cdot H^{1,2} / h^{0,2}$  – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $h/H$

Im Bild 4.118 und Bild 4.119 wurden die Verläufe der Druckspannungen  $CPRESS$  in Bezug auf die Einbindetiefe  $h$  und den Parameter  $h/H$  abgebildet. Diese dargestellten Druckspannungen entsprechen den maximalen Normalspannungen am Glasrand im Querschnitt  $P5$  in der Mitte der Verbundlänge. Wie sich bei den Untersuchungen herausstellte, ist die Verteilung der Spannungen im Querschnitt nicht gleichmäßig (vgl. Bild 4.98, Bild 4.106, Bild 4.108, Bild 4.111), sondern ungefähr dreieckförmig. Das Maximum liegt an der Glas-kante. Auf der gedrückten Fugenbreite  $h_{real}$  sinken  $CPRESS$  von Maximum ( $= p_{real}$ ) auf Null. Die Druckspannungen normal zur Kontaktfläche sind auf der gesamten Fläche  $A_{real}$  verteilt. Aus der Summe der Druckspannungen ergibt sich die Druckkraft in der Fuge, die für Reibung notwendig ist.

Aus FE-Simulationen konnte die Druckkraft  $CFN3=N$  gewonnen werden. Die maximale gesamte Druckkraft in der Fuge, die während der Belastung erreicht wurde, ist dem Bild 4.130 für veränderliche Einbindetiefen zu entnehmen. Die Ergebnisse sind in Bezug auf  $h$  und  $h/H$  für Probekörper mit  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm dargestellt. Generell fallen die Kurven mit zunehmender Einbindetiefe ab. Die Resultate für einen Betonquerschnitt von  $90$  mm zeichnen sich für elastisches Material im Vergleich zu den restlichen Ergebnissen durch größere Unregelmäßigkeiten aus.

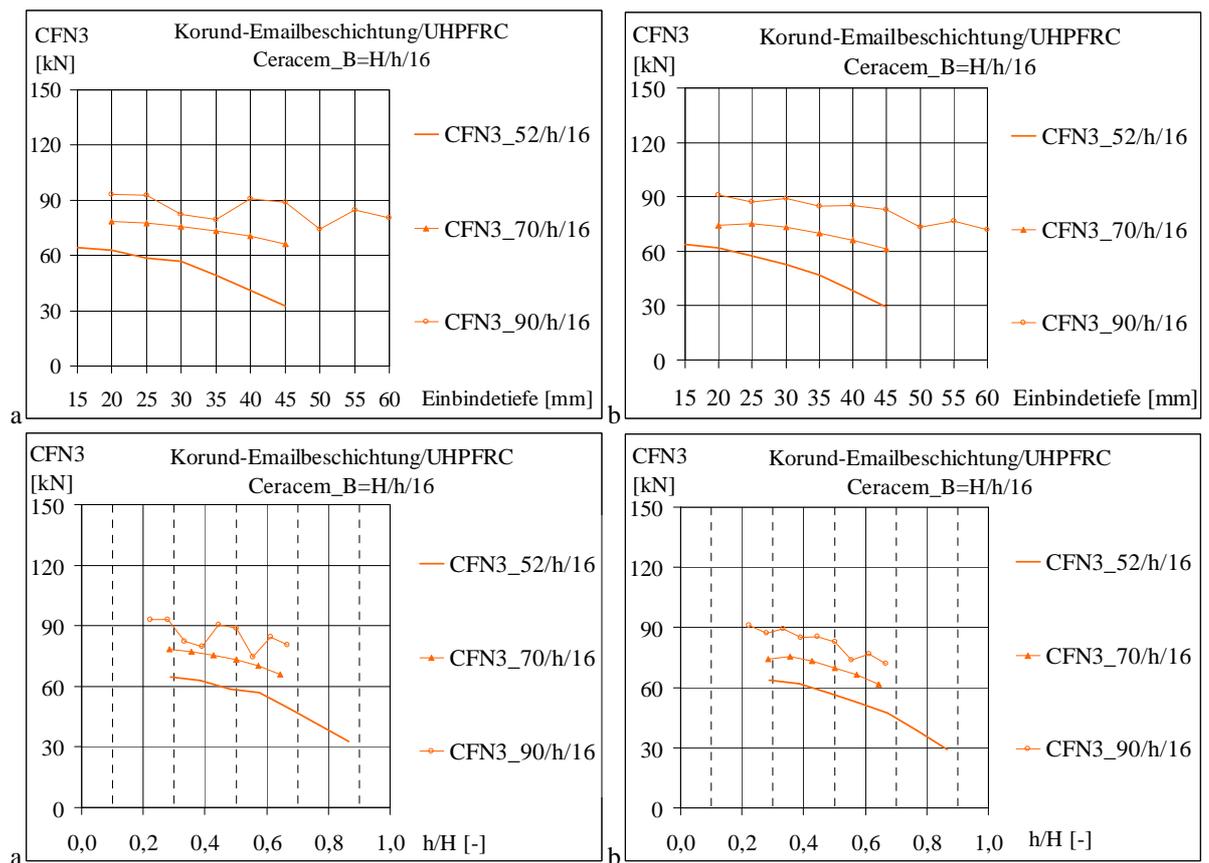


Bild 4.130 Einfluss der Einbindetiefe auf die maximale Druckkraft während der Belastung – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $h$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Um die Veränderung der Klemmkraft  $CFN3$  in der Fuge in Bezug auf geometrische Parameter des Verbundes zu untersuchen, wurde diese in Relation zur gedrückten Fugenfläche  $CAREA$  abgebildet (Bild 4.123 und Bild 4.124). Aus dem Quotient  $CFN3/CAREA$  ergibt sich eine gleichmäßig verteilte mittlere Druckspannung  $\sigma_N$ , welche in der Realität in der Fuge nicht vorkommt, aber als Vereinfachung verwendet werden könnte. Im Bild 4.131 werden diese Werte  $\sigma_N=CFN3/CAREA$  neben den maximalen Klemmspannungen im Querschnitt  $P5$   $CPRESS$  eingefügt. Die abgeleitete Druckspannung verändert sich in Abhängigkeit der Einbindetiefe  $h$  nur gering. Sie liegt für unterschiedliche Betonquerschnitte  $B=H$  auf unterschiedlichen Höhen und beträgt zwischen ca. 0,33 und 0,45  $\text{kN/cm}^2$ . Je größer der Betonquerschnitt, desto kleinere Werte von den mittleren Druckspannungen wurden erreicht. Der Grund dafür ist, dass zwischen unterschiedlich großen Betonprofilen die gedrückte Kontaktfläche  $CAREA$  mit der Vergrößerung des Querschnitts stärker zunimmt als die Klemmkraft (siehe Bild 4.82 und Bild 4.83).

Im Bild 4.131 fällt noch der steile Abfall der Druckspannungen bei einem Betonquerschnitt von 52 mm bei  $h=30$  mm für linear-elastisches Material und bei  $h=40$  mm für nichtlinear-elastisches Material auf. Für diese Höhe  $H=52$  mm scheint das Eindringen von Glas tiefer als 30 bzw. 40 mm einen deutlichen Verlust der Klemmkraft im Vergleich zu flacheren Verbindungen zu verursachen.

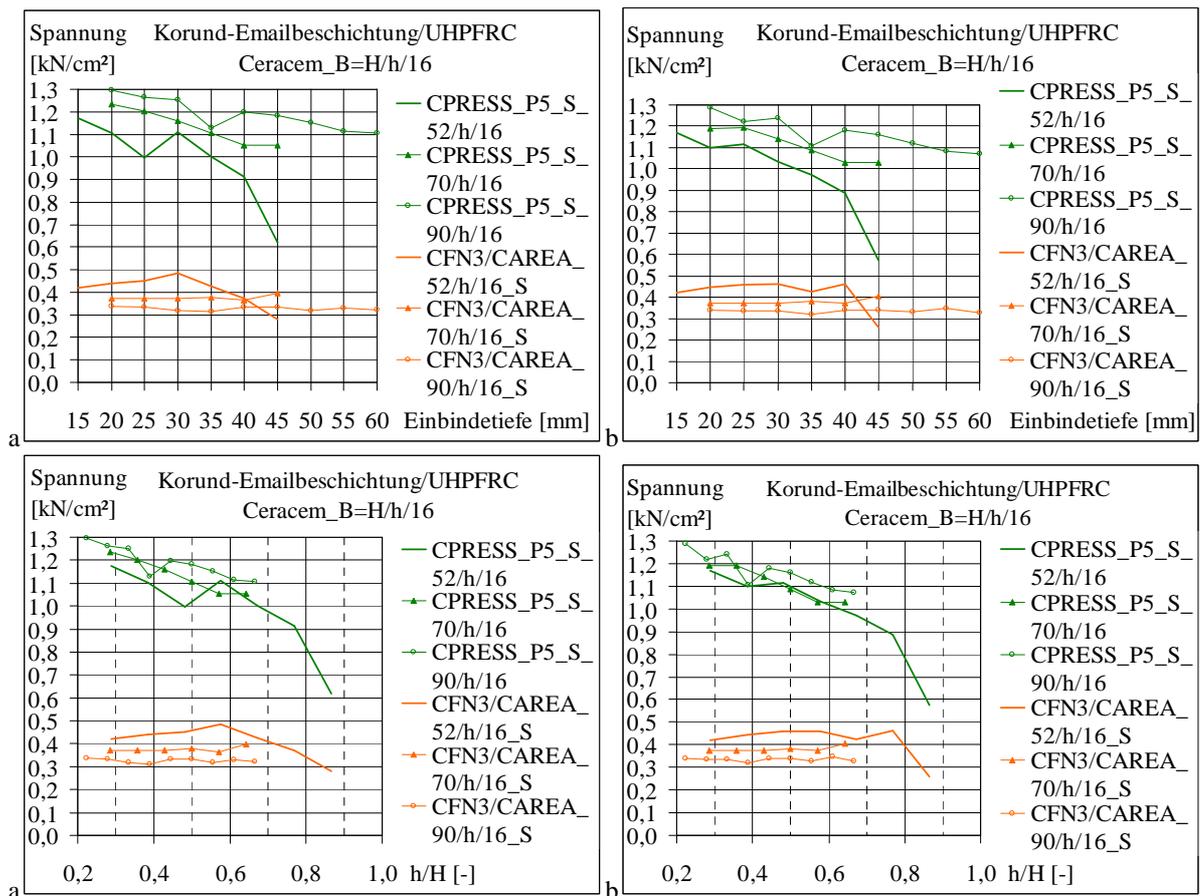


Bild 4.131 Vergleich der maximalen Druckspannung  $CPRESS$  mit der mittleren Druckspannung in der Fuge  $CFN3/CAREA$  – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $h$  und  $h/H$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Bei einem Querschnitt von  $H=52$  mm für eine Einbindetiefe von  $h=30$  mm beträgt die restliche Betonhöhe  $h_{rest}=22$  mm und im Vergleich zur  $H$  ergibt sich ein Parameter  $h_{rest}/H=0,42$ . Zum Vergleich beträgt die restliche Betonhöhe beim Querschnitt von  $H=90$  mm für die gleiche Einbindetiefe von 30 mm  $h_{rest}=60$  mm und der Parameter  $h_{rest}/H=0,89$ , was deutlich höhere (und vorteilhaftere) Werte bedeutet. Der Parameter  $h/H$  für  $H=52$  mm beträgt 0,58 und für  $H=90$  mm 0,33.

In den Auswertungen für den Betonquerschnitt von 52 mm sollten Ergebnisse nur bis zu einer Einbindetiefe von 30 mm (Materialmodell „a“) bzw. 40 mm (Materialmodell „b“) berücksichtigt werden. Bei tieferem Eindringen der Glasscheibe verschlechtert sich die Verbundtragfähigkeit rasch.

Unter Annahme der ungefähr dreieckförmigen Verteilung der Druckspannungen im Querschnitt (auf der gedrückten Fugenbreite  $h_{real}$ ) und gemäß der Beziehung nach Gl.(4.39) wurde erwartet, dass sich *CFN3/CAREA* und *CPRESS* voneinander ungefähr um den Faktor zwei unterscheiden. Wie die Verläufe im Bild 4.131 zeigen, ist diese Differenz größer. Zusätzlich erreichte die Druckspannung *CPRESS* höhere Ergebnisse bei größeren Betonquerschnitten. Umgekehrt, wie vorher erwähnt, erreichen die mittleren Spannungen *CFN3/CAREA* für kleinere Betonquerschnitte höhere Werte.

Im Folgenden wird versucht, die Druckkraft  $N$  aus der maximalen Druckspannung  $p_{real}$  abzuleiten.

Die erste Annahme ist, wie oben beschrieben, dass die Verteilung der Spannungen ungefähr dreieckförmig auf der gedrückten Fugenbreite  $h_{real}$  und konstant auf der Verbundlänge  $L$  ist. Die Druckkraft kann dann auf folgende Weise ausgedrückt werden:

$$N = p_{real} \cdot L \cdot h_{real} / 2 \quad (4.46)$$

Nach Berücksichtigung der Gl.(4.39) ergibt sich:

$$N = p_{real} \cdot A_{real} \cdot 0,5$$

Die Ergebnisse nach Gl.(4.46), wie im Bild 4.132 ersichtlich, liegen zu hoch. Das bedeutet, dass der Nenner von 2 entsprechend der Verteilung von Druckspannungen im Querschnitt zu klein gewählt wurde (bzw. der Multiplikationsfaktor von 0,5 zu groß). Der Faktor 0,5 wurde daher auf 0,3 herabgesetzt. Es folgt:

$$N = p_{real} \cdot L \cdot h_{real} \cdot 0,3$$

Nach Gl.(4.39) folgt:

$$N = p_{real} \cdot A_{real} \cdot 0,3 \quad (4.47)$$

Die Ergebnisse der Berechnungen nach Gl.(4.46) und Gl.(4.47) sind im Bild 4.132 dargestellt. Das Produkt  $p_{real} \cdot A_{real} \cdot 0,3$  liegt beinahe so hoch wie die Druckkraft *CFN3* gewonnen nach FEM. Die beste Übereinstimmung ergibt sich für einen Betonquerschnitt von  $B=H=90$  mm. Bei kleineren Betonquerschnitten wird der Unterschied größer. Mit dem Parameter  $h/H$  ändert sich die maximale Druckspannung  $p_{real}$ . Der Multiplikationsfaktor ist nicht gleichgültig für alle Betonquerschnitte.

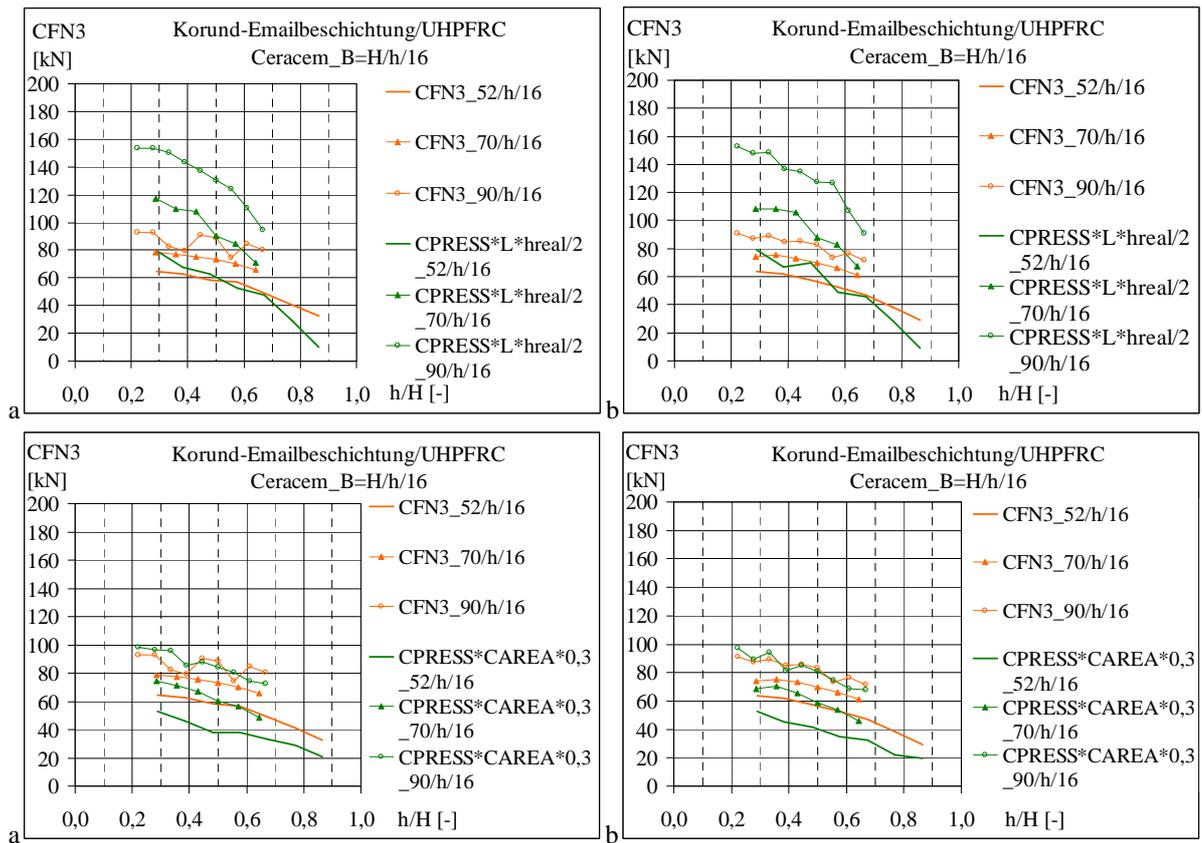


Bild 4.132 Vergleich der gesamten Druckkraft  $CFN3$  aus FE-Berechnungen mit Druckkraft abgeleitet aus Druckspannung  $CPRESS$  – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $h/H$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Druckkraft normal zur Kontaktfläche ist notwendig für die Übertragung der Reibung zwischen Oberflächen. In den Untersuchungen der Serie  $B=H/h/16$  wurde eine globale Reibungszahl von 1 verwendet.

Die Reibungskraft ist nach dem Coulomb'schen Reibungsgesetz proportional zur Normalkraft:

$$T_R = N \cdot \mu \quad (4.48)$$

$$CFS2 = CFN3 \cdot \mu$$

Dementsprechend sind die Normal- und die Reibungskraft in untersuchten Serien gleich groß.

Das Bild 4.133 stellt die Ergebnisse von  $CFS2$  in der Serie  $B=H/h/16$  in Bezug auf  $h$  für Einbindetiefen zwischen 15 und 60 mm dar. Wie die Normalkraft  $CFN3$  nimmt auch die Reibungskraft  $CFS2$  mit Vergrößerung der Verankerungstiefe ab.

Die Reibungskraft wirkt in der geschlossenen Fuge bei vorhandener Druckkraft normal zu den Fugenufern. Die theoretisch gleichmäßig verteilte Fugenschubspannung aus dem Anteil der Reibung  $\tau_R = CFS2/CAREA$  ist für verschiedene Einbindetiefen im Bild 4.134 dargestellt.

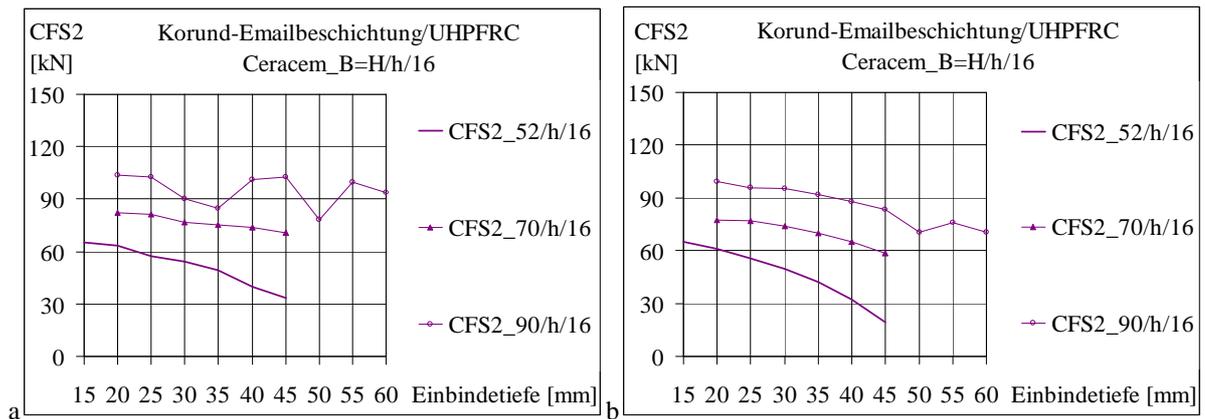


Bild 4.133 Einfluss der Einbindetiefe auf die maximale Reibungskraft unter Belastung – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $h$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Wie ersichtlich, liegt diese durchschnittliche Schubspannung aus Reibung  $\tau_R$  je nach Größe des Betonquerschnitts zwischen ca.  $0,30$  und  $0,45$   $\text{kN/cm}^2$  (für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm). Je kleiner der Querschnitt, desto höher sind die Ergebnisse. Im Querschnitt  $H=52$  mm ab einer Einbindetiefe von  $30$  mm fällt die Schubspannung aus der Reibung von ca.  $0,45$   $\text{kN/cm}^2$  steil ab.

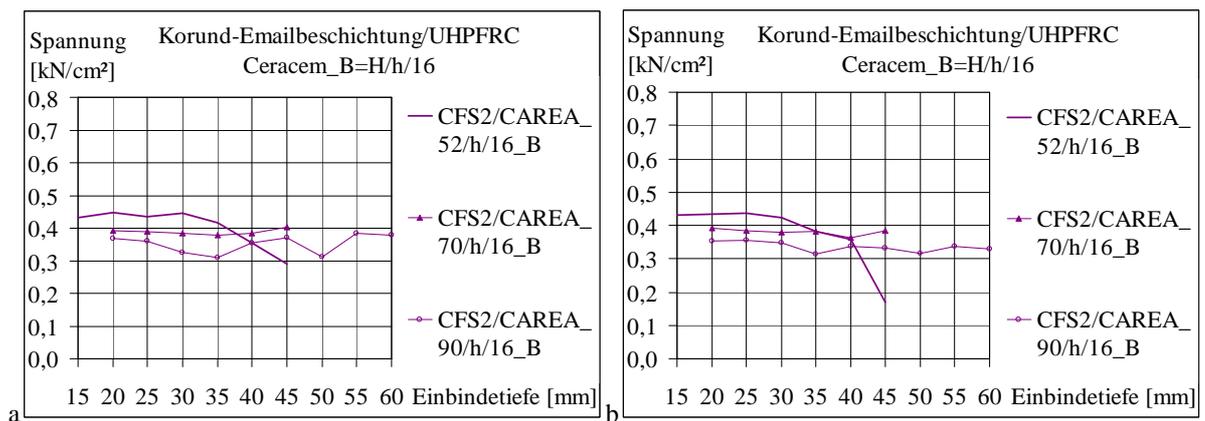


Bild 4.134 Einfluss der Einbindetiefe auf die maximale durchschnittliche Fugenschubspannung aus Reibung  $CFS2/CAREA$  – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $h$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Veränderung der mittleren Schubspannungen  $\tau_R = CFS2/CAREA$  unter Belastung in Bezug auf Parameter  $h/H$  und  $d/B$  ist im Bild 4.135 veranschaulicht. Wie im Bild 4.135 dargestellt, steigt die mittlere Schubspannung aus Reibung in Abhängigkeit von der Glasdicke und der Breite des Betonquerschnitts bis zu  $d/B = 0,4$  linear. Dieser Verlauf (für  $\mu_{global} = 1$ ) stimmt, entsprechend dem Coulomb'schen Reibungsgesetz, mit dem Verlauf der mittleren Druckspannungen von  $\sigma_N = CFN3/CAREA$  überein (vgl. Bild 4.123):

$$CFS2/CAREA = (CFN3/CAREA) \cdot \mu$$

$$\tau_R = \sigma_N \cdot \mu \quad (4.49)$$

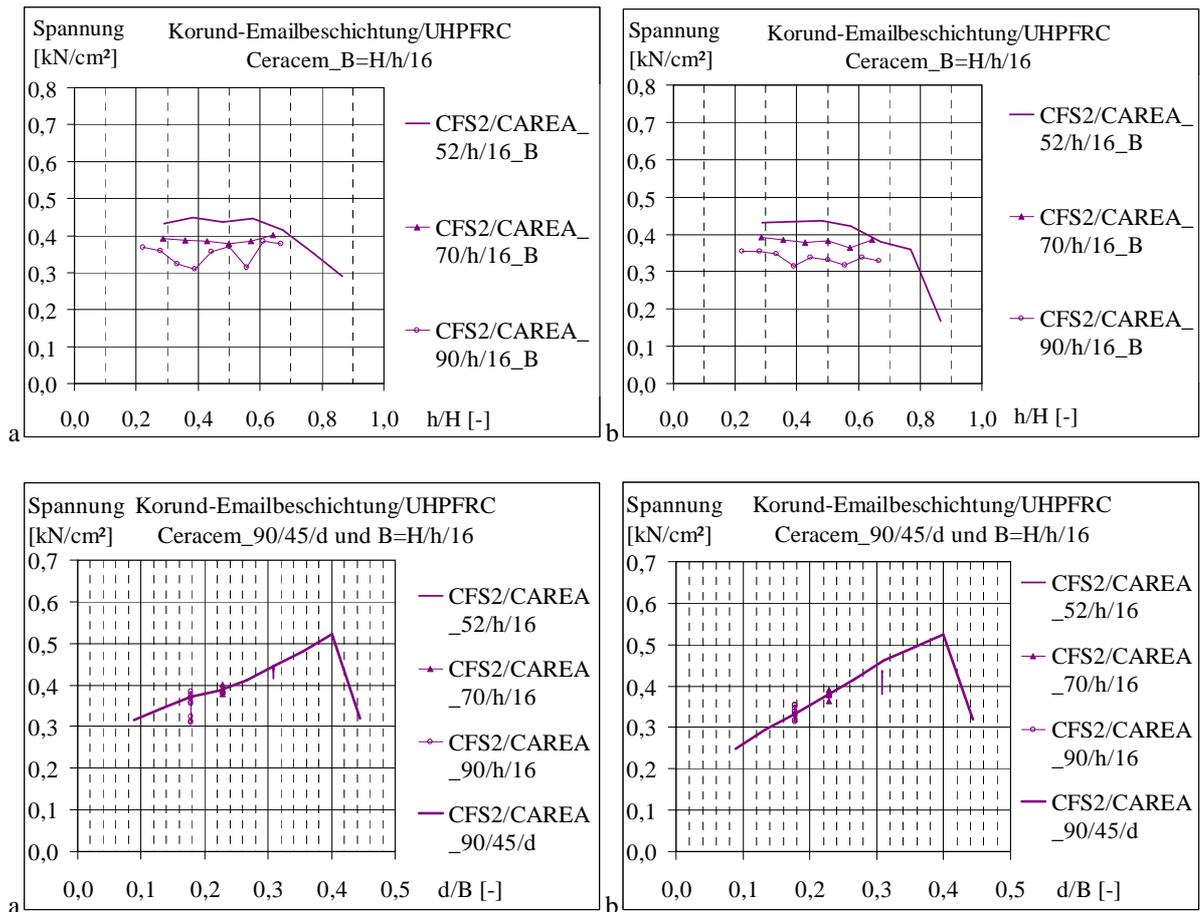


Bild 4.135 Veränderung der mittleren Schubspannungen aus der Reibung *CFS2/CAREA* – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $d/B$  und  $h/H$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Diese mittleren Druckspannungen *CFN3/CAREA* (und die mittleren Reibschubspannungen *CFS2/CAREA*) bis zu  $d/B = 90/36 = 0,4$  (d. h. für  $d=36$  mm) wachsen mit Vergrößerung der Glasdicke. Danach nehmen sie ab (vgl. Bild 4.123 und Bild 4.135). Die Serie  $90/h/16$  (in Bezug auf  $h$  bzw.  $h/H$ ) und die Serie  $90/45/d$  (in Bezug auf  $d/B$ ) stellen räumlich ein Paar dar und die Kurven überschneiden sich.

Die Ergebnisse der untersuchten Serien  $52/h/16$ ,  $70/h/16$  und  $90/h/16$  liegen auf Höhe der Kurve der Serie  $90/45/d$ . Die Entfernung der einzelnen Ergebnisse hängt von der Einbindetiefe der Glasscheibe im Beton  $h$  ab.

Aus den Serien  $B=H/h/16$  (d. h. Serien  $52/h/16$ ,  $70/h/16$  und  $90/h/16$ ) wurde der Betonquerschnitt  $B=H=90$  mm mit  $h=45$  mm für die Untersuchung des Einflusses der Glasdicke  $d$  gewählt. Weil die Kurve der Serie  $B=H=90/45/d$  (in Bezug auf  $d/B$ ) auf Höhe jener Serien mit anderen Betonquerschnitten (d. h. hier für  $B=H=70$  und  $52$  mm) verläuft, lässt sich erwarten, dass der Verlauf der Tendenzkurve der Serie  $90/45/d$ , d. h. für den Betonquerschnitt  $B=H=90$  mm bei den Serien  $70/45/d$  und  $52/45/d$  ähnlich sein wird.

Wie vorher erwähnt, kann die Reibungskraft  $CFS2=T_R$  nur in der geschlossenen Fuge bei wirkenden Druckkräften normal zur Kontaktfläche *CAREA* übertragen werden. Die mittlere Schubspannung wurde im Bild 4.135 als Produkt des Quotienten der Druckkraft *CFS2* durch die gedrückte Kontaktfläche *CAREA* gewonnen. Um einen Vergleich mit anderen Anteilen

der Verbundtragfähigkeit (wie zum Beispiel mit Adhäsion) zur ermöglichen, bietet sich die Beurteilung der Ergebnisse unter Verwendung der gesamten Kontaktfläche  $A$  an. Die theoretischen, gleichmäßig verteilten Fugenschubspannungen aus dem Anteil der Reibung mit Verzahnung ( $=CFS2/A$ ) in Bezug auf  $h/H$  sind im Bild 4.136 dargestellt.

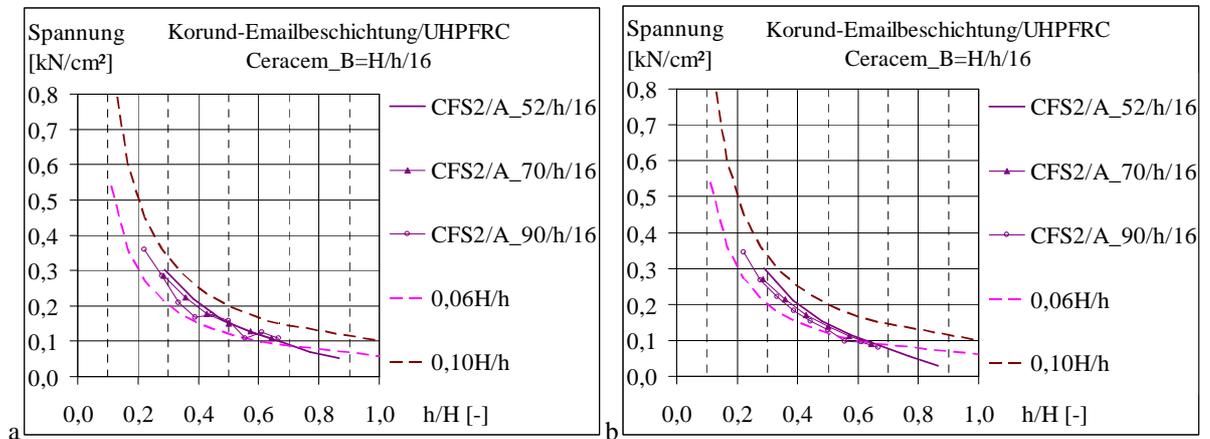


Bild 4.136 Verhalten des Parameters  $CFS2/A$  in Abhängigkeit von Einbindetiefe  $h$  – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $h/H$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Kurven von  $CFS2/A$  in Bezug auf  $h/H$  stimmen für drei Betonquerschnitte  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm gut überein. Der Verlauf ist exponentiell und kann durch die Funktion:

$$y = 0,1x^{-1} \quad (4.50)$$

näherungsweise beschrieben werden. Die Gl.(4.50) liefert eine Obergrenze für die Abschätzung der Fugenschubspannungen  $CFS2/A$ . Für den unteren Grenzwert der Ergebnisse könnte folgende Formel angewendet werden:

$$y = 0,06x^{-1} \quad (4.51)$$

Ein Teil der Ergebnisse der Serie  $52/h/16$  fällt unter die Kurve nach Gl.(4.51). Es betrifft Probekörper mit einer Einbindetiefe von mehr als  $30$  mm, die wie vorher beschrieben, aus der Beurteilung herausgenommen werden sollten (vgl. Bild 4.134 und Bild 4.135).

Die gesamte Verbundfläche  $A$  wird vor allem für Adhäsion in Betracht gezogen. Die theoretisch gleichmäßig verteilten Fugenschubspannungen aus dem adhäsiven Anteil  $\tau_{Ad} = T_{Ad}/A$  stellt das Bild 4.137 dar. Die Haftschubspannung  $\tau_{Ad}$  (Bild 4.137) und die Adhäsionsschubkraft  $T_{Ad}$  (in der FE-Analyse als *Adhäsion* bezeichnet) (Bild 4.138) liegen bei den beiden Materialmodellen (linear-elastischen und nichtlinear-elastischen mit Rissbildung und Schädigung) unterschiedlich hoch, was in FE-Simulationen auf die Verwendung von zwei ungleichen adhäsiven Materialien „Adh56sa“ und „Adh56sb“ zurückzuführen ist (vgl. Bild 4.72).

Die Festigkeit von „Adh56sa“ beträgt  $t_f=0,09$  kN/cm<sup>2</sup> und von „Adh56sb“  $t_f=0,04$  kN/cm<sup>2</sup>. Die Schubspannung aus dem adhäsiven Anteil *Adhäsion*/ $A$  erreichte bei der Verwendung von Material „Adh56sa“ ca.  $0,06$  kN/cm<sup>2</sup> und für „Adh56sb“ ca.  $0,02$  kN/cm<sup>2</sup>. Die Kohäsivelemente in FE-Modellen sind nach dem Betonschwinden auf der gesamten Verbundfläche unbeschädigt (vgl. Bild 4.102 und Bild 4.113). Das bedeutet, dass diese gesamte Fläche  $A$  wirksam ist. Daraus ergibt sich, dass durchschnittlich ca.  $70\%$  der Tragfähigkeit

der Adhäsion während der Belastung genutzt wurde (Bild 4.138). Volle Nutzung der Adhäsionskraft wäre nur bei gleichzeitigem Versagen der Adhäsion auf der gesamte Verbundfläche möglich.

Die Verläufe der untersuchten Serien weisen im Bild 4.137 keine Abhängigkeit der Schubspannung aus Adhäsion von der Höhe und Breite des Betonquerschnitts auf.

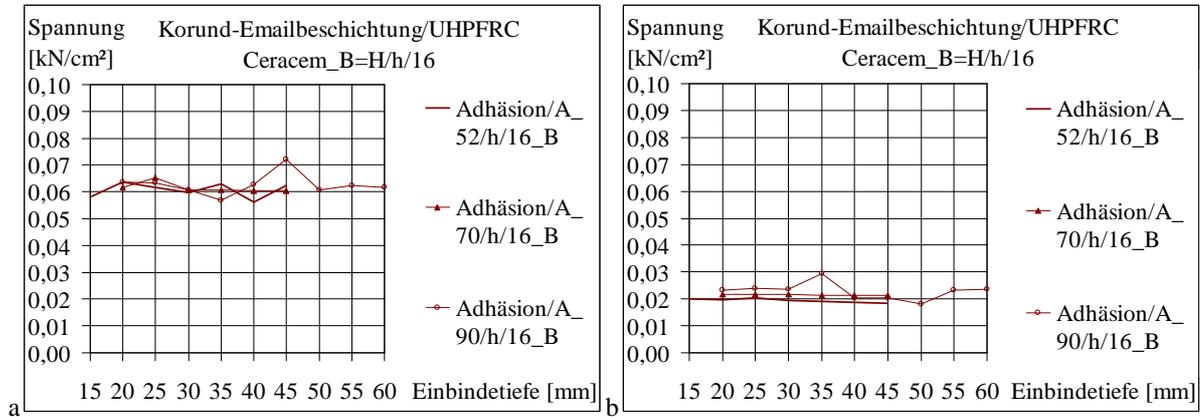


Bild 4.137 Einfluss der Einbindetiefe auf die durchschnittlichen Hafts Schubspannungen – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $h$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Im Bild 4.138 ist der Einfluss der Einbindetiefe (für Betonquerschnitte  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm) auf die gesamte Adhäsionskraft  $T_{Ad}$  dargestellt. Die lineare Zunahme dieser Schubkraft mit Vergrößerung der Einbindetiefe (proportional zur Verbundfläche  $A$ ) findet in beiden Modellen gleich statt. Aufgrund der unterschiedlichen Eigenschaften der kohäsiven Elemente in zwei FE-Modellen zeichnen sich die Verläufe durch ungleiche Neigungen aus. Die Adhäsionsschubspannung  $\tau_{Ad}$  wird auf die gesamten Verbundfläche  $A$  übertragen. Allgemein kann geschrieben werden:

$$T_{Ad} = \tau_{Ad} \cdot A \quad (4.52)$$

Nach Einfügen der Verbundfläche  $A$  aus Gl.(4.38) in die Gl.(4.52) ergibt sich folgende Formel:

$$T_{Ad} = \tau_{Ad} \cdot h \cdot L \quad (4.53)$$

Die Schubfestigkeit der kohäsiven Elemente in Belastungsrichtung beträgt  $t_l$  (Kapitel 4.3.2, Bild 4.2). Wenn Adhäsion an allen Stellen des Verbundes gleichzeitig versagt hätte, könnte der Anteil der Verbundschubkraft aus Adhäsion  $Adhäsion=T_{Ad}$  wie folgt, berechnet werden:

$$T_{Ad} = t_l \cdot A$$

bzw.

$$T_{Ad} = t_l \cdot h \cdot L$$

mit

$t_l$  – Schubfestigkeit der Adhäsion in Belastungsrichtung

Die Verbundlänge der Probekörper in untersuchten Serien beträgt  $L=4 \cdot 36=144$  cm.

Daraus ergibt sich:

$$T_{Ad} = t_l \cdot h \cdot 144$$

Nach dem Einfügen der Schubhaftfestigkeiten in Belastungsrichtung  $t_I$  des adhäsiven Materials aus FE-Simulationen ergeben sich folgende Adhäsionskräfte:

für adhäsives Material „Adh56sa“

$$T_{Ad} = 0,09 \cdot h \cdot 144 = 12,96 h \quad (h \text{ in [cm]})$$

und für „Adh56sb“

$$T_{Ad} = 0,04 \cdot h \cdot 144 = 5,76 h \quad (h \text{ in [cm]})$$

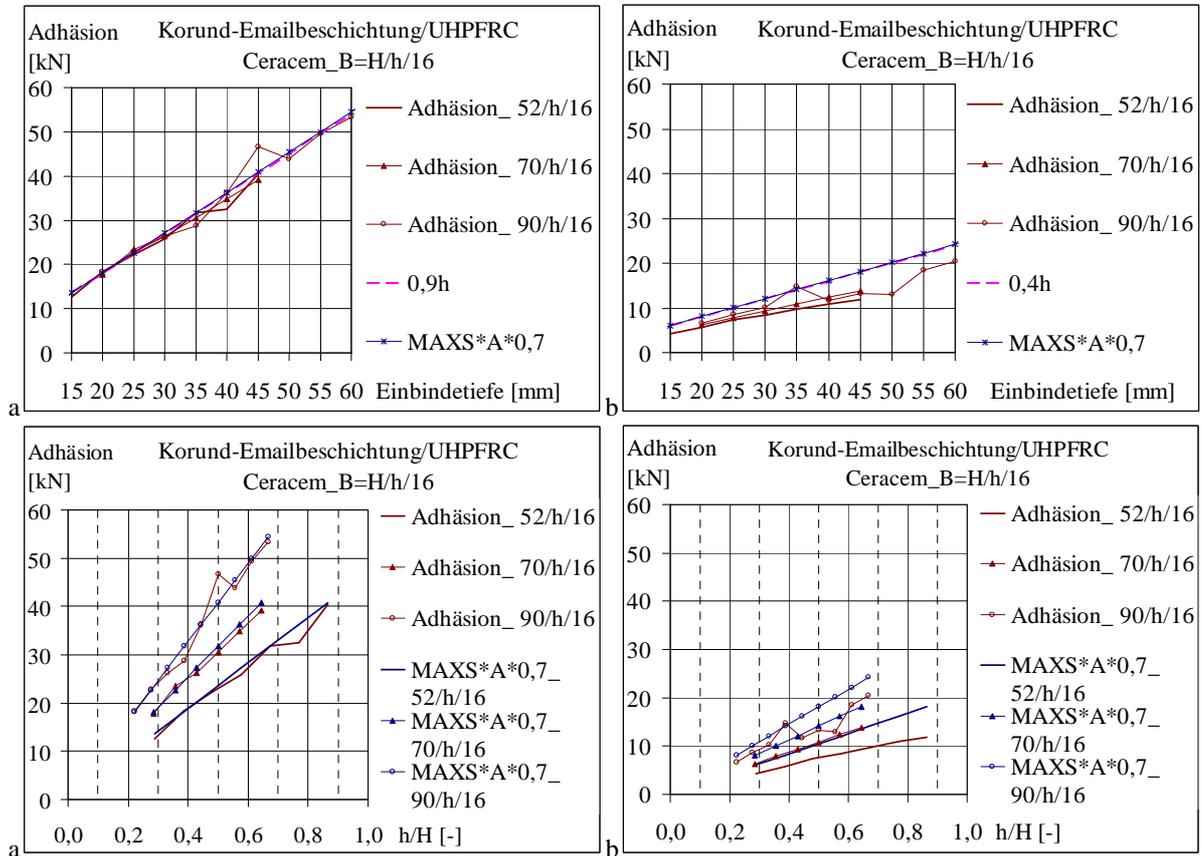


Bild 4.138 Einfluss der Einbindetiefe auf die gesamte Adhäsionskraft während der Belastung – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $h$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

In FE-Simulationen hat sich herausgestellt, dass die mittlere Adhäsionsschubspannung  $\tau_{Ad}$  durchschnittlich 70 % der Festigkeit  $t_I$  beträgt:

$$\tau_{Ad} = 0,7 t_I \tag{4.54}$$

Aus dieser Abschätzung ergeben sich zwischen Adhäsion und Einbindetiefe folgende Relationen:

für adhäsives Material „Adh56sa“

$$T_{Ad} = 12,96 \cdot 0,7 \cdot h = 9,07 \cdot h \quad (h \text{ in [cm]})$$

für adhäsives Material „Adh56sb“

$$T_{Ad} = 5,76 \cdot 0,7 \cdot h = 4,03 \cdot h \quad (h \text{ in [cm]})$$

Wie im Bild 4.138 ersichtlich, liefert die nach Gl.(4.54) geschätzte Adhäsionsschubspannung  $\tau_{Ad}$  vergleichbare Ergebnisse mit den Kräften  $T_{Ad}$  aus FE-Simulationen.

Das Bild 4.138 stellt die Verläufe von  $T_{Ad}$  in Bezug auf die Einbindetiefe  $h$  in [mm] dar. Die oben beschriebenen Gleichungen wurden vorweg auf diese Einheit umgerechnet:

$$T_{Ad} = 9,07 \cdot 0,1 \cdot h = 0,9 \cdot h \quad (h \text{ in [mm]})$$

$$T_{Ad} = 4,03 \cdot 0,1 \cdot h = 0,4 \cdot h \quad (h \text{ in [mm]})$$

Der Glas-Beton-Verbund wurde in Abhängigkeit von Einbindetiefe und Betonquerschnitt sowie in Bezug auf die veränderliche Glasdicke untersucht. Die Verläufe der untersuchten Serien weisen, wie im Bild 4.139 ersichtlich, keine Abhängigkeit der Schubspannung aus Adhäsion von der Glasdicke auf (vgl. Bild 4.137).

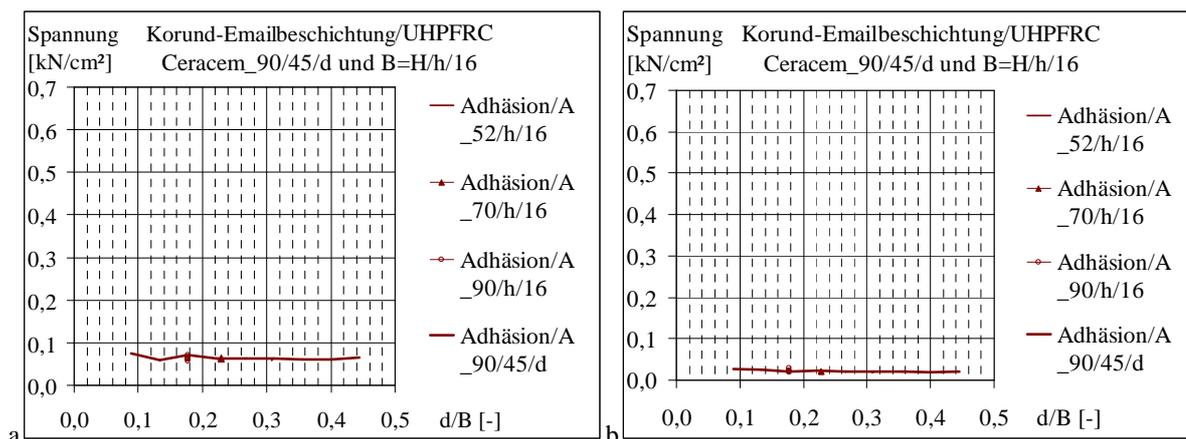


Bild 4.139 Mittlere Haftscherubspannungen  $Adhäsion/A$  – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $d/B$  und  $h/H$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Auswahl der geometrischen Parameter wirkt sich auf die einzelnen Anteile der Schubtraglast des Verbundes und auf die gesamte Tragkraft unterschiedlich aus. Die Adhäsionskraft  $T_{Ad}$  steigt linear mit der Einbindetiefe (Gl.(4.53)). Die Schubspannung aus dem Anteil der Adhäsion  $\tau_{Ad}$  ist auf der gesamten Kontaktfläche  $A$  verteilt. Die lineare Abhängigkeit von der Einbindetiefe gilt für die Reibungskraft  $T_R$  nicht. Außerdem fallen mit der Zunahme der Einbindetiefe die Schubspannungen aus Reibung  $\tau_R$  ab. Die Reibung wird in der gedrückten Kontaktfläche  $CAREA = A_{real} < A$  übertragen. Bei unterschiedlich hohen Schubspannungen ( $\tau_{Ad}$  und  $\tau_R$ ) in Abhängigkeit von Tragfestigkeiten der beiden Anteile (Adhäsion und Reibung) werden sich in Summe unterschiedliche Verläufe für die gesamte Traglast  $T$  (in FE-Analysen als  $RF2 Sum$  bezeichnet) ergeben.

Aus der kleineren Festigkeit der Adhäsion „Adh56sb“ folgt eine niedrigere Adhäsionskraft als unter Verwendung von „Adh56sa“ und in Summe ergibt sich mit der Reibungskraft eine niedrigere gesamte Verbundkraft  $RF2 Sum$ . Mit Vergrößerung der Einbindetiefe wird der Unterschied deutlicher. Im Bild 4.140 ist ersichtlich, dass die Kurven im Modell „a“ steigen und in Modell „b“ fallen.

Da die Anteile aus Adhäsion und Reibung unterschiedlich starken Einfluss auf das Ergebnis zeigen, stellt sich die Frage, welche Fugenfläche,  $A$  oder nur auf  $CAREA$ , sich für eine Gesamtbeurteilung der Verbundkraft am besten geeignet. Im Folgenden wird die Traglast  $RF2 Sum$  in Bezug auf die gesamte Verbundfläche  $A$  und auf die gedrückte Kontaktfläche

CAREA untersucht. Die Verläufe sind für veränderliche Einbindetiefen im Bild 4.141 dargestellt.

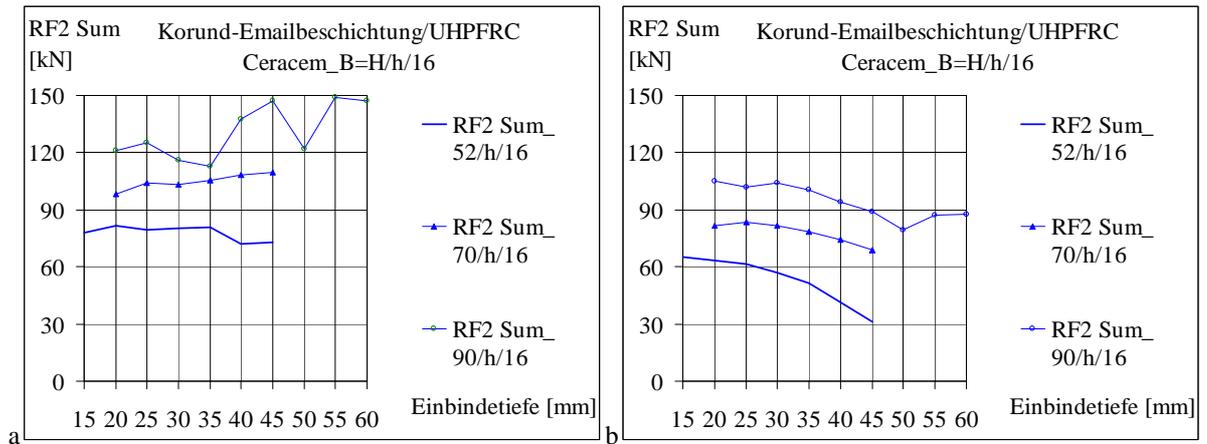


Bild 4.140 Einfluss der Einbindetiefe auf die gesamte Traglast  $RF2 Sum$  – Zusammenstellung der Ergebnisse in Bezug auf  $h$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

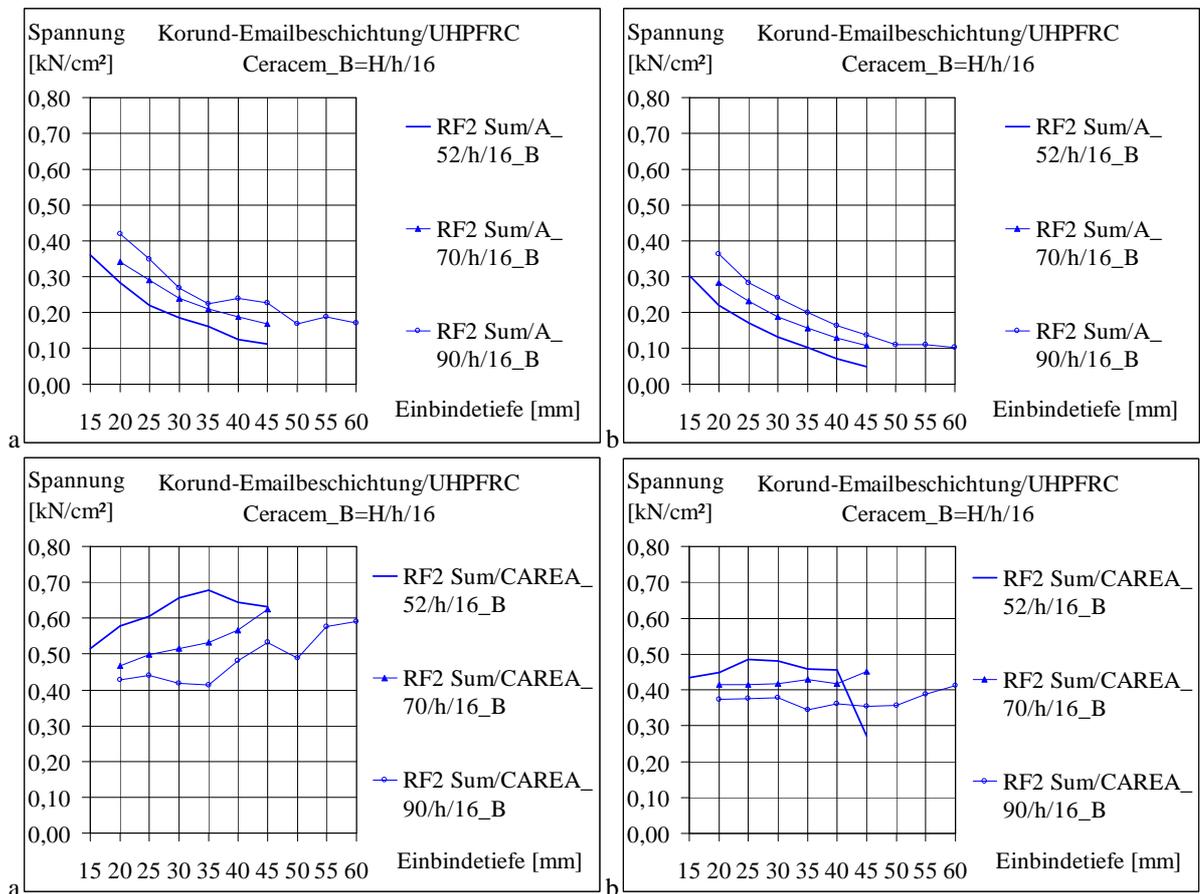


Bild 4.141 Einfluss der Einbindetiefe auf die mittleren Verbundspannungen  $RF2 Sum/A$  und  $RF2 Sum/CAREA$  – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $h$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Weil der Unterschied zwischen der Fläche der gesamten (A) und der geschlossenen Fuge (CAREA) mit Vergrößerung der Einbindetiefe stark zunimmt (siehe Bild 4.125), gehen auch die Ergebnisse des Quotienten  $RF2 Sum/A$  und  $RF2 Sum/CAREA$  auseinander. Die Kurven

$RF2\ Sum/A$  sinken im Gegensatz zu jenen von  $RF2\ Sum$ . Die Werte  $RF2\ Sum/CAREA$  steigen bzw. bleiben annähernd konstant wie bei  $RF2\ Sum$ .

Da die Kontaktfläche  $A > CAREA$  ist, ist der Schubanteil aus Reibung im ersten Fall infolge Division durch  $A$  geringer geworden. Die Abnahme steigt mit zunehmender Einbindetiefe. Deswegen wird auch die Tendenz zur Verkleinerung von  $CFS2$  mit Vergrößerung von  $h$  (vgl. Bild 4.133) verstärkt. Im zweiten Fall ist der Schubanteil aus Adhäsion infolge Division durch  $CAREA$  höher als er tatsächlich eintreten kann. Folglich wird der Anteil aus Adhäsion verstärkt. Der gesamte Verlauf von  $RF2\ Sum/CAREA$  steigt ähnlich wie die Adhäsionskraft (vgl. Bild 4.138).

Die gesamte Kontaktfläche  $A$  wurde für den Anteil  $Adhäsion = T_{Ad}$  und für die Reibungskraft  $CFS2 = T_R$  in Betracht gezogen. Wie schon beschrieben, ist die Schubkraft aus Adhäsion linear von der Einbindetiefe abhängig. Die theoretische, gleichmäßig verteilte Fugenschubspannung aus dem Anteil der Reibung (mit Verzahnung)  $CFS2/A$  ist im Bild 4.136 in Bezug auf  $h/H$  dargestellt. Die Wirkung von Verzahnung ist solange vorhanden, wie zwischen den Unebenheiten der Fugenufer ein Kontakt besteht. Die Fuge selbst muss nicht gedrückt werden. Das bedeutet, dass bei der Berücksichtigung der Verzahnung auf der gesamten Kontaktfläche  $A$  Schubspannungen übertragen werden können, solange sich die Unebenheiten verzahnen.

Es wurde versucht, die Spannung mit zwei Funktionen nach Gl.(4.50) und Gl.(4.51) von oben und unten abzuschätzen. Demzufolge wird Traglast  $T = RF2\ Sum$  betrachtet auf die gesamte Fläche  $A$  untersucht. Die gesamte mittlere Verbundschubspannung  $RF2\ Sum/A$  ist im Bild 4.142 in Bezug auf  $h/H$  dargestellt. Die Kurven nach Gl.(4.50) und Gl.(4.51) sind ebenfalls eingetragen. Aufgrund der Unterschiede zwischen Materialien „Adh56sa“ und „Adh56sb“ liegen die Kurven  $RF2\ Sum/A$  unterschiedlich hoch. Der Anteil der Adhäsion ist stärker im Modell „a“ und die Kurve deckt sich mit dem oberen Verlauf nach Gl.(4.50). Im Modell „b“ ist der Einfluss aus Adhäsion geringer und die Kurve bleibt im Bereich zwischen den Funktionen nach Gl.(4.50) und Gl.(4.51).

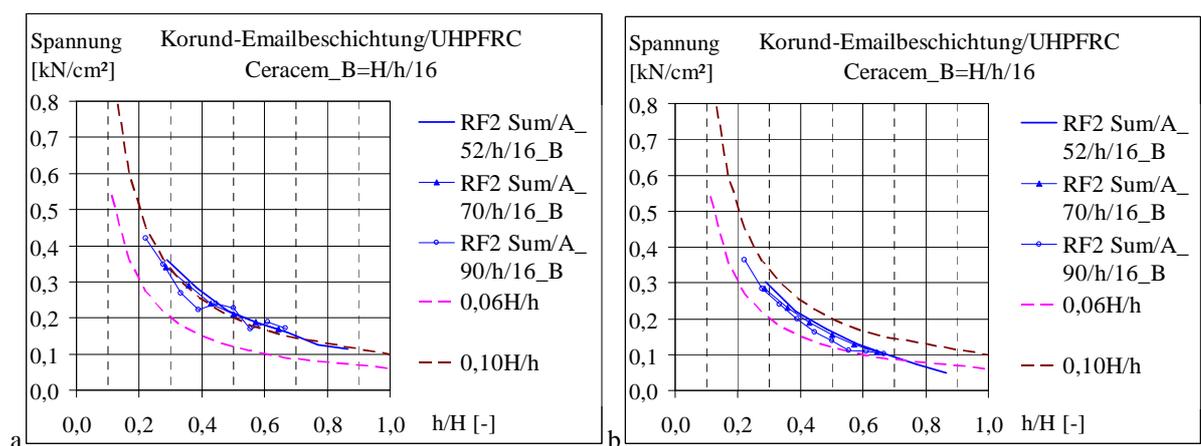


Bild 4.142 Einfluss der Einbindetiefe auf die gesamte mittlere Verbundschubspannungen  $RF2\ Sum/A$  – Zusammenstellung der Ergebnisse in Bezug auf  $h/H$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die erfassten Differenzen zwischen  $RF2\ Sum/A$  und  $RF2\ Sum/CAREA$  sind auch im Bild 4.143 deutlich ersichtlich. Die Kurven in Bezug auf  $d/B$  von  $RF2\ Sum/A$  (d. h. der Se-

rie 90/45/d) verlaufen flacher als jene von  $RF2\ Sum/CAREA$ . Weil  $A > CAREA$  war auch zu erwarten, dass die Ergebnisse in Bezug auf  $h/H$  (d. h. der Serien  $B=H/h/16$ ) unterschiedlich hoch liegen.

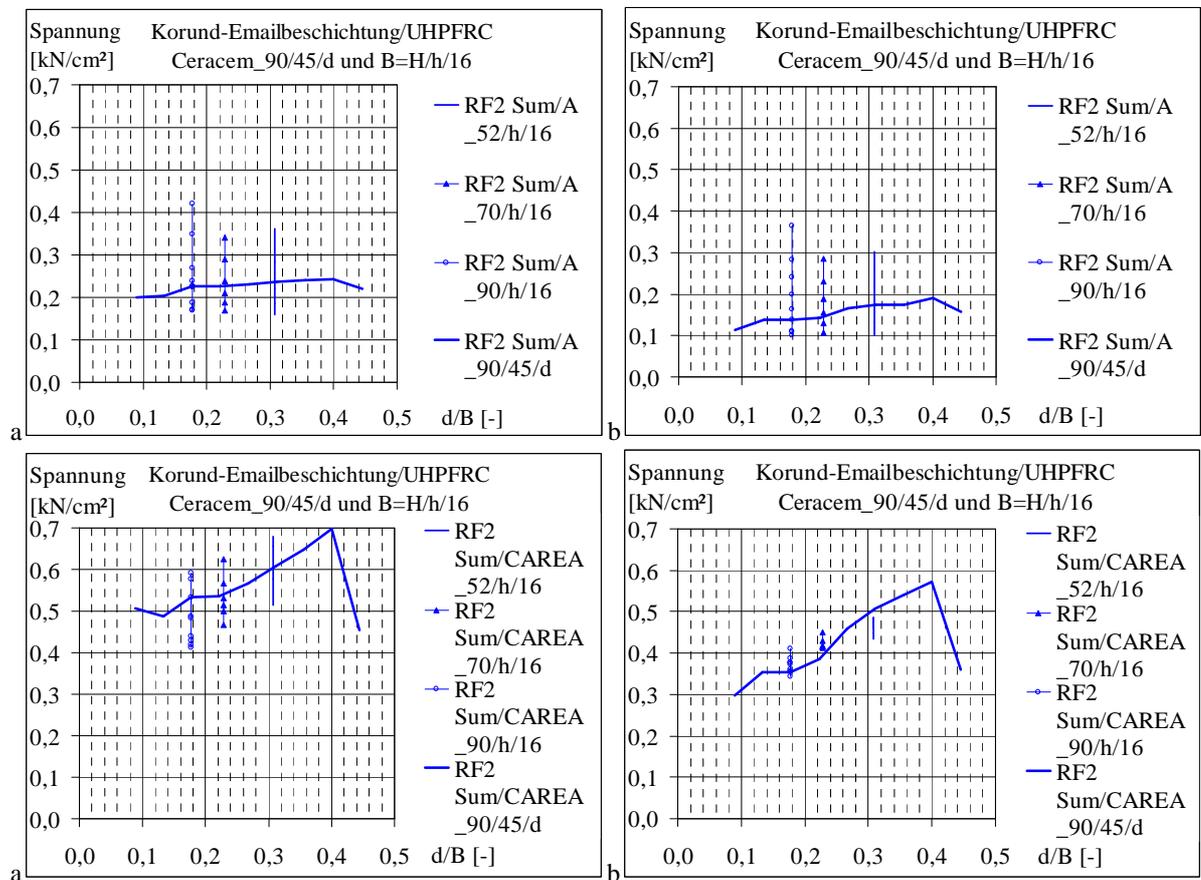


Bild 4.143 Veränderung der mittleren Verbundschubspannungen  $RF2\ Sum/A$  und  $RF2\ Sum/CAREA$  – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $d/B$  und  $h/H$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die mittleren Verbundschubspannungen  $RF2\ Sum/A$  und  $RF2\ Sum/CAREA$  wachsen mit Vergrößerung der Glasdicke bis zu  $d/B=0,4$  (d. h. für  $d=36$  mm). Danach nehmen sie ab. Die Kurve  $RF2\ Sum/CAREA$  entspricht besser den Verläufen von Druckspannungen  $CFN3/CAREA$  und Reibschubspannungen  $CFS2/CAREA$  (vgl. Bild 4.123 und Bild 4.135). Die Anteile der Schubtragspannungen in Bezug auf  $d/B$  und  $h/H$  sind im Bild 4.144 zusammengefasst. Der Unterschied zwischen den Materialien „Adh56sa“ und „Adh56sb“ spiegelt sich in den Kurven  $RF2\ Sum/CAREA$  und  $Adhäsion/A$  beim Vergleich der beiden Materialmodelle („a“ und „b“) wider. Die Unterschiede der Verläufe von Normal- und Reibschubspannungen sind geringfügig.

Ergänzend zum Bild 4.144 ist der Parameter  $CAREA/A$  im Bild 4.145 dargestellt. Die Größe der gedrückten Kontaktfläche  $CAREA$  lässt sich von der Glasdicke nur schwach beeinflussen. Beim Betonquerschnitt  $B=H=90$  mm und einer Einbindetiefe  $h=45$  mm bleibt die Fuge während der Beanspruchung durchschnittlich ca. 35 % geschlossen (d. h.  $CAREA/A=0,35$ ). Im nichtlinearen Materialmodell „b“ ab ca.  $d/B=16/70=0,229$  nimmt die gedrückte Kontaktfläche ab und sinkt auf ca. 31 % der anfänglichen Kontaktfläche  $A$ , d. h. die Fuge geht noch etwas weiter auf.

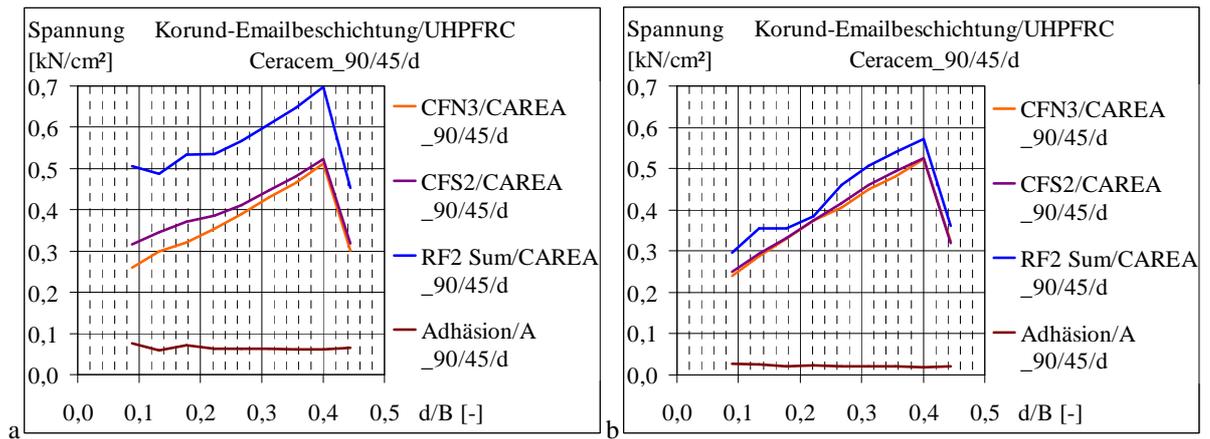


Bild 4.144 Druck- und Schubspannungen in der Fuge aus Anteilen: Reibung, Adhäsion und gesamt – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $d/B$  und  $h/H$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

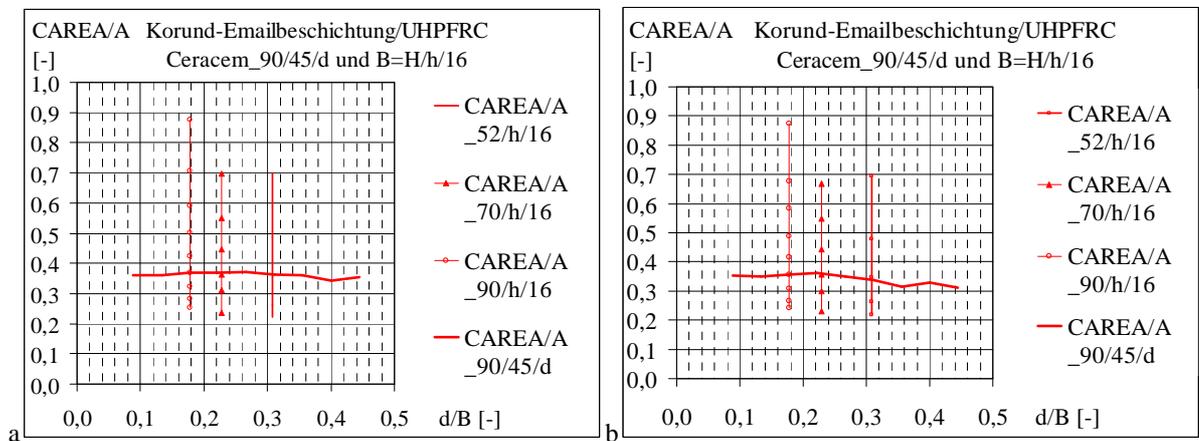


Bild 4.145 Verhalten des Parameters  $CAREA/A$  – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $d/B$  und  $h/H$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Verbundschubfuge ist tragfähig, wenn mindestens ein Teil von ihr geschlossen ist.

Die Oberflächen in der Fuge müssen sich berühren um eine Kraftübertragung zwischen diesen zu ermöglichen. Wenn die Oberflächen auseinander gehen und keine Druckkraft vorhanden ist, kann keine Reibung, aber sehr wohl die (mechanische) Verzahnung wirken. Für die Wirkung der Verzahnung spielt die Aufschiebung  $w$ , d. h. die Größe der Entfernung der Fugenufer voneinander eine große Rolle.

Die Wirkung der Verzahnung geht verloren, wenn die Fuge sich so weit öffnet, dass zwischen den Zähnen (den Unebenheiten) kein Kontakt besteht.

Wie weit sich die Fuge nach dem Schwinden (S) und nach dem Bruch (B) in Abhängigkeit der Einbindetiefe öffnet, ist dem Bild 4.146 zu entnehmen (vgl. Bild 4.98, Bild 4.106, Bild 4.108, Bild 4.115, Bild 4.116 und Bild 4.117). Die Ergebnisse sind für drei Betonquerschnitte  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf die Einbindetiefe  $h$  dargestellt. Zwischen dem Zustand infolge Betonschwindens und nach dem Bruch ergeben sich geringfügige Unterschiede. Die Kurven von  $w$  (in der FE-Analyse als  $COPEN$  bezeichnet) verlaufen expo-

nentiell. Mit Vergrößerung des Betonquerschnitts öffnet sich die Fuge weniger und der Verlauf von *COPEN* in Relation zur Einbindetiefe wird immer flacher.

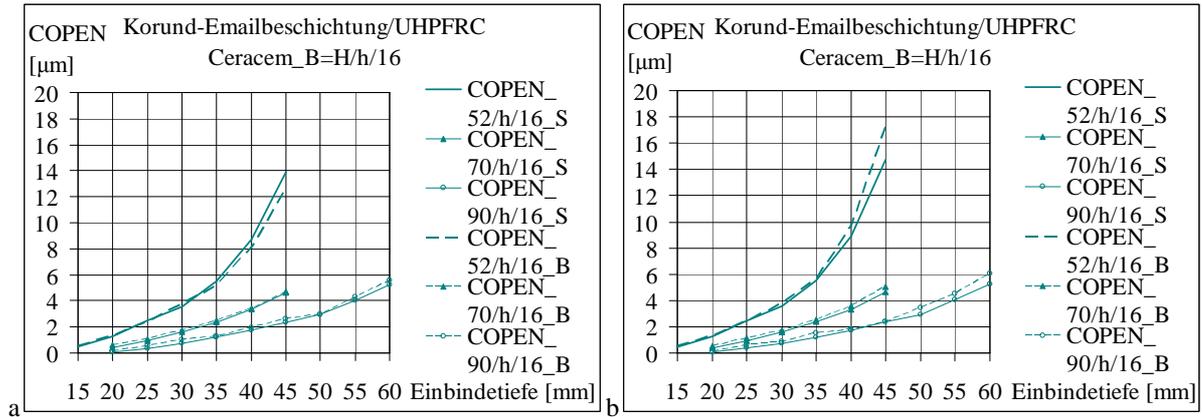


Bild 4.146 Fugenöffnung *COPEN* nach dem Schwinden und nach dem Bruch – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $h$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Um den Einfluss des Betonquerschnitts zu berücksichtigen, wurden die Ergebnisse in Bezug auf  $h/H$  dargestellt. Wie im Bild 4.147 ersichtlich, fallen die Kurven für drei Betonquerschnitte  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm zusammen. Der Verlauf *COPEN* ist exponentiell und kann durch die Funktion:

$$y = 20x^3 \tag{4.55}$$

$$w = 20(h/H)^3 \tag{4.56}$$

näherungsweise beschrieben werden. Der Verlauf nach Gl.(4.55) stimmt mit den Ergebnissen aus FEM gut überein.

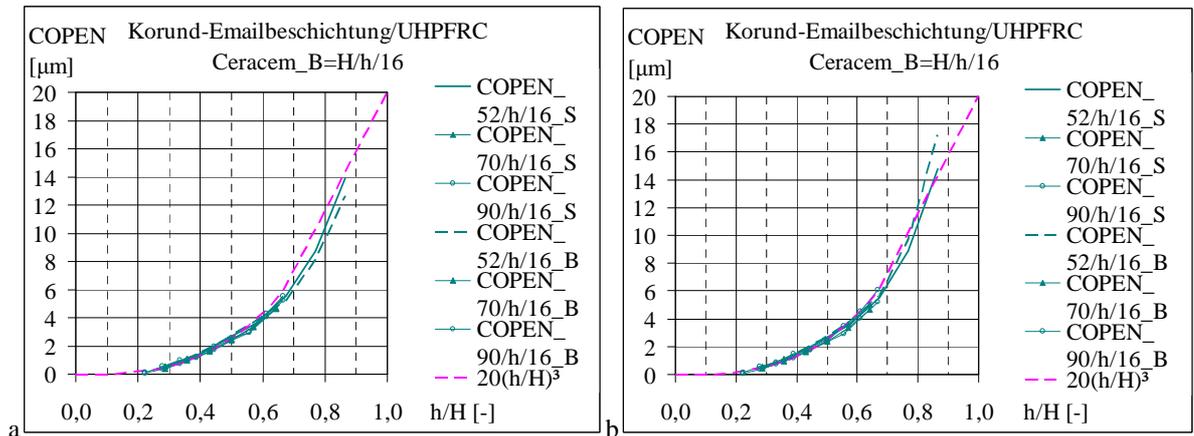


Bild 4.147 Fugenöffnung *COPEN* nach dem Schwinden und nach dem Bruch – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $h/H$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Fugenöffnung ändert sich auch beim variieren der Glasdicke (vgl. Bild 4.110). Für die Untersuchung des Einflusses der Glasdicke wurde aus den Serien  $B=H/h/16$  der Betonquerschnitt  $B=H=90$  mm mit  $h=45$  mm gewählt. Das Bild 4.148 zeigt den Verlauf von *COPEN* in Bezug auf  $d/B$  für die Serie  $90/45/d$ . Die Ergebnisse wurden für den Zustand nach dem

Betonschwinden und nach dem Bruch in getrennten Diagrammen dargestellt. Neben der Serie 90/45/d enthalten die Darstellungen auch die Ergebnisse der Serien  $B=H/h/16$  für die Betonquerschnitte  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm (vgl. Bild 4.147). Einbindetiefen größer als 35 mm aus der Serie 52/h/16 wurden hier nicht mehr berücksichtigt.

Die Ergebnisse der Serie 90/h/16 und 90/45/d ergänzen sich. Die Kurve der Serie 90/h/16 (in Bezug auf  $h$  bzw.  $h/H$ ) überschneidet sich mit dem Verlauf der Probekörper 90/45/16 (der Serie 90/45/d in Bezug auf  $d/B$ ) bei  $h=45$  mm und  $d=16$  mm. Die Ergebnisse der Serien  $B=H/h/16$  liegen nahe der Kurve der Serie  $B=H=90/45/d$ . Die Entfernung hängt von der Einbindetiefe der Glasscheibe im Beton  $h$  ab.

Der Verlauf *COPEN* in Bezug auf  $d/B$  ist exponentiell und lässt sich mittels folgender Funktion beschreiben:

$$y = 15,7x^{1,07} \tag{4.57}$$

$$w = 15,7(d/B)^{1,07} \tag{4.58}$$

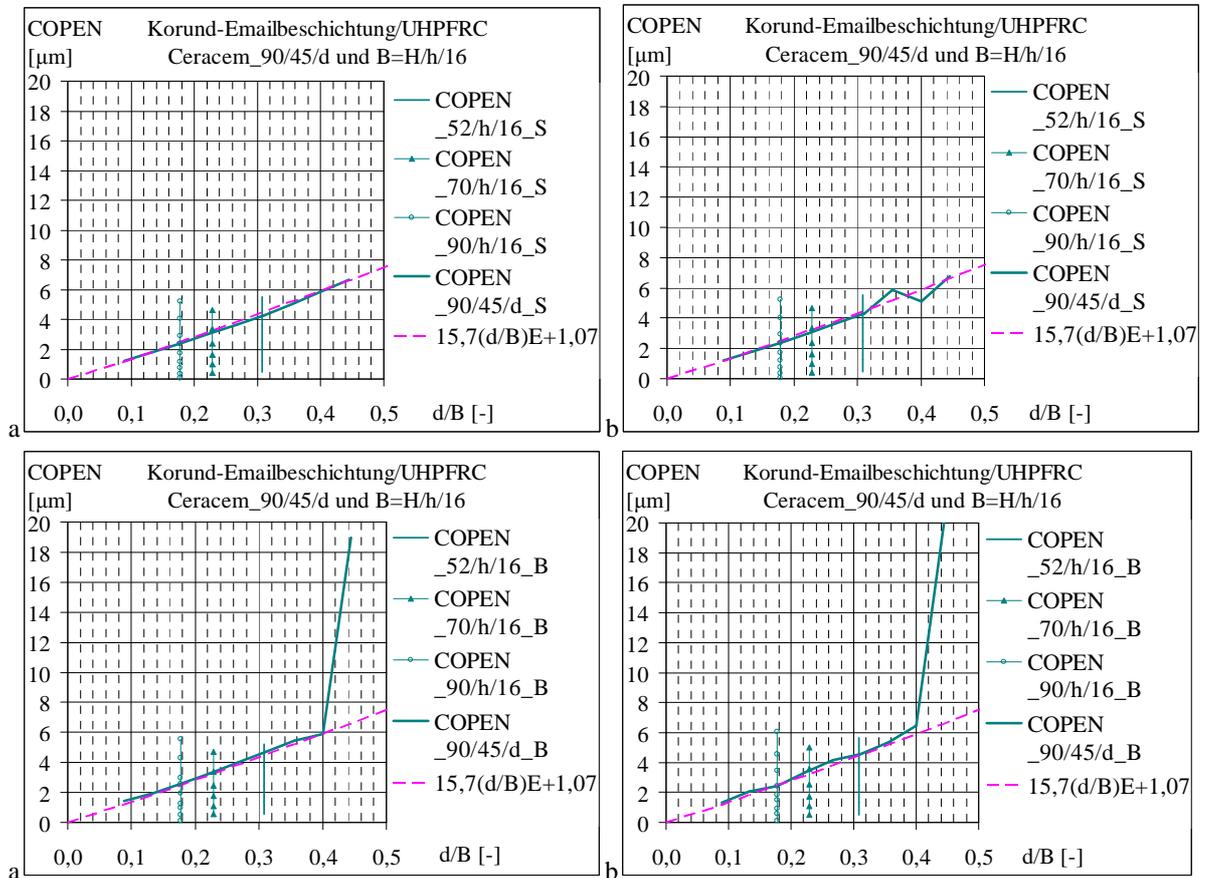


Bild 4.148 Fugenöffnung *COPEN* nach dem Schwinden und nach dem Bruch – Zusammenstellung der Ergebnisse für  $B=H=52, 70$  und  $90$  mm in Bezug auf  $d/B$  und  $h/H$  (a: Beton elastisch, b: Beton kann reißen)

Die Kurve nach Gl.(4.57) ist sehr flach und ihr Verlauf nähert sich einer linearen Funktion:

$$y = 15,7x - 0,37 \tag{4.59}$$

$$w = 15,7 d/B - 0,37 \tag{4.60}$$

Wie im Bild 4.148 ersichtlich, stimmt die Beziehung nach Gl.(4.58) mit Ergebnissen aus FEM gut überein. Eine Ausnahme liefert der Probekörper 90/45/40 mit einer Glasdicke von 40 mm. Nach dem Bruch öffnet sich die Fuge sehr breit. Die Fugenöffnung erreicht 20  $\mu\text{m}$ . Der Grund dafür sind schmale Betonflanken auf Seiten des Glasrandes, die nur 25 mm dick sind. Die schlanken Betonflanken zeichnen sich durch hohe Nachgiebigkeit unter Belastung aus.

Die Kurve der Serie  $B=H=90/45/d$  (in Bezug auf  $d/B$ ) verläuft auf Höhe der Ergebnisse jener Serien mit anderen Betonquerschnitten (d. h. hier für  $B=H=70$  und 52 mm). Folglich lässt sich erwarten, dass der Verlauf der Tendenzkurve der Serie 90/45/ $d$ , d. h. für den Betonquerschnitt  $B=H=90$  mm bei den Serien 70/45/ $d$  und 52/45/ $d$  ähnlich sein wird. Diese Vermutung soll bei der Fortsetzung der Untersuchungen geprüft werden.

In diesem Kapitel wurden numerische Studien auf Basis der Finiten-Elemente-Methode dargestellt. In den FE-Berechnungen wurden zwei Materialmodelle für Beton und Glas verwendet: ein ideal linear-elastisches und ein nichtlinear-elastisches.

Ziel der Untersuchungen war es, den Ablösevorgang bei Beanspruchung parallel zu den Kontaktflächen zu simulieren und entsprechende Schädigungskennwerte zu bestimmen. Die Kennwerte des Kohäsivgesetzes und Reibungsbeiwerte wurden durch die Modellierung bestimmt (Tabelle 4.7).

Weiters wurde der Einfluss der Betonquerschnittsabmessungen, der Glasdicke und der Einbindetiefe des Glasrandes im Beton auf die Tragfähigkeit untersucht. Für den Glas-Beton-Verbund spielen alle diese Parameter eine große Rolle.

Die geometrischen Parameter wurden systematisch untersucht. Aus den Ergebnissen der Laborversuche und FE-Simulationen konnten aufgrund von geometrischen Änderungen Tendenzen für die Steigerung bzw. den Abfall der gesamten Tragschubkraft und der einzelnen Traganteile gewonnen werden. Die während der Analyse identifizierten Einflüsse sind in der Tabelle 4.8 zusammengefasst.

Tabelle 4.8 Auswirkung der geometrischen Parameter auf die Klemmung des Glasrandes, den Anteil der Adhäsion, die gesamte Tragschubkraft und auf die gedrückte Kontaktfläche

Vergrößerung der geometrischen Parameter	Klemmung	Adhäsion	gesamte Tragkraft	gedrückte Kontaktfläche
Betonquerschnittsabmessungen $B$ und $H$	+	0	+	+
Glasdicke $d$	+	0	+	0
Einbindetiefe $h$	+	+	-/+	-

Den größten Einfluss auf die Festigkeit haben die Einbindetiefe und die Abmessungen des Betonquerschnitts. Die Glasdicke beeinflusst vor allem die Klemmspannung.

Infolge der Studie konnten außer Tendenzen, auch Parameter bzw. Relationen gewonnen werden, welche die Ausarbeitung eines Bemessungsmodells unterstützen sollen.

In der Tabelle 4.9 sind die auf Basis der durchgeführten FE-Analysen gewonnenen Beziehungen zwischen geometrischen Parametern und Anteilen der Schubtragfestigkeit des Glas-Beton-Verbundes zusammengestellt.

Tabelle 4.9 Beziehungen zwischen geometrischen Parametern und Anteilen der Tragfähigkeit der Verbundschubfuge

Beschreibung	Bezug	Gl.-Nr.
restliche Betonhöhe unter Nut $h_{rest}$	$h_{rest} = H - h$	(4.19)
Breite der gedrückten Einbindetiefe $h_{real}$	$h_{real} = (-0,55 \ln(h/H) - 0,03) \cdot h$	(4.27)
Klemmspannung infolge Betonverformung (Schwinden) $p$ nach dem Hooke'schen Gesetz	$p = \varepsilon_s \cdot E_c$	(4.31)
maximale Klemmspannung am Glasrand $p_{real}$	$p_{real} = 1,35 d/B + 0,88 [kN/cm^2]$	(4.33)
	$p_{real} = -0,44h/H + 1,34 [kN/cm^2]$	(4.35)
mittlere Klemmspannung in der Fuge $\sigma_N = N / A_{real}$	$\sigma_N = 0,85 d/B + 0,18 [kN/cm^2]$	(4.37)
gesamte Kontaktfläche (im frischen Beton)	$A = L \cdot h$	(4.38)
gedrückte Kontaktfläche (im ausgehärteten Beton) $A_{real}$	$A_{real} = L \cdot h_{real}$	(4.39)
Verhältnis $A_{real}/A$	$A_{real}/A = 0,15 (h/H)^{-1,2}$	(4.43)
gesamte Klemmkraft in der Fuge $N$	$N = p_{real} \cdot A_{real} \cdot 0,3$	(4.47)
Schubkraft aus Reibung $T_R$ nach Coulomb'schen Reibungsgesetz	$T_R = N \cdot \mu$	(4.48)
mittlere Schubspannung aus Reibung $\tau_R$	$\tau_R = \sigma_N \cdot \mu$	(4.49)
Schubkraft aus Adhäsion $T_{Ad}$	$T_{Ad} = \tau_{Ad} \cdot A$	(4.52)
mittlere Schubspannung aus Adhäsion $\tau_{Ad}$	$\tau_{Ad} = 0,7 t_1$	(4.54)
maximale Fugenöffnung $w$	$w = 20 (h/H)^3 [\mu m]$	(4.56)
	$w = 15,7 d/B^{1,07} [\mu m]$	(4.58)

Wie die Untersuchungen bewiesen haben, hängt die maximale Klemmspannung am Glasrand  $p_{real}$  und die maximale Fugenöffnung  $w$  sowohl vom Parameter  $h/H$  als auch von  $d/B$  ab. Dementsprechend wird die Schubspannung aus dem Anteil der Reibung beeinflusst. Der Schubanteil aus dem Anteil der Adhäsion steigt proportional zur Einbindetiefe und zeigt keine Abhängigkeit von der Glasdicke  $d$ . In durchgeführten Versuchsserien erreichte die mittlere Hafts Schubspannung  $\tau_{Ad}$  ca. 70 % der Hafts Schubfestigkeit  $t_1$ .

## 5. Vorschlag für ein analytisches Berechnungsverfahren

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Wirkungsweise von Glas-UHPC-Verbindungen untersucht. In den vorherigen drei Kapiteln hat die Autorin die theoretischen Grundlagen, durchgeführte eigene und fremde experimentelle Untersuchungen und numerische Studien auf Basis der Finiten-Elemente-Methode beschrieben. Mit der Methode der Finiten Elemente konnte der Schädigungsvorgang realitätsnah abgebildet werden. Auf Basis der Ergebnisse wird ein Vorschlag für ein analytisches Berechnungsverfahren erarbeitet.

### 5.1 Einführung

Die Verbindung zwischen Glas und UHPC erfolgt entlang des Glasrandes. Es wird ein Bemessungsmodell für die Tragfähigkeit dieser Verbindungen vorgeschlagen.

Das mechanische Modell für die Tragfähigkeit der Verbindung berücksichtigt folgende geometrischen Parameter und Materialeigenschaften des Verbundbauteils:

- Betonquerschnitt  $B$  und  $H$
- Tiefe der Verbindung  $h$
- Dicke der Glasscheibe  $d$
- Länge der Verbindung  $L$
- Elastizitätsmodul von Beton  $E_c$
- Schwindmaß des Betons  $\varepsilon_s$ .

### 5.2 Vorschlag eines Rechenmodells

#### 5.2.1 Geometrie der Verbindung

Die Verbindung zwischen Glas und Beton wird durch Einfügen des vorbehandelten Glasrandes in Frischbeton und Entwicklung der Klemmung infolge Betonschwindens hergestellt (Bild 5.1).

Die Größe der Kontaktfläche hängt von der Einbindetiefe  $h$  des Glases im Beton und der Querschnittshöhe  $H$  des Betons ab. Die Glasdicke  $d$  beeinflusst ebenfalls die Entwicklung der Verbindung.

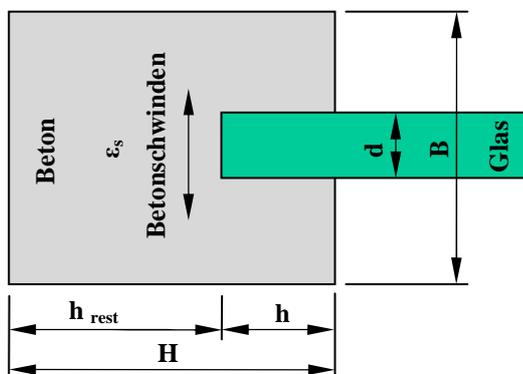


Bild 5.1 Querschnitt einer Glas-Beton-Verbindung

Für die Auswertung der Ergebnisse wurden die Parameter  $h/H$  und  $d/B$  gewählt. Diese können theoretisch zwischen 0 und 1 liegen. Die Betonabmessungen  $B = H$  in durchgeführten Analysen betragen 52, 70 und 90 mm.

Der Einfluss der Einbindetiefe wurde für  $h = 15$  bis 60 mm untersucht. Entsprechend dem Betonquerschnitt hatte der Parameter  $h/H$  folgende Werte:

$$\begin{array}{lll} h/H = 15/52 = 0,288 \text{ bis} & h/H = 45/52 = 0,865 & \text{für } B = H \text{ von } 52 \text{ mm} \\ h/H = 20/70 = 0,286 \text{ bis} & h/H = 45/70 = 0,643 & \text{für } B = H \text{ von } 70 \text{ mm} \\ h/H = 20/90 = 0,222 \text{ bis} & h/H = 60/90 = 0,667 & \text{für } B = H \text{ von } 90 \text{ mm} \end{array}$$

Demzufolge lag der untersuchte Bereich der Verbundtiefe zwischen:

$$h = 0,222 \cdot H$$

und

$$h = 0,865 \cdot H.$$

Der Einfluss der Glasdicke wurde für  $B = 90$  mm untersucht. Die Glasdicke wurde im Bereich  $d = 8$  bis 40 mm variiert. Der Wert  $d/B$  lag entsprechend zwischen:

$$d/B = 8/90 = 0,089$$

und

$$d/B = 40/90 = 0,444.$$

Das bedeutet, dass die verwendete Dicke des Glases zwischen:

$$d = 0,089 \cdot B$$

und

$$d = 0,444 \cdot B$$

lag.

Die Verbundlänge  $L$  betrug 15 cm (Bild 4.67) und 36 cm (Bild 4.92). Die Verbindung ist vierschnittig und deswegen wird die Gesamtlast über die gesamte Länge  $4 \cdot L$  aufgenommen. Die Spannungen in der Fuge verteilen sich in der Kontaktfläche der Fuge. Der Kontakt besteht, wenn Druckspannungen auftreten. Die Druckspannung zwischen den Fugenufern tritt nicht auf der gesamten Breite des Verbundes (d. h. Einbindetiefe  $h$ ) auf, sondern nur auf einem Teil:

$$h_{real} < h \tag{5.1}$$

Um diesen Anteil der Einbindetiefe zu definieren, wird ein Beiwert  $\alpha_h$  verwendet. Die gedrückte Fugenbreite lässt sich folgend beschreiben:

$$h_{real} = h \cdot \alpha_h \tag{5.2}$$

mit

$h$  – Einbindetiefe

$h_{real}$  – Breite der gedrückten Verbundfläche

$\alpha_h$  – Beiwert für Berücksichtigung der Verminderung der Druckzone

### Bestimmung des $\alpha_h$ - Beiwerts

Mit Hilfe von FEM wurden Laborversuche mit verschiedenen Glasdicken  $d$ , Einbindetiefen  $h$  und Querschnittsbreiten und -höhen  $B = H$  simuliert.

Der Beiwert  $\alpha_h$  verändert sich in Abhängigkeit von den geometrischen Parametern des Verbundquerschnitts. Diese Einflüsse wurden in Untersuchungen in zwei Ebenen unterteilt, um das Verhältnis:

– zwischen  $h$  und  $H$  mit dem Beiwert  $\alpha_{h1}$

– zwischen  $d$  und  $B$  mit dem Beiwert  $\alpha_{h2}$

separat zu berücksichtigen.

Der Einfluss des Parameters  $d/B$  auf die gedrückte Fugenbreite  $h_{real}$  ist sehr gering (vgl. Bild 4.120). Daher kann

$$\alpha_{h2} = 1 \quad (5.3)$$

angenommen werden. Demzufolge ist:

$$\alpha_h = \alpha_{h1} \quad (5.4)$$

Aus den Auswertungen der Berechnungen konnte eine Beziehung zwischen der Breite der gedrückten Einbindetiefe  $h_{real}$  und dem Parameter  $h/H$  gewonnen werden.

Die gesuchte Beziehung ergibt sich aus Gl.(4.25) bzw. aus Gl.(4.27). Die Gl.(4.25) liefert gute Ergebnisse für  $h/H$  von ca. 0,35 bis 0,70 und Gl.(4.27) im gesamten Bereich  $h/H$ .

Die Gl.(4.25) und Gl.(4.27) beinhalten eine Konstante, welche nur für die in Versuchen verwendeten Betoneigenschaften gilt.

Für die Untersuchung der geometrischen Parameter wurde Beton mit folgenden Materialparametern (Tabelle 4.2 und Bild 4.10) verwendet:

$$\varepsilon_s = 0,00055$$

$$E_c = 4730 \text{ kN/cm}^2$$

Daraus ergibt sich nach Gl.(4.31) eine maximale Klemmspannung von:

$$p = \varepsilon_s \cdot E_c = 0,00055 \cdot 4730 = 2,6 \text{ kN/cm}^2$$

Nach Gl.(4.25), Gl.(5.2) und Gl.(5.4) gilt (für  $p = 2,6 \text{ kN/cm}^2$ ):

$$\alpha_h(p=2,6) = 0,85 - h/H \quad (5.5)$$

und nach Gl.(4.27), Gl.(5.2) und Gl.(5.4):

$$\alpha_h(p=2,6) = -0,03 - 0,55 \ln(h/H) \quad (5.6)$$

In diesen Formeln muss noch der Einfluss der Betoneigenschaften ausgeschlossen werden.

Die Gl.(5.5) und Gl.(5.6) wird mit  $p/2,6 \text{ [kN/cm}^2]$  multipliziert. Daraus ergibt sich:

$$\alpha_h(p) = (0,327 - 0,385 h/H) \cdot p \quad (5.7)$$

und

$$\alpha_h(p) = (-0,011 - 0,211 \ln(h/H)) \cdot p \quad (5.8)$$

mit

$h$  – Einbindetiefe [cm]

$H$  – Höhe des Betonquerschnittes [cm]

$p$  – maximale Klemmspannung [kN/cm<sup>2</sup>]

Der Beiwert  $\alpha_h$  kann letztendlich nach Berücksichtigung der Gl.(4.31) wie folgt beschrieben werden:

$$\alpha_h = (0,327 - 0,385 h/H) \cdot \varepsilon_s \cdot E_c \quad (5.9)$$

mit  $E_c$  in kN/cm<sup>2</sup>. Diese Gleichung stellt eine vereinfachte Berechnung der gedrückten Einbindetiefe für den Bereich  $h/H$  zwischen 0,35 und 0,70 dar.

Mit der genauer Formel nach Gl.(5.8) ergibt sich eine Berechnung des Beiwertes für den gesamten Bereich  $h/H$  wie folgt:

$$\alpha_h = (-0,011 - 0,211 \ln(h/H)) \cdot \varepsilon_s \cdot E_c \quad (5.10)$$

mit  $E_c$  in  $\text{kN/cm}^2$ .

### 5.2.2 Größe der Klemmspannung

Eine Klemmspannung entwickelt sich infolge Materialschwindens beim Aushärten von Beton. Die Stärke der Klemmung des Glasrandes wird beeinflusst durch:

- Elastizitätsmodul  $E_c$  und Schwindmaß des Betons  $\varepsilon_s$
- Dicke des Glaselements  $d$  und Breite des Betonquerschnittes  $B$
- Einbindetiefe  $h$  und Höhe des Betonquerschnittes  $H$ .

Die Verteilung von Klemmspannungen ist quer zur Belastungsrichtung (Richtung der Einbindetiefe) nicht gleichmäßig. Die Spannungen sinken exponentiell zwischen dem maximalen Wert von  $p_{real}$  am Glasrand und Null im Abstand von der Glaskante  $h_{real} < h$  (vgl. Bild 4.98, Bild 4.106, Bild 4.108 und Bild 4.111). Bei einer ersten groben Abschätzung wurde eine dreieckförmige Spannungsverteilung im Querschnitt angenommen (Bild 5.2).

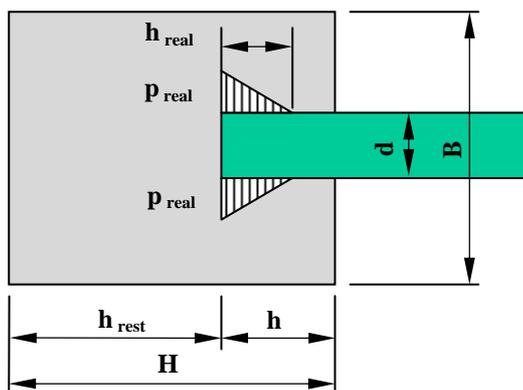


Bild 5.2 Verteilung der Normalspannung auf der Glasfläche in der Einbindetiefe

Die Druckspannungen auf der Glasoberfläche entstehen infolge der durch das Glas verhinderten Verformung von Beton. Der Betonkörper schrumpft während des Schwindens zu seinem Schwerpunkt. Im Nutbereich kann er sich nicht frei verformen, weil im Betonausschnitt ein Bauteil aus anderem Material vorhanden ist.

Infolge der Formänderung von Beton entstehen Druckspannungen an der Glasoberfläche. Unter der Dehnung bzw. Stauchung eines Stabes  $\varepsilon$  wird die Längenänderung  $\Delta l$  bezogen auf die ursprüngliche Länge  $l_0$  verstanden:

$$\varepsilon = \Delta l / l_0 \quad (5.11)$$

Im vollen Betonquerschnitt ist die ursprüngliche Länge  $l_0$  gleich der Breite des Betonquerschnittes  $B$ . Die maximale Verkürzung betrifft den Beton an der Oberfläche und ergibt sich aus der Differenz zwischen der Breite vom frischen und trockenen Betonquerschnitt.

In der Mitte der Breite  $B$  befindet sich ein zweites Material. In den Beton ragt ein Rand der Glasscheibe bis zur Tiefe  $h$  hinein. Für den Verbund zwischen Glas und Beton ist die Betonverformung an der Glasoberfläche von Interesse. In dieser Ebene ist die ursprüngliche

Länge  $l_0$  gleich der Nutbreite bzw. der Glasdicke. Weil  $d < B$  ist, ergeben sich hier kleinere Betonverkürzungen als an der Betonaußenfläche.

Im Bereich des Glases wird die Verkürzung von Beton behindert. Auf Grund der Verformungsbehinderung entstehen Spannungen. In Bauteilen die sich frei verformen können, bauen sich keine Spannungen auf.

Das Hooke'sche Gesetz besagt, dass sich die Formänderungen (Dehnungen bzw. Stauchungen)  $\varepsilon$  im elastischen Bereich proportional zu den Spannungen  $p$  verhalten (Gl.(4.31)).

Die Druckspannung an der Glasoberfläche  $p_{real}$  im Glas-Beton-Verbundquerschnitt erreicht nur einen Teil des maximalen Wertes von  $p$ :

$$p_{real} < p \quad (5.12)$$

Um diesen Anteil der Druckspannungen zu definieren, wird ein Beiwert  $\alpha_p$  verwendet. Die Klemmspannung am Glasrand lässt sich wie folgt, beschreiben:

$$p_{real} = p \cdot \alpha_p \quad (5.13)$$

mit

$p$  – Spannung im Beton nach Gl.(4.31)

$p_{real}$  – tatsächliche (effektive) Druckspannung am Glasrand

$\alpha_p$  – Beiwert zur Berücksichtigung der Verminderung der Druckspannungen

Nach dem Einfügen der Gl.(4.31) in die Gl.(5.13) ergibt sich für die Klemmspannung folgende Formel:

$$p_{real} = \varepsilon_s \cdot E_c \cdot \alpha_p \quad (5.14)$$

$\varepsilon_s$  – Schwindmaß des Betons

$E_c$  – Elastizitätsmodul für Beton

### Bestimmung des $\alpha_p$ - Beiwerts

Die Druckspannungen normal zur Kontaktfläche wurden in Bezug auf die geometrischen Parameter des Verbundquerschnitts untersucht.

Der Beiwert  $\alpha_p$  ändert sich in Abhängigkeit von den geometrischen Parametern des Verbundquerschnitts. Diese Einflüsse wurden in Untersuchungen in zwei Ebenen unterteilt, um das Verhältnis:

– zwischen  $h$  und  $H$  mit dem Beiwert  $\alpha_{p1}$

– zwischen  $d$  und  $B$  mit dem Beiwert  $\alpha_{p2}$

separat zu berücksichtigen.

Die Klemmspannung  $p_{real}$  verändert sich für unterschiedliche Glasdicken  $d$  nach Gl.(4.33). Diese Beziehung wurde mit Hilfe von Ergebnissen aus Versuchsserien mit einem bestimmten Beton gewonnen. Nach dieser Beziehung wird der Beiwert  $\alpha_{p2}$ , wie folgt, beschrieben (gilt für  $p = 2,6 \text{ kN/cm}^2$ ):

$$p \cdot \alpha_{p2} = (1,35 d/B + 0,88) \quad (5.15)$$

Die Abhängigkeit der Druckspannungen wurde bei unterschiedlichen Glasdicken, konstantem Betonquerschnitt  $B = H = 90 \text{ mm}$  und einer Einbindetiefe von  $h = 45 \text{ mm}$  untersucht (d. h. für  $h/H = 45/90 = 0,5$ ). Die Gl.(5.15) beschreibt eine Gerade im Raum (3D). In diesem Raum werden folgende Koordinaten verwendet:

- $x$  für Parameter  $d/B$
- $y$  für Parameter  $h/H$
- $z$  für  $p_{real}$ .

Die Gerade nach Gl.(5.15) verläuft parallel zur Ebene  $xz$  im Abstand  $y = h/H = 0,5$ .

Die Klemmspannung am Glasrand  $p_{real}$  wird gleichzeitig von der Größe der Einbindetiefe  $h$  und der Höhe des Betonquerschnitts  $H$  beeinflusst. Um diesen Einfluss zu berücksichtigen, wird ein Beiwert  $\alpha_{p1}$  in Bezug auf  $h/H$  verwendet.

Die Klemmspannung (in Bezug auf  $h/H$ ) wurde in drei Versuchsserien untersucht:  $52/h/16$ ,  $70/h/16$  und  $90/h/16$  (d. h. für  $d/B = 16/52 = 0,308$ ;  $16/70 = 0,229$ ;  $16/90 = 0,178$ ). Die Beziehung zwischen Druckspannungen und Einbindetiefe wurde also für verschiedene Betonquerschnitte bei konstanter Glasdicke  $d=16$  mm geprüft. In weiterer Folge wird die Versuchsserie  $90/h/16$  berücksichtigt.

Die Klemmspannungen in Bezug auf  $h$  und  $H$  für die Versuchsserie  $90/h/16$  lassen sich nach Gl.(4.35) abschätzen. Gemäß dieser Formel wird der Beiwert  $\alpha_{p1}$ , auf ähnliche Weise wie  $\alpha_{p2}$ , definiert (gilt für  $p = 2,6$  kN/cm<sup>2</sup>):

$$p \cdot \alpha_{p1} = -0,44 h/H + 1,34 \quad (5.16)$$

Die Gl.(5.16) beschreibt also eine Gerade im Raum, die parallel zur Ebene  $yz$  im Abstand  $x = d/B = 0,178$  verläuft.

Der Parameter  $h/H$  kann Werte zwischen 0 und 1 annehmen. Beim Grenzwert  $h/H = 0$  besteht der Verbundquerschnitt nur aus Beton. Für  $h/H = 1$  durchdringt die Glasscheibe den Betonquerschnitt komplett und zwischen den beiden Hälften des Betons besteht keine direkte Verbindung mehr.

Für die Grenzwerte 0 und 1 ergeben sich folgende Werte von  $p \cdot \alpha_{p1}$ :

$$p \cdot \alpha_{p1} = -0,44 \cdot 0 + 1,34 = 1,34 \quad \text{für } h/H = 0$$

und

$$p \cdot \alpha_{p1} = -0,44 \cdot 1 + 1,34 = 0,9 \quad \text{für } h/H = 1$$

Für den Wert von  $y = h/H = 0,5$  beträgt die Koordinate  $z = p \cdot \alpha_{p1}$  gemäß Gl.(5.16):

$$p \cdot \alpha_{p1} = -0,44 \cdot 0,5 + 1,34 = 1,12$$

Wenn  $x = d/B = 0,178$  dann hat die Koordinate  $z = p \cdot \alpha_{p2}$  nach Gl.(5.15) den gleichen Wert:

$$p \cdot \alpha_{p2} = (1,35 \cdot 0,178 + 0,88) = 1,12$$

Die zwei Geraden nach Gl.(5.15) und Gl.(5.16) schneiden sich im Raum  $(x, y, z)$  im Punkt  $A (0,178; 0,5; 1,12)$  und bilden eine Ebene (Bild 5.3). Um diese Ebene beschreiben zu können, werden zwei weitere Punkte  $B$  auf der Geraden nach Gl.(5.15) und  $C$  auf der Geraden nach Gl.(5.16) angenommen. Die zwei Punkte werden zum Beispiel für  $z = 0$  bestimmt (d. h. sie liegen auf der Ebene  $xy$ ):

$$B (-0,652; 0,5; 0)$$

$$C (0,178; 3,045; 0)$$

Die Gleichung einer Ebene, auf welcher die drei Punkte  $A$ ,  $B$  und  $C$  liegen, lautet:

$$0,12x + 0,039y + 0,089z - 0,14 = 0 \quad (5.17)$$

Für  $x = d/B$ ,  $y = h/H$  und  $z = p_{real}$  folgt aus Gl.(5.17):

$$0,12 d/B + 0,039 h/H + 0,089 p_{real} - 0,1405 = 0$$

Nach dem Umformen ergibt sich:

$$p_{real} = -1,348 d/B - 0,438 h/H + 1,579 \quad (5.18)$$

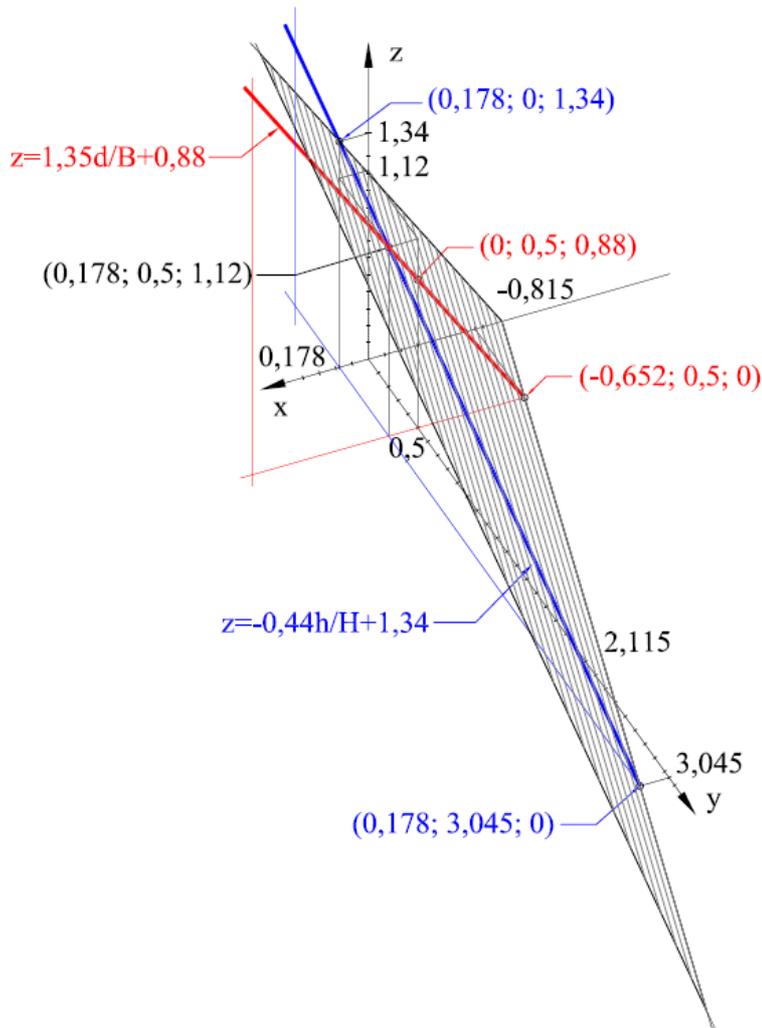


Bild 5.3 Graphische Darstellung der Beziehung zwischen Druckspannungen  $p_{real}$  ( $=z$ ) und Parametern  $d/B$  ( $=x$ ) und  $h/H$  ( $=y$ )

In dieser Formel muss noch der Einfluss der Eigenschaften des in Versuchen verwendeten Betons ausgeschlossen werden. Die Gl.(5.18) wird durch  $p = 2,6$  [kN/cm<sup>2</sup>] dividiert. Daraus ergibt sich:

$$p_{real}/2,6 = -0,518 d/B - 0,168 h/H + 0,607$$

Der gesuchte Beiwert  $\alpha_p$  beträgt nach Gl.(5.13):

$$\alpha_p = p_{real}/p$$

Daraus folgt:

$$\alpha_p = -0,518 d/B - 0,168 h/H + 0,607 \quad (5.19)$$

Als Kontrolle wird  $p_{real}$  für  $d/B = 16/90 = 0,178$  und  $h/H = 45/90 = 0,5$  berechnet:

$$\alpha_p = -0,518 \cdot 0,178 - 0,168 \cdot 0,5 + 0,607 = 0,431$$

$$p_{real} = 2,6 \cdot 0,431 = 1,12 \text{ kN/cm}^2$$

Das Ergebnis ist korrekt.

### 5.2.3 Größe der Reibungszahl

Die raue Fläche (mit Reibungszahl  $\mu_{\text{lokal}}$ ) wird gemeinsam mit Verzahnung (mit Flanken-  
neigung  $\theta$ ) berücksichtigt. Das erweiterte Reibungsmodell ist im Bild 4.6 dargestellt.

Die globale Reibungszahl  $\mu_{\text{global}}$  hängt von zwei Parametern ab:

- von der lokalen Reibung mit  $\mu_{\text{lokal}}$
- von der Flankenneigung  $\theta$ , d. h. der Neigung von Unebenheiten an den Oberflächen.

Die globale Reibung  $\mu_{\text{lokal}}$  wurde in Gl.(4.15) (Kapitel 4.3.3) wie folgt definiert:

$$\mu_{\text{global}} = (\text{tg } \theta + \mu_{\text{lokal}}) / (1 - \mu_{\text{lokal}} \cdot \text{tg } \theta)$$

Die globale Reibungszahl  $\mu_{\text{global}}$  dient zur Erweiterung der Kontakteigenschaften. Mit der  
Verwendung von  $\mu_{\text{global}}$  könnte die Verzahnung unter Reibung eingeführt werden. Wie die  
Reibungszahl  $\mu_{\text{global}}$  sich bei unterschiedlichen Winkeln  $\theta$  und  $\mu_{\text{lokal}}$  verändert, veranschau-  
licht das Bild 4.7.

Die FE-Simulationen der Laborversuche haben es ermöglicht, den globalen Reibungskoeffi-  
zienten  $\mu_{\text{global}}$  für verschiedene Glasbeschichtungsarten (Arten der Glasvorbehandlungen)  
abzuschätzen. Durch den Vergleich der experimentellen mit den numerischen Kraft- und  
Verschiebungsgrößen könnten iterativ die Parameter des Schädigungsgesetzes ermittelt  
werden. Die Ergebnisse dieser Ermittlung sind in Tabelle 4.7 zu finden.

Bei der Untersuchung der Einflüsse der geometrischen Parameter wurde eine globale Rei-  
bungszahl  $\mu_{\text{global}} = 1$  verwendet.

### 5.2.4 Größe der Schubspannungen aus Anteil Reibung mit Verzahnung

Schubspannungen aus Anteil der Reibung werden nach Gl.(4.49) wie folgt, beschrieben:

$$\tau_R = \sigma_N \cdot \mu$$

mit

$\mu$  – Reibungszahl

$\sigma_N$  – Druckspannungen normal zur Kontaktfläche

Unter Annahme eines globalen Reibungskoeffizienten  $\mu = \mu_{\text{global}}$  und einer effektiven  
Druckspannung an der Glasoberfläche  $p_{\text{real}}$  ergibt sich:

$$\tau_{R+V} = p_{\text{real}} \cdot \mu_{\text{global}} \tag{5.20}$$

Im Kapitel 4.7.5 wurden Beziehungen zwischen Fugenspannungen und geometrischen Pa-  
rametern des Verbundquerschnitts erklärt. Die aus den Untersuchungen gewonnenen For-  
meln sind in Tabelle 4.9 zusammengefasst.

Die maximale Druckspannung am Glasrand  $p_{\text{real}}$  wird nach Gl.(5.13) ermittelt. Für den in  
Gl.(5.13) verwendeten Beiwert  $\alpha_p$ , welcher Einflüsse der Abmessungen des Verbundquer-  
schnitts ( $h$ ,  $d$ ,  $B = H$ ) berücksichtigt, wurde eine Formel nach Gl.(5.19) ausgearbeitet.

Die maximale Druckspannung am Glasrand sinkt entlang der gedrückten Fugenbreite  $h_{\text{real}}$   
exponentiell auf Null.

Aus dem Integral der Schubspannungen (aus Anteil Reibung mit Verzahnung) über die  
Einbindetiefe  $h_{\text{real}}$

$$\int \tau_{R+V} d h_{\text{real}} \tag{5.21}$$

wird die Reibungskraft pro Längeneinheit  $T_{R+V}/L$  gebildet.

### 5.2.5 Größe der Schubspannungen aus Anteil der Haftung

Die Kennwerte des Kohäsivgesetzes für im Labor untersuchte Verbundprobekörper wurden durch FE-Simulationen bestimmt. Der Verbundanteil Haftung zwischen Glas und Beton wurde im FE-Modell unter Verwendung von *cohesive elemente* abgebildet. Die Haftschubfestigkeit dieser Elemente beträgt  $t_1$  und  $t_2$  (vgl. Bild 4.2).

Für die Tragfähigkeit der Schubfuge zwischen Glas und Beton, welche entlang der Verbindung beansprucht wird, ist der Wert  $t_1$  der Schubfestigkeit aus dem Anteil der Adhäsion maßgebend (Richtung „1“ entspricht der Beanspruchungsrichtung entlang der Fuge, d. h. der Verschiebungsrichtung der Lastverteilungsschiene). Die Ergebnisse der FE-Simulationen für verschiedene Glasoberflächen sind der Tabelle 4.7 und den Bildern: Bild 4.64, Bild 4.65 und Bild 4.66 zu entnehmen.

In den Modellen für die Untersuchung der Einflüsse von geometrischen Parameter des Verbundquerschnitts wurden zwei adhäsive Materialeigenschaften verwendet: „Adh56sa“ und „Adh56sb“ (Bild 4.72). Im Laufe der Untersuchung hat sich herausgestellt, dass die durchschnittliche Schubspannung aus Adhäsion  $\tau_{Ad}$  maximal 70 % der Haftschubfestigkeit  $t_1$  erreicht (Gl.(4.54)).

### 5.2.6 Gesamtkraft aus Anteilen Reibung, Verzahnung und Haftung

Wie vorher erwähnt, besteht die gesamte Schubtragkraft der Verbundfuge aus drei Anteilen: Reibung, Verzahnung und Haftung.

Reibung und Verzahnung wurden in dieser Arbeit zusammen als globale Rauheit mit  $\mu_{global}$  erfasst. Aufgrund der normal zur Kontaktfläche wirkenden Druckkraft bildet sich die Reibungskraft  $T_{R+V}$ . Infolge der Adhäsionswirkung entsteht die Haftschubkraft  $T_{Ad}$ .

Die gesamte Schubkraft  $T$  in der Verbundfuge wird wie folgt, beschrieben:

$$T = T_{Ad} + T_{R+V} \quad (5.22)$$

$T_{Ad}$  – Anteil der Schubkraft aus Adhäsion (Haftung)

$T_{R+V}$  – Anteil der Schubkraft aus Reibung und Verzahnung

Die Schubkräfte wirken entlang des Verbundes. Es wird angenommen, dass die Spannungen auf der Verbundlänge annähernd gleichmäßig verteilt sind. Dann kann geschrieben werden:

$$T/L = T_{Ad}/L + T_{R+V}/L \quad (5.23)$$

Die Schubspannungen aus Adhäsion  $\tau_{Ad}$  werden auf der gesamten Verbundfläche  $A = L \cdot h$  (siehe Gl.(4.38)) berücksichtigt. Die Summe der Haftschubspannungen in der Fuge ergibt die Adhäsionskraft  $T_{Ad}$  (Gl.(4.52)).

Nach Gl.(4.38), Gl.(4.52) und Gl.(4.54) folgt:

$$T_{Ad}/L = 0,7 \cdot t_1 \cdot h \quad (5.24)$$

$t_1$  – Schubhaftfestigkeit in Richtung Belastung

$h$  – Einbindetiefe

Die Schubspannungen aus Reibung wirken in der gedrückten Fugenbreite  $h_{real}$ . Für die Verteilung der Druckspannungen an der Glasoberfläche wurde am Anfang die im Bild 5.2 gezeichnete (dreieckige) Form angenommen. Tatsächlich ist der Verlauf zwischen Maximum am Glasrand ( $= p_{real}$ ) und Null in der Entfernung  $h_{real}$  von der Glaskante ungefähr exponentiell. Für diese Form der Spannungsverteilung wurde ein Faktor von 0,3 (anstatt 0,5 für

Dreieck) aus den Untersuchungen gewonnen (Bild 4.132). Die gesamte Klemmkraft  $N$  in der Fuge beschreibt Gl.(4.47):  $N = 0,3 \cdot p_{real} \cdot A_{real}$ .

Die gedrückte Fugenfläche  $A_{real}$  beträgt nach Gl.(4.39):  $A_{real} = L \cdot h_{real}$ . Es folgt:

$$N = 0,3 \cdot p_{real} \cdot L \cdot h_{real}$$

$$N/L = 0,3 \cdot p_{real} \cdot h_{real}$$

Die Reibungskraft ist nach dem Coulomb'schen Reibungsgesetz proportional zur Normalkraft (Gl.(4.48)):  $T_{R+V} = N \cdot \mu_{global}$ .

Aus den beiden Gleichungen Gl.(4.47) und Gl.(4.48) folgt:

$$T_{R+V}/L = N/L \cdot \mu_{global}$$

$$T_{R+V}/L = 0,3 \cdot p_{real} \cdot h_{real} \cdot \mu_{global}$$

Die auf die Verbundlänge  $L$  verteilten Schubspannungen aus Anteil Reibung mit Verzahnung pro Längeneinheit  $T_R/L$  betragen:

$$T_{R+V}/L = 0,3 \cdot \tau_{R+V} \cdot h_{real} \quad (5.25)$$

$\tau_{R+V}$  – Schubspannungen aus dem Anteil der Reibung und Verzahnung

$h_{real}$  – Breite des gedrückten Bereichs in der Verbundfuge

0,3 – Faktor für die (nicht gleichmäßige) Verteilung der Druckspannungen auf  $h_{real}$

## 5.3 Berechnungsbeispiele

### 5.3.1 Beispiel 1

Als Beispiel wird ein Probekörper der Laborversuche aus Tabelle 3.3 gewählt:

- $B = H = 8$  cm
- Einbindetiefe  $h = 2$  cm
- Glasdicke  $d = 1,2$  cm
- Verbundlänge  $L = 4 \cdot 15$  cm

Glasvorbehandlung und Betonsorte:

- Korund-Emailbeschichtung / UHPC 150

Materialparameter für Beton UHPC 150 (Tabelle 3.1 und Bild 4.10)

$$E_c = 42000 \div 55000 \text{ kN/cm}^2$$

$$\varepsilon_s = 0,5 \div 0,55 \text{ ‰}$$

- Geometrische Parameter

$$h/H = 2/8 = 0,25$$

$$d/B = 1,2/8 = 0,15$$

- Klemmspannung

Gemäß dem Hooke'schen Gesetz ergibt sich eine Klemmspannung  $p$  nach Gl.(4.31):

$$p = \varepsilon_s \cdot E_c = 0,00055 \cdot 48500 = 31 \text{ MPa} = 31 \text{ MN/m}^2 = 2,7 \text{ kN/cm}^2$$

Die in Wirklichkeit auftretende maximale Druckspannung ist kleiner als  $p$  und wird mit einem Beiwert  $\alpha_p$  nach Gl.(5.19) herabgesetzt:

$$\alpha_p = -0,518 \cdot 0,15 - 0,168 \cdot 0,25 + 0,607 = 0,487$$

Nach Gl.(5.13) kann die tatsächliche Klemmspannung wie folgt, berechnet werden:

$$p_{real} = 2,7 \cdot 0,487 = 1,31 \text{ kN/cm}^2$$

Die maximale Klemmspannung  $p_{real}$  beträgt an der Glaskante ca.  $1,31 \text{ kN/cm}^2$  und stimmt mit dem Ergebnis aus FE-Simulationen der Laborversuche gut überein.

- Reibungswert  $\mu_{global}$

Der Reibungswert  $\mu_{global}$  wird aus Tabelle 4.7 abgelesen. Für Korund-Emailbeschichtung und Ductal® G2AF beträgt dieser zwischen  $0,8 \div 1,3$ .

Gewählt:  $\mu_{global} = 1,3$

- Schubspannung aus dem Anteil der Reibung mit Verzahnung wird wie folgt berechnet (Gl.(5.20)):

$$\tau_R = \mu_{global} \cdot p_{real} = 1,3 \cdot 1,31 = 1,70 \text{ kN/cm}^2$$

- Schubhaftfestigkeit  $t_I$  wird aus Tabelle 4.7 entnommen. Sie beträgt zwischen  $0,35$  und  $0,5 \text{ kN/cm}^2$ .

Gewählt:  $t_I = 0,4 \text{ kN/cm}^2$

- Die gedrückte Verbundfläche ist ein Teil der gesamten Fuge. Die (5.10) ergibt folgenden Wert der geklemmten Fugenbreite  $h_{real}$ :

$$h_{real} = h \cdot (-0,011 - 0,211 \cdot \ln(h/H)) \cdot p$$

$$h_{real} = 2 \cdot (-0,011 - 0,211 \cdot \ln 0,25) \cdot 2,7 = 1,52 \text{ cm}$$

- Schubspannungen aus dem Anteil der Reibung mit Verzahnung werden nach Gl.(5.25) und aus dem Anteil der Haftung nach Gl.(5.24) berechnet:

$$T_R/L = 0,3 \cdot \tau_{R+V} \cdot h_{real} = 0,3 \cdot 1,70 \cdot 1,52 = 0,78 \text{ kN/cm}$$

$$T_{Ad}/L = 0,7 \cdot t_I \cdot h = 0,7 \cdot 0,4 \cdot 2 = 0,56 \text{ kN/cm}$$

Die Spannungsverteilung entlang des Verbundes ist annähernd konstant. Nach Gl.(5.23) ergibt sich der Schubfluss:

$$T_R/L + T_{Ad}/L = 0,78 + 0,56 = 1,34 \text{ kN/cm}$$

- Der Verbund ist vierschnittig. Die Fugenlänge beträgt  $L = 4 \cdot 15 \text{ cm}$

Die Traglast für ein Viertel der Probekörper nach Gl.(5.22) beträgt:

$$T = T_R + T_{Ad} = 1,34 \cdot 15 = 20,1 \text{ kN}$$

Traglast für den gesamten Verbund:

$$T = (T_R + T_{Ad}) \cdot 4 = 80,4 \text{ kN} \quad (\text{vgl. Bild 4.58 und Bild 4.59})$$

Das Ergebnis stimmt mit der Traglast aus Laborversuchen gut überein.

### 5.3.2 Beispiel 2

Als zweites Beispiel dient der Probekörper aus Tabelle 3.7

Geometrie der Probekörper:

- $B = H = 9 \text{ cm}$
- Einbindetiefe  $h = 4,5 \text{ cm}$
- Glasdicke  $d = 1,2 \text{ cm}$
- Verbundlänge  $L = 4 \cdot 36 \text{ cm}$

Glasvorbehandlung und Betonsorte:

- Korund-Emailbeschichtung / Ceracem®

Materialparameter für Beton UHPFRC Ceracem® (Tabelle 4.2)

$$E_c = 47300 \text{ kN/cm}^2$$

$$\varepsilon_s = 0,55 \text{ ‰}$$

- Geometrische Parameter

$$h/H = 4,5/9 = 0,50$$

$$d/B = 1,2/9 = 0,133$$

- Klemmspannung

Die Klemmspannung  $p$  wird gemäß dem Hooke'schen Gesetz nach Gl.(4.31) berechnet:

$$p = \varepsilon_s \cdot E_c = 0,00055 \cdot 47300 = 26 \text{ MPa} = 26 \text{ MN/m}^2 = 2,6 \text{ kN/cm}^2$$

Der Beiwert  $\alpha_p$  gilt nach Gl.(5.19)

$$\alpha_p = -0,518 \cdot 0,133 - 0,168 \cdot 0,50 + 0,607 = 0,454$$

Nach Gl.(5.13) kann die tatsächliche Klemmspannung wie folgt, berechnet werden:

$$p_{real} = 2,6 \cdot 0,454 = 1,18 \text{ kN/cm}^2$$

Die maximale Klemmspannung  $p_{real}$  beträgt an der Glaskante ca. 1,18 kN/cm<sup>2</sup> (vgl. Bild 4.111).

- Reibungswert  $\mu_{global}$   
Der Reibungskoeffizient wird aus dem Bild 4.74 entnommen.  
Gewählt:  $\mu_{global} = 2$
- Schubspannung aus dem Anteil der Reibung mit Verzahnung wird wie folgt, berechnet (Gl.(5.20)):  
 $\tau_R = \mu_{global} \cdot p_{real} = 2 \cdot 1,18 = 2,36 \text{ kN/cm}^2$
- Schubhaftfestigkeit  $t_I$  wird aus dem Bild 4.72 für Material „Adh56b“ entnommen:  
 $t_I = 0,09 \text{ kN/cm}^2$
- Die gedrückte Verbundfläche ist ein Teil der gesamten Fuge. Die Gl.(5.6) ergibt folgenden Wert der geklemmte Fugenbreite  $h_{real}$ :  
 $h_{real} = h \cdot (-0,03 - 0,55 \cdot \ln(h/H))$   
 $h_{real} = 4,5 \cdot (-0,03 - 0,55 \cdot \ln 0,50) = 1,58 \text{ cm}$
- Schubspannungen aus dem Anteil der Reibung mit Verzahnung werden nach Gl.(5.25) und aus dem Anteil Haftung nach Gl.(5.24) berechnet:  
 $T_R/L = 0,3 \cdot \tau_{R+V} \cdot h_{real} = 0,3 \cdot 2,36 \cdot 1,58 = 1,12 \text{ kN/cm}$   
 $T_{Ad}/L = 0,7 \cdot t_I \cdot h = 0,7 \cdot 0,09 \cdot 4,5 = 0,28 \text{ kN/cm}$   
Die Spannungsverteilung entlang des Verbundes ist annähernd konstant. Nach Gl.(5.23) ergibt sich der Schubfluss:  
 $T_R/L + T_{Ad}/L = 1,12 + 0,28 = 1,40 \text{ kN/cm}$
- Der Verbund ist vierschnittig. Die Fugenlänge beträgt  $L = 4 \cdot 36 \text{ cm}$   
Die Traglast für ein Viertel der Probekörper nach Gl.(5.22) beträgt:  
 $T = T_R + T_{Ad} = 1,40 \cdot 36 = 50,40 \text{ kN}$   
Traglast für den gesamten Verbund:  
 $T = (T_R + T_{Ad}) \cdot 4 = 201,6 \text{ kN}$   
Das Ergebnis stimmt mit der Traglast aus Laborversuchen gut überein (vgl. Bild 4.74).

## 6. Zusammenfassung und Ausblick

Glas, das auf natürliche Weise durch Vulkane oder Blitzeinschläge entstand, ist dem Menschen schon lange bekannt. Seine Bedeutung als Werkstoff liegt in zahlreichen günstigen und einzigartigen Eigenschaften, die heute wie damals faszinieren.

Nachdem die Rezeptur entdeckt wurde, fand Glas eine Anwendung als Rohstoff für Künstler oder für die Herstellung von Luxusgegenständen. Wegen seiner Lichtdurchlässigkeit und Durchsichtigkeit bot es sich als Fensterscheibe an. Seitdem entwickelt sich Glas als Baumaterial und übernimmt immer mehr eine tragende Funktion.

Die Anwendung neuer Materialien und bahnbrechender Entwicklungsprozesse haben dazu geführt, dass neuartige Verbundbauweisen entstanden sind. Durchdachte und innovative Verbundkonstruktionen können mittlerweile wichtige bauliche Aufgaben erfüllen. Glas wurde bisher in Konstruktionen mittels punktuellen Verbindungen (mit mechanischen Verbindungsmitteln wie z. B. Schrauben, Bolzen, Dübel) oder linear mittels Klemmung oder Klebung eingeführt. Ein gravierender Nachteil der Punkthalter liegt in lokalen Spannungskonzentrationen, die an der Stelle der Verbindung entstehen. Die Klemm- und Klebeverbindungen zeichnen sich meist durch hohe Nachgiebigkeit aus, die dem Glas die Möglichkeit gibt, sich der Lastabtragung zu entziehen. In Glas-Beton-Verbundbauweise werden Glasteile mit UHPC direkt verbunden. Die Voraussetzung für diese Bauweise ist die Verwendung von feinkörnigem Beton, der ausreichend hohe Zugfestigkeit aufweist. Auf diese Weise kann eine gute Einbindung des Glases im Beton ermöglicht werden und die Rissbildung aufgrund der Zugspannungen während des Aushärteprozesses wird beschränkt.

Die Innovation von Freytag, das vorgespannte Glas und hochfesten faserhaltigen Beton in einem Verbundelement einzusetzen, wurde von der Verfasserin übernommen und weiter erforscht. In dieser Arbeit wurde die flächenhafte (linienförmige) Verbindung von Glas und UHPC, die durch Einbetonieren eines rauen Glasrandes entsteht, untersucht.

### Mechanismen der Wechselwirkung

Zu Beginn der Arbeit wurden theoretische Grundlagen über das Schubtragverhalten von Verbundfugen und der Schädigungs- und Bruchmechanik studiert. Diese ersten Schritte der Studie hatten den Sinn, noch nicht bekannte Zusammenhänge der Mechanismen in der Verbindung zwischen Glas und Beton zu verstehen.

Die Wechselwirkung zwischen den Oberflächen besteht aus zwei Komponenten:

- normal zu den Kontaktflächen
- tangential zu den Kontaktflächen.

Den auftretenden Zugspannungen wirkt der Haftverbund entgegen. Die normalen Druckspannungen sind zur Übertragung der Reibung notwendig. Es ist allgemein bekannt, dass Reibung nur dann auftritt, wenn Kräfte normal zur Kontaktfläche wirken. Im Fall der Glas-Beton-Verbindung entstehen die Normalkräfte infolge von Schwinden des Betonteils. Diese Auswirkung als Klemmung der Glasscheibe kann durch ein externes Klemmen (Einspannen) zusätzlich verstärkt werden.

Während des Herstellungsprozesses eines Verbundes bildet sich zwischen den Einzelteilen ein Bereich aus, dessen Materialverhalten sich vom Nachbarmaterial unterscheidet. Das Ab-

lösen des Verbundes entlang dieser Zwischenschicht ist als Schwachstelle der Struktur anzusehen. Für eine Beschreibung der Trennung ist es notwendig, zuerst die Wirkungsweise solcher Verbindungen zu überlegen. Die Wirkung besteht aus unterschiedlichen Anteilen, wobei die Haftung, Verzahnung und Reibung die größte Rolle spielen. Jene Kräfte, die sich in der Übergangzone bilden, wirken normal und tangential zu den Oberflächen und führen zum Auseinandergehen der einzelnen Teile. Innerhalb eines Verbundes treten Haftungsversagen und Schubbruch auf.

Die Verbindung zwischen Glas und Beton erfolgt also über die Reibung, Verzahnung und durch einen adhäsiven (d. h. Haft-) Verbund zwischen Glas und Beton. Über die Anteile der wirksamen Mechanismen in der Verbindung gibt es noch keine ausreichenden Untersuchungen.

Für die Umsetzung der Glas-Beton-Verbundbauweise muss die Festigkeit des Verbundes bekannt sein, damit der gesamte Bauteil die verlangte tragende Funktion erfüllen kann. Um das Ziel zu erreichen und die aufnehmbare Traglast berechnen zu können, wurden im Rahmen dieser Arbeit systematische Forschungsarbeiten durchgeführt. Die Untersuchungen konzentrierten sich auf die Wirkungsweise von Glas-UHPC-Verbindungen und auf die Identifizierung der für die Festigkeit des Verbundes maßgebenden Einflussgrößen. Es wurde die Entstehung und das Fortschreiten der Separation, sowie das Verhalten der Schubspannungen in der Verbundfuge untersucht. Die Beschreibung des Separationsprozesses erfolgt im Rahmen einer schädigungs-mechanischen Betrachtungsweise. Als konstitutive Beziehung dient ein Spannungs-Separations-Modell. Durch die Beobachtungen und Berechnungen sowie theoretischen Überlegungen konnte ein Modell für die Bemessung des Verbundes vorgeschlagen werden.

## **Experimentelle Versuche**

Der Verbund zwischen Glas und Beton wurde experimentell im Labor getestet und die maximale übertragbare Kraft gewonnen. Zur Auswertung wurden Ergebnisse der fremden (Freitag) und der eigenen Versuchsserien einbezogen.

Die Probekörper der fremden Versuche haben konstante Abmessungen, aber unterschiedliche Rauheiten der Glasoberfläche, die durch verschiedene Vorbehandlungsarten erzeugt wurde. Für die Herstellung wurden verschiedene Betonsorten verwendet.

In der Arbeit von Freitag wurden mehrere Verbindungstypen experimentell geprüft, bei denen die Glasoberflächenvorbereitung vor dem Betonieren eine besondere Rolle spielte. Insgesamt wurden 40 Versuche durchgeführt. Die besten Ergebnisse wurden bei der Beschichtung der Glasscheibe unter Verwendung von Emailack auf Wasserbasis vermischt mit Korundsand der Körnung #100 (und anschließendem Einbrennen während des Glashärtungsprozesses im Vorspannofen bei einer Temperatur von 650 °C) erreicht.

In den eigenen Versuchsserien (12 x 3 Probekörper) wurden der Betonquerschnitt, die Glaseinbindetiefe und die Glasdicke variiert. Die Vorbehandlung der Glasoberfläche und die Betonsorte waren immer gleich.

Die Versuchskörper wurden mittels Push-out-Versuch getestet. Die Auswertung erfolgte über Verschiebungsmessungen zwischen den Bauteilen. Zusätzlich wurden während dem Versuch eventuell auftretende Schiefstellungen der Druckplatte mitgemessen.

## Bruchmechanik und Erfassen von Schädigungsmechanismen

Ein Bruch bedeutet die Trennung eines Festkörpers unter äußerer Belastung in mehrere Teile. Dabei werden Bindungen zerstört und neue Oberflächen gebildet. Die Beschreibung der Entstehung neuer Oberflächen mit der Kontinuumsmechanik ist nicht möglich. Die Bruchmechanik befasst sich hingegen mit rissbehafteten Körpern. Als Bindeglied zwischen der Kontinuumsmechanik und der Bruchmechanik dient die Schädigungsmechanik. Der Schädigungszustand wird mit Hilfe der inneren Schädigungsvariablen  $D$  ( $D = \text{damage} = \text{Degradierung/Erosion}$ ) beschrieben. Der Wert  $D=0$  entspricht dem ungeschädigten Material. Erreicht die Schädigungsvariable den Wert  $D=1$ , so ist das Material vollständig geschädigt und verliert seine Tragfähigkeit.

Zur Festigkeitsbestimmung von Glas-Beton-Verbindungen wurden Laborprüfverfahren mittels FE-Methode modelliert. Die Definition eines Schädigungsbeginns und -fortschritts durch Parameter bietet den Vorteil, dass durch Variation der entsprechenden Kenngrößen und Vergleich mit experimentellen Ergebnissen iterativ die Schädigungsparameter bestimmt werden können.

Der Bruch der Verbundfuge zwischen Glas und Beton wurde in Form der Zerstörung einer Schicht von Elementen mit adhäsiven Eigenschaften (in Abaqus bekannt als *cohesive elements* bzw. *cohesive behavior*) definiert. Das Materialgesetz der Kohäsivelemente beruht auf dem so genannten *Traction-Separation-Law*. *Traction* beschreibt die im kohäsiven Element anliegende Spannung, *Separation* den Verschiebungssprung bzw. die relative Verschiebung zwischen den angrenzenden Elementen. Die Separation entspricht der Delamination zweier Schichten eines Verbundwerkstoffes.

Im Kohäsivelement sind Spannungen senkrecht zu seiner Ebene (d. h. zur Kontaktfläche) und Schubspannungen in der Elementebene aufzunehmen. Die Schädigungsinitiierung ist über ein Spannungs- bzw. Dehnungskriterium beschrieben. Nachdem das Kriterium für Schädigungsinitiierung erfüllt ist, bestimmt die Schädigungsentwicklung (-funktion) den weiteren Ablöseprozess des Betons vom Glas.

## Modell der Glas-Beton-Verbindung

Reibschubspannungen zwischen Beton und Glas werden üblicherweise, auch im FE-Programm, mit dem Reibungsgesetz nach Coulomb ermittelt. Nach experimentellen Erkenntnissen bleibt der Wert des Reibungskoeffizienten in Glas-Beton-Verbindungen nicht konstant, sondern verringert sich im Laufe der Belastung.

Die Verzahnung kann als grobe (bzw. globale) Rauheit von Kontaktflächen gesehen werden. Dieser Überlegung zu Folge wurden raue Flächen der „Zähne“ (mit  $\mu_{\text{lokal}}$ ) von rauen Flächen im globalen Sinn (mit  $\mu_{\text{global}}$ ) unterschieden. In der globalen Betrachtung werden zur Unebenheit der Fläche auch die „Zähne“ mit dem Neigungswinkel  $\theta$  gezählt. Zur Erweiterung des Kontaktmodells für beliebige Größen der Rauheit wurde also ein neuer Parameter  $\mu_{\text{global}}$  verwendet. Die globale Reibungszahl besteht aus zwei Komponenten:  $\mu_{\text{lokal}}$  und  $\theta$ .

Für die Kontaktfläche zwischen Glas und Beton wurde ein sägezahnartiges Modell der Glas-Beton-Fuge vorgeschlagen. Dieses Modell erwies sich als hilfreich für den Bau der Probekörper für FEM-Analysen. Die Festigkeit des Verbundes wurde auf die beiden Anteile Adhäsion und globale Reibung inklusive Verzahnung reduziert.

Zur Trennung dieser beiden Komponenten  $\mu_{\text{lokal}}$  und  $\theta$  sowie zur Aufklärung über Anteile der Mechanismen Reibung und Verzahnung in der Verbindung sind weitere Untersuchungen notwendig.

## FE-Modelle

Die Laborversuche wurden umfassend unter Anwendung der Methode der finiten Elemente analysiert. Vorweg wurden FE-Analysen im ebenen Dehnungszustand durchgeführt. Es wurden vor allem Klemmspannungen, die sich infolge des Betonschwindens entwickeln, untersucht. Die Abbildung von Adhäsion und Reibung erfolgte mittels Federelementen (sogenannten *Connectors*). In diesen Versuchen wurde auch die Ausbildung der Nut im Beton unter dem Glasrand studiert. Nach den analytischen Arbeiten erfolgte die Modellierung des Laborprüfverfahrens.

Die experimentelle Ermittlung von Spannungen in einer Fuge ist immer mit der Problematik ihrer unbekanntem Verteilungen behaftet. Die Verwendung eines 3D-Modells ermöglicht eine solche Auswertung. Weil sich *Connectors* für 3D-Modelle als ungeeignet erwiesen haben, wurden andere Methoden für die Definition der Adhäsion und der Wechselwirkung der Kontaktflächen untersucht. Letztendlich wurden für die Abbildung der adhäsiven Zug- und Schubspannungen *cohesive elements* verwendet. Für die numerische Modellierung des Kontaktes zwischen Fugenufern (Grenzflächen) kam das sogenannte *Master-Slave*-Konzept zum Einsatz. Nach der Trennung von verbundenen Oberflächen infolge Schädigung der Kohäsivelemente wird das Verhalten den beiden Kontaktpartnern durch ein zugeordnetes Modell der Wechselwirkung vorgegeben.

Die Geometrie des FE-Modells wurde entsprechend den experimentellen Vorgaben dreidimensional erstellt. Da die Probekörper eine Symmetrie bezüglich zweier senkrechter Achsen aufweist, genügte es, ein Viertel der Probe zu modellieren. Basierend auf der 3D-Geometrie der Bauteile wurden ausreichend genaue Netze aus finiten Elementen und Knoten erstellt. Um eine Aussage bezüglich notwendiger Netzfeinheit bzw. Konvergenz der Berechnungen machen zu können, wurden vorweg unterschiedlich fein vernetzte Modelle generiert.

Das Modell besteht aus Beton- und Glaskörper und einer Grenzschicht zwischen diesen Bauteilen. Für die mechanische Beanspruchung von Glas und Beton wird linear-elastisches und nichtlinear-elastisches Materialverhalten angenommen. Die Verbundfuge zeichnet sich durch bestimmte Kontakteigenschaften der Fugenufer und Eigenschaften der Kohäsivelemente aus. Das Betonschwinden während der Probenherstellung, welches sich auf die Eigenspannungen auswirkt, wurde durch einen separaten Berechnungsschritt vor der eigentlichen Belastung (Schubbeanspruchung) berücksichtigt. Unter Belastung findet die Grenzschichtablösung in Schubrichtung und das Versagen des Verbundes statt.

## Ergebnisse der Untersuchungen

Die Untersuchung erfolgte mittels experimentellen Versuchen und umfangreichen FEM-Analysen.

Die Tragfestigkeit des Verbundes bis zum Versagen der Adhäsion (im FE-Modell: des kohäsiven Elements) ergibt sich aus der Addition der Kräfte aus Anteil der Reibung mit Verzahnung und Anteil der Adhäsion. Unter Beanspruchung nach dem Schädigungsbeginn der Haftung und Grenzschichtablösung nimmt die Lastkraft um den Anteil der Adhäsion ab. Ab

diesem Moment kann eine weitere Belastung nur durch die globale Reibung übernommen werden. Diese Last bleibt konstant, wenn sich die Druckkraft (d. h. die Klemmkraft) und der Reibungskoeffizient  $\mu_{global}$  nicht verändern.

In Laborversuchen fallen die übertragbaren Lasten nach dem Versagen ab. Im Laufe der Beurteilung der Probekörper nach dem Beenden der experimentellen Versuche hat sich herausgestellt, dass in der Fuge ein Poliereffekt stattfindet und die Unebenheiten der Oberflächen wegen der relativen Verschiebung zwischen den Fugenufern geglättet werden. Der Reibbeiwert sinkt dementsprechend.

Die durchgeführten experimentellen Push-out-Versuche wurden mittels FE-Programm modelliert und nachgerechnet. Mit Hilfe der inversen Modellierung konnte die Schädigung von Glas-Beton-Verbindungen bei definiertem Belastungszustand analysiert und die maßgebenden Einflussgrößen von Material und Geometrie identifiziert werden. Dabei wurden die wichtigsten Parameter der Wirkungsmechanismen im Kontaktbereich ermittelt.

Für die Bestimmung der Kennwerte Adhäsion und Reibung für verschiedene Glasoberflächen und Betonsorten wurden die Probekörper der experimentellen Versuche von Freytag verwendet, danach auch jene der Verfasserin. Der Ablösevorgang wurde mittels Schädigungsparameter realitätsnah beschrieben. Nach iterativen Berechnungsschritten konnten diese Kennwerte bestimmt werden.

Die Verbundlängen der fremden und der eigenen Probekörper unterscheiden sich. Die eigenen Probekörper wurden für die Untersuchung der Einflüsse der geometrischen Parameter verwendet. Zu den geometrischen Parametern, welche die Tragfähigkeit der Verbindung beeinflussen, zählen die Tiefe der Verbindung, Dicke der Glasscheiben, Abmessungen des Betonquerschnitts und die Länge der Verbindung. Diese ersten drei wurden umfangreich in mehreren Versuchsserien mit unterschiedlichen Kombinationen von Abmessungen getestet. Der Vergleich der experimentellen mit den analytischen Untersuchungen lieferte die Ergebnisse über die Haftzug- und Haftschiebungsfestigkeit der Adhäsion und über die globale Reibung (d. h. inklusive Verzahnung). Die Haftschiebungsfestigkeit der Verbundfuge wurde durch die Festigkeit der kohäsiven Elemente in der Kontaktfläche beschrieben. In Richtung der Beanspruchung beträgt sie  $t_1$ . Der Anteil der Reibung mit Verzahnung als globaler Reibungskoeffizient ergibt den Wert  $\mu_{global}$ .

Abgesehen von der Gewinnung der Zahlenwerte für die Adhäsion und die globale Reibung konnte der Vorgang der Ablösung des Beton-Glas-Kontaktes beobachtet werden. Die Schädigung des Verbundes beginnt am unteren Verbindungsende und schreitet entlang der Fuge in Richtung des oberen Verbindungsendes fort. Ein Versagen des Verbundes beginnt durch Schädigung und Ausfall der Kohäsivelemente.

Aus den Ergebnissen der Laborversuche und FE-Simulationen konnten aufgrund von geometrischen Änderungen Tendenzen für die Steigerung bzw. den Abfall der Traglast gewonnen werden. Durch Beobachtungen, Berechnungen und theoretische Überlegungen konnten die für den Glas-Beton-Verbund maßgeblichen Einflüsse identifiziert werden (Tabelle 4.8). Die geometrischen Parameter wurden systematisch untersucht und seine Beziehungen zu Verbundspannungen (Druck- und Schubspannungen) in der Fuge gefunden.

Während der Untersuchung der Tendenzen zur Veränderung der gesamten Fugenschubfestigkeit sowie der einzelnen Anteile (Adhäsion und Reibung mit Verzahnung) wurde neben den geometrischen Parametern auch der Reibbeiwert variiert. Für die Untersuchung der

Spannungsverteilungen, Größe der gedrückten Fugenfläche und Fugenöffnung über den gesamten Beanspruchungsverlauf wurde in den Modellen eine globale Reibungszahl von 1 verwendet.

Im Zuge der numerischen Untersuchungen wurden Spannungen (Größen und Verteilungen) in der Fuge, vor allem die Klemmspannungen, die den Glasrand im Beton festhalten, untersucht. Als Ergebnis der FE-Simulationen wurde ein maximaler Wert am Glasrand  $p_{real}$  in der Mitte der Verbundlänge gewonnen. Zudem wurde die Veränderung der Fugenöffnung  $w$  und die Breite der gedrückten Kontaktfläche  $h_{real}$  geprüft. Für die Ergebnisse sind folgende geometrische Parameter verantwortlich:

- Tiefe der Verbindung  $h$  (die Einbindetiefe = die Nuthöhe) bzw. ein Abstand vom Nutboden bis zur gegenüberliegenden Betonkante (die sogenannte ergänzende bzw. restliche Betonhöhe  $h_{rest}$ )
- Betonquerschnittsabmessungen  $B$  und  $H$
- Glasdicke  $d$ .

Die Ergebnisse der Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit werden im Folgenden kurz beschrieben.

Entsprechend den Erwartungen steigt die Größe der übertragbaren Last gleichzeitig mit der Zunahme der Betonquerschnittsabmessungen  $B$  und  $H$ .

Während der experimentellen Versuche bestätigte sich die Vermutung nicht, dass gleichzeitig mit der Glasstärkenvergrößerung die Klemmkraft und auf Grund dessen die Verbundfestigkeit steigt. Die FE-Simulationen dagegen zeigen, dass sich mit Steigerung der Glasdicke die Klemmkraft und die gesamte Traglast erhöht.

Anders ist die Situation bei der Einbindetiefe. Sowohl experimentelle Versuche, als auch FE-Simulationen zeigen: Je tiefer die Glasscheibe in den Beton eintaucht, umso kleiner wird die Druckspannung und demzufolge die Schubfestigkeit.

Eine Klemmkraft entsteht infolge Betonschwindens und so wurde erwartet, dass sie ihren maximalen Wert bei einer bestimmten optimalen Einbindetiefe  $h_{op}$  erreicht. Wenn die Glasplatte tiefer als  $h_{op}$  hineinreicht, zerfällt der Beton in zwei Teile, und jeder Teil schwindet separat in Richtung des eigenen Schwerpunkts. Auf diese Weise entsteht eine immer geringere und letztlich keine Druckspannung an der Glasoberfläche. Aufgrund der Ergebnisse CAREA/A konnte ein  $h_{op}$  von ca.  $(0,15 \div 0,20) \cdot H$  ermittelt werden (vgl. Bild 4.128).

Die Adhäsionskraft ist von der Größe der gesamten Verbundfläche abhängig. Die adhäsiven Kräfte wachsen proportional mit der Einbindetiefe. Aus den Veränderungen der Querschnittsgröße des Betons ergibt sich keine wesentliche Änderung der Adhäsionskraft. Es wurde auch kein bedeutender Einfluss der Änderung der Glasdicke auf die Größe der Adhäsion beobachtet.

Weil die Schubtragfestigkeit der Verbundfuge aus dem Anteil der Adhäsion und Reibung mit Verzahnung besteht, ergibt sich in Summe aus der Vergrößerung der Einbindetiefe eine Erhöhung der Verbundfestigkeit. Nach abgeschlossener Schädigung der Adhäsion können die Schubkräfte nur über Reibung und Verzahnung übertragen werden. Der fehlende Anteil aus Adhäsion in dieser Phase wirkt sich bei breiteren Verbundflächen stärker aus: die Kräfte bei Proben mit größeren Verankerungstiefen fallen tiefer ab.

Die untersuchten Verbundfugen zeichnen sich durch unterschiedliche Längen  $L$  aus. In fremden Versuchen beträgt sie 15 cm und in eigenen Versuchen 36 cm. Die Länge des Ver-

bundes beeinflusst die Verteilung der Spannungen. Die Verteilung der Klemmspannung nach dem Betonschwinden ist entlang der Fuge bei einer Länge von 15 cm konstant. Die größere Länge von 36 cm scheint diese Verteilung zu beeinflussen. Außerdem verteilen sich die Spannungen in der Fuge unterschiedlich, je nach Fortschritt der Belastung: nach dem Abschluss der Entwicklung der Klemmspannungen infolge des Betonschwindens, beim Adhäsionsbruch und danach während der weiteren Zunahme der relativen Verschiebung zwischen Glas und Beton.

Infolge Schwindens schrumpft Beton in Richtung seines Schwerpunkts. Die relativen Verschiebungen auf beiden Seiten der Mittelachse der Verbundlänge  $L$  sind gleich groß, aber verlaufen in Gegenrichtung. Deswegen verteilen sich die Klemmspannungen symmetrisch zur Mittelachse. Während der Belastung entstehen einerseits Bereiche mit höheren Druckspannungen als zuvor und andererseits Bereiche mit geschwächter Klemmung. Der Unterschied in diesen beiden Bereichen beträgt  $0,5 \text{ kN/cm}^2$ . Die Spannungen verteilen sich für beide Materialmodelle (ideal linear-elastisch und nicht elastisch) auf ähnliche Weise und haben beinahe gleiche Werte.

Die Schubspannungen bauen sich in Abhängigkeit von der relativen Verschiebung in der Fuge auf. Solange keine relativen Verschiebungen zwischen Beton und Glas stattfinden (wie zum Beispiel in der Mitte der Verbundlänge während des Betonschwindens) bauen sich keine Schubspannungen (aus Adhäsion und aus Reibung) auf. Infolge der Belastung nehmen die relativen Verschiebungen zwischen den Fugenufern zu und erst nach Überschreiten des elastischen Bereichs  $u_{el}$  werden in der Kontaktfläche die Schubspannungen mit ihrem Maximalwert  $\max \tau$  auftreten können. An beiden Enden der Verbundlänge bilden sich Störungsbereiche mit erhöhten Spannungen.

Das Verhältnis zwischen Einbindetiefe und Höhe des Betonquerschnitts als ein wichtiger Parameter für die Entwicklung der Druckspannungen und demzufolge der Festigkeit des Verbundes wurde genau untersucht. Ebenfalls untersucht wurde der Einfluss des Verhältnisses der Glasdicke zur Breite des Betonquerschnitts. Die Veränderung der Spannungen und der gedrückten Einbindetiefe wurde anhand der Beiwerte  $h/H$  und  $d/B$  wiedergegeben.

Aus den Untersuchungen geht hervor, dass ein größerer Betonquerschnitt in der Fuge höhere Klemmspannungen hervorrufen kann. Weil während des Betonschwindens der Beton zu seiner Querschnittsmitte (zu seinem Schwerpunkt) schrumpft, verformen sich (biegen) auch die seitlichen Betonflanken, die das Glas im Beton klemmen. Aus diesem Grund entsteht ein Schlitz zwischen Glasoberfläche und Beton. Aufgrund dessen verringert sich die effektive (= gedrückte) Kontaktbreite  $h_{real}$  zwischen Glas und Beton, die letztendlich nur einem Teil der Einbindetiefe  $h$  entspricht.

Die Querschnittshöhe des Betons und ihr Verhältnis zur Einbindetiefe des Glasrandes sind wesentlich für die Steifigkeit (bzw. Nachgiebigkeit) des ausgehärteten Betonteils und vor allem für die Verformung der seitlichen Betonflanken infolge des Betonschwindens und für die Größe der Klemmkraft. Auf diese Weise beeinflusst die Geometrie die Festigkeit der Verbindung.

Das Klemmen entsteht infolge Betonschrumpfens während des Aushärteprozesses von Beton (Betonschwinden). Die Reibung zwischen zwei Kontaktflächen, welche die Klemmkraft benötigt, ist eine hervorzuhebende und wichtige mechanische Eigenschaft in der Glas-Beton-Verbindung. Ebenfalls die Verzahnung. Die Verzahnung wirkt auf Grund der form-

schlüssigen Verbindung. Sie braucht weder intermolekulare Anziehungskräfte noch aktive Kräfte normal zu Kontaktfläche. Wegen der zu niedrigen Steifigkeit der Betonteile verschlechtert sich die Wirksamkeit der Klemmung. Auf Grund der geringeren Klemmkraft und der Nachgiebigkeit der Betonflanken breitet sich die Fuge zwischen Glas und Beton aus. Die Fugenöffnung ermöglicht eine Verschiebung.

Die vorliegende Arbeit benennt die wesentlichen Parameter und Zusammenhänge, die die Festigkeit der Glas-Beton-Verbindungen bestimmen. Sie wurden in umfangreichen Untersuchungen und Beobachtungen ermittelt und in Form eines Vorschlags für ein Bemessungsmodell weiterentwickelt.

## Bemessung des Verbundes

Die gewonnenen Erkenntnisse aus den experimentellen und numerischen Untersuchungen und Überlegungen über die Konstruktionsprinzipien der Glas-Beton-Verbundbauweise bilden eine Grundlage für die Erarbeitung eines Bemessungsmodells. Im Rahmen dieser Arbeit wurden Berechnungsformeln vorgeschlagen.

Die Beschreibung des Separationsprozesses erfolgt im Rahmen einer schädigungsmechanischen Betrachtungsweise. Als konstitutive Beziehung dient ein Spannungs-Separations-Modell. Die Kraftübertragung vor Erreichen der Höchstlast hängt nach theoretischen Überlegungen von den geometrischen und materiellen Eigenschaften des Verbundes ab.

Wie in der Arbeit beschrieben, lässt sich die Wirkungsweise des Glas-Beton-Verbundes durch die Mechanismen Haftung, Reibung und Verzahnung erklären. Für die Beschreibung der Verzahnung kann ein Modell mit dem Flankenneigungswinkel der „Zähne“ verwendet werden. Gemeinsam mit der lokalen Rauheit der Zahnoberflächen ergibt die Verzahnung einen globalen Reibbeiwert.

Die Ergebnisse der Computersimulation wurden mit den Ergebnissen der experimentellen Versuche verglichen. Die dabei gewonnenen Zahlenwerte der Schubfestigkeit aus Adhäsion und Reibung ( $t_1$  und  $\mu_{global}$ ) und der ausgewerteten Beiwerte, die die Einflüsse aus der Geometrie des Verbundes berücksichtigen, wurden in einem Vorschlag für Berechnungsverfahren zusammengefasst. Mit Hilfe der erarbeiteten Formeln wird die Berechnung der Verbundfestigkeit der Glas-Beton-Fuge in Abhängigkeit diverser Material- und geometrischer Parameter möglich. Für die Berechnung werden folgende Ausgangswerte gebraucht:

- Größe der Kontaktfläche mit  $h$  und  $L$
- Glasdicke  $d$
- Betonabmessungen  $B=H$
- Rauheit der Kontaktfläche mit dem globalen Reibungswert  $\mu_{global}$
- Schubhaftfestigkeit (Adhäsion) in Beanspruchungsrichtung  $t_1$
- Elastizitätsmodul von Beton  $E_c$
- Schwindmaß des Betons  $\varepsilon_s$ .

Die Spannungen in der Fuge verteilen sich in der Kontaktfläche. Der Kontakt besteht, wenn Druckspannungen auftreten. Die Druckspannung zwischen den Fugenufern tritt nicht auf der gesamten Breite des Verbundes (d. h. Einbindetiefe  $h$ ) auf, sondern nur auf einem Teil. Die Größe der gedrückten Kontaktfläche  $h_{real}$  wird mittels eines Beiwerts  $\alpha_h$  berechnet. Für die-

sen Beiwert wurde eine Formel, die geometrische Parameter der Verbindung berücksichtigt, erarbeitet.

In gleicher Weise wird die Größe der Klemmspannungen ermittelt. Für die Berechnung der maximalen Druckspannungen am Glasrand  $p_{real}$  wird ein Beiwert  $\alpha_p$  zur Verminderung der Druckspannungen laut Hooke'schem Gesetz verwendet. Mit Hilfe von aus Untersuchungen gewonnenen Beziehungen zwischen geometrischen Parametern und Spannungen konnte eine Formel für die Ermittlung des Beiwertes  $\alpha_p$  entworfen werden.

Schubspannungen aus Reibung werden nach dem Coulomb'schen Reibungsgesetz unter Verwendung der globalen Reibungszahl  $\mu_{global}$  berechnet.

Für die Adhäsion wird die gesamte Verbundfläche berücksichtigt. Aus FE-Untersuchungen folgt, dass die Bruchschubspannungen aus Adhäsion durchschnittlich 70 % der Haftschubfestigkeit  $t_I$  erreichen.

Die gesamte Schubkraft auf der Kontaktfläche besteht aus den Komponenten Haftung und Reibung mit Verzahnung.

Die gewonnenen (ausgewerteten) Zahlenwerte und Beiwerte wurden in Formeln, die die Verbundfestigkeit in Abhängigkeit diverser geometrischer Parameter beschreiben, eingetragen. Die Formeln sollen der Bemessung der Verbundkonstruktionen zu Grunde gelegt werden.

Das mechanische Modell für die Tragfähigkeit der Verbindung wurde einerseits aus experimentellen Versuchen und andererseits aus 3D-FE-Berechnungen gewonnen. Die theoretischen Untersuchungen, Laborversuche und numerischen Simulationen haben sich als zuverlässiger Weg bewährt, um wichtige Kenntnisse und Parameter des Schubverbundes zu gewinnen. Weiterführende Arbeiten sollen es ermöglichen, zu einem fertigen Bemessungsverfahren zu kommen.

## Ausblick

Der folgende Abschnitt dient dazu, weiterführende Fragestellungen aufzuzeigen und neue Zugänge in diesem umfangreichen Forschungsfeld möglich zu machen.

In Rahmen dieser Arbeit wurden Kleinversuche bezüglich Festigkeit des Glas-Beton-Verbundes durchgeführt und Bruchkriterien definiert. Es wurden vorliegende Daten aus Versuchen von verschiedenen Vorbehandlungen der Glasoberfläche und Betonsorten analysiert, sowie Einflüsse der geometrischen Parameter in separaten Tests geprüft. Die experimentellen Versuche wurden durch numerische Simulationen ergänzt.

Für die Weiterentwicklung des vorgeschlagenen Konzepts der Berechnungsverfahren bedarf es einer repräsentativen Anzahl an Versuchen, nicht nur Klein- sondern auch Bauteilversuche. Vorweg sollten noch die Herstellung und die Qualität der Glasoberflächebehandlung bestimmt werden und gleichzeitig eine einheitliche Verbundlänge des Probekörpers in Push-out-Test festgelegt werden. Weiters sollen auch die noch nicht ausreichend untersuchten Einflüsse von Materialeigenschaften, unter anderem der Zugfestigkeit des Betons ermittelt werden. Die Zugspannungen erfährt der Beton infolge Betonschwindens, währenddessen der Glasrand gedrückt wird. Die Verwendung von Fasern im Beton hat für die Übernahme der Zugspannungen und Aufrechthaltung der Klemmkraft, die sich dann durch Rissbildung nicht abbauen lässt, große Bedeutung. Für die Bemessung (im Sinne der Eurocode) sind auch Streuungen von Verbund- und Materialeigenschaften zu prüfen.

In numerischen Studien auf Basis der Finiten-Elemente-Methode wurden alle drei Mechanismen der Verbindung (Adhäsion, Reibung und Verzahnung) berücksichtigt. Die Verzahnung wurde in der Arbeit als globale Reibung mit globalem Reibungskoeffizienten  $\mu_{global}$  betrachtet. Dieser Mechanismus wurde unter Verwendung des einfachen Verzahnungsmodells beschrieben, welches die raue Oberfläche in seiner Topografie repräsentiert. Ein globaler Reibungskoeffizient ist abhängig von der Neigung der Zähne (Neigungswinkel  $\theta$ ) und vom lokalen Reibungskoeffizienten der Oberfläche einzelner Zähne  $\mu_{lokal}$ . Der globale Reibungskoeffizient resultiert aus Transformation (Umwandlung) der Klemmkraft in normaler Richtung zur globalen Oberfläche.

Diese Vorgangsweise beschreibt den Wirkungsmechanismus der Verbindung nicht hinreichend. In diesem Modell mit globaler Reibung wird ohne Klemmkraft keine Reibungskraft entstehen und als Folge keine Schubkraft in der Verbindung weitergeleitet. In der Realität wirkt eine Verzahnung in der Tat ohne Vorhandensein der äußeren Klemmkraft.

Wenn eine lokale Reibungskraft im aufgehenden Fugenbereich überschritten ist, könnte es zu einer relativen Verschiebung in Längsrichtung zwischen Glas und UHPC kommen. Diese Verschiebung benötigt jedoch eine seitliche Bewegung der Betonteile, d. h. das Öffnen der Fuge. Dieses Fugenöffnen wird durch die Steifigkeit der seitlichen Betonteile verhindert. Wenn eine Nachgiebigkeit gegeben ist, kann es zu einer relativen Verschiebung der Fugenufer kommen. Diese Verschiebung bewirkt eine weitere Verbreiterung des Betonschlitzes. Wenn die Steifigkeit größer als Null ist, entsteht eine zusätzliche seitliche Kraft. Diese Kraft ist eine passive Klemmkraft. Wenn ein Bauteil keine Bewegung des zweiten Verbundteils in Richtung normal zu ihrer gemeinsamen Kontaktfläche ermöglicht (d. h. die Klemmkraft entsprechend hoch ist), ist auch kein Rutschen (keine Verschiebung) entlang der Verbundfuge (tangential zur Kontaktfläche) möglich.

Das bedeutet, dass die Spannungsübertragung in der Verbindung und die relative Verschiebung stark von der Steifigkeit der klemmenden Betonteile abhängen. Die Steifigkeit des Betonteils steigt mit der Vergrößerung des Betonquerschnitts im Vergleich zur Einbindetiefe bzw. der restlichen Betonhöhe unter der Nut.

Eine weitere Möglichkeit den Fortschritt der Verschiebung zuzulassen, ist ein Abbruch der Verzahnung und demzufolge das Glätten der Fugenufer. Die Festigkeit der Verzahnung kann dem Beton oder der Glasoberflächebeschichtung zugeschrieben werden.

Im Falle schwächerer (bzw. lockerer) Verzahnung trägt sie weniger zur gesamten Schubfestigkeit der Verbindung bei. Jedenfalls ist eine niedrige Tragfähigkeit des Verbundes gegeben, wenn die Steifigkeit der klemmenden Betonteile gering ist.

Unter Annahme einer unendlich hohen Steifigkeit der Betonteile kann von einer maximalen passiven Klemmkraft ausgegangen werden. In diesem Fall ist die Festigkeit der Verbindung durch Versagen der Zähne beschränkt. Bei weit geöffnetem Schlitz wirkt die Verzahnung nicht mehr und die Glasscheibe rutscht ohne Fugenflächenkontakt.

In der Verbindung zwischen Glas und Beton spielt die Klemmkraft eine besondere Rolle. Die Klemmspannung wird durch Betonschwinden hervorgerufen und kann zusätzlich durch Außenkräfte verstärkt werden, leider aber wird diese unter anderem auf Grund der Zusammensetzung der Konstruktion vermindert. Im Verbundglas befindet sich zwischen den einzelnen Glasscheiben eine Folie aus PVB. Praktische Erfahrungen zeigen, dass diese Folie nachgiebig ist, und durch die Klemmung zusammengepresst wird. Damit wird auch die Ver-

bundfestigkeit beeinflusst. Durch die Verformung der Folie kann sich die Fugenöffnung in der Kontaktzone verbreitern.

Unter der Annahme, dass sich die Klemmkraft mit der Zeit wegen Betonrelaxation, Bildung von Mikrorissen und Nachgiebigkeit der PVB-Folie vermindert, ist das Verhältnis zwischen Reibung und Verzahnung von besonderer Bedeutung. In dieser Arbeit wurde die Adhäsion von globaler Reibung (d. h. lokale Reibung mit Verzahnung) erfolgreich getrennt. Die Trennung der Verzahnung und ihre separate Berücksichtigung kann als Ziel der zukünftigen Untersuchungen gesehen werden.

Die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen der Fugenöffnung und der gedrückten Fugenbreite sollte in weiterführenden Studien fortgesetzt werden, um als Eingangsgröße für die Bestimmung des Anteils der Verzahnung dienen zu können. Als möglicher Zugang könnte der intermolekulare Abstand zwischen Glas- und Betonoberflächen sein. Ein weiterer Schritt sollte die Bestimmung der Steifigkeit des Betonquerschnitts sein. Eine Methode dafür muss noch gefunden werden.

Wichtige Themenkreise für die praktische Umsetzung der Glas-Beton-Verbundbauweise, die noch nicht untersucht wurden, sind sehr vielfältig. Aus Sicht der Sicherheit handelt es sich um Bereiche der Einwirkungen, besonders der thermischen Zwänge infolge Brands oder aufgrund chemischer Einflüsse. Es kann zu chemischen Reaktionen mit aus Beton durch abrinrendes Regenwasser gelösten Alkalien oder mit Verunreinigungen aus der Luft, die sich auf der Glasoberfläche oder in der Fuge ablagern können, kommen. Hier wäre die verlorene Schalung aus Stahlprofilen eine denkbare Lösung.

Bei der Bemessung sind auch weitere Effekte zu berücksichtigen, die von materialspezifischen Merkmalen unter Dauerlast, wie Kriecherscheinungen in UHPC, Zugfestigkeit des Glases und Adhäsion in der Glas-Beton-Verbindung abhängen.

Es wird erwartet, dass die Beständigkeit der Verbindung stark von der Belastungsdauer beeinflusst wird. Daher muss sie während der Planung der Struktur berücksichtigt werden. Wenn Dauerbelastung und zyklische Belastung beschränkt werden könnten, sollte die relative Verschiebung zwischen Fugenufern den elastischen Bereich (definiert in Verbundgesetzen der Anteile Adhäsion und Reibung) nicht überschreiten. Theoretische und experimentelle Untersuchungen zeigen das spröde Verhalten von Adhäsion. Aus diesem Grund können nur starke Adhäsionsverbindungen verwendet werden. Falls das nicht möglich ist, kann die Beständigkeit unter Dauerbelastung und periodischer Belastung nur noch der globalen Reibung zugeschrieben werden. Günstigerweise sind Verzahnung und Reibung entgegen der Adhäsion mehr duktil. Das Verhalten von Verzahnung kann durch die Verbreiterung der Nut und durch die Zunahme von Verschiebungen in Fugenlängsrichtung charakterisiert werden. Nach dem Überschreiten der Haftschiebungsfestigkeit nimmt die Schubreibfestigkeit der Verbindung durch Abschleifen (Polieren, Glätten) der Fugenufer ab. Wie stark die Rauheitsverminderung ist, muss noch genauer bestimmt werden. Die Intensität hängt von der Oberflächenbeschaffenheit und den Betoneigenschaften ab. Der Schubbruch der UHPC-Zähne kann auch spröde verlaufen. Aber auch in diesem Fall kann die mechanische Verriegelung der Kontaktflächen zu einem weniger spontanen Ablauf tragen. Das bedeutet, dass die Ermüdung durch diesen Mechanismus geringer ist als jene durch Adhäsion.

Auf Basis der Erkenntnisse dieser Arbeit können mit den bestehenden FE-Modellen zukünftig auch Verbundfugen unter Beanspruchung quer zu ihrer Längsachse numerisch untersucht

werden. Nach Bestimmung der Parameter für Initiierung und Fortschritt der Schädigung des Verbundes in und senkrecht zur Beanspruchungsebene sind dann auch Aussagen für beliebig orientierte Flächen durch FE-Simulationen möglich.

Je nach Kontaktflächenorientierung können prinzipiell die Phänomene Beton-, Glasbruch oder Verbindungsablösung auftreten. Diese Fälle können durch die Verknüpfung der Effekte von Adhäsion und Reibung mit Verzahnung mittels der FE-Simulation eines komplexen 3D-Verbundbauteils überprüft werden. Die Ergebnisse sollen letztendlich zu einer Traglaststeigerung und zu einer Reduzierung des Zeit- und Kostenaufwands beim Konstruieren der Glas-Beton-Verbundkonstruktionen, beitragen.

Die oben erwähnte verlorene Schalung für Beton wird durch ihren niedrigen Arbeitsaufwand bei Bauherren immer beliebter. Die verlorene Schalung aus Stahlprofilen hat viele Vorteile, beispielsweise dient sie in Verbunddecken als Schalung und Bewehrung. Die Verbundwirkung mit dem Stahlprofil wird durch die hinterschnittene Profilform und die in das Blech eingepprägten Nocken hergestellt.

Die Verwendung der Stahlprofile in der Glas-Beton-Verbundbauweise kann sich jedoch nachteilig auf den Glas-Beton-Verbund auswirken, da die Verbundwirkung zwischen Stahl und Beton zu hoher Steifigkeit des Verbundquerschnitts führt und eventuell während des Betonschwindens die Entwicklung der Klemmspannung auf der Glasoberfläche behindern kann. Andererseits setzt durch eine Verhinderung des freien Auseinandergleitens der Fugenufer unter Belastung eine zusätzliche Verklebung ein. Wurden vorweg in der Fuge Druckspannungen oder eine Behinderung der Fugenöffnung zum Beispiel in Form von Bügeln oder durchgesteckten Ankern gesetzt, könnten über die Fugenufer höhere Kräfte übertragen werden. Dieser Aspekt ist noch zu untersuchen.

Durch eine abgestimmte Kombination der Werkstoffe Glas, Beton und Stahl können zahlreiche Vorteile entstehen, die die Basis für gestalterisches und wirtschaftliches Bauen mit einem hohen ästhetischen Anspruch schaffen.

Im heutigen Glasbau sind kombinierte Stahl-Glas-Konstruktionen bereits erprobt und greifen auf alle Möglichkeiten der stahlbaumäßigen Verbindungstechnik, d. h. zwischen Stahl und Stahl zurück. Der Glas-UHPC-Stahl-Bauteil kann die Vorteile der stahlbaumäßigen Fügetechnik und der tragfähigen und effizienten Verbindung der Glas-UHPC-Bauweise vereinen.

Die neuen Richtungen im Bauwesen, wie z. B. die hier erwähnte Glas-Beton-Stahl-Verbundbauweise, kann ein breites Spektrum an Konstruktionsmöglichkeiten eröffnen, die noch auf Ausarbeitung und Anwendung warten.

In dieser Arbeit wurde die lineare Verbindung von Glas und UHPC untersucht. Aufbauend auf den Erkenntnissen aus experimentellen Untersuchungen und FE-Simulationen konnte ein Bemessungsmodell für die Tragfähigkeit dieser Verbindungen angegeben werden. Ausgangspunkt dafür sind die Grundlagen der Bruch- und Schädigungsmechanik, die das Verbundgesetz in der modellhaft unendlich dünnen Kontaktfläche beschreiben. Aufgrund der Vielfalt der zu untersuchenden Themen konnte in dieser Arbeit auf die oben genannte Bereiche nicht eingegangen werden. Es wurden jedoch erste Ansätze und Vorschläge für ein Bemessungskonzept erarbeitet, die eine Umsetzung der innovativen Bauweise ermöglichen könnten.

## 7. Literaturverzeichnis

- [1] Abaqus/Standard: *User's Manual*. Version 6.8, Hibbit, Karlsson & Sorensen, INC.
- [2] Ackermann, G.; Gatzsch, R.: *Tragverhalten von bewehrten Verbundfugen bei Fertigteilen und Ortbeton in den Grenzzuständen der Tragfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit*. Beton- und Stahlbetonbau, Vol. 87, No. 7 und No. 8, pp. 165-170 und 197-200, 1992
- [3] Badri Ghavifekr, H.: *Einsatz bruchmechanischer Integralkonzepte zur thermomechanischen Zuverlässigkeitsbewertung in der mikroelektronischen Aufbau- und Verbindungstechnik*. Fakultät IV – Elektrotechnik und Informatik, Institut für Zuverlässigkeit und Mikrointegration Technische Universität Berlin, Dissertation, 2004
- [4] Barenblatt, G.: *The formation of equilibrium cracks during brittle fracture. General ideas and hypotheses. Axially-symmetric cracks*. Journal of Applied Mathematics and Mechanics, Vol. 23, No. 3, pp. 622-636, 1959
- [5] Barenblatt, G.: *Mathematical theory of equilibrium cracks*. Advances in Applied Mechanics, Vol. 7, pp. 56-129, 1962
- [6] Bathe, K. J.: *Finite-Elemente-Methoden*. Berlin, Heidelberg: Springer, 1990
- [7] Bazant, Z. P.: *Scaling Laws in Mechanics of Failure*. Journal of Engineering Mechanics, Vol. 119, No. 9, pp. 1828-1844, 1993
- [8] Birkeland, P. W.; Birkeland, H.W.: *Connections in precast concrete constructions*. ACI-Journal Vol. 63, No. 3, pp. 345-368, 1966
- [9] Bresson, J.: *Nouvelles recherches et applications concernant l'utilisation des collages dans les structures*. Béton plaqué. Paris: Annales de Institut Technique du Batiment et des Travaux Publics, No. 278, pp. 22-55, 1971
- [10] Brewer, J. C.; Lagace, P. A.: *Quadratic stress criterion for initiation of delamination*. Journal of Composite Materials, Vol. 22, No.12, pp. 1141-1155, 1988
- [11] Brocks, W.: *FEM-Analysen von Rissproblemen bei nichtlinearem Materialverhalten*. DVM-Weiterbildungsseminar: Anwendung numerischer Methoden in der Bruchmechanik, Institut für Werkstofforschung, GKSS-Forschungszentrum Geesthacht, Dresden, 2007
- [12] Comité Euro-International du Béton: *Assessment of concrete structures and design procedures for upgrading (redesign)*. Bulletin d'Information No. 162, Lausanne: CEB-FIP, 1983
- [13] Comité Euro-International du Béton: *CEB-FIP Model Code for Concrete Structures*. Lausanne, 1990
- [14] Comité Euro-International du Béton - Fédération Internationale de la Précontrainte: *Model Code for Concrete Structures*. Bulletin d'Information No. 199, Lausanne: CEB-FIP, 1993
- [15] Czichos, H.; Habig, K.-H.: *Tribologie-Handbuch. Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner, 2010
- [16] Daschner, F.; Kupfer, H.: *Versuche zur Schubkraftübertragung in Rissen von Normal- und Leichtbeton*. Bauingenieur Vol. 57, No. 2, pp. 57-60, 1982
- [17] Daschner, F.: *Versuche zur notwendigen Schubbewehrung zwischen Betonfertigteilen und Ortbeton*. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 372, Berlin: Beuth, 1986

- [18] Däuwel, T.: *Zum Tragverhalten von Slim-Floors unter Verwendung hoher Trapezprofilbleche*. Fachbereich Architektur, Raum- und Umweltplanung, Bauingenieurwesen, Universität Kaiserslautern, Dissertation, 2001
- [19] Dugdale, D. S.: *Yielding of steel sheets containing slits*. Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 8, No. 2, pp. 100-104, 1960
- [20] Eibl, J., Iványi, G.: *Studie zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbeton*. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 260, Berlin: Beuth, 1976
- [21] Eligenhausen, R.; Popov, E.; Bertero, V.: *Local bond stress slip relationships of deformed bars under generalized excitations*. University of California, Report No. UCB/EERC-82/23, Berkeley, 1983
- [22] Eurocode 8, Part 1.4: *Buildings in seismic regions - Strengthening and Repair*. Predraft, 1989
- [23] Fédération internationale du béton: *Model Code 2010 – First complete draft, Volume 1&2*. Bulletin d'Information No. 55-56, Lausanne: fib, 2010
- [24] Finckh, W.; Niedermeier, R.; Zilich, K.: *Praxisgerechte Bemessungsansätze für das wirtschaftliche Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung – Verbundtragfähigkeit unter statischer Belastung*. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 592, Berlin: Beuth, 2011
- [25] Finckh, W.: *Einfluss bauteilspezifischer Effekte auf die Bemessung von mit CFK-Lamellen verstärkten Stahlbetonbauteilen*. Institut für Baustoffe und Konstruktion, Technische Universität München, Dissertation, 2012
- [26] Fiolka, M.: *Theorie und Numerik volumetrischer Schalenelemente zur Delaminationsanalyse von Faserverbundlaminaten*. Institut für Mechanik, Universität Kassel, Dissertation, 2007
- [27] Freytag, B.: *Die Glas-Beton-Verbundbauweise*. Institut für Betonbau, Technische Universität Graz, Dissertation, 2002
- [28] Greunz, G.: *Experimentelle Untersuchungen zur Druckfestigkeit von ultrahochfesten Betonen mit Basaltzuschlag*, Institut für Betonbau, Technische Universität Graz, Diplomarbeit, 2000
- [29] Grimm, R.: *Einfluss bruchmechanischer Kenngrößen auf das Biege- und Schubtragverhalten hochfester Betone*. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 477, Berlin: Beuth, 1997
- [30] Habnicht, G.: *Kleben: Grundlagen, Technologie, Anwendungen*. 6. Aufl., Berlin Heidelberg: Springer, 2009
- [31] Hahn, H. G.: *Bruchmechanik: Einführung in die theoretische Grundlagen*. Stuttgart: Teubner Studienbücher, 1976
- [32] Hillerborg, A.; Modeer, M.; Petersson, P. E.: *Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements*. Cement and Concrete Research, Vol. 6, No. 6, pp. 773-781, 1976
- [33] Holzenkämpfer, P.: *Ingenieurmodelle des Verbunds geklebter Bewehrung für Betonbauteile*. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Technische Universität Braunschweig, Dissertation, 1994
- [34] Holzenkämpfer, P.: *Ingenieurmodelle des Verbunds geklebter Bewehrung für Betonbauteile*. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 473, Berlin: Beuth, 1997

- [35] Husemann, U.; Budelmann, H.: *CFK-Verbund-Tragfähigkeitserhöhung infolge passiven Anpressdrucks*. Materialprüfungsamt für das Bauwesen, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Technische Universität Braunschweig, 2008
- [36] Jähling, A.: *Auslegung DIN 1045-1: Nachweise in den Grenzzuständen der Tragfähigkeit. Erläuterungen zur Fugenbemessung nach DIN 1045*. Zilch, K.(Hg.) Münchner Massivbau Seminar, Neue Wege im 21. Jahrhundert, München, 2005
- [37] Juhart, J.: *Adhäsion von UHPC an Stahl und Glas. Ein Beitrag zu Adhäsion und Haftfestigkeit von Hochleistungs- und Ultra-Hochleistungs-Feinkornbeton an Stahl und Glas unterschiedlicher Rauheit*. Institut für Betonbau, Technische Universität Graz, Dissertation, 2011
- [38] Kaiser, H.: *Bewehren von Stahlbeton mit kohlenstofffaserverstärkten Epoxidharzen*. Eidgenössische technische Hochschule ETH Zürich, Dissertation, 1998
- [39] Kaufmann, N.: *Das Sandflächenverfahren*. Straßenbautechnik, Vol. 24, No. 3, pp. 131-135, 1971
- [40] Klönne, H.: *Versuche zur Verbundbauweise „Bochumer Querschnitt“*. Düsseldorf: Deutscher Kommunal, 1989
- [41] Kohl, M.: *Tragverhalten von Stahlbetontragwerken ohne Querkraftbewehrung unter Ermüdungsbeanspruchung*. Technische Universität Hamburg-Harburg, Dissertation, 2014
- [42] Kürschner, K.: *Trag- und Ermüdungsverhalten liegender Kopfbolzendübel im Verbundbau*. Institut für Konstruktion und Entwurf, Fakultät Bau- und Umweltingenieurwissenschaften, Universität Stuttgart, Dissertation, 2003
- [43] Lenz, P.: *Beton-Beton-Verbund. Potenziale für Schubfugen*. Institut für Baustoffe und Konstruktion, Universität Innsbruck, Dissertation, 2012
- [44] Li Bing: *Spritzbetonverstärkte Stahlbetonstützen*. Lehrstuhl für Beton- und Stahlbeton, Universität Dortmund, Dissertation, 2001
- [45] Mangerig, I.; Zapfe, C.: *Experimentelle Untersuchungen zum Verbund zwischen Stahl- und Betonkomponenten, infolge Reibung als Grundlage zur Ermittlung eines Rechenwertes für den Reibbeiwert  $\mu$* . Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Universität der Bundeswehr München, Versuchsbericht, 2000
- [46] Martin, H.: *Zusammenhang zwischen Oberflächenbeschaffenheit, Verbund und Sprengwirkung von Bewehrungsstählen unter Kurzzeitbelastung*. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 228, Berlin: Ernst und Sohn, 1973
- [47] Mast, R.: *Auxiliary Reinforcement in Concrete Connections*. ASCE, Journal of the Structural Division, Vol. 94, No. 6, pp. 1485-1504, 1968
- [48] Mühlbauer, C.: *Fügen von Bauteilen aus ultrahochfestem Beton (UHPC) durch Verkleben*. Lehrstuhl für Massivbau, Technische Universität München, Dissertation, 2012
- [49] Müller, A. J.: *Zum Zug- und Schubverhalten von Betonfugen*. Lehrstuhl für Massivbau. Technische Universität München, Dissertation, 2004
- [50] Müller, B.; Poth, U.: *Lackformulierung und Lackrezeptur: das Lehrbuch für Ausbildung und Praxis*. 2. Aufl., Hannover: Vincentz, 2005 (Coatings Compendien)
- [51] Needleman, A.: *A continuum model for void nucleation by inclusion debonding*. Journal of Applied Mechanics, Vol. 54, No. 3, pp. 525-531, 1987
- [52] Neubauer, U.: *Verbundtragverhalten geklebter Lamellen aus Kohlenstofffaser-Verbundwerkstoff zur Verstärkung von Betonbauteilen*. Braunschweig, Heft 150, Dissertation, 2000

- [53] Niedermeier, R.: *Zugkraftdeckung bei klebarmierten Bauteilen*. Lehrstuhl für Massivbau, Technische Universität München, Dissertation, 2001
- [54] Nils, A.: *Lastabtragungsmechanismen im Lochbereich punktgestützter Glastafeln*. Fakultät für Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften der Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH), Dissertation, 2004
- [55] Nissen, I.: *Rissverzahnung des Betons – Gegenseitige Rissuferverschiebungen und übertragene Kräfte*. Institut für Bauingenieurwesen III, Lehrstuhl für Massivbau, Technische Universität München, Dissertation, 1987
- [56] Noakowski, P.: *Die Bewehrung von Stahlbetonbauteilen bei Zwangsbeanspruchung infolge Temperatur*. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 296, Berlin: Ernst und Sohn, 1978
- [57] Noakowski, P.: *Nachweisverfahren für Verankerung, Verformung, Zwangsbeanspruchung und Rissbreite. Kontinuierliche Theorie der Mitwirkung des Betons auf Zug. Rechenhilfen für die Praxis*. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 394, Berlin: Beuth, 1988
- [58] Ofner, R.: *Leichtbau und Glasbau*. Skriptum, Institut für Stahlbau und Flächentragwerke, Technische Universität Graz, 2004
- [59] ÖNORM B 3303 (2002-09-01): *Betonprüfung*. Wien: Austrian Standards Institute, 2002
- [60] ÖNORM EN ISO 25178-6 (2010-04-15): *Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Flächenhaft. Teil 6: Klassifizierung von Methoden zur Messung der Oberflächenbeschaffenheit (ISO 25178-6:2010)*. Wien: Austrian Standards Institute, 2010
- [61] ÖNORM EN ISO 4287 (2012-02-01): *Geometrische Produktspezifikationen (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit. (ISO 4287:1997 + Cor 1:1998 + Cor 2:2005 + Amd 1:2009) (konsolidierte Fassung)*, Wien: Austrian Standards Institute, 2012
- [62] Pichler, D.: *Die Wirkung von Anpreßdrücken auf die Verankerung von Klebelamellen*. Universität Innsbruck, Dissertation, 1993
- [63] Puck, A.: *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten, Modelle für die Praxis*. München, Wien: Carl Hanser, 1996
- [64] Ranisch, E.-H.: *Zur Tragfähigkeit von Verklebungen zwischen Baustahl und Beton – Geklebte Bewehrung*. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Technische Universität Braunschweig, Heft 54, Dissertation, 1982
- [65] Rehm, G.: *Über die Grundlagen des Verbundes zwischen Stahl und Beton*. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 138, Berlin: Ernst und Sohn, 1961
- [66] Reinecke, R.: *Tragverhalten der Schubfuge zwischen Fertigteilen aus hochfestem Beton und Ortbetonerfüllung aus Normalbeton*. Lehrstuhl für Baustoffkunde, Lehrstuhl für Massivbau (Hrsg.), Technische Universität München, 38. DAfStb-Forschungskolloquium, 2000
- [67] Reinecke, R.: *Haftverbund und Rissverzahnung in unbewehrten Betonschubfugen*. Institut für Baustoffe und Konstruktion, Lehrstuhl für Massivbau, Technische Universität München, Dissertation, 2004
- [68] Reinhardt, H.; Walraven, J.C.: *Cracks in concrete subjected to shear*. Journal of the structural division, Vol. 108, No. 1, pp. 207-224, 1982
- [69] Roik, K.; Bürkner, K.-E.: *Reibwert zwischen Stahlgurten und aufgespannten Betonfertigteilen*. Bauingenieur, Vol. 53, No. 1, pp. 37-41, Berlin: Springer, 1978

- [70] Roik, K.; Hanswille, G.: *Beitrag zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Reib-Abscher-Verdübelungen bei Stahlverbundträgerkonstruktionen*. Stahlbau, Vol. 53, No. 2, pp. 41-46, Berlin: Ernst & Sohn, 1984
- [71] Ruth, J.: *Werkstoffverhalten in Grenzflächen der Tragelemente von Bauwerken*. Universität Stuttgart, Institut für Tragwerksentwurf und -konstruktion, Dissertation, 1993
- [72] Scheider, I.: *Bruchmechanische Bewertung von Laserschweißverbindungen durch numerische Rißfortschrittsimulation mit dem Kohäsivzonenmodell*. Bericht des GKSS-Forschungszentrums Geesthacht GmbH, 2001
- [73] Schneider, J.: *Tragende Verbindungen im Glasbau*. Verbindungstechniken am Beispiel ausgeführter Ganzglaskonstruktionen, VDI-Berichte Nr. 1933, Düsseldorf: VDI, 2006
- [74] Tvergaard, V.; Hutchinson, J.W.: *The influence of plasticity on mixed mode interface toughness*. Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 41, No. 6, pp. 1119-1135, 1993
- [75] Walraven, J.: *Aggregate interlock: a theoretical and experimental analysis*. Delft University Press, Dissertation, 1980
- [76] Walraven, J. C.; Lehwalter, N.: *Einfluß des Maßstabs in schubbeanspruchten Bauteilen ohne Schubbewehrung*. Beton- und Stahlbetonbau Vol. 85, No. 9, pp. 228-232, 1990
- [77] Walraven, J. C.; Stroband, J.: *Shear capacity of high strength beams with shear reinforcement*. Holand, I. und Sellevold, E.J. (Hrsg.), 5th International Symposium on Utilization of High Strength / High Performance Concrete, Vol. 1, pp. 693-700, Sandefjord, 1999
- [78] Whitcomb, J. D.: *Parametric analytical study of instability-related delamination growth*. Composites Science and Technology, Vol. 25, No. 1, pp. 19-48, 1986
- [79] Will, N.: *Zum Verbundverhalten von Spanngliedern mit nachträglichem Verbund unter statischer und dynamischer Dauerbeanspruchung*. Lehrstuhl und Institut für Massivbau, RWTH Aachen, Dissertation, 1997
- [80] Wingenfeld, D.R.: *Fügetechnische Konstruktionslösungen für Bauteile aus ultrahochfestem Beton (UHPC)*. Lehrstuhl für Massivbau, Institut für Baustoffe und Konstruktion, Technische Universität München, Dissertation, 2013
- [81] Wörner, J.-D.; Schneider, J.; Fink, A.: *Glasbau. Grundlagen, Berechnung, Konstruktion*. Berlin: Springer, 2001
- [82] Wurm, J.: *Glas als Tragwerk. Entwurf und Konstruktion selbsttragende Hüllen*. Basel: Birkhäuser, 2007
- [83] Xu, X.-P.; Needleman, A.: *Continuum Modelling of Interfacial Decohesion*. Dislocations 93, Solid State Phenomena Vol. 35-36, (ed. by J. Rabier, A. George, Y. Brechet and L. Kubin), pp. 287-302, Switzerland: Scitec Publications, 1994
- [84] Zedler, T.: *Zum Tragverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken unter Torsion*. Fakultät für Bau- und Umweltingenieurwissenschaften, Ruhr-Universität Bochum, Dissertation, 2011
- [85] Zehetmeier, G.: *Zusammenwirken einbetonierter Bewehrung mit Klebarmierung bei verstärkten Betonbauteilen*. Lehrstuhl für Massivbau, Technische Universität München, Dissertation, 2006
- [86] Zilch, K.; Zehetmaier, G.: *Bemessung im konstruktiven Betonbau: Nach DIN 1045-1 (Fassung 2008) und EN 1992-1-1 (Eurocode 2)*. 2. Aufl., Berlin, Heidelberg: Springer, 2010