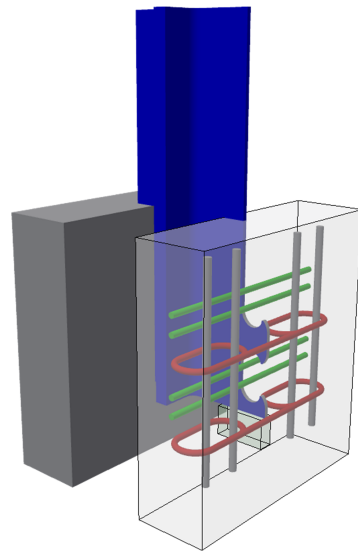

Schubtragverhalten von Verbunddübelleisten bei Stahlverbundträgern im Brandfall



Patrick Dieter Meyer

2022

Schubtragverhalten von Verbunddübelleisten bei Stahlverbundträgern im Brandfall

Von der Fakultät für Bauingenieurwesen und Geodäsie
der Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur
- Dr.-Ing. -

genehmigte Dissertation
von

Patrick Dieter Meyer

2022

Promotionskommission

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann
Zweitberichter: Prof. Dr.-Ing. Markus Knobloch
Kommissionsmitglied: Prof. Dr.-Ing. Ludger Lohaus
Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Martin Achmus

Tag der Promotion: 10.12.2021

Danksagung

Die vorliegende Arbeit ist während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiter am Institut für Stahlbau der Leibniz Universität Hannover entstanden. In diesem Zeitraum sind neben dieser Dissertation auch noch weitere Veröffentlichungen entstanden, die Teil dieser Dissertation sind.

Als erstes möchte ich mich bei meinem Doktorvater Herr Prof. Dr.-Ing. Peter Schumann für Möglichkeit der Promotion und die Betreuung meiner Promotion bedanken. Seine Förderung meiner wissenschaftlichen und auch nichtfachlichen Fähigkeiten, sein mir entgegen gebrachtes Vertrauen und seine Unterstützung auch schon während meiner Studienzeit sind der Grundstein meiner erfolgreichen Promotion gewesen. Dafür möchte ich mich bei Ihm von ganzem Herzen bedanken. Bei meinem Zweitberichter Herrn Prof. Dr.-Ing. Markus Knobloch möchte ich mich für die Übernahme des Koreferats bedanken. Sein Interesse an meiner Forschungsarbeit hat dazu beigetragen, dass die Arbeit in dieser Art und Weise entstanden ist. Herrn Prof. Dr.-Ing. Ludger Lohaus möchte ich für die wissenschaftlich Begleitung als Mitglied des Promotionskollegiums und die freundlichen Treffen auf dem gemeinsamen Institutsflur danken. Ebenso gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. Martin Achmus für die Übernahme des Vorsitzes im Prüfungsausschuss und seinem Interesse an meiner Arbeit.

Basis der vorliegenden Dissertation ist das Forschungsvorhaben „Temperaturentwicklung in Hohlräumen abgehängter Decken sowie in Hohl- und Doppelböden und deren Auswirkung auf das Tragverhalten innenliegender Stahlkonstruktionen“ (FOSTA P 1139 / IGF-Nr. 18894 N). Ein Großteil der experimentellen Untersuchungen dieser Forschungsarbeit wurde im Rahmen des Forschungsvorhaben durchgeführt. Ich möchte mich bei der Forschungsvereinigung Stahlanwendung (FOSTA), der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen (AiF) und dem Bundesministerium für Wirtschaft und Klimaschutz (BMWi) für die Unterstützung und die finanzielle Förderung bedanken. Des Weiteren gilt ein besonderer Dank der Salzgitter Mannesmann Stahlhandel GmbH, der Bremer AG und der GOLDBECK GmbH für die technische Unterstützung bei der Herstellung und Realisierung der experimentellen Untersuchungen. Ebenso möchte ich den industriellen Partnern des Forschungsprojektes für die Diskussionen und den fachlichen Austausch danken.

Meinen Kollegen vom Institut möchte ich für den fachlichen Austausch, die kritischen

und zugleich wertvollen Anregungen zu meiner Forschungsarbeit sowie das kollegiale Umfeld danken. Vor allem möchte ich mich bei meinen Kollegen aus der Brandschutzabteilung des Instituts Dr.-Ing. Inka Pehrs, Dr.-Ing. Waldemar Weisheim und Max Mund für den fachlichen Austausch und die gegenseitige Unterstützung bedanken. Ein ganz besonderer Dank gilt Dr.-Ing. Inka Pehrs und Maximilian Mund für die kritische Durchsicht meiner Dissertation. Dietmar Joseph, Christian Fricke, Karl Heinz Hentschel und Kathrin Lucher möchte ich für Ihre Unterstützung bei meinen experimentellen Untersuchungen und die damit verbundenen aufregenden und zugleich lehrreichen Erfahrungen danken. Des Weiteren möchte ich mich bei meinen ehemaligen studentischen Hilfskräften Miriam Hofmann, Lukas Firschbeck, Leon Munaretto und Robert Wethkamp für Ihre Unterstützung bei meinen experimentellen Untersuchungen und numerischen Simulationen bedanken.

Bei meinen Kollegen Dr.-Ing. Karsten Schürmann, Dr.-Ing. Inka Pehrs, Maximilian Mund, Dr.-Ing. Waldemar Weisheim und Sebastian Kelma möchte ich mich für die schöne Zeit bei vielen außeruniversitären Aktivitäten wie beim Hochschulsport oder beim Burger Essen im The Harp bedanken.

Meiner Familie möchte ich für Ihre Unterstützung und Ihren Rückhalt während der Zeit meiner Promotion und meiner Studienzzeit danken. Ich bedanke mich für Ihr großes Interesse an meiner Forschungsarbeit und Ihre wertvollen Ratschläge, die einen besonderen Teil zu meiner gelungenen Promotion beigetragen haben.

Zuletzt möchte ich mich von Herzen bei meiner Frau Larissa und meinem Sohn Yannes für Ihre bedingungslose Unterstützung und Ihren liebevollen Rückhalt bedanken!

Patrick Meyer

Kurzfassung

Die Berücksichtigung der Aspekte der Wirtschaftlichkeit, der Ressourcenschonung und der nachhaltigen Nutzung von Gebäuden sind neben den konstruktiven und brandschutztechnischen Anforderungen für horizontale Tragelemente von Gebäuden essentiell, um eine nachhaltige Bauweise zu realisieren. Nachhaltige Bauweisen für horizontale Tragelemente sind Verbundträger oder multifunktionale Deckensysteme mit Verbunddübelleisten (VDL). Im Gegensatz zu den etablierten Kopfbolzendübeln (KBD) ist die Herstellung von VDL effizienter, es können schlankere Betongurte realisiert werden und zugleich können höhere Schubkräfte in der Verbundfuge mit VDL übertragen werden. Dennoch werden im Hochbau in der Baupraxis in der Regel KBD bei Verbundträgern verwendet, da eine Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall aufgrund einer fehlenden experimentellen Datenbasis mit den derzeitigen technischen und normativen Regelungen nicht möglich ist. Aus diesem Grund ist für die Genehmigung eine Zustimmung im Einzelfall erforderlich. Die bisherigen experimentellen Untersuchungen und numerischen Simulationen zum Schubtragverhalten der VDL sind ausschließlich auf Raumtemperaturbedingungen begrenzt.

Zur Bewertung des Schubtragverhaltens der VDL im Brandfall und für ein vertieftes Verständnis der Tragcharakteristiken der VDL im Brandfall werden in dieser Forschungsarbeit experimentelle Untersuchungen und numerische Simulationen durchgeführt und analysiert. Zusätzlich wird für die Ingenieurpraxis basierend auf diesen ein Bemessungsvorschlag für eine vereinfachte Ermittlung der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall abgeleitet.

Dafür wird mit 30 Push-out-Versuchen und zwei großmaßstäblichen Untersuchungen der Temperatureinfluss auf das Schubtragverhalten der VDL bewertet sowie der Einfluss des Schubtragverhaltens am Tragverhalten eines Verbundträgers im Brandfall analysiert. In den Push-out-Versuchen zur Schubtragfähigkeit ist ein Stahlversagen der VDL bei Raumtemperaturbedingungen und im Brandfall aufgetreten. Aus den Push-out-Versuchen mit homogenen Temperaturfeldern wird abgeleitet, dass der Versagensmechanismus des Stahlversagens sich mit zunehmender Verbundmitteltemperatur nicht verändert. Des Weiteren resultiert aus den Push-out-Versuchen, dass sich der Einfluss der Anzahl der Querstäbe auf die Schubtragfähigkeit mit zunehmender Verbundmitteltemperatur reduziert. Außerdem wird nahezu ausschließlich bei Raum-

temperaturbedingungen ein Anteil der Schubtragfähigkeit über Reibung übertragen. In den großmaßstäblichen Untersuchungen wird das Tragverhalten des Verbundträgers nicht durch das Schubtragverhalten der VDL beeinflusst, da kein Schlupf in der Verbundfuge aufgetreten ist.

Basierend auf den wissenschaftlich etablierten Modellierungsansätzen sowie Materialformulierungen wird ein allgemeingültiges numerisches Modell entwickelt, mit dem das Schubtragverhalten der VDL im Brandfall für die Versagensmechanismen Stahlversagen und Ausstanzen des Betons beschrieben werden kann. Auf Basis der Bewertung der Push-out-Versuche wird geschlussfolgert, dass bei dem Versagensmechanismus Stahlversagen unabhängig vom Temperaturfeld der kritische Schnitt, der sich oberhalb des Dübelfußes befindet, maßgebend für die Schubtragfähigkeit der VDL ist. Aus diesem Grund wird mit dem numerischen Modell ausschließlich der Einfluss eines Temperaturgradienten auf den Versagensmechanismus Ausstanzen analysiert. Der Temperaturgradient beeinflusst den charakteristischen Beanspruchungszustand - den Ausbruchkegel - des Versagensmechanismus des Ausstanzens des Betons nicht. Infolge der Brandbeanspruchung wird die Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen reduziert.

Auf Grundlage der Erkenntnisse der experimentellen Untersuchungen und numerischen Simulationen wird ein Bemessungsvorschlag zur vereinfachten Ermittlung der Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall abgeleitet, mit dem auf Basis der geometrischen Abmessung der VDL in Abhängigkeit der Feuerwiderstandsdauer die Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL erfolgen kann. Damit wird im Zuge dieser Forschungsarbeit ein für die Ingenieurpraxis anwendbares Modell entwickelt, um die Vorteile der VDL nutzen zu können.

Schlagwörter: Stahlverbundträger mit Verbunddübelleisten, Schubtragfähigkeit, Brandfall, Push-out-Versuch, numerische Simulation, vereinfachtes Verfahren

Abstract

In addition to the structural and fire safety requirements for horizontal load-bearing elements of buildings, it is essential to take into account the aspects of economic efficiency, resource conservation and sustainable use of buildings in order to realise sustainable constructions. Sustainable constructions for horizontal load-bearing elements are composite beams or multifunctional slab systems with composite dowels, because in contrast to the established headed studs, the production of composite dowels is more efficient, more slender concrete slabs can be realised and coincident higher shear forces can be transferred in the joint of the composite beam with composite dowels. However, in construction practice generally headed studs are used for composite beams of buildings. Due to the lack of experimental data basis, a design of composite dowels in case of fire is not possible with the current technical and normative regulations and thus in these cases an individual administrative is required. The previous experimental investigations and numerical simulations on the shear capacity of composite dowels are limited to room temperature.

In order to evaluate the shear capacity of the composite dowels in case of fire and for an enhanced understanding of the load-bearing characteristics of the composite dowels in case of fire, within this research work experimental investigations and numerical simulations are performed and analysed. In addition, a design proposal for a simplified method to determine the shear capacity of the composite dowels in case of fire is derived for engineering practice.

For this purpose, the temperature influence on the shear capacity of the composite dowel is determined in 30 push-out tests and the influence of the shear capacity of the composite dowels on the load-bearing behaviour of a composite beam in case of fire is analysed within two large-scale experimental investigations. From the push-out tests with homogeneous temperature fields, it is deduced that the failure mechanism steel failure does not change with increasing temperature of the composite dowel. Furthermore, the push-out tests showed that the influence of the number of rebars in the recess of the composite dowel on the shear capacity of the composite dowel is reduced with increasing temperature. Moreover, almost exclusively at room temperature a part of the shear capacity of the composite dowel is transferred by friction. In the large-scale investigations, the load-bearing behaviour is not influenced by the shear capacity of

the composite dowel, as no slip occurred in the composite joint.

Based on scientifically established modelling approaches and material formulations, a generally valid numerical model is developed which can describe the shear bearing behaviour of the composite dowel in the case of fire for the failure mechanisms steel failure and concrete pry-out failure. From the evaluation of the tests it is concluded that independent from the temperature field for the steel failure mechanism, the critical section is decisive for the shear capacity of the composite dowel. For this reason, only the influence of a temperature gradient on the pry-out failure of the composite dowels is evaluated with the numerical model. The temperature gradient does not influence the characteristic stress state - pry-out cone - of the failure mechanism concrete pry-out failure. Due to the fire exposure, the shear capacity of the composite dowel with a pry-out failure is reduced.

Based on the knowledge of the experimental investigations and the numerical simulations, a design proposal for a simplified method to determine the shear capacity of composite dowels in case of fire is developed. With this simplified method the shear capacity of composite dowel in case of fire can be determined dependent on the geometric dimensions of the composite dowels and the fire resistance time. Thus, within this research work, a simplified method for engineering practice is developed in order to enable the use of composite dowels.

Keywords: Steel composite beam with composite dowels, shear capacity, fire, push-out-test, numerical simulation, simplified method

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Motivation und Problemstellung	1
1.2	Zielsetzung	3
1.3	Vorgehensweise	4
2	Stand der Technik und Forschung	7
2.1	Einleitung	7
2.2	Verbunddübelleisten in der Anwendung	8
2.2.1	Allgemeines	8
2.2.2	Entwicklung und Charakteristiken von Verbunddübelleisten	8
2.2.3	Praktischer Anwendungsbereich von Verbundtragwerken mit Verbunddübelleisten	15
2.2.4	Multifunktionale Deckensysteme	18
2.2.5	Integriertes und nachhaltigkeitsorientiertes Deckensystem	21
2.3	Normative und technische Regelungen zu Stahlverbundträgern mit Verbundmitteln	24
2.3.1	Allgemeines	24
2.3.2	Bemessung von Verbundträgern	24
2.3.3	Bemessung der Schubtragfähigkeit von Verbundmitteln	27
2.3.4	Experimentelle Ermittlung der Schubtragfähigkeit von Verbundmitteln	34
2.4	Stand der Forschung zum Schubtragverhalten von Stahlverbundträgern mit Verbunddübelleisten	36
2.4.1	Allgemeines	36
2.4.2	Experimentelle Untersuchungen zum Tragverhalten von Verbundträgern mit Verbunddübelleisten im Brandfall	37
2.4.3	Experimentelle Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von Verbundmitteln	42
2.4.4	Numerische Ansätze zur Beschreibung des Schubtragtragverhaltens von Verbunddübelleisten	66
2.5	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen	69

2.6	Abgrenzung der eigenen Forschungsarbeit	71
3	Experimentelle Detailuntersuchungen zur Schubtragfähigkeit von Verbunddübelleisten	73
3.1	Einleitung	73
3.2	Versuchsbeschreibung und -durchführung der Push-out-Versuche . . .	74
3.2.1	Geometrie der Versuchskörper	74
3.2.2	Versuchsmatrix	77
3.2.3	Versuchsaufbau	79
3.2.4	Versuchsablauf und -auswertung	82
3.3	Ergebnisse der Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen .	85
3.3.1	Einfluss der Bewehrungskonfiguration	85
3.3.2	Einfluss der Reibung auf die Schubtragfähigkeit	91
3.3.3	Erkenntnisse	93
3.4	Ergebnisse der Schubtragfähigkeit bei erhöhten Temperaturen	94
3.4.1	Einfluss der Temperatur und Bewehrungskonfiguration	94
3.4.2	Einfluss der Reibung auf die Schubtragfähigkeit	102
3.4.3	Erkenntnisse	104
3.5	Charakterisierung des Schubtragverhaltens der Verbunddübelleiste . .	106
3.5.1	Allgemeines	106
3.5.2	Einordnung in den Stand der Forschung	106
3.5.3	Bewertung des Einflusses der Temperatur	107
3.5.4	Anwendbarkeit von vereinfachten Bemessungsansätzen	109
3.6	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen	113
4	Experimentelle Untersuchungen zum Tragverhalten eines Deckensystems	117
4.1	Einleitung	117
4.2	Versuchsaufbau und -durchführung der großmaßstäblichen Versuche .	118
4.2.1	Allgemeines	118
4.2.2	Definition der Brandbeanspruchung	118
4.2.3	Versuchskörper	120
4.2.4	Versuchsaufbau	122
4.2.5	Versuchsablauf	124
4.3	Erwärmungs- und Tragverhalten eines Deckensystems infolge eines Naturbrandszenarios	126
4.3.1	Allgemeines	126
4.3.2	Temperaturrentwicklung infolge des Naturbrandszenarios	126
4.3.3	Tragcharakteristik des Deckensystems	128

4.3.4	Erkenntnisse	134
4.4	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen	135
5	Numerische Simulationen zu Verbunddübeln bei Verbundträgern	139
5.1	Einleitung	139
5.2	Grundlagen der numerischen Simulationen	140
5.2.1	Allgemeines	140
5.2.2	Kennwerte der thermischen Simulationen	141
5.2.3	Kennwerte der mechanischen Simulationen	143
5.2.4	Numerische Modelle	154
5.3	Schubtragfähigkeit von Verbunddübeln	156
5.3.1	Allgemeines	156
5.3.2	Numerisches Modell der Push-out-Versuche	156
5.3.3	Validierung des numerischen Modells	159
5.3.4	Bewertung des numerischen Modells	171
5.3.5	Erkenntnisse	173
5.4	Bemessungsansatz zur Schubtragfähigkeit im Brandfall	175
5.4.1	Allgemeines	175
5.4.2	Numerisches Modell und Parameterbereich	177
5.4.3	Vereinfachter Bemessungsansatz zur Schubtragfähigkeit von Verbunddübeln	179
5.4.4	Zusammenfassung	187
5.5	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen	187
6	Zusammenfassung, Schlussfolgerungen und Ausblick	191
6.1	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen	191
6.2	Ausblick	195
Literaturverzeichnis		IX
Bezeichnungen		XXVII
Abbildungsverzeichnis		XLII
Tabellenverzeichnis		XLIV
A	Ergänzende Darstellung zu den experimentellen Untersuchungen - Materialkennwerte	XLV

B	Ergänzende Darstellung zu den experimentellen Untersuchungen - Anordnung der Thermoelemente	XLIX
C	Ergänzende Darstellung zu den experimentellen Untersuchungen - Auswertung der Dübelkennlinien	LIII
D	Ergänzende Darstellung zu den experimentellen Untersuchungen - Temperaturverläufe der Push-out-Versuche	LV
E	Ergänzende Darstellung zu den numerischen Simulationen - Dübelkennlinien der Push-out-Versuche	LXIX
F	Ergänzende Darstellung zu den numerischen Simulationen - Kennwerte der Push-out-Versuche aus der Literatur	LXXIII

Kapitel 1

Einleitung

1.1 Motivation und Problemstellung

Horizontale Tragelemente von Gebäuden, zu denen unter anderem Verbundträger und multifunktionale Verbunddeckensysteme zählen, sind ein zentraler Bestandteil von Bauwerken. An horizontale Tragelemente der Tragstruktur von Gebäuden werden verschiedenste Anforderungen hinsichtlich der Konstruktion, der Wirtschaftlichkeit, der Nachhaltigkeit und der flexiblen Nutzungsgestaltung über die Lebensdauer eines Gebäudes gestellt. Insbesondere sollen Deckensysteme eine möglichst funktionelle und schlanke Bauweise aufweisen und gleichzeitig die Lasten des Geschosses für möglichst viele Nutzungsarten über die Lebensdauer des Gebäudes abtragen. Zur Verbindung dieser Anforderungen eignen sich besonders Stahl-Beton-Verbunddecken, da diese die Integration der Gebäudetechnik in der Tragwerksebene des Deckensystems ermöglichen und gleichzeitig eine geringe Bauhöhe aufweisen. Auch die Aspekte der Nachhaltigkeit und der flexiblen Nutzungsgestaltung über die Lebensdauer von Gebäuden gewinnen zunehmend an Bedeutung im Planungs- und Nutzungsprozess von Bauwerken. Eine nachhaltige Bauweise wird aufgrund der Thematik des Klimawandels und einer nachhaltigen Nutzung der Ressourcen (Ressourcenschonung) immer wichtiger (*Hegger et al., 2011; Claßen et al., 2014*). Darüber hinaus werden an Deckensysteme auch brandschutztechnische und architektonische (stützenfreie Raumgestaltung) Anforderungen gestellt. Die Berücksichtigung dieses Anforderungsprofils für Deckensysteme ist bei der Planung von Gebäuden von essentieller Bedeutung, da Decken einen prozentualen Anteil von ca. 50-80% am Rohbauvolumen haben (*Ungermann et al., 2010; Hegger et al., 2011; Claßen et al., 2014*).

Durch den hohen Anteil am Rohbauvolumen von Gebäuden stellen Decken respektive Deckensysteme in Verbundbauweise ein zentrales Konstruktionselement dar. Folglich haben Decken ein signifikantes Potential, um die Nachhaltigkeit von Gebäuden positiv zu beeinflussen. Deshalb sind effiziente und nachhaltige Deckensysteme in Verbundbauweise essentiell. Eine schlanke Bauweise des Betongurts verbessert durch einen

optimierten Materialeinsatz die Nachhaltigkeit eines Deckensystems. Die realisierbare Schlankheit des Betongurts hängt dabei von schalltechnischen, konstruktiven und brandschutztechnischen Anforderungen ab. Ferner wird die Konstruktion eines Verbunddeckensystems durch die Verbundmittel zur Übertragung der Schubkräfte zwischen dem Betongurt und dem Stahlprofil des Deckensystems beeinflusst. Zu den gängigen Verbundmitteln zählen unter anderem Kopfbolzendübel, Perforbandleisten und Verbunddübelleisten (im Folgenden: VDL) (siehe Abbildung 1.1).

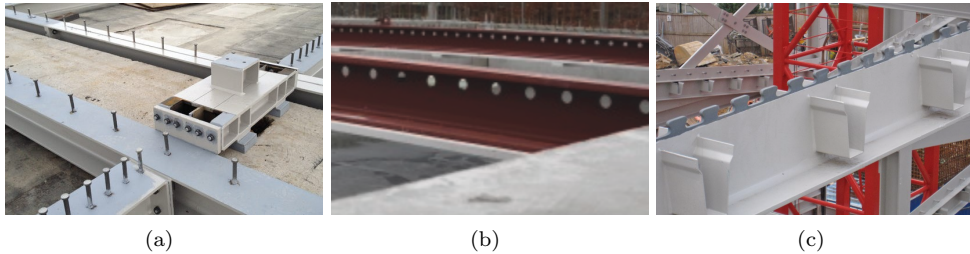


Abbildung 1.1: Verbundmittel zur Übertragung von Schubkräften zwischen Stahlprofil und Betongurt: (a) Kopfbolzendübel (hock-ing.de, o. J.), (b) Perforbandleiste (Hauf et al., 2017), (c) Verbunddübelleiste in Puzzleform (Springer et al., 2018)

VDL in Puzzle- oder Klothoidenform (siehe Abbildung 1.1(c)) sind leistungsfähige Verbundmittel, die im Brücken- und Hochbau in Verbundbauweise immer häufiger Anwendung finden. Im Vergleich zu konventionellen Verbundmittel, wie beispielsweise Kopfbolzendübel, haben VDL eine höhere Schubtragfähigkeit und sind durch die Herstellung mittels eines Brennschneidverfahrens wirtschaftlicher. VDL zeichnen sich im Vergleich zu Kopfbolzendübeln durch die hohe Tragfähigkeit von VDL bei einer geringen Konstruktionshöhe aus. Diese Eigenschaft und die Verwendung von oberflächenschlossenen Stahlprofilen mit VDL ermöglicht es, besonders schlanke Betongurte zu konzipieren.

Ferner sind neben den konstruktiven, ökologischen und ökonomischen Anforderungen auch die brandschutztechnischen Anforderungen zu berücksichtigen. In Deutschland wird baurechtlich gemäß Musterbauordnung *MBO (2002)* für Gebäude mit einer Höhe von mehr als 13 m und Hochhäuser eine 90- bzw. 120-minütige Feuerwiderstandsdauer gefordert. Diese brandschutztechnischen Anforderungen repräsentieren das typische Einsatzgebiet von Deckensystemen in Verbundbauweise. Folglich muss die Tragfähigkeit des Deckensystems für die geforderte Feuerwiderstandsdauer von 90 bzw. 120 Minuten sichergestellt werden. Dies bedeutet in der Konsequenz, dass ebenfalls die Schubkraftübertragung der Verbundmittel zwischen Betongurt und dem Stahlprofil im Brandfall für diese Dauer zu gewährleisten ist.

Die aktuelle Bemessungsvorschrift für Verbundtragwerke ist der Eurocode 4 (gleichbedeutend mit *DIN EN 1994-1-1 (2010)*). Dieser beinhaltet die Bemessung von Verbundträgern und -decken mit unterschiedlichen Verbundmitteln. Jedoch enthalten die derzeitigen Bemessungsvorschriften ausschließlich vereinfachte Bemessungsansätze zur Ermittlung der Schubtragfähigkeit von Kopfbolzendübeln bei Raumtemperaturbedingungen und im Brandfall. Weitere Verbundmittel, wie beispielsweise das leistungsfähige Verbundmittel der VDL, wird auf europäischer Ebene nicht durch den Eurocode 4 erfasst. In Deutschland wird die Bemessung von VDL im Hoch- und Brückenbau durch eine allgemeine Bauartgenehmigung geregelt, die im Wesentlichen auf den Untersuchungen des Forschungsprojektes *Neue Systeme für Stahlverbundbrücken* von *Feldmann et al. (2014)* und *Heinemeyer (2011)* basiert. Die Regelungen der allgemeinen Bauartgenehmigung sind ausschließlich auf Raumtemperaturbedingungen begrenzt, da der Einfluss des Brandfalls auf die Schubtragfähigkeit von VDL weder experimentell noch numerisch untersucht und bewertet wurde. Aus diesem Grund ist bei einer Anwendung von Verbundträgern mit VDL mit brandschutztechnischen Anforderungen eine Zustimmung im Einzelfall erforderlich. Um eine Zustimmung im Einzelfall zu erhalten, sind experimentelle Daten zur Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall notwendig. Somit wird das Potential des leistungsfähigen Verbundmittels der VDL derzeit nicht vollumfänglich genutzt, um effiziente und nachhaltige Deckensysteme zu konstruieren. Um zukünftig die Anwendbarkeit von VDL zu vereinfachen und in der Praxis weiter zu etablieren, sind Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall erforderlich.

1.2 Zielsetzung

Verbundträger bzw. -deckensysteme mit VDL wurden bisher nur in wenigen Anwendungsfällen in mehrgeschossigen Gebäuden bzw. Hochhäusern, wie beispielsweise bei der Stahlverbundkonstruktion der Parkgaragen in Wiesbaden (*Springer et al., 2018*), eingesetzt. Um das leistungsfähige Verbundmittel der VDL bei Verbundträgern bzw. -deckensystemen im Hochbau verwenden zu können, fehlen grundlegende experimentelle Untersuchungen und numerische Simulationen zum Schubtragverhalten im Brandfall. Ziel der vorliegenden Forschungsarbeit ist die Beurteilung des Schubtragverhaltens sowie die Identifizierung wesentlicher Einflussfaktoren auf die Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall und die Entwicklung eines vereinfachten Ansatzes zur Beschreibung des Schubtragverhaltens der VDL im Brandfall, um eine baupraktische Anwendbarkeit der VDL im Brandfall zu ermöglichen. Dabei gliedert sich die Zielsetzung dieser Forschungsarbeit in die nachfolgenden Unterpunkte:

- Quantifizierung des Einflusses von erhöhten Temperaturen im Vergleich zu Raumtemperaturbedingungen auf das Schubtragverhalten von VDL mit experimentellen Untersuchungen - sog. Push-out-Versuchen
- Bewertung der Auswirkungen des Brandfalls sowie Quantifizierung des Einflusses des Schubtragverhaltens von VDL auf das Tragverhalten eines Verbunddeckensystems mit VDL mit großmaßstäblichen Versuchen
- Herleitung eines allgemeingültigen numerischen Modells zur Bewertung des Tragverhaltens bei einem transienten Temperaturfeld
- Bewertung der Übertragbarkeit sowie Herleitung vereinfachter Ansätze auf Basis normativer Regelungen zur Bemessung der Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall

Zur Analyse dieser Unterpunkte wurde ein wissenschaftlicher Ansatz basierend auf experimentellen Untersuchungen, analytischen Methoden und numerischen Simulationen entwickelt und durchgeführt, der im Folgenden beschrieben wird.

1.3 Vorgehensweise

Als Ausgangspunkt der Forschungsarbeit werden der Stand der Technik und Forschung zu VDL mit besonderem Fokus auf die Schubtragfähigkeit der VDL in Kapitel 2 zusammengefasst. Grundlegend werden zunächst die Entwicklung und Charakteristiken von VDL sowie deren praktischer Anwendungsbereich dargestellt, die sich von den etablierten Verbundmitteln wie den Kopfbolzendübel unterscheiden. Weiterhin werden die gültigen technischen und normativen Regelungen zu Verbundträgern mit VDL aufbereitet und darauf aufbauend die Schwierigkeiten einer Bemessung von Verbundträgern mit VDL dargelegt. Dabei werden vor dem Hintergrund der Zielsetzung dieser Forschungsarbeit die wesentlichen Einflussfaktoren auf die Schubtragfähigkeit der VDL zusammengetragen sowie der Temperatureinfluss auf die Schubtragfähigkeit von Kopfbolzendübeln dargestellt. Abschließend wird die Motivation für die experimentellen Untersuchungen und numerischen Simulationen dieser Forschungsarbeit aus dem dargestellten Stand der Technik und Forschung abgeleitet.

In Kapitel 3 wird der Temperatureinfluss auf die Schubtragfähigkeit sowie den Versagensmechanismus der VDL mit Push-out-Versuchen experimentell ermittelt. Grundlegend werden dafür die Versuchsdurchführung und der konzipierte, innovative Versuchsaufbau, der eigens für diese Forschungsarbeit entwickelt wurde, erläutert. Dabei werden in diesem Kapitel die Ergebnisse der Push-out-Versuche in den Stand der

Technik eingeordnet. Darüber hinaus wird der Temperatureinfluss auf die Schubtragfähigkeit der VDL vergleichend mit der Schubtragfähigkeit von KBD im Brandfall bewertet. Weiterhin wird eine Anwendbarkeit von vereinfachten Bemessungsansätzen zur Ermittlung der Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall diskutiert. Zum Schluss werden die wesentlichen Erkenntnisse der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit der VDL bei erhöhten Temperaturen zusammengefasst.

Die Erkenntnisse aus den experimentellen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit der VDL werden unter anderem verwendet, um das Tragverhalten eines Verbunddeckensystems im Brandfall zu bewerten. Grundlage sind die großmaßstäblichen experimentellen Untersuchungen zum Tragverhalten eines Verbunddeckensystems im Brandfall, die in Kapitel 4 dargestellt sind. Dabei wird zum einen das Tragverhalten eines Verbunddeckensystems mit einer VDL bewertet und zum anderen soll der Einfluss des Schubtragverhaltens der VDL auf das globale Tragverhalten analysiert werden. Abschließend werden die wesentlichen Erkenntnisse kritisch bewertet und zusammengefasst.

Aufbauend auf den experimentellen Untersuchungen werden in Kapitel 5 numerische Simulationen, basierend auf den wissenschaftlich etablierten Modellierungsansätzen und Materialformulierungen, durchgeführt, um das Schubtragverhalten von VDL im Brandfall zu analysieren. Dafür wird zunächst ein allgemeingültiges numerisches Modell zur Beschreibung des Schubtragverhaltens der VDL im Brandfall entwickelt. Anhand von experimentellen Untersuchungen aus dieser Forschungsarbeit sowie aus der Literatur wird das Modell validiert. Mit dem Modell wird ein Bemessungsvorschlag zur vereinfachten Bemessung der Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall entwickelt, der eine Bemessung für definierte Feuerwiderstandsdauern ermöglicht. Zuletzt werden die wesentlichen Ergebnisse der numerischen Simulationen zusammengefasst.

In Kapitel 6 werden die wesentlichen Erkenntnisse der durchgeführten experimentellen Untersuchungen und der numerischen Simulationen zusammengefasst. Des Weiteren werden aufbauend auf den Erkenntnissen dieser Forschungsarbeit Vorschläge für weiterführende Untersuchungen gegeben.

Kapitel 2

Stand der Technik und Forschung

2.1 Einleitung

In diesem Kapitel werden die wesentlichen Charakteristiken der VDL in Puzzle- oder Klothoidenform, zu denen insbesondere das Tragverhalten des einzelnen Verbundmittels infolge einer Schubbeanspruchung zählt, erläutert. Ferner werden der Stand der Normung sowie der Forschung hinsichtlich der normativen Regelungen und des Trag- und Verformungsverhaltens von VDL infolge einer Schubbeanspruchung dargestellt.

VDL sind leistungsfähige Verbundmittel und stellen eine effiziente Lösung für Systeme in Verbundbauweise dar. Dazu werden in diesem Kapitel die Entwicklung von VDL sowie die wesentlichen Charakteristiken von VDL herausgearbeitet. Am Beispiel von einigen Ausführungsvarianten mit VDL aus dem Bereich des Brückenbaus in VerbundFertigTeil-Bauweise (im Folgenden: VFT-Bauweise) und des Hochbaus in Verbundbauweise werden die Vorteile von VDL im Vergleich zu anderen Verbundmitteln aufgezeigt. Basierend auf den Ausführungsbeispielen des Einsatzes von VDL im Hoch- und Brückenbau wird das Anwendungspotential von VDL im Bereich des Hochbaus bei multifunktionalen Deckensystem in Verbundbauweise abgeleitet. Zudem werden die derzeitigen technischen und normativen Regelungen zu VDL und zur experimentellen Bestimmung der Schubtragfähigkeit von Verbundmitteln geschildert. Zur Bewertung der eigenen experimentellen Untersuchungen und numerischen Simulationen zum Schubtragverhalten von VDL bei Raumtemperaturbedingungen und im Brandfall werden die wesentlichen nationalen und internationalen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von VDL zusammengefasst.

Abschließend erfolgt die Abgrenzung der eigenen Forschungsarbeit und Ableitung der zentralen Fragestellungen dieser Forschungsarbeit gegenüber dem dargestellten Stand der Normung und Forschung zur Schubträgfähigkeit von VDL in Puzzle- oder Klothoidenform.

2.2 Verbunddübelleisten in der Anwendung

2.2.1 Allgemeines

VDL zählen zu den Verbundmitteln und sind im Vergleich zu den international und national üblicherweise verwendeten Kopfholzendübeln (im Folgenden: KBD) eine wirtschaftliche Alternative zur Übertragung der Schubbeanspruchung τ zwischen einem Betongurt und einem I-Profil (*Mangerig et al., 2011*). Die Herstellung von VDL erfolgt mittels eines Brennschneidverfahrens mit einem Plasma-Laser mit einer kontinuierlichen Schnittführung (siehe Abbildung 2.1(a)). Beim Herstellungsverfahren wird die VDL in den Steg des I-Profils eingebrannt, wodurch aus einem I-Profil zwei oberflanschlose I-Profile mit einer VDL entstehen (siehe Abbildung 2.1(b)). Die oberflanschlosen I-Profile mit einer VDL eignen sich besonders für Verbundquerschnitte mit einem schlanken Betongurt zur Übertragung der Schubbeanspruchung τ , bei dem der Betongurt entweder oberhalb des I-Profils (siehe Abbildung 2.1(c)) oder unterhalb des I-Profils angeordnet ist. Neben dem Entwicklungsprozess von VDL in Puzzle- oder Klothoidenform werden im Folgenden die wesentlichen Charakteristiken und Vorteile gegenüber konventionellen KBD erläutert. Ein weitere Anwendungsbereich von VDL neben Verbundträgern sind multifunktionale Deckensysteme zur Übertragung der Schubkräfte zwischen einem I-Profil und einem Betongurt.

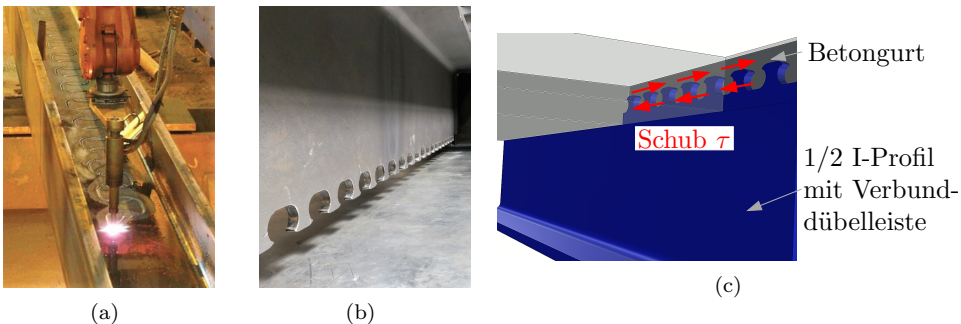


Abbildung 2.1: VDL in Klothoidenform: (a) Herstellungsprozess (*Feldmann et al., 2014*), (b) Oberflanschlose I-Profile mit VDL, (c) Verbundquerschnitt mit VDL

2.2.2 Entwicklung und Charakteristiken von Verbunddübelleisten

Die VDL von beispielsweise einem Verbundträger oder einem multifunktionalen Deckensystem setzt sich im Wesentlichen aus dem Dübel entweder in Puzzle- oder Klothoidenform eines I-Profils sowie einer Quer- und einer Brillenbewehrung zusammen. Die Bewehrungen sind in einen Betongurt eingebunden. In Abbildung 2.2 ist der prin-

zipelle Aufbau einer VDL in Klothoidenform schematisch dargestellt. VDL in Puzzle- oder Klothoidenform resultieren letztendlich aus der konsequenten Weiterentwicklung respektive Optimierung von Lochleisten - sog. Perfobondleisten -, dessen Entwicklung im Folgenden dargestellt wird.

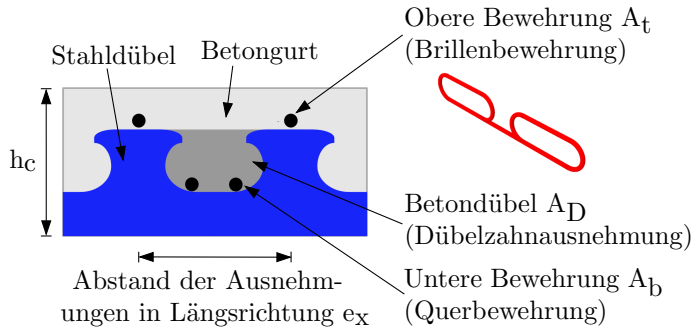


Abbildung 2.2: Schematische Darstellung der VDL

Die Perfobondleiste, die eine aufgeschweißte Stahlleiste auf einem I-Profil ist, wurde Ende der 80er Jahre von *Andrä (1985)* und *Leonhardt et al. (1987)* zur Übertragung von Schubkräften entwickelt, obwohl damals in der Regel KBD bei Verbundträgern verwendet wurden. Ziel der Entwicklung sog. Perfobondleisten von *Andrä (1985)* war die Generierung eines einfacheren und zugleich wirtschaftlicheren Verbundmittels im Vergleich zu KBD. Die Perfobondleiste (siehe Abbildung 2.3(a)) ist nach *Leonhardt et al. (1987)* ein leistungsfähigeres Verbundmittel im Vergleich zu KBD, um den Verbund zwischen dem Betongurt und dem Stahlprofil eines Verbundträgers sicherzustellen. Perfobondleisten übertragen die Schubkräfte zwischen Stahl und Beton über betongefüllte Ausnehmungen in einer Lochleiste, die als Betondübel bezeichnet werden. Aufgrund der kontinuierlichen Anordnung der Verbundmittel bei Perfobondleisten wird eine annähernd stetige und sehr leistungsfähige Schubverbindung erzeugt. Aus den experimentellen Untersuchungen zu Perfobondleisten von *Andrä (1985)* und *Leonhardt*

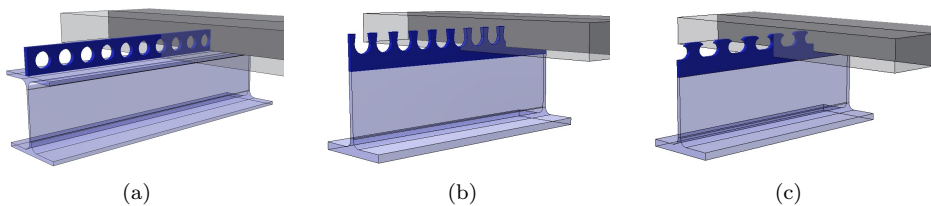


Abbildung 2.3: Isometrien von Verbundträgern mit unterschiedlichen Verbundmitteln (ohne Bewehrung der Verbundmittel): (a) mit Perfobondleiste, (b) mit Kombi-Dübelleiste, (c) mit VDL

et al. (1987) wurden zwei Versagensmechanismen der Perfobondleiste abgeleitet. Das Abscheren der Stahlleiste sowie das Abscheren des Betondübels. Die experimentellen Untersuchungen von *Andrä (1985)* und *Leonhardt et al. (1987)* zur Perfobondleiste weisen einen starren Verbund mit einem duktilen Versagenszustand auf.

Die Bemessung von Perfobondleisten erfolgt gemäß der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung (im Folgenden: abZ) für Perfobondleisten (*DIBt, 1991*). Ein Vorteil der Perfobondleiste ist die geschlossene Schnittführung, wodurch diese eine nahezu reine Schubbeanspruchung und keine Biegebeanspruchung aufweist, wie dies bei offenen VDL der Fall ist. Allerdings hat die Perfobondleiste bei ihren Vorteilen gegenüber KBD ebenso baupraktische Nachteile. Der Herstellungsprozess der Perfobondleiste weist keine kontinuierliche Schnittführung auf. Des Weiteren sind die Verbundmittel der Perfobondleiste nach oben geschlossen, wodurch die Querbewehrung aufwendig in die Öffnungen eingefädelt werden muss. Durch offene Ausnehmungen bei VDL wird der Nachteil der aufwendigen Einfädelerung der Bewehrung aufgehoben, weshalb VDL mit offenen Ausnehmungen im Vergleich zu VDL mit geschlossenen Ausnehmungen stärker erforscht wurden.

Basierend auf den Perfobondleisten wurden die sog. Kombi-Dübel als Verbundmittel für Verbundträger entwickelt (siehe Abbildung 2.3(b)). Die Kombi-Dübel sind Verbunddübeln mit nach oben geöffneten Ausnehmungen. Die offenen Ausnehmungen ermöglichen zum einen eine wirtschaftlichere Schnittführung zur Herstellung der Verbundmittel und zum anderen eine einfachere Installation der Querbewehrung im Vergleich zu Perfobondleisten. Durch diese Anpassungen wurde die baupraktische Anwendung von Kombi-Dübeln im Vergleich zu Perfobondleisten verbessert. Das Tragverhalten von Kombi-Dübeln wurde grundlegend von *Wurzer (1997)* und *Zapfe (2001)* erforscht. Aus den Untersuchungen von *Wurzer (1997)* und *Zapfe (2001)* wurden unterschiedliche Versagensmechanismen abgeleitet sowie die Beanspruchung der Kombi-Dübel analysiert. Im Vergleich zur Perfobondleiste werden Kombi-Dübel durch die nach oben geöffneten Ausnehmung gleichzeitig auf Schub und Biegung beansprucht. Die Regelungen zur Bemessung von Kombi-Dübeln finden sich in der abZ für Kombi-Verdübelung (*DIBt, 2000*).

Darüber hinaus wurden weitere Verbundmitteltypen mit offenen Ausnehmungen, wie beispielsweise der Kronendübel von *Fink et al. (2007b, 2011)* mit einer verbesserten Schnittführung entwickelt. Diese Dübelnformen werden an dieser Stelle nicht weiter erläutert, da keine nationalen Zulassungen dieser Dübelnformen vorliegen.

VDL in Puzzle- oder Klothoidenform sind schlussendlich die konsequente Weiterentwicklung der Perfobondleisten und Kombi-Dübel. Vorteilhaft für die VDL im Vergleich zu den zuvor genannten Verbundmitteln ist die kontinuierliche Schnittführung. Durch diese Schnittführung entstehen nach oben geöffnete Ausnehmungen, wodurch unter an-

derem ein einfacher Einbau der Querbewehrung des Verbundmittels ermöglicht wird (Claßen et al., 2017a). Das Trag- und Verformungsverhalten von VDL wurde in experimentellen Untersuchungen und numerischen Simulationen von Heinemeyer (2011), Seidl et al. (2013a), Feldmann et al. (2014) und Claßen (2016) bereits umfangreich untersucht. Basierend auf diesen experimentellen Untersuchungen sowie numerischen Simulationen, die in Abschnitt 2.4.3 näher beschrieben werden, wurden die primären Versagensmechanismen der VDL infolge einer Schubbeanspruchung abgeleitet. Zu den primären Versagensmechanismen zählen das **Stahlversagen** (siehe Abbildung 2.4(a)), das **Ausstanzen** des Betons (siehe Abbildung 2.4(b)) und das **Abscheren** des Betondübel (siehe Abbildung 2.4(c)). Neben den primären Versagensmechanismen kann der sekundäre Versagensmechanismus der **Teilflächenpressung** auftreten, der allerdings unkritisch für die Schubtragfähigkeit der VDL ist. Die Übertragung der Schubbeanspruchung zwischen dem Stahldübel und dem Beton erfolgt über Kontaktpressung und Reibung. Der Traganteil der Reibung an der Schubtragfähigkeit der VDL ist im Vergleich zur Kontaktpressung gering. Der wesentliche Traganteil der Schubbeanspruchung der VDL wird über die Stirnfläche des Stahldübel und den Betondübel übertragen.

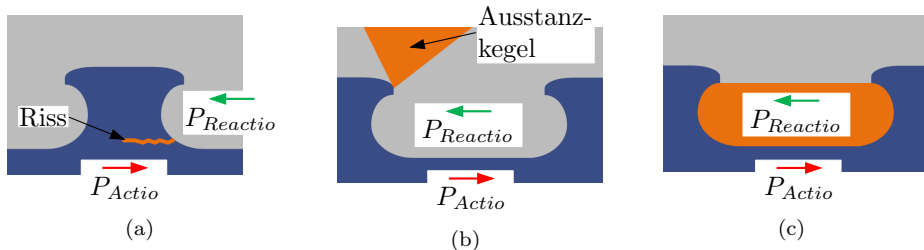


Abbildung 2.4: Versagensmechanismen der VDL infolge einer Schubbeanspruchung:
 (a) Stahlversagen mit schematischer Darstellung des kritischen Schnitts, (b) Ausstanzen, (c) Abscheren

Durch die hohe Kontaktpressung zwischen der Stirnfläche des Stahldübel und dem Betondübel entsteht vor dem Stahldübel im Beton ein mehraxialer Spannungszustand, der ein Vielfaches seiner einaxialen Druckfestigkeit aufnehmen kann. Durch die hohe Kontaktpressung kann es zu einer Gefügeänderung im Beton bis hin zu einer Pulverisierung des Betons kommen. Dieser (sekundäre) Versagensmechanismus wird als Teilflächenpressung bezeichnet und ist unkritisch für die Schubtragfähigkeit der VDL. Der Versagensmechanismus der Teilflächenpressung kann in Kombination mit den primären Versagensmechanismen auftreten. Der primäre Versagensmechanismus des **Stahlversagens** der VDL resultiert aus einer Biegeschubbeanspruchung der VDL, die sich im kritischen Schnitt der VDL aus einer Schubbeanspruchung und einer verti-

kal gerichteten Normalkraft aus der Biegung der VDL zusammensetzt. Dadurch bildet sich infolge der Schub- und Biegebeanspruchung der VDL ein Fließzustand im kritischen Schnitt der VDL aus. Das damit einhergehende duktile Verformungsverhalten des Verbundmittels bis hin zu einer Rissinitierung am Fußpunkt des Verbundmittels und einem Abscheren des Verbundmittels infolge der Schubbeanspruchung ist kennzeichnend für den Versagensmechanismus des Stahlversagens (siehe Abbildung 2.4(a)). Der zweite primäre Versagensmechanismus ist das **Ausstanzen** des Betons, bei dem sich ein Ausstanzkegel bildet (siehe Abbildung 2.4(b)), der den Versagenszustand der VDL infolge einer Schubbeanspruchung kennzeichnet. Durch die Kontaktpressung zwischen dem Stahl- und Betondübel entsteht ein mehraxialer Spannungszustand im Beton, bei dem mit zunehmendem Kontaktdruck eine senkrecht zur Schubkraft wirkende Abtriebskraft entsteht. Überschreitet die entstehende Abtriebskraft die Zugtragfähigkeit des Betons entsteht ein Ausstanzkegel, wodurch der mehraxiale Spannungszustand des Betons versagt und die maximale Schubtragfähigkeit der VDL erreicht wird. Der letzte primäre Versagensmechanismus ist das **Abschieren** des Betondübels, was ein zweischnittiges Versagen des Betons in der Dübelzahnausnehmung der VDL ist (siehe Abbildung 2.4(c)). Da die VDL in der Regel querbewehrt sind, wird dieser Versagensmechanismus durch die Querbewehrung der VDL verhindert.

Des Weiteren konnten auf Grundlage der experimentellen Untersuchungen zu VDL von u.a. *Heinemeyer (2011)* und *Feldmann et al. (2014)* die primären und sekundären Versagensmechanismen sowie einige Vorteile gegenüber KBD abgeleitet werden. Die wesentlichen Vorteile von VDL gegenüber KBD können wie folgt zusammengefasst werden:

- Einfachere und wirtschaftlichere Herstellung von VDL mit unterschiedlichen Ausnehmungsformen und -größen
- Keine Schweißarbeiten erforderlich bei einer Schnittführung im Steg des I-Profiles; automatisiertes Schweißen bei einer Anordnung der VDL auf dem Oberflansch des I-Profiles
- Höhere Tragfähigkeit und Steifigkeit sowie verbessertes Nachbruchverhalten (Verformungsvermögen) infolge einer Schubbeanspruchung
- Bei hochfesten Betonen und großen Ausnehmungen ausreichende Duktilität der VDL (Verformungskriterium gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* $\delta_u > 6$ mm)
- Bei geeigneten Ausnehmungen höhere Ermüdungsfestigkeit

Basierend auf einem Vergleich der Schubtragfähigkeit der VDL im Vergleich zu KBD für unterschiedliche Durchmesser d_{KBD} der KBD und Stegdicken t_w der VDL werden die Vorteile von VDL im Hinblick auf die Schubtragfähigkeit dargestellt (siehe Abbil-

dung 2.5). Die Gegenüberstellung der Schubtragfähigkeit von VDL und KBD basiert auf den Bemessungsgleichungen zur Schubtragfähigkeit gemäß abZ (DIBt, 2013) für VDL und gemäß DIN EN 1994-1-1 (2010) für KBD. Die VDL hat im Vergleich zu den KBD eine höhere Schubtragfähigkeit, wenn die Stegdicke und der Dübeldurchmesser gleich sind. Das verdeutlicht die zuvor dargestellten Vorteile nach Heinemeyer (2011) und Feldmann et al. (2014) für VDL. In einem Vergleich von Gündel et al. (2014) und Feldmann et al. (2016) zur Schubtragfähigkeit von VDL wird ebenfalls eine höhere Schubtragfähigkeit von VDL gegenüber KBD mit einem gleichem Dübeldurchmesser abgeleitet.

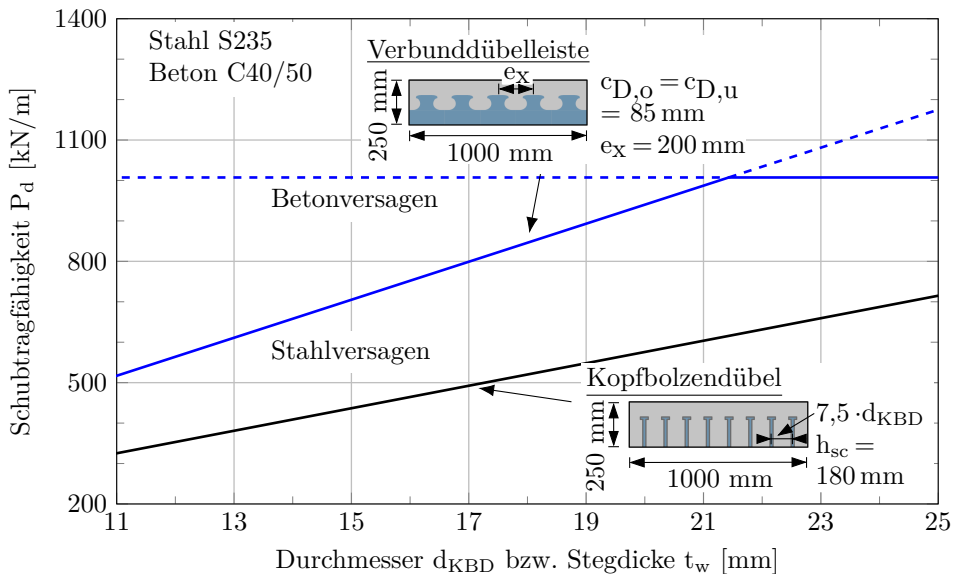


Abbildung 2.5: Gegenüberstellung der Schubtragfähigkeit von VDL in Klothoidenform gemäß abZ (DIBt, 2013) und KBD gemäß DIN EN 1994-1-1 (2010)

Neben den Vorteilen von VDL hinsichtlich des lokalen Trag- und Verformungsverhaltens infolge einer Schubbeanspruchung im Vergleich zu KBD können mit VDL effizientere Verbundquerschnitte konzipiert werden. Dies begründet sich im Wesentlichen durch den Herstellungsprozess von VDL, bei dem halbierte oberflanschlose I-Profile mit einer VDL entstehen (siehe Abbildung 2.1(b) und Abbildung 2.3(c)). Die Geometrie respektive die Höhe der VDL wird unter anderem aus den Randbedingungen der konstruktiven Anforderungen abgeleitet. Dabei können VDL im Vergleich zu KBD geringe geometrische Abmessungen (Verbundmittelhöhen) haben und gleichzeitig eine höhere Schubtragfähigkeit aufweisen. Dadurch können schlankere Betongurte im Vergleich zu Verbundträgern mit KBD realisiert werden.

Des Weiteren sind oberflanschlose I-Profile vorteilhaft für die plastische Momenten-

tragfähigkeit M_{pl} eines Verbundträgers, da der Traganteil des Oberflansches an der plastischen Momententragfähigkeit nicht signifikant ist. Der geringe Traganteil des Oberflansches ist auf die Position in Bezug zur plastischen Nulllinie z_{pl} zurückzuführen (siehe Abbildung 2.6), der wiederum entscheidend für den Traganteil an der plastischen Momententragfähigkeit des Verbundträgers ist (Gündel et al., 2014; Seidl und Lorenc, 2018). Dadurch kann mit oberflanschlosen I-Profilen die Materialeffizienz von Verbundträgern verbessert werden, da der Oberflansch eines I-Profiles keinen signifikanten Einfluss auf die plastische Momententragfähigkeit hat.

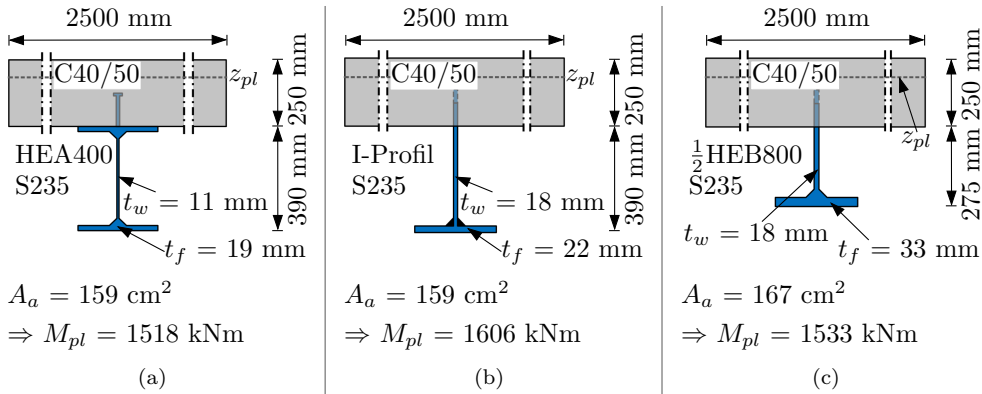


Abbildung 2.6: Gegenüberstellung der plastischen Momententragfähigkeit M_{pl} von Verbundträgern mit verschiedenen I-Profilen und Verbundmitteln: (a) KBD, (b) VDL, (c) VDL

Anhand der Gegenüberstellung eines Verbundträgers mit KBD (siehe Abbildung 2.6(a)) und mit einer VDL (siehe Abbildung 2.6(b)) wird exemplarisch der Einfluss des Oberflansches des I-Profiles auf die plastische Momententragfähigkeit eines Verbundträgers analysiert. Bei einer gleichen Stahlquerschnittsfläche A_a , des I-Profiles einer gleichen Konstruktionshöhe und lediglich einer Reduktion der Querschnittsfläche des Oberflansches im Bereich der plastischen Nulllinie wird die plastische Momententragfähigkeit gesteigert. Die Steigerung der plastischen Momententragfähigkeit bei einer gleichen Konstruktionshöhe des Verbundträgers ist auf die größere Steg- und Flanschdicke zurückzuführen. Der Einfluss von oberflanschlosen I-Profilen mit VDL bei Verbundträgern zeigt sich besonders bei der Verwendung eines Walzprofils mit einer ähnlichen Querschnittsfläche A_a im Vergleich zum Verbundträger mit KBD (siehe Abbildung 2.6(c)). Durch das Walzprofil wird eine ähnliche plastische Momententragfähigkeit gegenüber der plastischen Momententragfähigkeit des Verbundträgers mit KBD erzielt. Zusätzlich wird im Vergleich zur Ausgangsvariante mit KBD (siehe Abbildung 2.6(a)) die Konstruktionshöhe des Verbundträgers signifikant verringert ($\Delta = 115$ mm). In exemplarischen Analysen von Gündel et al. (2014), Feldmann et al.

(2016) und Claßen (2018) wurde der gleiche positive Effekt der VDL auf die plastische Momententragfähigkeit und Reduktion der Konstruktionshöhe abgeleitet.

Durch VDL sind effizientere Verbundquerschnitte möglich, da Betongurte mit einer höheren Schlankheit realisiert werden können, der Materialeinsatz im Hinblick auf die plastischen Momententragfähigkeit M_{pI} eines Verbundträgers optimiert wird und der Arbeitsaufwand zum Schweißen der Halskehlnähte der KBD entfällt (Berthelme-my et al., 2011; Seidl und Lorenc, 2018). Schlussendlich zeichnen sich VDL gegenüber weiteren Verbundmittel durch ihre guten Trageigenschaften (besonders infolge Schub), wirtschaftliche Herstellung, hohe Materialeffizienz und Anwendbarkeit in schlanken Betongurten aus.

2.2.3 Praktischer Anwendungsbereich von Verbundtragwerken mit Verbunddübelleisten

Die Vorteile von VDL wurden zunächst im Brückenbau genutzt, da VDL im Vergleich zu KBD eine einfachere und wirtschaftlichere Herstellung in Verbindung mit einer höheren Schubtragfähigkeit und günstigeren Kerbwirkung unter Betriebslasten aufweisen (Schmitt et al., 2004; Harnatkiewicz et al., 2011; Seidl et al., 2013). Durch die günstigere Kerbwirkung von VDL im Gegensatz zu KBD sind diese besonders geeignet für den Einsatz bei Verbundbrücken in der VFT-Bauweise, bei denen in der Regel die Ermüdungsfestigkeit maßgebend ist.

Bei den Brückenbauwerken in Pöcking (Schmitt et al., 2004) und über den Simmerbach (Feldmann et al., 2012) wurde die Konstruktion in der VFT-Bauweise mit einer VDL realisiert. Das Verbundtragwerk der Brücke in Pöcking (siehe Abbildung 2.7) wurde in der VFT-Bauweise realisiert, um die Brücke innerhalb eines kurzen Sperrzeitraums errichten zu können. Da die Anwendung von VDL außerhalb der damaligen technischen Regelwerke lag, war eine Zustimmung im Einzelfall (im Folgenden: ZiE) erforderlich.



Abbildung 2.7: Brücke in Pöcking in VFT-Bauweise mit VDL in Klothoidenform: (a) Ansicht (Gündel et al., 2014), (b) Stahlträger des Verbundquerschnitts (Schmitt et al., 2004)

Aus diesem Grund mussten experimentelle Untersuchungen zum Schubtragverhalten der ausgewählten VDL Geometrie durchgeführt werden. Die experimentellen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit der VDL wiesen eine Bruchlast von 575 kN und 610 kN je Verbundmittel mit einer ausreichenden duktilen Verformung auf. Letztendlich wurden bei der Brücke in Pöcking die Vorteile von VDL hinsichtlich der statischen Tragfähigkeit und positiven Auswirkungen auf die Ermüdungsfestigkeit genutzt, um im Ergebnis eine optimierte Konstruktion für das Brückenbauwerk zu erhalten.

Die Vorteile der VDL wurden ebenso bei der Eisenbahnbrücke über den Simmerbach genutzt. Die Eisenbahnbrücke über den Simmerbach (siehe Abbildung 2.8(a)) wurde in VFT-Rail[®]-Bauweise realisiert, da die Brücke in einem Sperrzeitraum von nur 50 Stunden errichten werden musste. Dabei wurde der Querschnitt der Brücke als Verbundquerschnitt mit externe Bewehrung entworfen. Die selbe Bauart wurde auch bei der Eisenbahnbrücke InfraLeuna verwendet (Luo und Mensinger, 2016). Die externe Bewehrung des Verbundquerschnitts erfolgte über Stahlträger mit einer VDL in Klothoidenform als Verbundmittel (siehe Abbildung 2.8(b)), die in den Betongurt einbinden. Der Verbundquerschnitt der Brücke hat einer Spannweite von 12,75 m mit einer Konstruktionshöhe von nur 66 cm. Dies entspricht einem Schlankheitsgrad von 1/20, welcher nach Geißler (2014) für Verbundbrücken dieser Bauart ein hoher Schlankheitsgrad ist. Detaillierte Informationen zur Eisenbahnbrücke über den Simmerbach sind in Feldmann et al. (2012, 2014) dargestellt.



(a)



(b)

Abbildung 2.8: Eisenbahnbrücke über den Simmerbach in VFT-Rail[®]-Bauweise mit einer VDL in Klothoidenform: (a) Ansicht (Gündel et al., 2014), (b) Aufbau des Verbundquerschnitts (Seidl, Mensinger, Koch und Hügler, 2012)

Die Umsetzung der VFT-Bauweise mit den VDL bei den Brückenbauwerken erfolgte durch eine ZiE, um die Vorteile hinsichtlich der höheren Schubtragfähigkeit und der günstigeren Kerbwirkung der VDL im Vergleich zu KBD nutzen zu können. Eine ZiE ist ein zeitintensiver Prozess und ggf. mit experimentellen Untersuchungen verbunden. Aus diesem Grund werden im Hochbau konventionelle Verbundmittel verwendet, obwohl die dargelegten Vorteile der VDL gegenüber den KBD überwiegen. Um die

Vorteile von VDL in weiteren Bereichen des Bauwesens anwenden zu können, wurde unter anderem basierend auf dem Forschungsprojekt von *Feldmann et al. (2014)* eine abZ für VDL (*DIBt, 2013*) erwirkt. Durch die abZ (*DIBt, 2013*) für VDL wird der potentielle Anwendungsbereich erweitert und die damit verbundenen Vorteile der VDL können in weiteren Bereichen, wie beispielsweise dem Hochbau, genutzt werden.

Bei der Stahlverbundkonstruktion des Parkhauses Coulinstraße in Wiesbaden (siehe Abbildung 2.9(a)) wurde eine VDL zur Übertragung der Schubkräfte zwischen dem Betongurt und dem Stahlprofil verwendet (*Springer et al., 2018*). Die Stahlverbundkonstruktion des Parkhauses setzt sich aus oberflanschlosen I-Profilen mit einer VDL in Puzzleform (siehe Abbildung 2.9(b)) und einem Betongurt mit einer Höhe von 125 mm zusammen. Die Tragwirkung in Querrichtung wird über Cofraplus-Decken realisiert. Ähnlich wie bei der Eisenbahnbrücke über den Simmerbach (*Feldmann et al., 2012*) wird durch die VDL eine geringe Konstruktionshöhe des Verbundquerschnitts mit einer hohen Spannweite ermöglicht und somit ein schlankes Erscheinungsbild des Verbundträgers erzielt. Der Verbundquerschnitt des Parkhauses weist eine Konstruktionshöhe von 55 cm mit einer Spannweite von bis zu 18,55 m auf. Durch die geringe Konstruktionshöhe der Verbundträger mit VDL wurde unter Einhaltung der vorgegebenen Gebäudehöhe eine weitere Parkebene ermöglicht. Gleichzeitig wurden trotz der geringen Konstruktionshöhe und hohen Spannweiten der Verbundträger die brandschutztechnischen Anforderungen (R90) an die Tragkonstruktion mit einer ZiE erfüllt. Beim Parkhaus Coulinstraße in Wiesbaden (*Springer et al., 2018*) wurden die Vorteile von Verbundträgern mit VDL genutzt, um die örtlichen Randbedingungen optimal auszunutzen.



Abbildung 2.9: Parkhaus Coulinstraße in Wiesbaden: (a) Stahlkonstruktion (*Springer et al., 2018*), (b) Oberflanschlose I-Profile mit VDL (*Springer et al., 2018*)

Die Beispiele der praktischen Anwendung von VDL bei Verbundtragwerken im Brücken- und Hochbau verdeutlichen die Vorteile und das damit verbundene Nutzungspotential von VDL im Vergleich zu KBD. Dennoch sind VDL nur vereinzelt

angewendet worden, da vollumfängliche normative Nachweismethoden bei Raumtemperaturbedingungen und besonders im Brandfall fehlen. Schlussendlich steigert der Einsatz der VDL die Performance von Verbundtragwerken im Hinblick auf das architektonische Erscheinungsbild, die Schubtragfähigkeit und die Wirtschaftlichkeit (effizienter Materialeinsatz) im Vergleich zu Verbundtragwerken mit KBD oder Stahlbetontragwerken.

2.2.4 Multifunktionale Deckensysteme

Besonders bei Deckensystemen in Verbundbauweise ist eine hohe Spannweite in Verbindung mit einer geringen Konstruktionshöhe, wie beim Beispiel des Parkhauses in Wiesbaden mit dem Verbundträger mit einer VDL, essentiell, um eine Raumsituation und ein architektonisches Erscheinungsbild ohne Stützen zu ermöglichen und die Randbedingungen hinsichtlich der Gebäudehöhe effizient auszunutzen. Gleichzeitig sollen Verbunddeckensysteme eine hohe Funktionalität und Anpassungsfähigkeit über die Lebensdauer von Gebäuden aufweisen, um den Abriss von Gebäuden bei einer Umnutzung zu vermeiden. Eine mögliche Option, die konstruktiven und gleichzeitig funktionellen Anforderungen zu erfüllen, sind multifunktionale Deckensysteme, die sich im Wesentlichen durch ihre hohe Flexibilität und Anpassungsfähigkeit an die jeweilige Nutzung eines Gebäude auszeichnen. Um Gebäude über deren Lebensdauer an die entsprechenden Nutzungsanforderung von beispielsweise Büro- und Verwaltungsgebäuden anzupassen, sind innovative Lösungen erforderlich.

Grundsätzlich können nach *Ungermann et al. (2010)* Deckensysteme in folgende Kategorien eingeteilt werden:

1. Verbunddecken mit Ortbeton
2. Additive Deckensysteme
3. Flachdecken mit integrierten Stahldecken
4. Inverse Systeme

Diese vier Kategorien werden als multifunktionale Deckensysteme bezeichnet. Die inversen Systeme bieten gegenüber den anderen Deckensystemen den Vorteil der Integration der technischen Gebäudeausstattung (im Folgenden: TGA) in die Tragwerkebene. Dadurch wird die Konstruktionshöhe bei einer gleichzeitig hohen Spannweite eines Deckensystems im Vergleich zu konventionellen Verbundträgern mit abgehängten Decken reduziert. Damit können innovative Gebäudekonzepte für Büro- und Verwaltungsgebäude entwickelt werden und nach *Stroetmann et al. (2016)* wird die Nachhaltigkeit verbessert.

Ein europäischer Vergleich von *Haller et al. (2007)* und *Ungermann et al. (2010)* zu

bevorzugten Spannweiten von Deckensysteme für verschiedene Nutzungsformen zeigt die Erfordernis von Systemen mit hohen Spannweiten (siehe Abbildung 2.10). Die Untersuchungen von *Haller et al. (2007)* und *Ungermann et al. (2010)* zeigen, dass in Deutschland die bevorzugte Spannweite für Deckensysteme in Bürogebäuden ca. 16 m ist. Insbesondere bei Verkaufsflächen und Bürogebäuden sind die bevorzugten Spannweiten für Deckensysteme größer als 10 m, da bei diesen Nutzungsformen eine stützenfreie Raumbgestaltung ein Ziel ist. Damit sind multifunktionale Deckensysteme für Büro- und Verwaltungsgebäuden eine effiziente Lösung, die eine hohe Spannweite mit einer geringen Konstruktionshöhe verbinden.

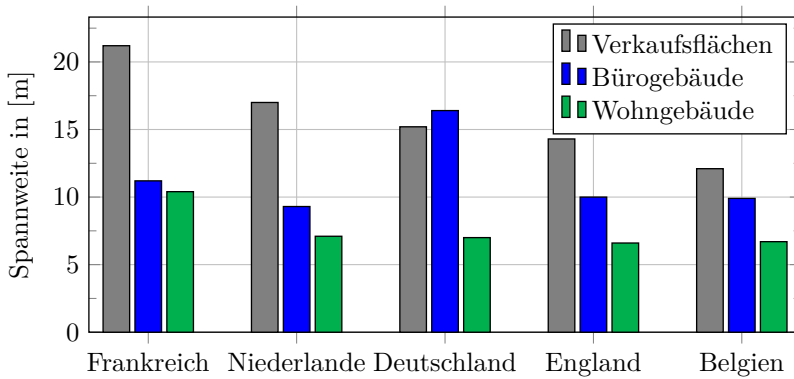


Abbildung 2.10: Gegenüberstellung bevorzugter Spannweiten für Deckensysteme (*Haller et al., 2007; Ungermann et al., 2010*)

Aus der Spannweite des Deckensystems leiten sich die statischen und konstruktiven Anforderungen ab, welche die zentralen Aspekte bei der Planung von Deckensystemen respektive Gebäuden sind. Dennoch müssen neben den statischen Anforderungen bei der Planung von multifunktionalen Deckensystemen die Aspekte der Nachhaltigkeit, der Bauphysik, des Brandschutzes und der Ästhetik beachtet werden. Zusammenfassend leiten sich für multifunktionale Deckensysteme nach *Mensingher et al. (2010)*, *Hegger et al. (2011, 2013)* und *Kurz et al. (2018)* die folgenden zentrale Anforderungen ab:

- | | |
|--|--|
| <ol style="list-style-type: none">1. Tragende und aussteifende Funktion (Tragfähigkeitskriterium R)2. Rauntrennung bzw. Raumabschluss (Isolationskriterium I und Raumabschlusskriterium E) | } Wesentliche Anforderungen für ein multifunktionales Deckensystem |
| <ol style="list-style-type: none">3. Integration der technische Gebäudeausrüstung in der Tragwerksebene4. Flexibilität bei der Gestaltung des Grundrisses5. Minimierung der Geschoss- sowie der Gebäudehöhe | |

Ein Beispiel für eine gelungene Umsetzung eines multifunktionalen Deckensystems stellt das Hochhaus *WestEndDuo* in Frankfurt am Main (siehe Abbildung 2.11(a)) dar. Mit dem Ziel, die Konstruktionshöhe des Deckensystems zu minimieren, wurde die technische Gebäudeausrüstung in der Tragwerksebene des multifunktionalen Deckensystems integriert (siehe Abbildung 2.11(b)). Das zentrale Konstruktionselement des multifunktionalen Verbunddeckensystems ist der geschweißte Stahlträger mit einer Spannweite von ca. 12 m, wodurch eine stützenfreie Raumgestaltung erreicht wurde. Bei dem Deckensystem des Hochhauses *WestEndDuo* handelt es sich um ein inverses Deckensystem. Durch das multifunktionale Deckensystem wird die Zugänglichkeit zur TGA gewährleistet und gleichzeitig kann die TGA an die entsprechende Nutzung des Gebäudes angepasst werden, wodurch das Gebäude nachhaltig genutzt werden kann.



(a)



(b)

Abbildung 2.11: Bürogebäude *WestEndDuo* in Frankfurt am Main: (a) Ansicht (*DB Bauzeitung*, 2008), (b) Inverses Verbunddeckensystem (*Mensingher et al.*, 2010)

Obwohl das Hochhaus *WestEndDuo* in Frankfurt am Main ein innovatives Projektbeispiel für die Umsetzung eines multifunktionalen Deckensystems ist, stellt das Hochhaus *WestEndDuo* schlussendlich eine Einzel- respektive Sonderlösung dar.

Einzel- respektive Sonderlösungen für multifunktionale Deckensysteme sollten nicht der Regelfall sein, da die praktische Realisierung solcher Sonderlösungen in der Planungsphase einen erheblichen Mehraufwand bedeutet. Deshalb sollten sinnvolle multifunktionale Deckensysteme konzipiert werden, da diese wie eingangs erwähnt einen signifikanten Anteil am Bauvolumen haben (*Ungermaun et al., 2010; Claßen et al., 2014*). Basierend auf dem Gedanken der Nachhaltigkeit und dem architektonischen Erscheinungsbild wurde vom Forschungskonsortium von *Hegger et al. (2013a)* ein innovatives multifunktionales Deckensystem in Verbundbauweise entwickelt und in Forschungsprojekten von *Feldmann et al. (2019)* und *Mensingher et al. (2021)* wurden weitere Fragestellungen für eine Anwendung im Hochbau geklärt. Das von *Hegger et al. (2013a)* entwickelte Deckensystem wird im folgenden Kapitel detaillierter erläutert.

2.2.5 Integriertes und nachhaltigkeitsorientiertes Deckensystem

Eine mögliche Variante eines Verbunddeckensystems zur Vermeidung der zuvor erwähnten Sonderlösungen und Berücksichtigung einer nachhaltigen Nutzung stellt das Integrierte und nachhaltigkeitsorientierte Deckensystem *InaDeck* dar. Das *InaDeck* wurde vom Forschungskonsortium *Hegger et al. (2013a, 2014)* im AiF - Forschungsprojekt *Integrierte und nachhaltigkeitsorientierte Deckensysteme in Stahl- und Verbundbauweise* entwickelt. Bei der Entwicklung des Deckensystems wurde erstmals eine ganzheitliche Betrachtung durchgeführt, bei der nicht nur rein statische Gesichtspunkte beachtet wurden. Dabei wurden ebenso eine integrale Umsetzung der zuvor erwähnten Fragestellungen hinsichtlich der TGA, des Brandschutzes und der Bauphysik berücksichtigt (*Hegger et al., 2011*). Dadurch wurde eine ökologische und zugleich ökonomische Konstruktionsform eines Deckensystems für Bürogebäude bis zur Gebäudeklasse 5 gemäß *MBO (2002)* entwickelt. Um eine ganzheitliche Anwendung des *InaDeck* zu ermöglichen, wurden in den AiF - Forschungsprojekten *Praxisreifes, integriertes Deckensystem für den Stahl- und Verbundbau (Feldmann et al., 2019; Kopp et al., 2018a)* und *Temperaturentwicklung in Hohlräumen abgehängter Decken sowie in Hohl- und Doppelböden und deren Auswirkungen auf das Tragverhalten innenliegender Stahlkonstruktionen (Mensingher et al., 2021; Schaumann et al., 2018a, 2019a)* weitere Fragestellungen hinsichtlich einer praktischen Anwendbarkeit des *InaDeck*, der lokalen Tragmechanismen der VDL und der brandschutztechnischen Anforderungen an die Tragkonstruktion im Hohlraum des Deckensystems untersucht.

Das entwickelte Deckensystems *InaDeck* setzt sich aus einem vorgespannten Betongurt

mit einer Höhe von 100 mm, einem ungeschützten halbierten IPE- oder HEA-Profil mit einer VDL in Puzzle- oder Klothoidenform und demontierbaren Elementplatten zusammen (siehe Abbildung 2.12). Der Bereich zwischen den demontierbaren Elementplatten und dem Betongurt formt den Hohlraum des Deckensystems für die TGA. Kennzeichnend für das *InaDeck* ist die spezielle Bauweise, bei dem das I-Profil in der Druckzone des Querschnitts positioniert ist und der Betongurt in der Zugzone des Querschnitts angeordnet ist. Durch diese Anordnung der Querschnittskomponenten hat der Beton bei der vollplastischen Momententragfähigkeit keinen Traganteil am Lastabtrag. Die Traganteile infolge bei der Biegemomentenbeanspruchung werden bei der vollplastischen Momententragfähigkeit durch die Bewehrung und die Spannglieder innerhalb des Betongurtes aufgenommen. Die Anordnung des Betongurtes in der Zugzone des Verbundquerschnitts begründet sich durch bauphysikalische und brandschutztechnische Aspekte (Hegger et al., 2013). Die brandschutztechnischen Regelungen für Bürogebäude fordern je nach Gebäudeklasse gemäß MBO (2002) eine Feuerwiderstandsdauer von bis zu 90 Minuten bei einem Brandszenario gemäß der Einheits-Temperaturzeitkurve (im Folgenden: ETK) unterhalb des Deckensystems. Durch die Positionierung des Betongurtes in der Zugzone des Querschnitts sowie dessen gerin-

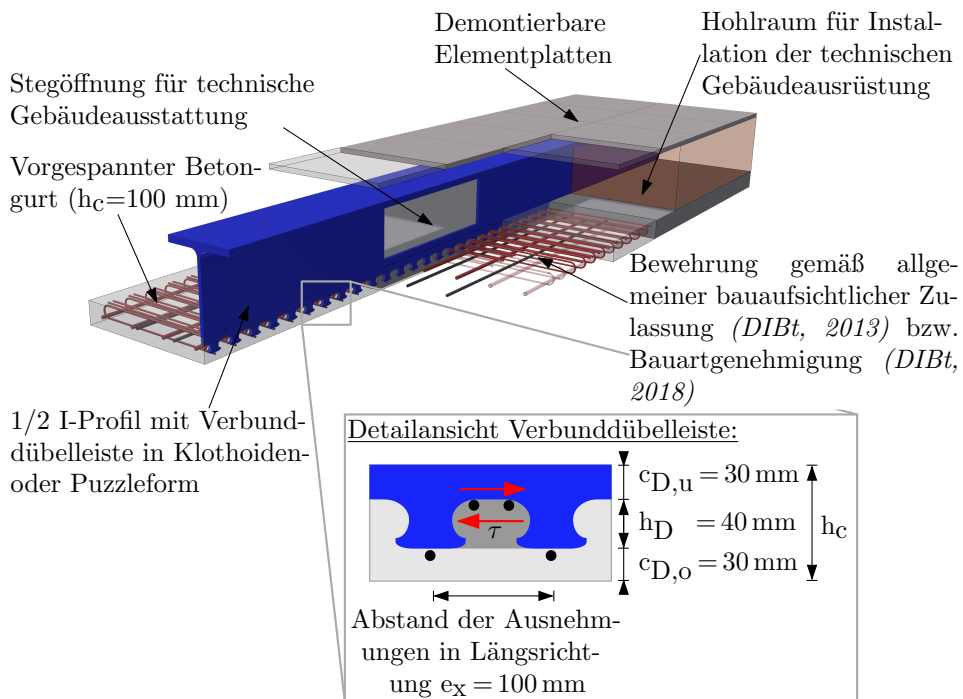


Abbildung 2.12: Überblick über das integrierte und nachhaltige Deckensystem *InaDeck* mit den charakteristischen Bestandteilen

ge Wärmeleitfähigkeit wird der Stahlträger vor der direkten Erwärmung durch die Brandbeanspruchung geschützt und somit wird die Tragfähigkeit R des Deckensystems sichergestellt. Des Weiteren werden durch den Betongurt der Raumabschluss E und das Isolationskriterium I eingehalten. Auf Grundlage der brandschutztechnischen Anforderungen $REI90$ für das *InaDeck* (im Wesentlichen durch das Isolationskriterium I) wurde die Höhe des Betongurts des Deckensystems von 100 mm abgeleitet, um die entsprechende thermische Performance des Deckensystems zu erreichen. Ebenso werden die Spannritzen, die die Zugkomponente des Deckensystems aufnehmen, durch die geringere Wärmeleitfähigkeit des Betons vor der Erwärmung geschützt. Die schlanke Bauweise des Betongurts von 100 mm wird durch die Verwendung von VDL zur Schubkraftübertragung zwischen dem Betongurt und dem I-Profil ermöglicht. Wie bereits erläutert, eignen sich oberflanschlose I-Profile mit VDL besonders für den Einsatz in schlanken Betongurten (siehe Detailansicht Abbildung 2.12).

Das vorgespannte Verbunddeckensystem wurde als Vollfertigteil mit einer Breite von 1,25 m, einer Spannweite von bis zu 16 m und für eine Nutzlast von bis zu 5 kN/m^2 entwickelt (Claßen et al., 2014b). Die Vorspannung des Deckensystems wird über Vorspannung im sofortigen Verbund realisiert, wodurch im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit eine Rissbildung vermieden wird. Das Deckensystem wird gegen das Eigengewicht (inklusive der demontierbaren Elementplatten) und einer Nutzlast von $2,5 \text{ kN/m}^2$ vorgespannt. Um eine möglichst flexible Gestaltung und Anpassung der TGA an die entsprechende Nutzungsform zu erzielen, werden Stegöffnungen im halbierten I-Profil berücksichtigt, um die Installation der TGA in Querrichtung des Deckensystems zu ermöglichen.

Experimentelle Untersuchungen von Schaumann et al. (2014) zur Systemtragwirkung des Deckensystems infolge des Normbrandszenarios gemäß ETK haben gezeigt, dass bei einem Brandszenario unterhalb des Deckensystems die Tragfähigkeit R des Deckensystems für eine Feuerwiderstandsdauer von 90 Minuten gewährleistet wird (detaillierte Informationen siehe Kapitel 2.4.2). Im Wesentlichen wird die Tragfähigkeit des Deckensystems durch die thermische Schutzwirkung des Betongurts erreicht.

Neben dem innovativen Deckensystem in Verbundbauweise existieren weitere multifunktionale Deckensysteme wie beispielsweise *TOPFloor Integral* (Frangi et al., 2009, 2011; Kurz et al., 2018) oder *Slimline* (Kurz et al., 2018; Slimline Buildings, 2019). Ein punktueller Vergleich dieser Verbunddeckensysteme mit dem entwickelten Verbunddeckensystem *InaDeck* ist in Claßen et al. (2014) und Schaumann et al. (2019c) dargestellt. Diese zeigen, dass sich das Deckensystem *InaDeck* im Vergleich zu den genannten Deckensystemen durch seine geringe Bauhöhe in Verbindung mit einer hohen Spannweite auszeichnet. Der Einsatz der VDL beim *InaDeck* ermöglicht einen Verbundquerschnitt mit einem effizienten Materialeinsatz.

2.3 Normative und technische Regelungen zu Stahlverbundträgern mit Verbundmitteln

2.3.1 Allgemeines

Die zuvor beschriebenen Charakteristiken von VDL werden nur teilweise durch die aktuellen Regelungen erfasst, wodurch der positive Nutzen von VDL und Verbundträgern mit VDL nicht vollumfänglich genutzt werden kann. Zur Abgrenzung der eigenen Forschungsarbeit vom Stand der Technik werden in diesem Unterkapitel die normativen Regelungen zur Bemessung von Verbundträgern bei Raumtemperatur sowie im Brandfall dargestellt. Ferner wird die Bemessung der Schubtragfähigkeit von KBD im Brandfall erläutert, die unter anderem bei der Analyse der eigenen experimentellen Detailuntersuchungen mit einfließen. Abschließend werden die Regelungen und Bemessung der Schubtragfähigkeit von VDL bei Raumtemperatur erläutert.

Die Bemessung von Verbundträgern und KBD erfolgt bei Raumtemperaturbedingungen gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* in Verbindung mit *DIN EN 1994-1-1/NA (2010)* und im Brandfall gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* in Verbindung mit *DIN EN 1994-1-2/NA (2010)*. Mit den normativen Regelungen des Eurocodes 4 können Verbundträger mit Vollbetonplatten sowie mit Profiblechdecken und kammerbetonierte Verbundträger, bei denen der Steg des Stahlprofils einbetoniert ist, nachgewiesen werden. Die derzeitige Fassung des Eurocodes 4 beinhaltet nicht die Bemessung von VDL bei Raumtemperatur und auch nicht im Brandfall. Ausschließlich die Bemessung von VDL bei Raumtemperatur wird von der allgemeinen Bauartgenehmigung (*DIBt, 2018*) erfasst. Der Anwendungsbereich der *DIN EN 1994-1-1 (2010)* sowie der allgemeinen Bauartgenehmigung (*DIBt, 2018*) umfasst normalfeste Baustähle von S235 bis S460 und normalfeste Betone der Festigkeitsklassen C20/25 bis C60/70. Im Brandfall wird gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* der Bereich der normalfesten Betone nur bis zu einer Festigkeitsklasse C50/60 definiert.

2.3.2 Bemessung von Verbundträgern

Plastische Momententragfähigkeit von Verbundträgern bei Raumtemperatur

Die Bemessung der plastischen Momententragfähigkeit erfolgt nach Abschnitt 6.1 der *DIN EN 1994-1-1 (2010)*. Basierend auf dieser Grundlage kann die vollplastische Momententragfähigkeit $M_{pl,Rd}$ von Verbundträgern mit Vollbetondecken sowie Profiblechdecken und kammerbetonierten Verbundträgern für den Grenzzustand der Tragfähigkeit ermittelt werden. Grundlage für die vollplastische Momententragfähigkeit ist, dass die einzelnen Querschnittsteile ohne Begrenzung der Dehnung plastizie-

ren und eine vollständige Verdübelung des Verbundträgers vorliegt (*Hanswille et al. (2018)*). Bei einer positiven plastischen Momententragfähigkeit mit einer vollständigen Verdübelung des Verbundträgers wirken in der Zugzone der Bemessungswert der Streckgrenze f_{yd} des Baustahls und in der Druckzone zwischen der Randfaser und der plastischen Nulllinie der Bemessungswert der Betondruckfestigkeit f_{cd} . Zur Berechnung der plastischen Momententragfähigkeit ist die Kenntnis der Lage der plastischen Nulllinien z_{pl} im Querschnitt des Verbundträgers erforderlich. Die plastische Momententragfähigkeit ergibt sich aus den inneren Normalkräften der einzelnen Querschnittsteile und dem jeweiligen auf die Lage der plastischen Nulllinie bezogenen Hebelarm ergibt. Die Lage der plastischen Nulllinie leitet sich aus der Bedingung des inneren Gleichgewichts der vollplastischen Normalkräfte ab.

Bei der Bemessung der vollplastischen Momententragfähigkeit ist die Grenzdehnung des Betons in der Druckzone des Verbundquerschnitts zu beachten. Bei Verbundträgern mit tiefliegender plastischen Nulllinie wird die Momententragfähigkeit des Verbundträgers durch die Grenzdehnung des Betons ($\epsilon_{ce,\Theta}$) in der Druckzone begrenzt. In diesem Fall wird die vollplastische Momententragfähigkeit des Verbundträgers nicht erreicht, sondern zuvor tritt ein Betonbruchversagen durch Überschreitung der Grenzdehnung des Betons auf. Diese Momententragfähigkeit wird als elastisch-plastische Momententragfähigkeit oder dehnungsbeschränkte Momententragfähigkeit M_{Rd} bezeichnet. Bei der dehnungsbeschränkten Momententragfähigkeit werden die Dehnungen der einzelnen Querschnittsteile bei der Berechnung der Momententragfähigkeit berücksichtigt. Die Grenzdehnung des Betons für die Momententragfähigkeit ist insbesondere bei der Bemessung von Verbundträgern mit einer geringen effektiven Betongurtbreite b_{eff} (z.B. Betongurt mit Deckendurchbrüchen), Verbundträgern mit verstärktem Flansch oder bei Verbundträger mit geringer Konstruktionshöhe sowie ganz oder teilweise einbetonierten I-Profilen (z. B. Slim-Floor-Bauweise) zu berücksichtigen.

Plastische Momententragfähigkeit von Verbundträgern im Brandfall

Die Bemessung der plastischen Momententragfähigkeit im Brandfall erfolgt auf Basis der *DIN EN 1994-1-2 (2010)* in Verbindung mit *DIN EN 1994-1-2/NA (2010)*. Verbundträger können grundsätzlich mit Bemessungstabellen, vereinfachten Berechnungsverfahren und allgemeinen Bemessungsverfahren für den Brandfall bemessen werden. Die Bemessung von Verbundträgern mit den Tabellenverfahren stellt die einfachste und gleichzeitig konservativste Methode dar. Mit den Bemessungstabellen können lediglich kammerbetonierte Verbundträger in Abhängigkeit der Feuerwiderstandsdauer, geometrischen Randbedingung sowie dem Ausnutzungsgrad für den Brandfall nachgewiesen werden (siehe Abschnitt 4.2.2 der *DIN EN 1994-1-2 (2010)*).

Die Bemessung der plastischen Momententragfähigkeit im Brandfall $M_{pl,fi,Rd}$ von Verbundträgern kann neben den Tabellenverfahren mittels vereinfachter Berechnungsverfahren erfolgen. Mit dem querschnittsunabhängigen Berechnungsverfahren gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* kann die plastische Momententragfähigkeit eines Verbundträgers sowie eines kammerbetonierten Verbundträgers (siehe Gleichung (2.2)) ermittelt werden. In Analogie zur Bemessung der vollplastischen Momententragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen erfolgt die Berechnung der plastischen Momententragfähigkeit im Brandfall auf Basis der Lage der plastischen Nulllinie (siehe Gleichung (2.1)).

$$\sum_{i=1}^n A_i \cdot k_{y,\Theta(t),i} \cdot \left(\frac{f_{y,i}}{\gamma_{M,fi,a}} \right) + \alpha_{slab} \cdot \sum_{j=1}^m A_j \cdot k_{c,\Theta(t),j} \cdot \left(\frac{f_{c,j}}{\gamma_{M,fi,c}} \right) = 0 \quad (2.1)$$

$$M_{pl,fi,Rd}(t) = \sum_{i=1}^n A_i \cdot z_i \cdot k_{y,\Theta(t),i} \cdot \left(\frac{f_{y,i}}{\gamma_{M,fi,a}} \right) + \alpha_{slab} \cdot \sum_{j=1}^m A_j \cdot z_j \cdot k_{c,\Theta(t),j} \cdot \left(\frac{f_{c,j}}{\gamma_{M,fi,c}} \right) \quad (2.2)$$

- mit:
- A_i, A_j – Teilflächen der einzelnen Querschnittsteile
 - z_i, z_j – Abstände der Schwerpunkte der Teilflächen A_i oder A_j zur plastischen Nulllinie
 - $f_{y,i}$ – Nominelle Fließgrenze f_y für die Teilfläche A_i aus Baustahl bei Raumtemperaturbedingungen
 - $f_{c,i}$ – Bemessungswert der Druckfestigkeit der Teilfläche A_j aus Normalbeton bei Raumtemperaturbedingungen
 - $k_{y,\Theta(t),i}, k_{c,\Theta(t),j}$ – Reduktionsfaktoren der Festigkeiten in Abhängigkeit der Temperatur der Teilfläche des Querschnitts A_i oder A_j
 - α_{slab} – Koeffizient zur Berücksichtigung des rechteckigen Spannungsblocks; $\alpha_{slab} = 0,85$

Neben der querschnittsunabhängigen Ermittlung der plastischen Momententragfähigkeit im Brandfall eines Verbundtragwerks kann die Bemessung mit einem Verfahren nach Anhang E gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* für Verbundträger oder nach Anhang F gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* für kammerbetonierte Verbundträger erfolgen. Grundlage für die vereinfachten Berechnungsverfahren für die plastische Momententragfähigkeit im Brandfall $M_{pl,fi,Rd}$ eines Verbundträgers ist die Kenntnis des Temperaturfelds des Verbundträgers respektive der einzelnen Querschnittsteile (A_i oder A_j) des Verbundträgers. Das Temperaturfeld eines ungeschützten oder geschützten Stahlquerschnitts eines Verbundträgers kann mittels der $\Delta\Theta_{a,t}$ -Formel nach Abschnitt 4.3.4

gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)*, welche letztlich auf den $\Delta\Theta_{a,t}$ -Formel der *DIN EN 1993-1-2 (2010)* basieren, berechnet werden. Ebenso kann mittels der ingenieurmäßigen Ansätze gemäß Anhang D der *DIN EN 1994-1-2 (2010)* die Temperaturverteilung in einem Betongurt eines Verbundträgers ermittelt werden. Weitere ingenieurmäßige Ansätze zur Berechnung des Temperaturfelds eines Verbundquerschnitts sind beispielsweise in *Schaumann et al. (2016)* oder *Schaumann et al. (2018)* dargestellt. Allerdings ist die Grundlage der ingenieurmäßigen Ansätze zur Berechnung des Temperaturfelds im Betongurt des Verbundträgers die ETK.

Neben den Tabellenverfahren und den vereinfachten Berechnungsverfahren können allgemeine Bemessungsverfahren verwendet werden, um Verbundtragwerke für den Brandfall nachzuweisen. Bei der Anwendung der allgemeinen Bemessungsverfahren wird in der Regel Software verwendet, die auf der Finiten Element Methode (FEM) basiert. Mit Hilfe dieser Programme kann das Trag- und Verformungsverhalten jeglicher Verbundträgertypen infolge von Norm- und Naturbrandszenarien beurteilt werden. Die Beurteilung des Trag- und Verformungsverhaltens kann gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* durch eine thermische Analyse zur Berechnung des Temperaturfelds mit einer anschließenden mechanischen Analyse zum Tragverhalten des Verbundbauteils erfolgen. Theoretisch kann eine thermische Analyse zur Berechnung des Temperaturfelds eines Verbundträgers verwendet werden, um darauf aufbauend mit vereinfachten Berechnungsverfahren die plastische Momententragfähigkeit eines Verbundträgers (siehe Gleichung 2.2) zu ermitteln. Bei den thermischen und mechanischen Analysen mit den Programmen sind die Grundlagen der Wärmeübertragung und der Mechanik zu beachten. Des Weiteren sind bei den Analysen geometrisch nichtlineare Effekte, nichtlineare Werkstoffeigenschaften und die gemeinsame Wirkung von mechanischen Einwirkungen, geometrischen Imperfektionen und Wärmeeinwirkung zu berücksichtigen. Bei den mechanischen Analysen sind die aufgrund von Temperatureinwirkung entstehenden thermisch bedingten Dehnungen und Spannungen zu berücksichtigen, da diese das Trag- und Verformungsverhalten signifikant beeinflussen können.

2.3.3 Bemessung der Schubtragfähigkeit von Verbundmitteln

Schubtragfähigkeit von VDL bei Raumtemperatur

Die derzeitige Fassung des Eurocodes 4 beinhaltet ausschließlich die Bemessung der Schubtragfähigkeit von KBD als Verbundmittel. Weitere Verbundmittel werden von *DIN EN 1994-1-1 (2010)* oder *DIN EN 1994-1-2 (2010)* nicht erfasst, sodass die dargestellten Vorteile von VDL hinsichtlich einer effizienteren Querschnittsgestaltung von Verbundträgern in Verbindung mit einer höheren Schubtragfähigkeit gegenüber KBD bisher nicht normativ erfasst sind. Um VDL bei Verbundtragwerken baupraktisch an-

wenden zu können, wurde unter anderem basierend auf dem Forschungsprojekt von *Feldmann et al. (2014)* eine abZ *Verbunddübelleisten (DIBt, 2013)* erarbeitet. Die abZ für Verbunddübelleisten (*DIBt, 2013*) wurde nach Ablauf der Gültigkeit von 5 Jahre durch eine allgemeine Bauartgenehmigung (im Folgenden: aBG) (*DIBt, 2018*) ersetzt. Die aBG *Stahlverbundträger mit Verbunddübelleisten in Klothoiden- und Puzzleform (DIBt, 2018)* beinhaltet im Wesentlichen die Bemessungsvorschriften der abZ (*DIBt, 2013*) und ist die Verlängerung der abZ für Verbunddübelleisten.

Neben der Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL werden in der abZ (*DIBt, 2013*) respektive der aBG (*DIBt, 2018*) die Abmessungen der VDL in Klothoiden- und Puzzleform sowie die geometrischen Randbedingungen der Anordnung der Bewehrung definiert (siehe Abbildung 2.13). Die geometrischen Abmessungen der VDL in Klothoiden- oder Puzzleform basieren ausschließlich auf dem Abstand der einzelnen Verbundmittel in Längsrichtung e_x . Letztendlich leitet sich aus dem Abstand der Verbundmittel in Längsrichtung e_x die Anordnung der Bewehrung des Verbundmittels ab. Die Bewehrung der VDL setzt sich aus einer *oberen Bewehrung* (Brillenbewehrung) und einer *unteren Bewehrung* (Querbewehrung) zusammen. Die Brillenbewehrung wird oberhalb der VDL positioniert und gewährleistet die Umschnürungswirkung des Betons. Die Querbewehrung der VDL befindet sich in der Dübelzahnausnehmung (siehe Abbildung 2.13) und ist idealerweise im Fußpunkt des Verbundmittels angeordnet. Je Dübelzahnausnehmung sind gemäß abZ (*DIBt, 2013*) bzw. aBG (*DIBt, 2018*) zwei Bewehrungsstäbe als Querbewehrung des Verbundmittels anzuordnen.

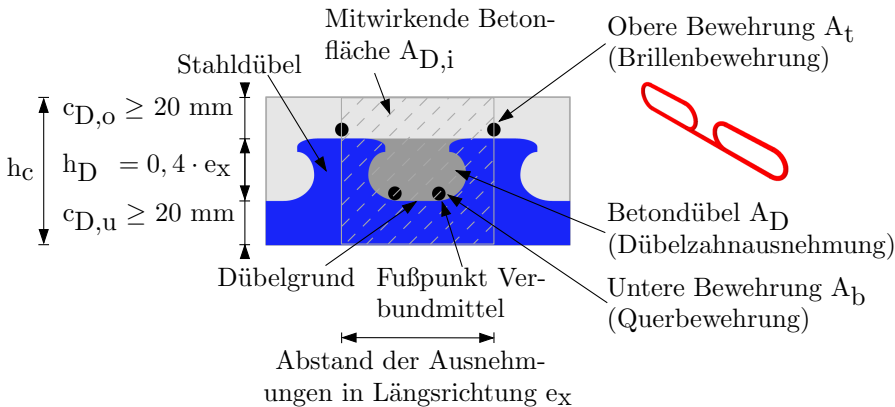


Abbildung 2.13: Geometrie und charakteristische Details der VDL

Basierend auf den experimentellen Untersuchungen sowie numerischen Simulationen von beispielsweise *Seidl (2009)*, *Heinemeyer (2011)*, *Heinemeyer et al. (2012)*, *Gündel et al. (2014)*, *Feldmann et al. (2014)* oder *Claßen et al. (2014a)*, die in Abschnitt 2.4.3 dargestellt beschrieben werden, wurden die Bemessungsgleichungen zur Ermittlung

der Schubtragfähigkeit von VDL der aBG (*DIBt, 2018*) abgeleitet. Die Bemessungsgleichungen der aBG (*DIBt, 2018*) gelten für die primären Versagensmechanismen des Stahlversagens (siehe Gleichung (2.3)), des Ausstanzens des Betons (siehe Gleichung (2.4)) und des Abscherens des Betondübels (siehe Gleichung (2.5)), die in Abbildung 2.4 in Abschnitt 2.2.2 dargestellt sind.

$$P_{pl,k} = P_{\text{Stahlversagen},k} = 0,25 \cdot e_x \cdot t_w \cdot f_y \quad (2.3)$$

$$P_{po,k} = P_{\text{Ausstanzen},k} = \chi_x \cdot \chi_y \cdot 90 \cdot h_{po}^{1,5} \cdot \sqrt{f_{ck}} \cdot (1 + \rho_{D,i}) \quad (2.4)$$

$$P_{sh,k} = P_{\text{Abscheren},k} = \eta_D \cdot e_x^2 \cdot \sqrt{f_{ck}} \cdot (1 + \rho_D) \quad (2.5)$$

- mit: e_x – Abstand der Ausnehmungen in Längsrichtung in [mm]
 $150 \text{ mm} \leq e_x \leq 500 \text{ mm}$
- t_w – Blechdicke der VDL in [mm]
- f_{ck} – Charakteristischer Wert der Zylinderdruckfestigkeit des Normalbetons in [N/mm²]
- f_y – Streckgrenze des Baustahls in [N/mm²]
- η_D – Abminderungsfaktor der Betondübelfläche in Abhängigkeit der Form des Verbundmittels [-]
- χ_x / χ_y – Abminderungsfaktor für Ausbruchkegelüberschreitung in Längs- und Querrichtung der VDL [-]
- h_{po} – Höhe des Ersatzausbruchkegels in [mm]
- $\rho_D / \rho_{D,i}$ – Bewehrungsgrad für Abscheren / Ausstanzen [-]

Der maßgebende charakteristische Bemessungswert der Schubtragfähigkeit $P_{Rk(PZ; CL)}$ der VDL in Puzzle- oder Klothoidenform ergibt sich gemäß aBG (*DIBt, 2018*) aus dem Minimum des jeweiligen Bemessungswerts des entsprechenden primären Versagensmechanismus.

$$P_{Rk(PZ; CL)} = \min \begin{cases} P_{\text{Stahlversagen},k} & \text{(siehe Gleichung 2.3)} \\ P_{\text{Ausstanzen},k} & \text{(siehe Gleichung 2.4)} \\ P_{\text{Abscheren},k} & \text{(siehe Gleichung 2.5)} \end{cases} \quad (2.6)$$

Das Tragverhalten der primären Versagensmechanismen und des sekundären Versagensmechanismus sowie die theoretischen Grundlagen der Bemessungsgleichungen werden im Folgenden prägnant beschrieben. Des Weiteren zeichnen sich die Dübelkennlinien der VDL mit den primären Versagensmechanismen Stahlversagen und Ausstanzen des Betons durch entsprechende Charakteristiken aus, die bei der Beschreibung des Tragverhaltens der VDL mit dargestellt werden.

Die Schubbeanspruchung P_{Actio} wird über die Kontaktfläche zwischen der VDL und

dem Beton (Stirnfläche der VDL) in den Beton in die Dübelzahnausnehmung eingeleitet, wodurch sich zwei Bereiche mit einem unterschiedlichen Beanspruchungsniveau im Beton der Dübelzahnausnehmung ausbilden (siehe Abbildung 2.14(a)). Im Bereich A (siehe Abbildung 2.14(a)) wird der Beton durch die einleitende Schubbeanspruchung komprimiert. Bei einer ausreichenden Umschnürungswirkung des Betons bildet sich ein mehraxialer Spannungszustand aus, der ein Vielfaches der einaxialen Druckfestigkeit des Betons aufnehmen kann (*Wurzer, 1997; Zapfe, 2001; Mangerig et al., 2011; Heinemeyer, 2011*). Der Bereich B (siehe Abbildung 2.14(a)) stellt den Bereich der Lastausbreitung (Druck- und Querzugbeanspruchung) der eingeleiteten Schubbeanspruchung dar.

Aufgrund des mehraxialen Spannungszustands vor der Stirnfläche der VDL im Beton wird in diesem Bereich der Beton komprimiert, wodurch der Beton eine hohe Teilflächenpressung erfährt. Bei einer ausreichenden Umschnürungswirkung des Betons kann der mehraxiale Spannungszustand solange gesteigert werden, bis der Beton vor der Stirnfläche der VDL infolge der hohen Teilflächenpressung bzw. Kontaktpressung zwischen der Stirnfläche des Stahldübels und dem Betondübel pulverisiert wird. Durch die hohe Resttragfähigkeit des pulverisierten Betons nimmt die Schubtragfähigkeit des Verbundmittels infolge einer Kräfteumlagerung innerhalb des Betondübels nicht signifikant ab. Der sekundäre Versagensmechanismus der Teilflächenpressung ist nicht kritisch für die Schubtragfähigkeit der VDL. Erst infolge einer Rissbildung des Betons kann der pulverisierte Beton ausweichen und die Tragfähigkeit des Verbundmittels wird reduziert respektive ein primärer Versagensmechanismus (Ausstanzen von Beton, Abscheren von Beton oder Stahlversagen) der VDL wird erreicht. Der Versagensmechanismus der Teilflächenpressung tritt nach *Heinemeyer (2011)* und *Feldmann et al. (2014)* bei VDL mit einer geringen Stegdicke auf.

Beim Versagensmechanismus **Ausstanzen** des Betons entsteht vor der Stirnfläche der VDL ein komprimierter Betonkeil. Durch die Mikrorissbildung wird die Quer- sowie Brillenbewehrung in der Dübelzahnausnehmung aktiviert und die Umschnürungswirkung des Betons bleibt erhalten. Dadurch kann die Schubkraft der VDL weiter gesteigert werden. Mit zunehmender Laststeigerung entsteht zur Schubkraft eine senkrecht wirkende Abtriebskraft in Richtung der geringsten Betonüberdeckung. Mit steigender Schubkraft nimmt die dazu senkrecht wirkende Abtriebskraft zu, bis diese die Zugfestigkeit bzw. die Schubfestigkeit des Betons überschreitet. Dadurch bildet sich ein kegelförmiger Ausbruchkörper in Richtung der geringsten Betondeckung (siehe Abbildung 2.4(b)). Folglich reduziert sich kontinuierlich die Schubtragfähigkeit der VDL, was durch die Querbewehrung bedingt ist. Der Versagensmechanismus Ausstanzen des Betons hängt maßgeblich von der Betondeckung der VDL ab. Die Schubtragfähigkeit der VDL gegen Ausstanzen (siehe Gleichung (2.4)) basiert auf Untersuchungen

von *Heinemeyer (2011)* und ist angelehnt an Ansätze zur Beschreibung des Blow-out-Versagens von randnahen Befestigungsmitteln (z.B. KBD).

Der zweite primäre Versagensmechanismus **Abscheren** des Betondübels ist ein zweiseitiges Versagen des Betons im Bereich der Dübelzahnausnehmung (siehe Abbildung 2.4(c)). Infolge der Schubbeanspruchung treten in der Dübelzahnausnehmung Querkzugspannung in der Lastausbreitzzone auf. Überschreiten die Querkzugspannungen die Zugfestigkeit des Betons schert der Beton in der Dübelzahnausnehmung der VDL zweiseitig ab. Dieser Versagensmechanismus ist im Vergleich zum Versagensmechanismus Ausstanzen des Betons ein sprödes Versagen. Der Versagensmechanismus Abscheren des Betons tritt bei schmalen Dübelzahnausnehmungen der VDL, hohen Stegdicken der VDL oder fehlender Querbewehrung in der Dübelzahnausnehmung der VDL auf. Grundsätzlich sind die Dübelzahnausnehmungen der VDL in der Praxis querbewehrt, sodass diese Versagensart nicht maßgebend wird und von geringer Relevanz ist. Das Modell zur Ermittlung des Widerstands der VDL gegen das Abscheren des Betondübels (siehe Gleichung (2.5)) basiert auf dem Modell von *Zapfe (2001)* für Kombidübelleisten.

Große plastische Verformungen der VDL bis hin zu einem Abscheren des Stahlzahns der VDL sind kennzeichnend für den Versagensmechanismus **Stahlversagen** (siehe Abbildung 2.4(a)). Über die Kontaktfläche zwischen der Stirnfläche der VDL und dem Beton in der Dübelzahnausnehmung wird der Dübelzahn durch die offene Ausnehmung der VDL auf Schub und Biegung beansprucht. Infolge der kombinierten Schub- und Biegebeanspruchung bildet sich unter der Annahme einer plastischen Spannungsverteilung ein *von Mises*-Fließzustand im kritischen Schnitt der VDL aus. Der kritische Schnitt der VDL hat aufgrund der Beanspruchung eine variable Breite und Höhenlage über dem Dübelgrund der VDL (*Gündel et al., 2014; Kopp et al., 2018b*). Auf dem Modell des kritischen Schnittes basiert das Bemessungsmodell gemäß aBG (*DIBt, 2018*) für das Stahlversagen einer VDL (siehe Gleichung (2.3)). Die theoretischen Hintergründe zum Bemessungsmodell sind in *Feldmann et al. (2014)* detailliert dargestellt. Der Versagensmechanismus Stahlversagen ist ein duktiler Versagen und tritt bei VDL mit einer geringen Stegdicke, geringen Stahlfestigkeit oder geringem Längsabstand der Verbundmittel auf.

Außerdem weisen die primären Versagensmechanismen Stahlversagen und Ausstanzen des Betons charakteristische Dübelkennlinien auf, die in Abbildung 2.14(b) dargestellt sind. Ein Abscheren des Betons wird nicht betrachtet, da in der Baupraxis grundsätzlich die VDL querbewehrt sind und somit dieser Versagensmechanismus verhindert wird. Die charakteristischen Dübelkennlinien der Versagensmechanismen Ausstanzen des Betons und Stahlversagen weisen einen linear-elastischen Bereich bis P_{el} auf. Der Übergang (nach Überschreiten von P_{el}) in den nichtlinearen Bereich ist durch eine

Rissbildung im Beton gekennzeichnet. Im zweiten Bereich nehmen die Verformungen zu, wobei die Zunahme der Schubtragfähigkeit nur gering ist. Die Zunahme der Verformungen beim Stahlversagen ist größer als beim Ausstanzen des Betons, da der Versagensmechanismus Stahlversagen ein größeres Verformungsvermögen aufweist. Nach Erreichen der maximalen Schubtragfähigkeit P_{\max} der VDL reduziert sich die Schubtragfähigkeit bei einer gleichzeitigen Zunahme der Verformung des Verbundmittels. Ein Charakteristikum der Dübelkennlinie des Versagensmechanismus Ausstanzen des Betons ist der rasche Abfall der Schubtragfähigkeit nach Erreichen des Maximums (Seidl, 2009). Im Gegensatz dazu weist die Dübelkennlinie für Stahlversagen einen kontinuierlichen Verlauf nach Erreichen der maximalen Schubtragfähigkeit auf.

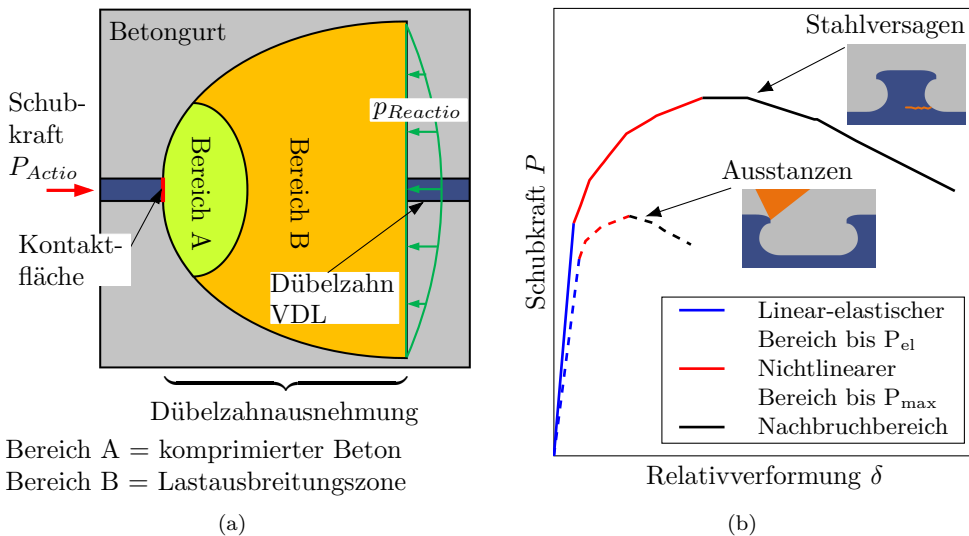


Abbildung 2.14: (a) Schematische Darstellung (Draufsicht) der Beanspruchung des Betons in der Dübelzahnausnehmung in Anlehnung an *Wurzer (1997)* und *Heinemeyer (2011)*; (b) Charakteristische Dübelkennlinien der Versagensmechanismen Ausstanzen des Betons und Stahlversagen (in Anlehnung an *Heinemeyer (2011)*)

Die bisherigen Ingenieurmodelle der aBG zur Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL wurden von *Christou et al. (2021)* im Rahmen des Forschungsprojektes *Konsistentes Bemessungsmodell für fertigungsoptimierte Verbunddübelleisten - Grundlagen für DAST-Richtlinie und Überführung in Eurocode 4* von *Feldmann et al. (2021)* weiterentwickelt, um ein konsistentes Bemessungsmodell für VDL bei Raumtemperaturbedingungen zu erhalten. Dabei ermöglicht das weiterentwickelte Bemessungsmodell bei einem Stahlversagen die Berücksichtigung der Form der VDL. Des Weiteren kann bei dem Bemessungsmodell bei einem Ausstanzen des Betons der Einfluss eines gerissenen Betons auf die Schubtragfähigkeit mit unterschiedlichen Abständen und Breiten

ermittelt werden. Diese Aspekte werden von der aktuellen aBG nicht berücksichtigt. Des Weiteren beinhaltet das entwickelte konsistente Bemessungsmodell die Möglichkeit der Bemessung der Zugtragfähigkeit sowie der Schub-Zug-Interaktion der VDL. Allerdings wird durch die aBG (*DIBt, 2018*) sowie das konsistente Bemessungsmodell von *Christou et al. (2021)* ausschließlich die Bemessung der Schubtragfähigkeit von VDL bei Raumtemperaturbedingungen geregelt. Die Bemessung der Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall ist in den derzeitigen Regelungen nicht beinhaltet, da keine Datengrundlage experimenteller Untersuchungen sowie numerischer Simulationen zur Schubtragfähigkeit von VDL in Puzzle- oder Klothoidenform im Brandfall vorliegt. Mit den derzeitigen normativen Regelungen kann bei einem vollständigen Verdübelungsgrad, welcher unabhängig von der Verbundmittelart zur Übertragung der Schubkräfte ist, nur eine Bemessung der plastischen Momententragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen eines Verbundträgers erfolgen.

Mit der Einführung der Eurocodes wurde auf europäischer Ebene eine allgemein gültige normative Grundlage zur Bemessung von Bauwerken des Brücken- und Hochbaus geschaffen. Zur Nutzung der positiven Charakteristiken von VDL gegenüber KBD (siehe Abschnitt 2.2.2) wird im Zuge der Novellierung der Eurocodes ein Anhang zur *DIN EN 1994-2 (2010)* für VDL entwickelt (*DIN N715, 2019; CEN N751, 2019; CEN N697, 2019*). Dieser Anhang basiert auf der entwickelten abZ (*DIBt, 2013*) respektive aBG (*DIBt, 2018*) für VDL. Damit können die zuvor erläuterten vorteilhaften Charakteristiken von VDL gegenüber KBD vollumfänglich im Brücken- und Hochbau genutzt werden.

Schubtragfähigkeit von KBD im Brandfall

Mit der derzeitigen Fassung des Eurocodes 4 kann die Schubtragfähigkeit von KBD bei Raumtemperaturbedingungen gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* sowie im Brandfall gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* ermittelt werden. Die Regelungen zur Bemessung der Schubtragfähigkeit von KBD umfassen im Gegensatz zu den VDL auch den Brandfall. Die vereinfachten Bemessungsgleichungen der Schubtragfähigkeit von KBD im Brandfall (siehe Gleichung (2.7)) basieren auf dem Bemessungswert der Schubtragfähigkeit für KBD bei Raumtemperaturbedingungen der Gleichungen (6.18) und (6.19) gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)*. Die Schubtragfähigkeit von KBD im Brandfall ermittelt sich aus der Schubtragfähigkeit der KBD bei Raumtemperaturbedingungen gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* und den Reduktionsfaktoren für Baustahl und Normalbeton gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)*. Die Bemessungsgleichungen der Schubtragfähigkeit von KBD im Brandfall sind in Gleichung (2.7) dargestellt. Grundlage für die Reduktionsfaktoren zur Abminderung der Schubtragfähigkeit des KBD im Brandfall ist

die Temperatur des oberen Flansches des I-Profiles. Vereinfacht kann gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* die Temperatur des KBD zu 80 % und des Betons zu 40 % der Stahltemperatur des oberen Flansches angenommen werden.

$$P_{fi,Rd} = \min \begin{cases} 0,8 \cdot k_{u,\theta} \cdot P_{Rd} & \text{mit } P_{Rd} \text{ nach Gleichung (6.18) gemäß} \\ & \text{DIN EN 1994-1-1 (2010)} \\ k_{c,\theta} \cdot P_{Rd} & \text{mit } P_{Rd} \text{ nach Gleichung (6.19) gemäß} \\ & \text{DIN EN 1994-1-1 (2010)} \end{cases} \quad (2.7)$$

mit: P_{Rd} – Bemessungswert der Schubtragfähigkeit von KBD bei Raumtemperaturbedingungen gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)*

$k_{u,\theta}$ – Reduktionsfaktor für die Streckgrenze von Baustahl des Spannungsniveaus im Verfestigungsbereich $f_{au,\theta}$ gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)*

$k_{c,\theta}$ – Reduktionsfaktor für die Druckfestigkeit von Normalbeton gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)*

2.3.4 Experimentelle Ermittlung der Schubtragfähigkeit von Verbundmitteln

Die Ermittlung des Schubtragverhaltens und der maximalen Schubtragfähigkeit eines Verbundmittels erfolgt mit dem Standard-Abscherversuch, einem sogenannten Push-out-Versuch, gemäß Anhang B der *DIN EN 1994-1-1 (2010)*. Im Anhang B der *DIN EN 1994-1-1 (2010)* wird der Standard-Abscherversuch (im Folgenden Push-out-Versuch) zur experimentellen Bestimmung der Schubtragfähigkeit von Verbundmitteln geregelt. Der symmetrische Versuchskörper der Push-out-Versuche besteht aus einem Betongurt und einem I-Profil mit Verbundmitteln, die in einen Betongurt einbinden (siehe Abbildung 2.15). Nach *DIN EN 1994-1-1 (2010)* sind die Push-out-Versuche in einer Art und Weise zu konzipieren, dass diese ausreichende Informationen über die erforderlichen Eigenschaften des Verbundmittels liefern. Mit einem Push-out-Versuch wird die Kraft-Verformungslinie, die sogenannte Dübelkennlinie, eines Verbundmittels ermittelt. In Abbildung 2.15 ist eine qualitative Dübelkennlinie eines Verbundmittels mit den charakteristischen Kenngrößen der Dübelkennlinie dargestellt. Die charakteristischen Kenngrößen der Dübelkennlinie sind die elastische Anfangssteifigkeit C_{el} , die maximale Schubtragfähigkeit des Verbundmittels beim Bruch P_{max} sowie das gesamte Verformungsvermögen δ_u .

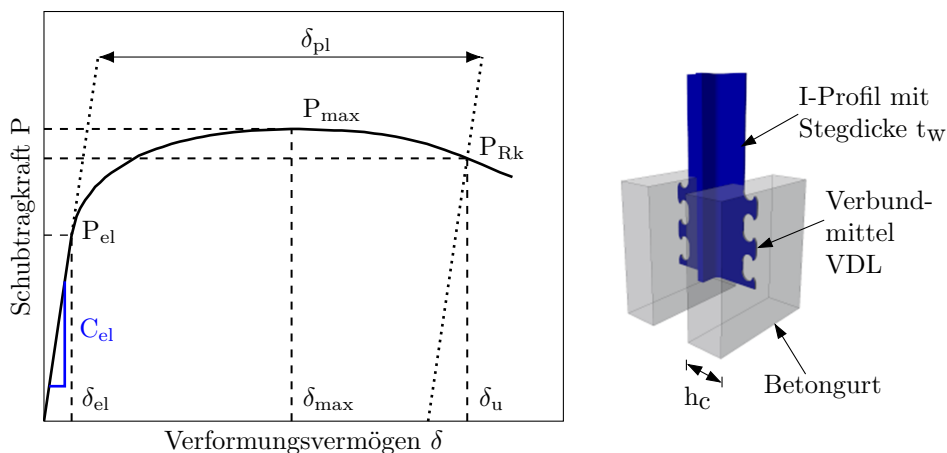


Abbildung 2.15: Qualitative Dübelkennlinie eines Standard-Abscherversuchs gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* mit charakteristischen Kenngrößen

Auf Basis der charakteristischen Schubtragfähigkeit P_{Rk} leitet sich das Verformungsvermögen δ_u ab. Das Verformungsvermögen entspricht der Verformung bei einer um 10% reduzierten maximalen Schubtragfähigkeit P_{max} ($P_{Rk} = 0,9 \cdot P_{max}$) eines Verbundmittels. Die maximale Schubtragfähigkeit ist nach *DIN EN 1994-1-1 (2010)* die kleinste Versuchslast aus drei Push-out-Versuchen. Das Verformungsvermögen eines Verbundmittels setzt sich aus dem elastischen Verformungsvermögen δ_{el} und dem plastischen Verformungsvermögen δ_{pl} zusammen (*Heinemeyer, 2011; Claßen et al., 2014a*) (siehe Gleichung (2.8)). Das elastische Verformungsvermögen δ_{el} wird durch die Anfangssteifigkeit des Verbundmittels bis zum Erreichen der elastischen Schubtragfähigkeit P_{el} beschrieben. Das plastische Verformungsvermögen beschreibt den irreversiblen Verformungsanteil des gesamten Verformungsvermögens. Des Weiteren kann mit dem Verformungsvermögen des Push-out-Versuchs die Duktilität eines Verbundmittels beurteilt werden. Ein Verbundmittel kann gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* als duktil eingestuft werden, wenn dies ein Verformungsvermögen von mindestens 6 mm aufweist.

$$\delta_u = \delta_{el} + \delta_{pl} \quad (2.8)$$

mit: δ_u – Gesamtes Verformungsvermögen
 δ_{el} – Elastisches Verformungsvermögen
 δ_{pl} – Plastisches Verformungsvermögen

In *DIN EN 1994-1-1 (2010)* wird der Versuchsablauf zur Ermittlung des Schubtragverhaltens von Verbundmitteln festgelegt. Der Versuchsablauf des Push-out-Versuchs

gliedert sich in **1.** zyklische Vorbelastung und **2.** Belastung bis zum Versagen bzw. Erreichen des Abbruchkriteriums. Die zyklische Vorbelastung erfolgt kraftgesteuert, wobei der Versuchskörper mit 25 Lastwechseln mit einer Oberlast von 40 % der erwarteten Bruchlast und einer Unterlast von 5 % der erwarteten Bruchlast beansprucht werden soll. Die dynamische Vorbelastung soll den Haftverbund respektive die Adhäsionskräfte in der Verbundfuge zwischen dem Stahlprofil und Betongurt lösen. Im Anschluss an die dynamische Vorbelastung soll der Versuchskörper in einem Zeitraum von mindestens 15 Minuten weggesteuert bis zum Versagen belastet werden. Als Abbruchkriterium des Push-out-Versuchs (experimentelle Untersuchung) wird in *DIN EN 1994-1-1 (2010)* eine Reduktion der Traglast um 20 % bezogen auf die maximale Schubtragfähigkeit P_{\max} definiert.

2.4 Stand der Forschung zum Schubtragverhalten von Stahlverbundträgern mit Verbunddübelleisten

2.4.1 Allgemeines

Vor dem Hintergrund der fehlenden normativen Bemessungsansätze sowie experimentellen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall wird zur Abgrenzung zu den geplanten experimentellen Untersuchungen sowie numerischen Simulationen in diesem Kapitel der Stand der Forschung aufbereitet. Aufgrund ihrer positiven Trag- und Verformungseigenschaften im Vergleich zu beispielsweise KBD wurden VDL zunächst im Brückenbau eingesetzt, wie anhand der Anwendungsbeispiele in Abschnitt 2.2.3 verdeutlicht wurde. Der positive Nutzen von VDL im Hinblick auf die Trageigenschaften wird zunehmend bei Verbundträgern im Hochbau genutzt, wodurch nicht nur das Trag- und Verformungsverhalten bei Raumtemperaturbedingungen von Bedeutung ist, sondern ebenso der Brandfall zu berücksichtigen ist.

Die Untersuchungen zur Tragfähigkeit von Verbundträgern mit VDL im Brandfall sind begrenzt, da die VDL bisher hauptsächlich bei Brückenbauwerken eingesetzt wurden und für diese keine Bemessung im Brandfall erforderlich ist. Zur Einordnung und Bewertung der durchgeführten experimentellen Untersuchungen werden die bisherigen Untersuchungen zum Erwärmungs- und Tragverhalten von Verbundträger mit VDL im Brandfall zusammenfassend dargestellt.

Zur Abgrenzung der geplanten Versuchsserien zur Schubtragfähigkeit von VDL werden die wesentlichen Forschungserkenntnisse von VDL unter einer ausschließlichen Schubbeanspruchung zusammengefasst. Auf Basis der experimentellen Untersuchungen aus der Literatur, die ausschließlich auf Raumtemperaturbedingungen begrenzt sind, werden die signifikanten Einflussgrößen auf die Schubtragfähigkeit erläutert. Eine Bewer-

tung des Brandfalls auf die Schubtragfähigkeit von Verbundmitteln erfolgte bislang nur in einigen Forschungsarbeiten für KBD, welche ebenfalls an dieser Stelle analysiert werden, um den Temperatureinfluss bei der Bewertung der eigenen Versuchsserien einordnen zu können.

Neben der Aufbereitung der experimentellen Untersuchungen werden auch numerische Ansätze zur Beschreibung des Schubtragverhaltens von VDL dargestellt. Dabei liegt der Fokus auf der Modellierung des Tragverhaltens von VDL. In Bezug auf die eigenen numerischen Simulationen (siehe Kapitel 5) wird die Überführung der experimentellen Untersuchungen in numerische Modelle und dessen Materialeigenschaften dargelegt.

2.4.2 Experimentelle Untersuchungen zum Tragverhalten von Verbundträgern mit Verbunddübelleisten im Brandfall

Experimentelle Untersuchungen zum Tragverhalten von Verbundträgern mit VDL im Brandfall sind auf die Untersuchungen im Forschungsprojekt *Prefabricated enduring composite beams based on innovative shear transmission* (im Folgenden: Preco-Beam) von *Seidl et al. (2013a)* und von *Schaumann et al. (2014)* zum Deckensystem *InaDeck* begrenzt, die im Forschungsprojekt *Integrierte und nachhaltigkeitsorientierte Deckensysteme im Stahl- und Verbundbau* von *Hegger et al. (2013a)* durchgeführt wurden. In den Forschungsprojekten wurde das Trag- und Verformungsverhalten eines Verbundträgers mit VDL sowie der Schlupf zwischen dem Stahlträger mit VDL und dem Betongurt des Verbundträgers im Brandfall infolge einer Brandbeanspruchung gemäß ETK experimentell untersucht.

Die experimentellen Untersuchungen zum Tragverhalten von Verbundträgern mit VDL im Forschungsprojekt Preco-Beam wurden an der Université de Liège von *Franssen und Janssen (2013)* durchgeführt. In insgesamt 12 Versuchen wurde das Trag- und Verformungsverhalten von Verbundträgern mit VDL bewertet. Von den 12 Versuchen wurden vier Versuche bei Raumtemperaturbedingungen und acht Versuche im Brandfall durchgeführt. Bei den Versuchen im Brandfall wurden zwei der Versuchskörper für ein Biegeversagen konzipiert. Bei den weiteren Versuchskörpern sollte im Brandfall ein Schubversagen der Verbundmittel (VDL) auftreten.

In den Brandversuchen wurden drei Querschnittstypen von Verbundträgern mit VDL untersucht, welche schematisch in Abbildung 2.16 dargestellt sind. Um das Biegeversagen sowie das Schubversagen des Verbundträgers zu erzeugen, wiesen die Versuchskörper der 4-Punkt-Biegeversuche unterschiedliche Spannweiten auf. Die Versuchskörper mit geplantem Biegeversagen hatten eine Spannweite von 4 m. Um ein Schubversagen der VDL zu erzeugen, wurde die Spannweite der Versuchskörper auf 2,4 m reduziert. Außerdem wurden die I-Profile der Verbundquerschnitte mit brandschutztechnischen

Maßnahmen, wie einer Zulagebewehrung oder einem Dämmschichtbildner, vor der Erwärmung geschützt, um höhere Temperaturen der VDL der Verbundträger zu erreichen. Mit diesen Maßnahmen sollte ein Schubversagen der VDL des Verbundträgers erzeugt werden. Die VDL der Verbundträger wiesen eine Puzzleform mit einem Verhältnis des Längsabstandes e_x zu einer Dübelzahnhöhe h_D von 300 mm zu 100 mm sowie 240 mm zu 80 mm auf. Zusätzlich zu der Verformung des Verbundträgers wurde der Schlupf zwischen dem Betongurt und dem Stahlprofil gemessen. Detaillierte Informationen zu den Brandversuchen sind in *Franssen und Janssen (2013)* sowie *Seidl et al. (2013a)* dargestellt.

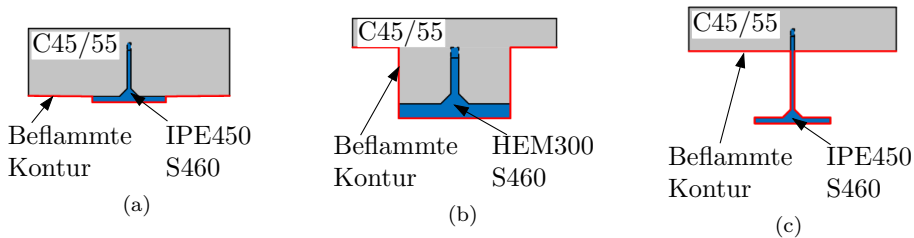


Abbildung 2.16: Querschnitte der Verbundträger mit VDL von *Franssen und Janssen (2013)*: (a) Querschnittstyp 1, (b) Querschnittstyp 2, (c) Querschnittstyp 3

Im Folgenden werden nur die zwei Versuche mit einem geplanten Schubversagen des Querschnittstyps 3 (siehe Abbildung 2.16(c)) dargestellt, da dieser Querschnittstyp dem Aufbau des Querschnitts des *InaDeck* sowie den Querschnitten der eigenen experimentellen Untersuchungen ähnelt. In Abbildung 2.17 sind die Verformungen sowie die Temperaturen des Flansches und der VDL des Verbundquerschnitts dargestellt. Die Versuche weisen bis zu einem bestimmten Punkt eine konstante Zunahme der Verformungen auf (siehe Abbildung 2.17(a)) und ab einer Flanschttemperatur von ca. 500 °C nach ca. 30 bzw. 65 Minuten nehmen die Verformungen signifikant bis zum Versagen zu, was auf den Beginn der Reduktion der Streckgrenze des Stahls zurückzuführen ist. Zum Zeitpunkt des Versagens der Versuchskörper weisen die VDL Temperaturen von 240 °C und 425 °C auf. Trotz der höheren Verbundmitteltemperaturen im Vergleich zu ungeschützten Verbundträgern versagen die Versuchskörper mit dem Querschnittstyp 3 infolge von Biegung.

Die weiteren Versuchen des Projektes *Preco-Beam* mit einem geplanten Schubversagen der VDL weisen ebenfalls ein Biegeversagen auf, obwohl Verbundmitteltemperaturen von bis zu 448 °C erreicht werden. Des Weiteren ist in den acht Brandversuchen kein signifikanter Schlupf zwischen dem Betongurt und dem Stahlprofil aufgetreten, was auf eine gute Verdübelungswirkung der VDL im Brandfall schließen lässt. *Franssen und Janssen (2013)* schlussfolgern auf Basis der durchgeführten Trägerversuche im

Brandfall, dass die Schubtragfähigkeit der VDL bis zu einer Temperatur von 500 °C nicht signifikant beeinflusst wird.

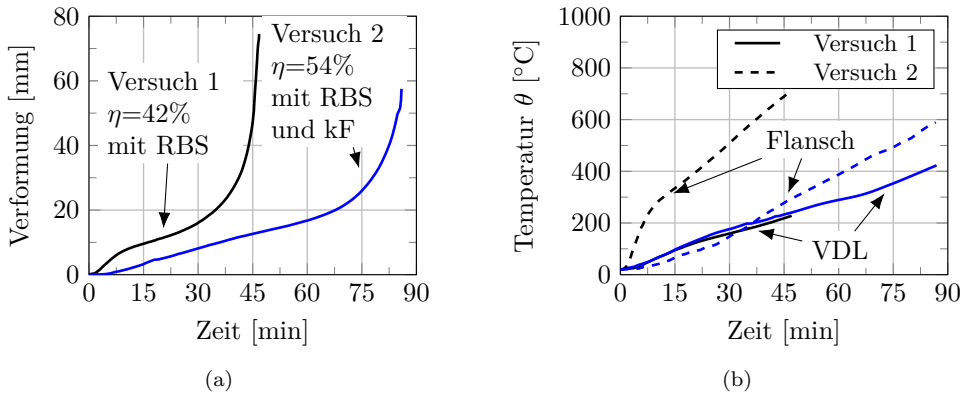


Abbildung 2.17: Trag- und Erwärmungsverhalten der Versuche von *Franssen und Janssen (2013)* mit dem Querschnittstyp 3 gemäß Abbildung 2.16(c): (a) Durchbiegung in Feldmitte (RBS = Reaktives Brandschutzsystem; kF = keramische Fasern am Flansch), (b) Temperaturentwicklung am Flansch des I-Profiles in Feldmitte sowie der VDL im Auflagerbereich

In der großmaßstäblichen experimentellen Untersuchung von *Schaumann et al. (2014)* wurde das globale Tragverhalten des *InaDeck* (siehe Abschnitt 2.2.5) im Brandfall mit einem 4-Punkt-Biegeversuch bewertet. Außerdem sollte mit dem Versuch die baurechtlich geforderte Feuerwiderstandsdauer von 90 Minuten bei einer Brandeinwirkung gemäß ETK unterhalb des Betongurts gemäß *MBO (2002)* für das *InaDeck* nachgewiesen werden. Der Versuchskörper hatte eine Länge von 10,5 m und eine Breite von 2,5 m, die einer Breite von zwei Vollfertigteilen mit je 1,25 m entspricht. Der Versuchskörper (siehe Abbildung 2.18) setzte sich aus einem halbierten HEA800 Profil mit einer Ver-

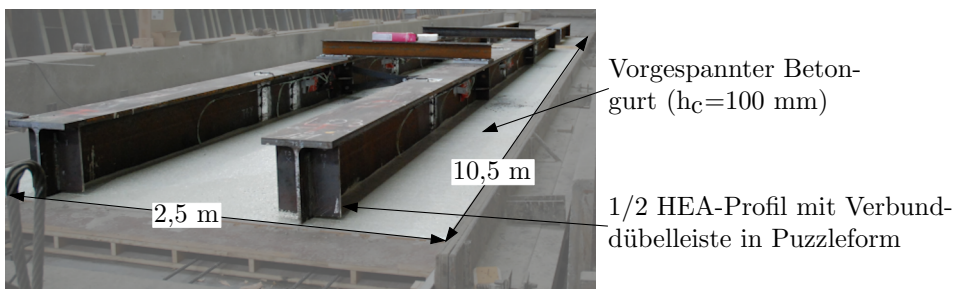


Abbildung 2.18: Versuchskörper zur Tragwirkung des *InaDeck* unter ETK Einwirkung (*Hegger et al., 2013a; Schaumann et al., 2014*)

bunddübelleiste in Puzzleform gemäß der abZ *DIBt* (2013) und einem vorgespannten Betongurt mit einer Höhe von 100 mm zusammen.

Das Deckensystem wurde gegen das Eigengewicht und 50% der Ausbaulasten vorgespannt. Die Lagerung des Versuchskörpers in der experimentellen Untersuchung entspricht der Lagerung des *InaDeck* in der Einbausituation als Einfeldträger. Der Ausnutzungsgrad η_{fi} im Brandfall des *InaDeck* beträgt 29,5%, der sich für eine Spannweite des *InaDeck* von 16 m ergibt (Hegger et al., 2013a). Eine detaillierte Beschreibung des Versuchsaufbaus sowie der -durchführung ist in Hegger et al. (2013a) und Schaumann et al. (2014) dargestellt.

Mit Hilfe der großmaßstäblichen Untersuchung konnte das Erwärmungsverhalten sowie das globale Tragverhalten des Deckensystems infolge des Normbrandszenarios analysiert werden. Neben der Temperaturentwicklung innerhalb des Querschnitts des *InaDeck* (siehe Abbildung 2.19) wurde die Durchbiegung des Deckensystems in Feldmitte (siehe Abbildung 2.20) gemessen. Durch die direkte Brandbeanspruchung des Betongurts erwärmte sich der Betongurt wesentlich stärker als das Stahlprofil (siehe Abbildung 2.19). Der Stahlträger wurde durch die geringe Wärmeleitfähigkeit des Betongurts vor der Erwärmung geschützt. Durch den Betongurt und dessen geringe Wärmeleitfähigkeit wurde eine thermische Schutzwirkung erzielt, die in Abschnitt 2.2.5 beschrieben ist.

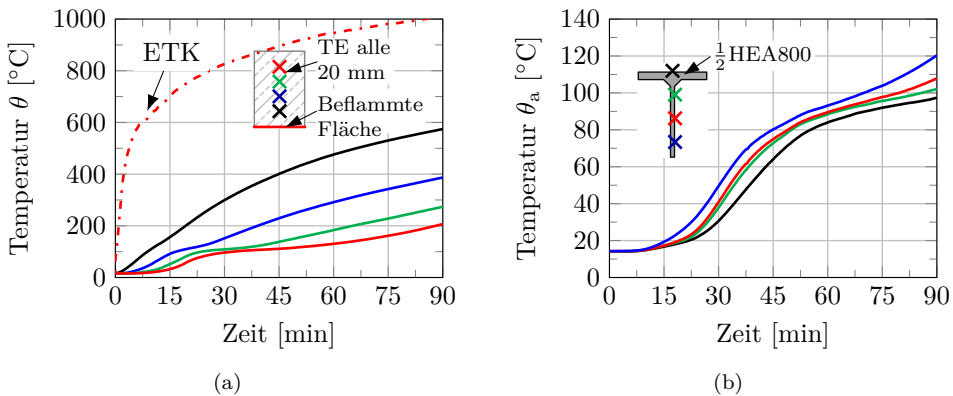


Abbildung 2.19: Temperaturentwicklung des *InaDeck* infolge einer Brandbeanspruchung unterhalb des Betongurts gemäß ETK: (a) Betongurt, (b) Stahlprofil (Hegger et al., 2013a; Schaumann et al., 2014)

Aufgrund der thermischen Schutzwirkung des Betongurtes werden im Stahlträger des Verbundquerschnitts keine kritischen Temperaturen erreicht (siehe Abbildung 2.19(b)). Dadurch wird die Tragfähigkeit der Druckkomponente des *InaDeck* sichergestellt. Durch die spezielle Gestaltung des Querschnitts des *InaDeck* wird bei einer Biegemomentenbeanspruchung die Zugkomponente durch den Spannstahl aufgenommen,

welcher in der Mitte des Betongurtes angeordnet ist. Dieser wird zu Beginn der Brandbeanspruchung durch die geringe Wärmeleitfähigkeit des Betongurt vor dem Wärmeeintrag geschützt. Mit zunehmendem Energieeintrag in den Betongurt durch die Brandbeanspruchung reduzieren sich der E-Modul sowie die Festigkeit des Spannstahls, der die Zugkomponente des Verbundquerschnitts abträgt. Dadurch nimmt die Durchbiegung des *InaDeck* zu (siehe Abbildung 2.20). Die maximale Durchbiegung in Systemmitte des *InaDeck* betrug nach 90-minütiger Brandeinwirkung gemäß ETK ca. 135 mm. Bis zu diesem Zeitpunkt trat kein Versagen des *InaDeck* auf und somit wurde mit dem Brandversuch das Tragfähigkeitskriterium R für eine 90-minütiger Feuerwiderstandsdauer nachgewiesen. Der zeitliche Verlauf der Durchbiegung des Deckensystems infolge der Brandbeanspruchung ist in Abbildung 2.20 dargestellt.

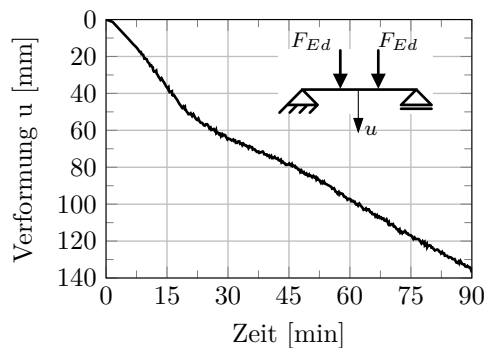


Abbildung 2.20: Durchbiegung in Systemmitte des *InaDeck* infolge der Brandbeanspruchung unterhalb des Betongurt gemäß ETK (Hegger et al., 2013a; Schaumann et al., 2014)

Mit der großmaßstäblichen Untersuchung wurde nicht nur die Tragfähigkeit des Deckensystems für eine 90-minütige Brandbeanspruchung sondern ebenso die Übertragung der Schubkräfte zwischen dem Betongurt und dem Stahlprofil nachgewiesen. Detailuntersuchungen zur Nachgiebigkeit der Verbundfuge während des gesamten Brandversuchs haben gezeigt, dass keine Relativverformung zwischen dem Stahlprofil und dem Betongurt aufgetreten ist. Somit ist von einer vollständigen Übertragung der Schubkräfte zwischen dem Betongurt und dem Stahlprofil auszugehen. Des Weiteren konnte neben dem Tragfähigkeitskriterium *R* mit dem Großversuch von Schaumann et al. (2014) das Isolationskriterium *I* für eine Dauer von 90 Minuten für das *InaDeck* nachgewiesen werden. Der Temperaturgradient zwischen der Oberseite und der Unterseite des Betongurtes des *InaDeck* ist nach 90 Minuten geringer als 180 K, wodurch das Isolationskriterium *I* gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* erfüllt ist.

2.4.3 Experimentelle Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von Verbundmitteln

Das Tragverhalten eines Verbundträgers oder eines multifunktionalen Deckensystems bei Raumtemperaturbedingungen oder im Brandfall wird vom lokalen Tragverhalten (Schubtragfähigkeit) der Verbundmittel beeinflusst, da dieses den Verbund (Schlupf) zwischen dem Stahlprofil und dem Betongurt sicherstellt (Roik et al., 1993). Zur Übertragung der Schubkräfte bei Verbundträgern werden Verbundmittel wie beispielsweise VDL oder KBD verwendet. Um eine Einordnung und Bewertung der in dieser Forschungsarbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von VDL bei Raumtemperaturbedingungen und bei erhöhten Temperaturen vorzunehmen, werden basierend auf der aktuellen Literatur die Einflussgrößen auf die Schubtragfähigkeit von VDL bei Raumtemperaturbedingungen sowie der Einfluss von erhöhten Temperaturen auf die Schubtragfähigkeit anhand von KBD erläutert.

Schubtragfähigkeit von VDL bei Raumtemperaturbedingungen

Das Schubtragverhalten von VDL als Verbundmittel zur Übertragung von Schubkräften zwischen einem Betongurt und einem Stahlprofil wurde bereits umfangreich in den Forschungsprojekten *Preco-Beam* (Seidl et al., 2013a), *Neue Systeme für Stahlverbundbrücken – Verbundfertigteilträger aus hochfesten Werkstoffen und innovativen Verbundmitteln* (Feldmann et al., 2014) und *Integrierte und nachhaltigkeitsorientierte Deckensysteme im Stahl- und Verbundbau* (Hegger et al., 2013a) sowie von Seidl (2009), Heinemeyer (2011) und Claßen (2016) unter statischen Lasten experimentell untersucht und analysiert. Auf Basis der experimentellen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von VDL aus den Forschungsberichten und der bestehenden Veröffentlichungen werden die Versagensmechanismen der VDL, die Einflussgrößen auf das Schubtragverhalten sowie die Schubtragfähigkeit erläutert und die Charakteristiken von VDL herausgestellt.

Grundlage der experimentellen Untersuchungen von beispielsweise Seidl (2009), Heinemeyer (2011) und Claßen (2016) ist der Push-out-Versuch in Anlehnung an den Standard-Abscherversuch gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* (siehe Abschnitt 2.3.4), der nach *DIN EN 1994-1-1 (2010)* bei nichtgeregelten Verbundmitteln zur Bestimmung der Tragfähigkeit und Duktilität angewendet wird. Beim Standard-Abscherversuch gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* sind zwei Verbundmittel vorzusehen (siehe Abbildung 2.15). Durch den Aufbau des Standard-Abscherversuchs mit zwei Verbundmitteln werden die Verbundmittel nicht gleichmäßig beansprucht und nach Claßen et al. (2017a) teilen sich die Schubkräfte unterschiedlich auf die Verbundmittel auf. Dabei werden die lastnahen Verbundmittel stärker beansprucht. Um eine eindeutige Zuord-

nung der Schubkraft zum Verbundmittel zu erreichen, schlägt *Heinemeyer (2011)* einen sogenannten Single-Push-out-Versuch vor. Bei diesem Single-Push-out-Versuch (siehe Abbildung 2.21(a)) wird die Schubtragfähigkeit von ausschließlich einem Verbundmittel experimentell bestimmt, sodass die Schubtragfähigkeit einem Verbundmittel zugeordnet werden kann. Aus den experimentellen Untersuchungen von *Heinemeyer (2011)* zur Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Push-out-Versuch und einem Single-Push-out-Versuch kann abgeleitet werden, dass die Anzahl der Verbundmittel bei einem Push-out-Versuch keinen Einfluss auf die Schubtragfähigkeit des Verbundmittels hat. Die Dübelkennlinien des Single-Push-out-Versuchs und des Push-out-Versuchs, die in Abbildung 2.21(b) dargestellt sind, weisen ein ähnliches Schubtragverhalten und eine ähnliche Schubtragfähigkeit auf. Dadurch eignet sich nach *Heinemeyer (2011)* der Single-Push-out-Versuch zur Ermittlung des Schubtragverhaltens der VDL.

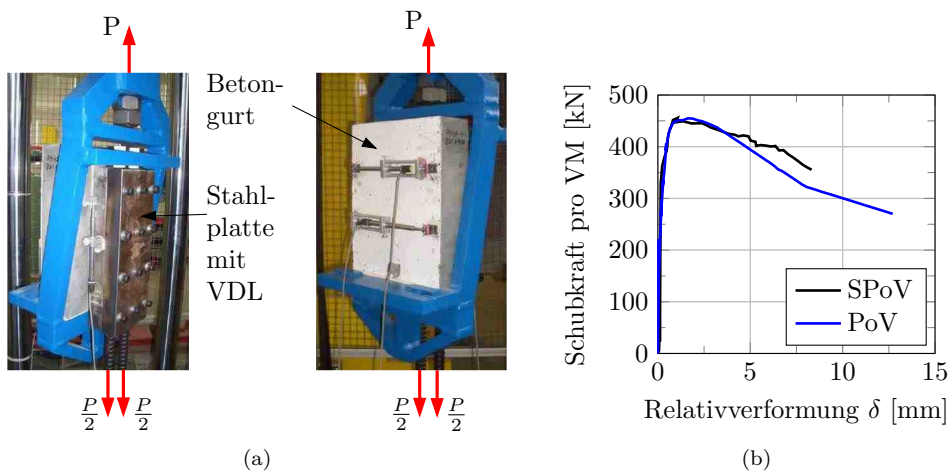


Abbildung 2.21: Entwickelter Push-out-Versuch (PoV) mit nur einem Verbundmittel: (a) Single-Push-out-Versuch (SPoV) von *Heinemeyer (2011)*, (b) Vergleich der Dübelkennlinien von einem Single-Push-out-Versuch und einem Push-out-Versuch

Problematisch beim Single-Push-out-Versuch von *Heinemeyer (2011)* ist, dass bei diesem Versuchsaufbau ein Versatz zwischen den Wirkungslinien der Schubkraft und der Prüfkraft auftritt, wodurch ein Versatzmoment entsteht. Zur Vermeidung dieses Versatzmoments wurde von *Claßen et al. (2017a)* ein spezieller Versuchsaufbau entwickelt, der die Weiterentwicklung des Single-Push-out-Versuchs von *Heinemeyer (2011)* ist. Dieser Versuchsaufbau besteht wie der Single-Push-out-Versuch von *Heinemeyer (2011)* aus einem einzelnen Verbundmittel, bei dem die Prüfkraft über eine L-Konstruktion auf der Wirkungslinie der Schubkraft des Verbundmittels aufgebracht wird (siehe Abbildung 2.22). Dadurch wird ein Versatzmoment wie beim Single-Push-

out-Versuchs von *Heinemeyer (2011)* weitestgehend vermieden. Der weiterentwickelte Versuchsaufbau von *Claßen et al. (2017a)* ist in Abbildung 2.22 dargestellt. Mit dem Standard-Abscherversuch oder den weiterentwickelten Push-out-Versuchen von *Heinemeyer (2011)* oder *Claßen et al. (2017a)* wurde das Schubtragverhalten von VDL bei Raumtemperaturbedingungen analysiert. Mit dem weiterentwickelten Aufbau für die Push-out-Versuche wurden weitere experimentelle Untersuchungen beispielsweise von *Christou et al. (2019)* unter einer kombinierten Zug-Schub Beanspruchung durchgeführt.

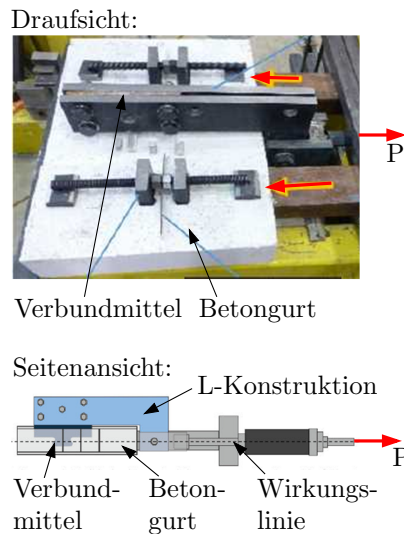


Abbildung 2.22: Entwickelter Push-out-Versuch mit nur einem Verbundmittel von *Claßen et al. (2017a)*

Um den Einsatz von VDL beim Brückenbauwerk Pöcking (siehe Abschnitt 2.2.3) zu ermöglichen, wurden von *Schmitt et al. (2004)* respektive *Seidl (2009)* zwei Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit durchgeführt. Die Push-out-Versuche setzen sich aus einem I-Profil mit einer VDL in Puzzleform mit einem Längsabstand von 200 mm, einer Dübelzahnhöhe von 80 mm, einer Stegdicke von 21 mm und einer Stahlgüte S460 sowie einem Betongurt mit einer Höhe von 180 mm und einer Betonfestigkeitsklasse C40/50 zusammen. Die Dübelzahnausnehmung der VDL in Puzzleform war mit zwei Querstäben mit einem Durchmesser von jeweils 16 mm bewehrt. Die Versuche wurden in Anlehnung an den Push-out-Versuch gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* durchgeführt. Die Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit des Verbundmittels waren notwendig, da keine normativen Regelungen zur Anwendung von VDL verfügbar waren und folglich eine ZiE erforderlich war (*Schmitt et al., 2004*). Die Dübelkennlinien der durchgeführten Push-out-Versuche sind in Abbildung 2.23(a) dargestellt. Die Versu-

che weisen eine hohe Verbundmittelkraft sowie ein duktileres Verformungsvermögen auf, obwohl als Versagensmechanismus Betonversagen in Form von Ausstanzen des Betons auftrat. Ein Betonversagen des Verbundmittels lässt sich anhand der Dübelkennlinie ableiten. Der rasche Abfall der Schubtragfähigkeit nach Erreichen des Maximums ist charakteristisch für Dübelkennlinien mit Betonversagen.

Zur weiteren Erforschung von optimierten Lösungen für eine dauerhafte und duktile Verbundfuge wurden im Forschungsprojekt *Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von Verbundmitteln unter ruhender und nichtruhender Belastung bei Verwendung hochfester Werkstoffe* von *Feldmann et al. (2007)* Push-out-Versuche zum Schubtragverhalten von VDL in Puzzleform durchgeführt. Mit den Push-out-Versuchen von *Feldmann et al. (2007)* wurde der Einfluss der Querbewehrung in der Dübelzahnausnehmung auf die Schubtragfähigkeit der VDL untersucht. In Tabelle 2.1 sind die Parameter der Versuche von *Feldmann et al. (2007)* dargestellt.

Tabelle 2.1: Parameter der Push-out-Versuche von *Feldmann et al. (2007)*

Verbundmittel Form	e_x / h_D [mm]	Stahl		Beton		Bewehrung		Anzahl
		t_w [mm]	f_y	h_c [mm]	f_{ck}	Quer- stäbe	Bü- gel	
Puzzle	200 / 80	10	S460	180	C80/95	-	Ø12	3
						2Ø16		4

In Abbildung 2.23(b) sind die Dübelkennlinien repräsentativer Push-out-Versuche von *Feldmann et al. (2007)* der jeweiligen Versuchsserie dargestellt. Die Schubtragfähigkeit der VDL konnte durch die Querbewehrung um ca. 24 % gesteigert werden. Durch die Querbewehrung der VDL wird die Umschnürungswirkung des Betons verstärkt. Dadurch wird der mehraxiale Spannungszustand im Beton der Dübelzahnausnehmung positiv beeinflusst und es wird eine höhere Tragfähigkeit des Verbundmittels erzielt. Die Dübelzähne der VDL der Versuche mit Querbewehrung weisen einen Riss im Verbundmittel auf, der infolge der kombinierten Schub-Zug-Beanspruchung durch die plastische Verformung der Verbundmittel entsteht. Im Gegensatz zu den Versuchen mit Querbewehrung weisen die Versuche ohne Querbewehrung einen schollenartigen Betonausbruch sowie einen Riss im Verbundmittel auf. Der Riss sowie die plastische Verformung der VDL sind charakteristisch für ein Stahlversagen, was in der Dübelkennlinie des Push-out-Versuchs durch den konstanten Verlauf erkennbar ist (siehe Abbildung 2.23(b)). Diese weisen im Gegensatz zu Dübelkennlinien mit Betonversagen, wie beispielsweise die Dübelkennlinie der Push-out-Versuche *Seidl (2009)* (siehe

Abbildung 2.23(a)), keinen raschen Abfall der Schubtragfähigkeit auf. Trotz der Betonfestigkeit (C80/95) im Bereich von hochfesten Betonen der Push-out-Versuche von *Feldmann et al. (2007)* erfüllen diese das Duktilitätskriterium gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)*. Außerdem haben die Versuche von *Feldmann et al. (2007)* bei ähnlicher Geometrie der VDL im Vergleich zu den Versuchen von *Schmitt et al. (2004)* respektive *Seidl (2009)* eine höhere Tragfähigkeit und ein duktileres Verhalten. Die höhere Tragfähigkeit ist auf die höhere Betonfestigkeit zurückzuführen und das duktilere Verhalten ist in der geringeren Stegdicke begründet.

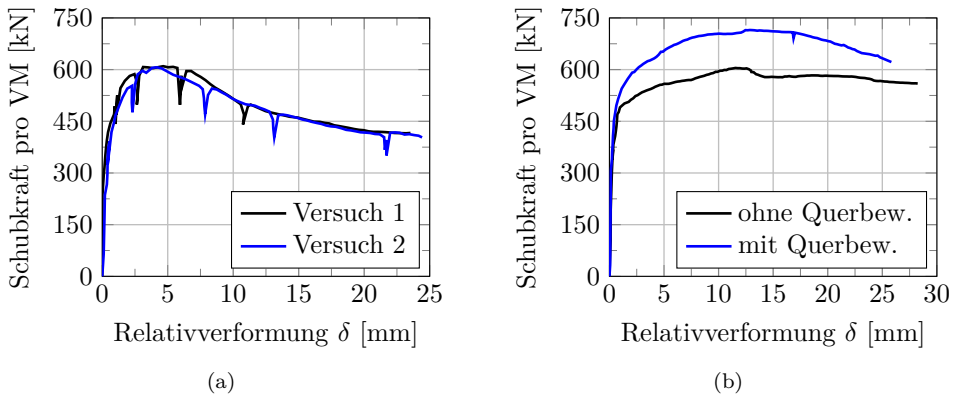


Abbildung 2.23: Dübelkennlinien von Push-out-Versuchen mit einer VDL in Puzzleform: (a) von *Schmitt et al. (2004)* respektive *Seidl (2009)*, (b) von *Feldmann et al. (2007)*

Bei der Entwicklung eines Verbunddeckensystems in Sandwichbauweise, bei dem die technische Gebäudeausrüstung in der Tragwerksebene integriert wird, erfolgt die Verbindung der beiden Betongurte über einen Stahlsteg (siehe *Friedrich et al. (2014)*). Die Bewehrung der VDL des Sandwichdeckensystems erfolgt mit einer Wendelbewehrung (siehe Abbildung 2.24(b)). Um das Schubtragverhalten der VDL sowie den Einfluss der Wendelbewehrung zu bewerten, wurden von *Abramski et al. (2010)* insgesamt sechs Push-out-Versuche durchgeführt. Bei drei der Push-out-Versuche wurden die Dübelzahnausnehmung mit der Wendelbewehrung anstatt mit einer Querbewehrung ausgeführt (siehe Abbildung 2.24(b)). Der Betongurt der Push-out-Versuche hatte eine Höhe von 100 mm mit einem Beton der Festigkeitsklasse C35/45. Die Verbundmittel der Push-out-Versuche weisen eine Höhe von 50 mm und eine Stegdicke von 8 mm der Stahlgüte S355 auf. Die Dübelkennlinien der Push-out-Versuche von *Abramski et al. (2010)* sind in Abbildung 2.24(a) dargestellt. Durch die Wendelbewehrung in den Dübelzahnausnehmungen konnte die Tragfähigkeit des Verbundmittels um etwa 20 % gesteigert werden bei einer gleichzeitigen Zunahme der Duktilität des Verbundmittels um etwa 30 %. Die Erhöhung der Schubtragfähigkeit durch die Wendelbewehrung

entspricht etwa der Steigerung der Schubtragfähigkeit durch den Einsatz einer Querbewehrung bei den Push-out-Versuchen *Feldmann et al. (2007)* von 24%. Die Push-out-Versuche mit einer Wendelbewehrung weisen ein Stahlversagen der VDL auf, wohingegen bei den unbewehrten Versuchen ein Betonversagen (Ausstanzen) maßgebend ist. Trotz des Fehlens einer Bewehrung der Dübelzahnausnehmung und dem daraus resultierenden Betonversagen weisen die Push-out-Versuche ein hohes Verformungsvermögen auf, welches das Kriterium ($\delta_u \geq 6 \text{ mm}$) für ein duktiles Verbundmittel gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* erfüllt.

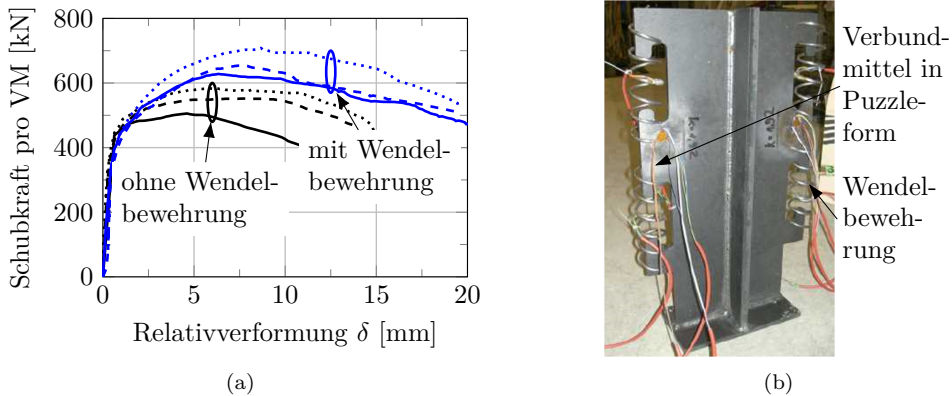


Abbildung 2.24: Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit von VDL in Puzzleform mit und ohne Wendelbewehrung von *Abramski et al. (2010)*: (a) Dübelskennlinien, (b) Versuchskörper mit Wendelbewehrung

Um gezielt von einem Verbundmittel die Schubtragfähigkeit ermitteln zu können, entwickelte *Heinemeyer (2011)* den zuvor erläuterten Single-Push-out-Versuch (siehe Abbildung 2.21(a)). Mit den Push-out-Versuchen ermittelte *Heinemeyer (2011)* das Schubtragverhalten von VDL in stahlfaserbewehrtem ultrahochfesten Beton (UHPC). Eine Übersicht der für diese Forschungsarbeit relevanten Parameter der Push-out-Versuche sind in Tabelle 2.2 dargestellt. *Heinemeyer (2011)* untersuchte neben diesen Parametern den Einfluss des Stahlfasergehalts und -orientierung sowie den Einfluss der Querbiegung auf das Schubtragverhalten von VDL.

Im Vergleich zum Push-out-Versuch führt der entwickelte Single-Push-out-Versuch von *Heinemeyer (2011)* zu den gleichen Ergebnissen der Schubtragfähigkeit und -verhalten (siehe Abbildung 2.25(a)). Deshalb ist der von *Heinemeyer (2011)* entwickelte Single-Push-out-Versuch geeignet, um die Schubtragfähigkeit gezielt von einem Verbundmittel zu ermitteln. Mit dem Single-Push-out-Versuch wurden die Dübelskennlinien von einer VDL in Puzzle- sowie Finnenform bestimmt, welche in Abbildung 2.25(a) dargestellt sind. Die Dübelformen weisen ein ähnliches Schubtragverhalten auf. Jedoch ist bei der Finnenform zu berücksichtigen, dass die Schubtragfähigkeit der Finnenform von

Tabelle 2.2: Übersicht der Parameter der Push-out-Versuche von *Heinemeyer (2011)*

Verbundmittel		Stahl		Beton		Bewehrung		Anzahl			
Form	e_x / h_D [mm]	t_w [mm]	f_y	h_c [mm]	f_{ck}	Quer- stäbe	Bü- gel				
Finne		20*				-	-	2			
		10*									1
Puzzle	250 / 40	15*	S460	90	UHPC mit Stahl faser- bewehr- ung**	-	-	2			
		20*									1
		21					100	2Ø12	2Ø10	1	
								2Ø20	2Ø10	2	
								-	-	1	

* Durchführung mit Single-Push-out-Versuch entsprechend Abbildung 2.21(a)

** 0,9 % Volumengehalt Stahlfasern im Betongurt

- $\hat{=}$ keine Querstäbe oder Brillenbewehrung aufgrund des Stahlfasergehalts

der Beanspruchungsrichtung des Verbundmittels abhängt. Bei einer Änderung der Belastungsrichtung werden die Schubtragfähigkeit sowie das Verformungsvermögen der Finnenform reduziert. Deshalb eignen sich symmetrische VDL besser als unsymmetrische, da die Schubtragfähigkeit sowie das Verformungsvermögen von symmetrischen VDL unabhängig von der Belastungsrichtung sind.

Des Weiteren wurde von *Heinemeyer (2011)* der Einfluss der Stegdicke auf die Schubtragfähigkeit sowie den Versagensmechanismus analysiert. Durch eine Vergrößerung der Stegdicke der VDL wird die Schubtragfähigkeit des Verbundmittels gesteigert (siehe Abbildung 2.25(b)). Allerdings verändert sich mit zunehmender Stegdicke der VDL der Versagensmechanismus des Verbundmittels. Bei einer VDL mit einer Stegdicke von 10 mm tritt ein Stahlversagen der VDL auf (Abscheren des Stahlzahns). Die Push-out-Versuche mit einer Stegdicke von 15 mm weisen einen kombinierten Versagensmechanismus (Stahl- und Betonversagen) auf, welcher auf Basis der Analyse der Verbundmittel mit Sägeschnitten entlang der VDL festgestellt wurde. Demgegenüber weisen die Versuche mit einer Stegdicke von 20 mm der VDL keine plastischen Verformungen auf. Die Versuchskörper sind durch einen Betonausbruch gekennzeichnet, was als Betonversagen einzustufen ist. Außerdem ist die Dübelkennlinie der Push-out-Versuche mit einer Stegdicke von 20 mm durch einen raschen Abfall der Schubtragfähigkeit nach Erreichen des Maximums gekennzeichnet. Die signifikante Reduktion

der Schubtragfähigkeit der VDL ist kennzeichnend für ein Betonversagen, das ebenfalls bei den Push-out-Versuchen von *Seidl (2009)* mit einem Ausstanzen des Betons aufgetreten ist.

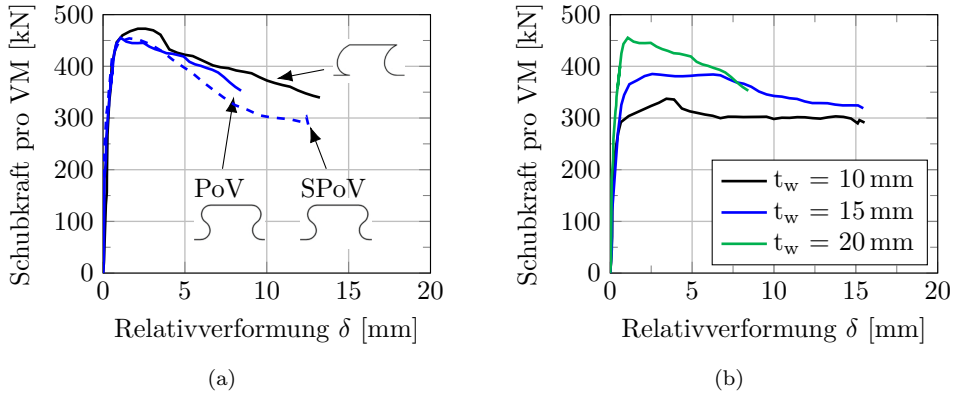


Abbildung 2.25: Dübelkennlinien der Single-Push-out-Versuche (SPoV) sowie der Push-out-Versuche (PoV) von *Heinemeyer (2011)* zum Einfluss (a) der Dübelform und (b) Stegdicke t_w

Darüber hinaus wurde der Einfluss der Querbewehrung in der Dübelzahnausnehmung untersucht. Die Dübelkennlinien der Push-out-Versuche mit verschiedenen Querbewehrungsgraden in der Dübelzahnausnehmung sind in Abbildung 2.26(a) dargestellt. Im Vergleich zu einer unbewehrten Dübelzahnausnehmung wird durch eine Querbewehrung von $2 \varnothing 12$ mit einer Fläche A_b von 226 mm^2 die Schubtragfähigkeit um ca. 42 % erhöht. Die Vergrößerung der Schubtragfähigkeit durch die Querbewehrung weist eine höhere Steigerung im Vergleich zu den Push-out-Versuchen von *Feldmann et al. (2007)* und *Abramski et al. (2010)* auf. Bei einer weiteren Erhöhung der Querbewehrung auf $2 \varnothing 20$ wird die Schubtragfähigkeit im Vergleich zum Push-out-Versuch mit der unbewehrten Dübelzahnausnehmung um ca. 61 % erhöht. Eine Erhöhung der Fläche der Querbewehrung in der Dübelzahnausnehmung resultiert in einer Steigerung der Schubtragfähigkeit.

Zur Analyse der Tragmechanismen der VDL wurden von *Heinemeyer (2011)* Sägeschnitte entlang der VDL (im Folgenden: Detailanalyse) durchgeführt, um das lokale Tragverhalten des Verbundmittels zu bewerten. Bei den Detailanalysen wurde im Beton ein komprimierter Bereich identifiziert (siehe Abbildung 2.26(b)). Dieser Bereich ist vor der Stirnfläche der VDL angeordnet und resultiert aus der Schubkraftübertragung zwischen der VDL und dem Betongurt. Die Schubkräfte zwischen der VDL und dem Betongurt werden über die Stirnfläche der VDL übertragen, wodurch ein Bereich mit einer hohen Beanspruchung vor der Stirnfläche der VDL entsteht. Durch die Umschnürungswirkung des Betons kann der Beton in dem Bereich ein Vielfaches seiner

einaxialen Druckfestigkeit aufnehmen, wodurch ein mehraxialer Spannungszustand im Beton entsteht. Dadurch bildet sich im Beton der in Abbildung 2.26(b) dargestellte Keil des komprimierten Bereichs aus. Dieser Mechanismus wird als Versagen infolge Teilflächenpressung bezeichnet, bei dem der Beton lokal zermürbt respektive pulverisiert wird. Trotz der Pulverisierung des Betons vor der VDL kann die Beanspruchung des Verbundmittels weiter gesteigert werden, bis die Querdehnung des Betons zu groß wird und ein Versagensmechanismus wie beispielsweise Ausstanzen auftritt.

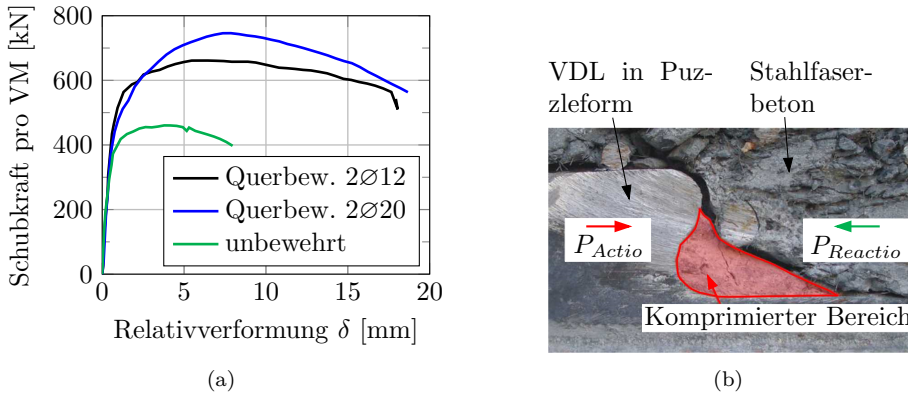


Abbildung 2.26: Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit von VDL von *Heinemeyer (2011)*: (a) Dübelskennlinien mit unterschiedlichen Bewehrungsgraden der Dübelzahnausnehmung, (b) Detailanalyse der lokalen Tragmechanismen der VDL

Die Dübelskennlinien der Versuche von *Heinemeyer (2011)* weisen unabhängig von den Parametern der Push-out-Versuche eine Relativverformung von mehr als 6 mm auf. Trotz der Verwendung von UHPC erfüllen die Push-out-Versuche das Duktilitätskriterium gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)*. Grundsätzlich weisen VDL bei der Verwendung von Betonen mit hohen Betonfestigkeiten ein duktiles Verformungsvermögen auf.

Auf europäischer Ebene wurden im Projekt Preco-Beam von *Seidl et al. (2013a)* Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit von VDL durchgeführt. Im Projekt Preco-Beam wurden von *Seidl et al. (2013a)* bzw. *Lorenc et al. (2014a)* insgesamt 50 Push-out-Versuche unter statischen Lasten durchgeführt. Eine Übersicht der einzelnen Parameter der relevanten Push-out-Versuche ist in Tabelle 2.3 dargestellt. Neben dem Einfluss der Stegdicke der VDL wurden die Dübelformen, das Verhältnis vom Längsabstand e_x zur Dübelhöhe h_D sowie der Querbewehrungsgrad in der Dübelzahnausnehmung untersucht. In Abbildung 2.27 sind die Dübelskennlinien der Puzzle-, Klothoiden- und Finnenform dargestellt. Die Puzzle- und Finnenform weisen ähnliche Schubtragfähigkeiten je Verbundmittel auf. Ferner wurde das Verhältnis von Längsabstand zur Dübelhöhe (e_x/h_D) für die Puzzleform von *Lorenc et al. (2014a)* untersucht. Die Dü-

Tabelle 2.3: Übersicht der Parameter der Push-out-Versuche aus dem Forschungsprojekt Preco-Beam (Seidl et al., 2013a; Lorenc et al., 2014a)

Form	Verbundmittel		Stahl		Beton		Bewehrung		Anzahl
	e_x / h_D [mm]	t_w [mm]	f_y	h_c [mm]	f_{ck}	Quer- stäbe	Bü- gel		
Puzzle	300 / 100	10	S355	200	C70/85	2Ø12	Ø12	3	
	150 / 50	10	S460					3	
	300 / 100	10						3	
		20		2					
		30		3					
		20	290	2Ø14		2			
	20	1Ø20		2					

belkennlinien der Push-out-Versuche mit unterschiedlichen Abmessungen vom Längsabstand zu der Dübelhöhe sind in Abbildung 2.27(b) dargestellt. Eine Halbierung der Dübelzahnhöhe h_D bei einer gleichzeitigen Halbierung des Längsabstandes der VDL hat keinen signifikanten Einfluss auf die maximale Schubtragfähigkeit. Die Halbierung der Dübelzahnhöhe sowie des Längsabstandes verringert das Verformungsvermögen respektive die Duktilität des Verbundmittels. Infolge der Halbierung der Abmessungen e_x / h_D wird das Verformungsvermögen der VDL halbiert.

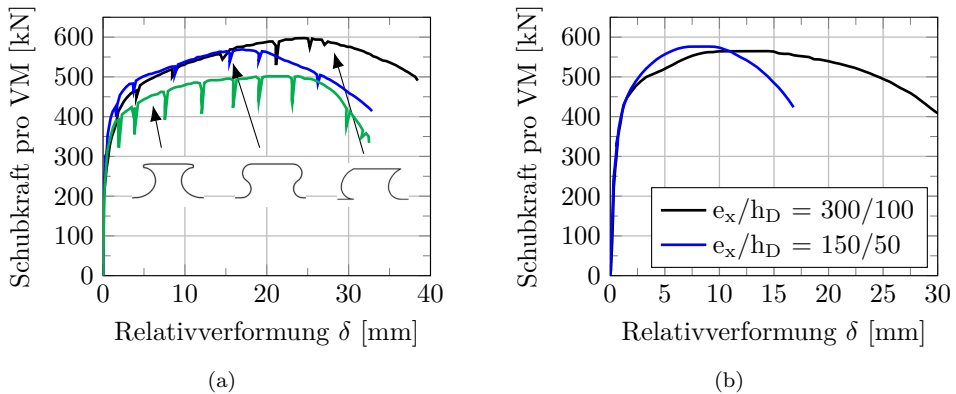


Abbildung 2.27: Dübelkennlinien der Push-out-Versuche von Seidl et al. (2013a) bzw. Lorenc et al. (2014a) zum Einfluss (a) der Dübelform und (b) des Verhältnisses von e_x / h_D

Lorenc et al. (2014a) untersuchte den Einfluss der Steckdicke der VDL auf die Schubtragfähigkeit sowie den Versagensmechanismus. In Abbildung 2.28(a) sind die Dübelkennlinien der Push-out-Versuche mit drei unterschiedlichen Stegdicken dargestellt. Die Dübelkennlinie des Push-out-Versuchs mit einer Stegdicke von 10 mm weist auf ein Stahlversagen der VDL hin, was wiederum an dem kontinuierlichen Verlauf der Dübelkennlinie zu erkennen ist. Die Detailanalyse der Push-out-Versuchskörper bestätigt, dass die Verbundmittel plastische Verformungen bis hin zum vollständigen Abscheren der Stahldübel aufweisen. Neben den plastischen Verformungen der VDL weisen die Versuche mit Stahlversagen einen Ausbruchkegel auf, der erst bei hohen Relativverformungen auftritt. Der entstehende Ausbruchkegel ist auf die plastischen Verformungen der VDL zurückzuführen, die durch die Verdrehung des Verbundmittels den Beton herausdrücken. Die Dübelkennlinien mit Stegdicken von 20 mm sind durch einen geringen Abfall nach Erreichen der maximalen Schubtragfähigkeit gekennzeichnet, was ein Anzeichen für ein Betonversagen der VDL ist. Basierend auf den Detailuntersuchungen der Push-out-Versuche von *Lorenc et al. (2014a)* mit einer Stegdicke von 20 mm konnte ein kombiniertes Stahl- und Betonversagen identifiziert werden. Die VDL weist ebenfalls plastische Verformungen auf, die allerdings wesentlich geringer sind als die der Push-out-Versuchskörper mit einer Stegdicke von 10 mm. Demgegenüber weisen die VDL der Push-out-Versuche mit einer Stegdicke von 30 mm keine plastischen Verformungen auf und es entsteht kein Ausbruchkegel. Bei den Push-out-Versuchen mit einer Stegdicke von 30 mm tritt ein Abscheren des Betons auf, da die Ausbildung eines Ausstanzkegels durch die Betonüberdeckung verhindert wird. Die Dübelkennlinien mit einer Stegdicke von 30 mm sind durch einen starken Abfall nach

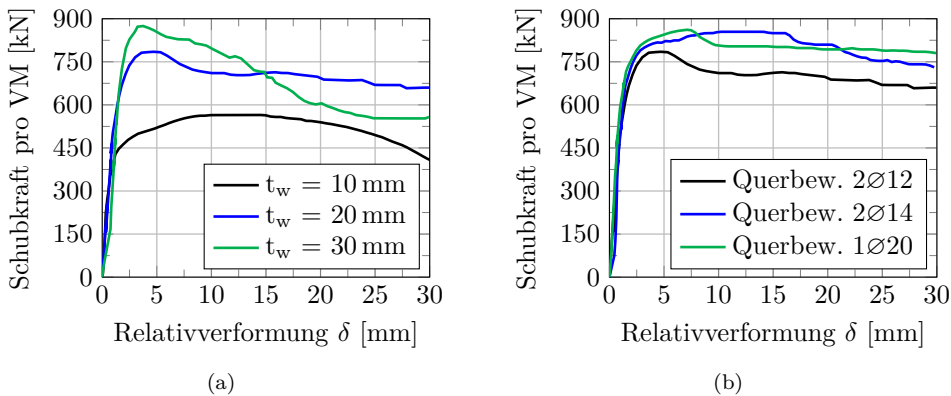


Abbildung 2.28: Dübelkennlinien der Push-out-Versuche von *Seidl et al. (2013a)* und *Lorenc et al. (2014a)* zum Einfluss der (a) Stegdicke t_w und (b) des Bewehrungsgrades in der Dübelzahnausnehmung

Erreichen der maximalen Schubtragfähigkeit gekennzeichnet, was für ein Betonversagen der VDL charakteristisch ist.

Des Weiteren wurde im Projekt Preco-Beam von *Seidl et al. (2013a)* der Einfluss des Querbewehrungsgrades in der Dübelzahnausnehmung auf die Schubtragfähigkeit untersucht (siehe Abbildung 2.28(b)). Durch eine Erhöhung des Querbewehrungsgrades in der Dübelzahnausnehmung wird die Schubtragfähigkeit des Verbundmittels allerdings nicht signifikant erhöht. Eine Reduzierung der Anzahl der Querstäbe in der Dübelzahnausnehmung bei einem ähnlichen Querbewehrungsgrad in der Dübelzahnausnehmung hat keinen signifikanten Einfluss auf die Schubtragfähigkeit des Verbundmittels.

Das europäische Forschungsprojekt *Composite bridges with prefabricated decks* (im Folgenden: ELEM) von *Feldmann et al. (2013)* wurde mit dem Ziel der Entwicklung eines neuen Typs von Verbundbrücken mit vorgefertigten Elementen durchgeführt. Dafür wurden im Forschungsprojekt ELEM von *Feldmann et al. (2013)* experimentelle Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von VDL in Klothoidenform von *Lorenc et al. (2013)* bzw. *Kožuch und Lorenc (2020)* durchgeführt. In Tabelle 2.4 sind die Parameter der Push-out-Versuche dargestellt, die für diese Forschungsarbeit von Interesse sind.

Tabelle 2.4: Übersicht der Parameter der Push-out-Versuche von *Feldmann et al. (2013)* bzw. *Kožuch und Lorenc (2020)*

Verbundmittel		Stahl		Beton		Bewehrung		Anzahl
Form	e_x / h_D [mm]	t_w [mm]	f_y	h_c [mm]	f_{ck}	Quer- stäbe	Bü- gel	
Klothoide	250 / 115	15	S355	300	C50/60	2Ø12	Ø12	3
		20						3
		25						3

Bei den Versuchen des Projekts ELEM von *Feldmann et al. (2013)* wurde der Einfluss der Stegdicke der VDL in der Klothoidenform untersucht. In Abbildung 2.29(a) sind die Dübelkennlinien der Push-out-Versuche mit einer Stegdicke von 15 mm dargestellt. Diese weisen eine geringe Streuung und ein gleiches plastisches Verformungsvermögen auf. In den Detailanalysen stellten *Kožuch und Lorenc (2020)* signifikante plastische Verformung der Verbundmittel sowie Risse in den Dübelzähnen der VDL fest, weshalb *Kožuch und Lorenc (2020)* als Versagensmechanismus ein Stahlversagen ableiteten. Die Dübelkennlinien der Push-out-Versuche mit einer Stegdicke von 20 mm sind durch einen geringen Abfall nach Erreichen der maximalen Schubtragfähigkeit

gekennzeichnet (siehe Abbildung 2.29(b)). Auf Basis des charakteristischen Verlaufs der Dübelkennlinie des Versuchs mit einer Stegdicke von 20 mm kann auf ein kombiniertes Stahl- und Betonversagen der VDL geschlossen werden. Diese Versagensart wurde durch die Detailanalyse der Push-out-Versuche bestätigt. In Abbildung 2.29(b) ist eine Dübelkennlinie des Push-out-Versuchs mit einer Stegdicke von 25 mm dargestellt. Die Dübelkennlinie weist einen signifikanten Abfall der Schubtragfähigkeit nach Erreichen der maximalen Schubtragfähigkeit auf. Die signifikante Reduktion der Schubtragfähigkeit des Verbundmittels ist charakteristisch für ein Betonversagen der VDL. Bei den Push-out-Versuchen mit Betonversagen (Stegdicke von 25 mm) wurden Risse im Betongurt festgestellt, dennoch entstand im Versagenszustand kein Ausbruchkegel. Durch die hohe Betonüberdeckung der VDL wird wie bei den experimentellen Untersuchungen von *Lorenc et al. (2014a)* mit einer Stegdicke von 30 mm bei den Push-out-Versuchen von *Kožuch und Lorenc (2020)* der Ausbruchkegel verhindert.

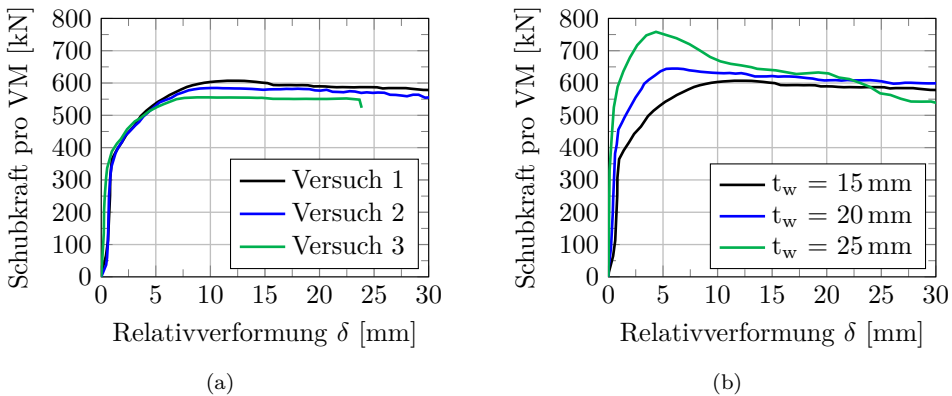


Abbildung 2.29: Dübelkennlinien der Push-out-Versuche von *Lorenc et al. (2013)* bzw. *Kožuch und Lorenc (2020)*: (a) Stegdicke t_w von 15 mm, (b) Einfluss der Stegdicke t_w

Um eine vereinfachte Anwendung von VDL im Brücken- und Hochbau zu ermöglichen, wurden im Forschungsprojekt *Neue Systeme für Stahlverbundbrücken – Verbundfertigteilträger aus hochfesten Werkstoffen und innovativen Verbundmitteln* von *Feldmann et al. (2014)* weitere Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit von VDL mit dem Ziel der Bereitstellung von baurechtlich zugelassenen Bemessungs- und Konstruktionsregeln in Form einer abZ durchgeführt. Grundlage für die Bereitstellung von baurechtlich zugelassenen Bemessungs- und Konstruktionsregeln sind die zuvor erläuterten Push-out-Versuche von *Heinemeyer (2011)* oder *Seidl et al. (2013a)*. Die Push-out-Versuche von *Feldmann et al. (2014)* wurden so konzipiert, dass gezielt die Versagensmechanismen Stahlversagen und Ausstanzen auftreten. Eine Übersicht der Parameter der Push-out-Versuche ist in Tabelle 2.5 dargestellt.

Tabelle 2.5: Übersicht der Parameter der Push-out-Versuche von *Feldmann et al. (2014)*

Verbundmittel		Stahl		Beton		Bewehrung		Anzahl
Form	e_x / h_D [mm]	t_w [mm]	f_y	h_c [mm]	f_{ck}	Quer- stäbe	Bü- gel	
Klothoide	200 / 80	15,5	S235	180	C50/60	2Ø16	Ø10	3
			S355	160	C30/37	2Ø12		3

In Abbildung 2.30(a) sind die Dübelkennlinien der Push-out-Versuche mit dem Versagensmechanismus Stahlversagen dargestellt. Bei den Detailanalysen der Push-out-Versuche wurden plastische Verformungen der VDL sowie Risse in den Dübelzähnen festgestellt. Die Auswertung der plastischen Verformungen des Verbundmittels zeigt, dass die Relativverformungen der Push-out-Versuche bis zur Bildung des schollenartigen Ausbruchs im Betongurt vollständig auf die plastische Verformung der VDL zurückzuführen ist. Die plastischen Verformungen der VDL führen zur Rissbildung und Ausbildung des Ausstanzkegels im Betongurt, der zum anschließenden Traglastabfall führt. Die plastischen Verformungen sowie der Riss im Stahlzahn der VDL sind als Stahlversagen der VDL zu bewerten. Die Dübelkennlinien der Push-out-Versuche, bei denen gezielt ein Betonversagen als Versagensmechanismus erzeugt wurde, sind in Abbildung 2.30(b) dargestellt. Im Betongurt der Push-out-Versuche bildet sich ausgehend von der Klothoidenspitze ein Ausstanzkegel entsprechend der schematischen Abbildung 2.4(b). Die Detailanalysen der durchgeführten Push-out-Versuche mit Betonversagen ergaben, dass die Dübelzähne der VDL keine plastischen Verformungen

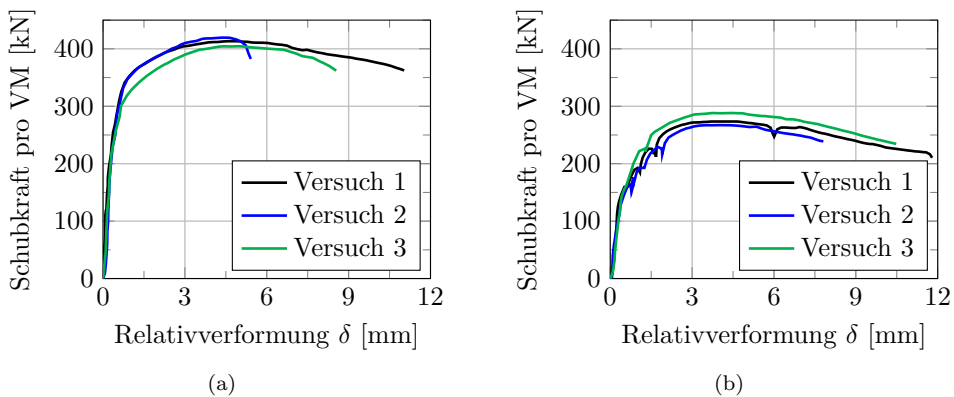


Abbildung 2.30: Dübelkennlinien der Push-out-Versuche von *Feldmann et al. (2014)* mit: (a) Stahlversagen, (b) Ausstanzen des Betons

aufweisen. Stattdessen bildet sich ein Bereich von stark verdichtetem Beton auf der lastabgewandten Seite der Klothoide. Ungeachtet der Versagensart und der hohen Betonfestigkeit der Push-out-Versuche von *Feldmann et al. (2014)* wird das geforderte Duktilitätskriterium gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* von $\delta_u \geq 6$ mm erreicht, um als duktiles Verbundmittel eingestuft werden zu können.

Neben den Push-out-Versuchen mit hochfesten Beton und ultrahochfesten Beton von *Heinemeyer (2011)* wurden von *Lechner (2018)* Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit von VDL in Klothoidenform mit dünnen Stegdicken in ultrahochfestem Beton durchgeführt. Im Wesentlichen beurteilte *Lechner et al. (2016)* und *Lechner (2018)* das Schubtragverhalten von VDL, die bei Stahlbetonplattenbalken als externe Bewehrung verwendet werden. In diesem Zusammenhang ermittelte *Lechner (2018)* in zwei Push-out-Versuchen in Anlehnung an den Versuchskörper des Standard-Abscherversuchs gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* das Schubtragverhalten von VDL in schlanken Betongurten. Die Push-out-Versuche setzten sich aus dem faserbewehrten ultrahochfesten Stahlbetongurt mit einer Betongurthöhe von 80 mm und einer VDL in Klothoidenform mit einem Längsabstand von 100 mm ($h_D = 0,4 \cdot e_x = 40$ mm) sowie einer Stegdicke von 5 mm der Stahlgüte S235 zusammen. In Abbildung 2.31(a) sind die Dübelkennlinien der Push-out-Versuche dargestellt. Die Dübelkennlinien der beiden Push-out-Versuche von *Lechner (2018)* weisen eine hohe Relativverformung sowie einen duktilen Verlauf der Dübelkennlinie auf. Die VDL erfüllen das Duktilitätskriterium gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* für Verbundmittel obgleich der Verwendung eines ultrahochfesten Betons.

Von *Karge et al. (2020)* wurden im Forschungsprojekt *Wirtschaftliche und dauerhafte Orthoverbundfahrbandplatte mit Dübelleisten für Straßenbrücken* von *Stroetmann et al. (2018)* ebenfalls Push-out-Versuche mit einem Längsabstand von 100 mm durchgeführt. Der Längsabstand von 100 mm befindet sich wie bei den Untersuchungen von *Lechner (2018)* außerhalb der Anwendungsgrenzen der aBG *DIBt (2018)*. Die experimentellen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit der VDL in Klothoidenform wurden in dem Forschungsprojekt mit dem Ziel durchgeführt, eine ausreichende Duktilität der für den minimalen Abstand der VDL in Klothoidenform nachzuweisen. Insgesamt wurde von *Karge et al. (2020)* das Schubtragverhalten einer VDL in vier Push-out-Versuchen untersucht. Die Versuchskörper der Push-out-Versuche setzen sich aus einer VDL in Klothoidenform mit einer Stegdicke von 10 mm der Stahlgüte S355 und einem Betongurt mit einer Höhe von 100 mm der Betonfestigkeitsklasse C35/45 zusammen. Die VDL der Push-out-Versuche wurden ausschließlich mit einer Querbewehrung ausgeführt. Die Dübelkennlinien der Push-out-Versuche von *Karge et al. (2020)* sind in Abbildung 2.31(b) dargestellt. Die Dübelkennlinie der Push-out-Versuche weist die charakteristische Form für ein Ausstanzen des Betons als Versagensmechanismus der

VDL auf. Die Detailuntersuchungen bestätigten den Versagensmechanismus. Letztlich kann aus diesen Push-out-Versuchen sowie den Push-out-Versuchen von *Lechner (2018)* abgeleitet werden, dass ein Längsabstand von 100 mm der VDL eine ausreichende Duktilität hat.

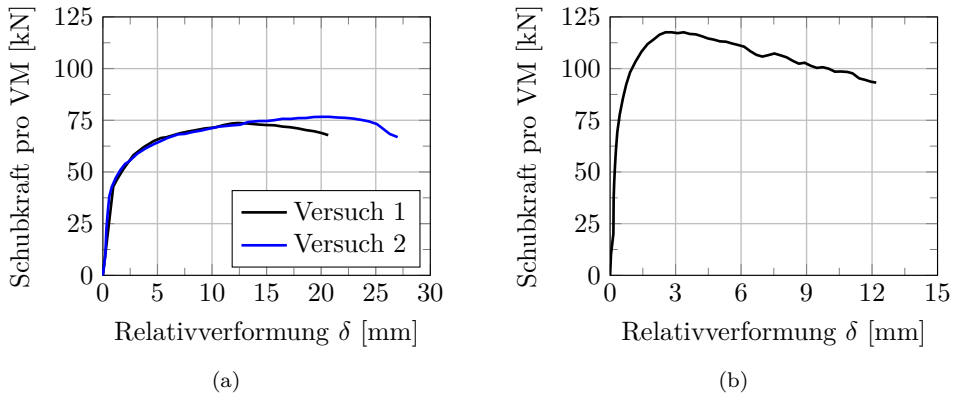


Abbildung 2.31: Dübelkennlinien der Push-out-Versuche: (a) von *Lechner (2018)*, (b) von *Karge et al. (2020)*

In den Forschungsprojekten *Integrierte und nachhaltigkeitsorientierte Deckensysteme im Stahl- und Verbundbau* von *Hegger et al. (2013a)*, *Praxisreifes, integriertes Deckensystem für den Stahl- und Verbundbau* von *Feldmann et al. (2019)* und *Konsistentes Bemessungsmodell für fertigungsoptimierte Verbunddübelleisten - Grundlagen für DASt-Richtlinie und Überführung in Eurocode 4* von *Feldmann et al. (2021)* wurden von *Claßen et al. (2014a)*, *Claßen et al. (2017a)* sowie *Claßen und Hegger (2017a)* Push-out-Versuche zur Bewertung des Einflusses von Querrissen und der Schub-Zug-Interaktion auf das Schubtragverhalten von VDL durchgeführt. In Verbindung mit den experimentellen Untersuchungen zur Bewertung der beiden Einflüsse führten *Claßen et al. (2014a)*, *Claßen et al. (2017a)* sowie *Claßen und Hegger (2017a)* Referenzversuche unter reiner Schubbeanspruchung durch.

Im Forschungsprojekt von *Hegger et al. (2013a)* wurden von *Claßen et al. (2014a)* Push-out-Versuche mit dem Standard-Abscherversuch (siehe Abbildung 2.15) durchgeführt. Mit den Push-out-Versuchen sollten neben dem Einfluss der Brillenbewehrung auf die Schubtragfähigkeit der VDL der Längsspannungszustand des Betons untersucht werden. Eine Übersicht der Parameter der Push-out-Versuche von *Claßen et al. (2014a)* ist in Tabelle 2.6 dargestellt.

Bei den Push-out-Versuchen von *Claßen et al. (2014a)* bzw. *Claßen und Herbrand (2015)* ist ein Ausstanzen des Beton als Versagensmechanismus aufgetreten. Dabei wird die Schubkraft über die Stirnfläche der VDL in den Betongurt übertragen. Da-

Tabelle 2.6: Übersicht der Parameter der Push-out-Versuche von *Claßen et al. (2014a)*

Form	Verbundmittel		Stahl		Beton		Bewehrung		Anzahl
	e_x / h_D [mm]	t_w [mm]	f_y	h_c [mm]	f_{ck}	Quer- stäbe	Bü- gel		
Puzzle	250 / 40	15,5	S460	100	C40/50	2Ø12	Ø10	3	
							-	2	

durch entsteht im Bereich der Stirnfläche des Puzzlezahns ein komprimierter Betonkeil mit einer hohen Teilflächenpressung. Der umgebende Beton sowie die Brillenbewehrung erzeugen eine Umschnürungswirkung des Betons in diesem Bereich, wodurch ein mehraxialer Spannungszustand entsteht. Dieser mehraxiale Spannungszustand kann ein Vielfaches der einaxialen Druckfestigkeit des Betons aufnehmen, was mit den durchgeführten numerischen Untersuchungen von *Claßen et al. (2014a)* verifiziert wurde. Die Komprimierung des Betons in der Dübelzahnausnehmung erzeugt eine senkrecht zur Schubkraft wirkende Abtriebskraft in Richtung der geringsten Betonüberdeckung. Mit steigender Schubkraft steigt die Abtriebskraft an, bis diese die Schertragfähigkeit des Betons überschreitet. Durch den entstehenden Ausbruchkegel wird die Umschnürungswirkung bzw. der mehraxiale Spannungszustand aufgehoben und es kommt zu einem Lastabfall bzw. zu einem Versagen. Dieses Tragverhalten ist in der schematischen Darstellung in Abbildung 2.32(b) abgebildet. Durch die Brillenbewehrung wird die Umschnürungswirkung des Betons begünstigt, da die Brillenbewehrung die auftretenden Spaltzugkräfte infolge der Schubbeanspruchung aufnimmt. Folglich

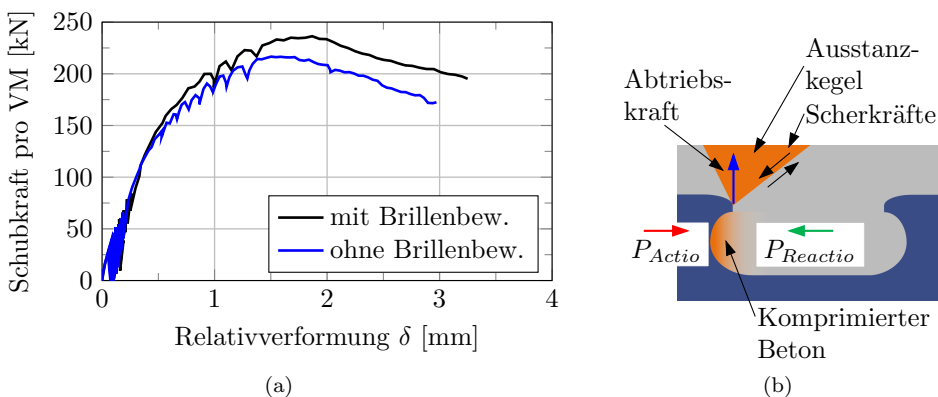


Abbildung 2.32: Push-out-Versuche von *Claßen et al. (2014a)*: (a) Dübelskennlinien, (b) Darstellung des Versagensmechanismus Ausstanzen

kann eine Steigerung der Schubtragfähigkeit der VDL erreicht werden. Der Einfluss der Brillenbewehrung zeigt sich in der maximalen Schubtragfähigkeit der Dübelkennlinien der Push-out-Versuche von *Claßen et al. (2014a)* (siehe Abbildung 2.32(a)). Die fehlende Brillenbewehrung wirkt sich nicht nur auf die maximale Schubtragfähigkeit der VDL aus sondern ebenso auf das resultierende Rissbild des Betongurts. Bei den Push-out-Versuchen mit Brillenbewehrung entsteht ein schollenartiger Ausbruchkegel, wohingegen bei den Push-out-Versuchen ohne Bewehrung ein kombiniertes Spalt-Ausstanzversagen auftritt. Dieses Versagen ist durch einen Riss entlang der VDL im Betongurt gekennzeichnet.

Zusätzlich zum Einfluss der Brillenbewehrung auf die Schubtragfähigkeit der VDL wurde von *Claßen et al. (2014a)* der Einfluss des Längsspannungszustands des Betongurts experimentell untersucht. Aus den Untersuchungen wurde abgeleitet, dass der Längsspannungszustand des Betongurts einen signifikanten Einfluss auf die Schubtragfähigkeit der VDL hat. Zur Quantifizierung des Einflusses von Rissen im Betongurt auf die Schubtragfähigkeit führte *Claßen und Hegger (2017a)*, *Claßen et al. (2017b)* sowie *Claßen und Hegger (2018)* weitere Push-out-Versuche durch. Dafür wurde der weiterentwickelte Push-out-Versuchsstand von *Claßen et al. (2017a)* verwendet, der bereits eingangs kurz erläutert wurde (siehe Abbildung 2.22). Mit dem Versuchsstand konnte nicht nur der Einfluss von Rissen auf die Schubtragfähigkeit quantifiziert werden, sondern auch eine kombinierte Schub-Zug-Beanspruchung der VDL abgebildet werden. Zur Bewertung des Einflusses von Rissen und dem Tragverhalten bei einer gleichzeitig wirkenden Zugbeanspruchung wurden von *Claßen et al. (2017a)* und *Claßen und Hegger (2017a)* Referenzversuche unter reiner Schubbeanspruchung durchgeführt, die im Folgenden beschrieben werden. Eine Übersicht der Parameter der Push-out-Versuche mit dem weiterentwickelten Push-out-Versuchsstand ist in Tabelle 2.7 dargestellt.

Tabelle 2.7: Übersicht der Parameter der Push-out-Versuche von *Claßen et al. (2017a)* und *Claßen und Hegger (2017a)*

Verbundmittel		Stahl		Beton		Bewehrung		Anzahl
Form	e_x / h_D [mm]	t_w [mm]	f_y	h_c [mm]	f_{ck}	Quer- stäbe	Bü- gel	
Puzzle	150 / 40	12	S355	100	C30/37	2Ø12	Ø10	3*
								4**

* Serie zum Risseinfluss; ** Serie zur Schub-Zug-Interaktion

Die Referenzserien der Push-out-Versuche zum Einfluss von Rissen im Betongurt auf die Schubtragfähigkeit sowie zur Schub-Zug-Interaktion weisen alle ein Betonversa-

gen in Form eines Ausstanzversagens auf, für das die Push-out-Versuche konzipiert wurden. Die Dübelkennlinien der Referenzserien der Push-out-Versuche sind in Abbildung 2.33 dargestellt. Die wesentlichen Erkenntnisse der Push-out-Versuche zum Einfluss von Rissen im Betongurt sowie zur Schub-Zug-Interaktion sind, dass zum einen der Ausstanzkegel beeinflusst wird und zum anderen die Schubtragfähigkeit bei einer gleichzeitig wirkenden Zugkraft reduziert wird. Die Push-out-Versuche zum Einfluss von Rissen im Betongurt sowie zur Schub-Zug-Interaktion sind detailliert in *Claßen und Hegger (2017a)* und *Claßen et al. (2017a)* beschrieben. Bei den Push-out-Versuchen zum Risseinfluss wurden der Rissabstand und die Rissbreite untersucht. Der Rissabstand im Betongurt beeinflusst den Ausstanzkegel bei einem Betonversagen und verkleinert die Abmessungen des Ausstanzkegels. Durch eine Verkleinerung des Abstandes der einzelnen Risse zueinander bei einer konstanten Rissbreite verringert sich die Schubtragfähigkeit der VDL. Durch eine Vergrößerung der Rissbreite wird die Schubtragfähigkeit des Verbundmittels reduziert. Allerdings ist bei kleinen Rissbreiten noch eine Verzahnung des Betons möglich, wodurch noch eine Schubkraft übertragen werden kann. Aus den Push-out-Versuchen bei einer gleichzeitig wirkenden Zugkraft auf das Verbundmittel kann abgeleitet werden, dass die Schubkraft mit einer zunehmenden Zugkraft abnimmt.

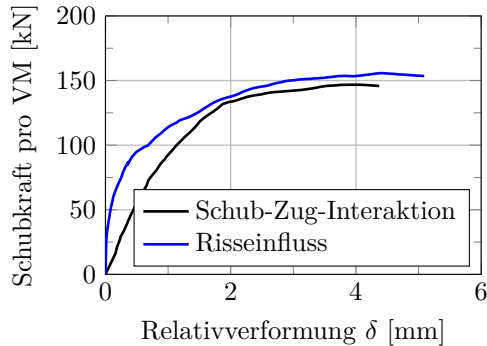


Abbildung 2.33: Dübelkennlinien der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit von VDL von *Claßen et al. (2017a)* (Schub-Zug-Interaktion) und *Claßen und Hegger (2017a)* (Risseinfluss)

Schlussendlich können aus den zuvor erläuterten experimentellen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von beispielsweise *Seidl (2009)*, *Heinemeyer (2011)*, *Heinemeyer et al. (2012)*, *Gündel et al. (2014)*, *Feldmann et al. (2014)*, *Claßen et al. (2014a)* oder *Claßen et al. (2017a)* die wesentlichen Einflussparameter auf das Schubtragverhalten der VDL abgeleitet werden. Symmetrische VDL weisen unabhängig von der Form der VDL ein ähnliches Trag- und Verformungsverhalten auf, was aus dem Ver-

gleich der Push-out-Versuche des Projekts Preco-Beam von *Seidl et al. (2013a)* und der Push-out-Versuche des Projekts ELEM von *Feldmann et al. (2013)* abgeleitet werden kann. Schlussendlich werden die Schubtragfähigkeit und auch das Schubtragverhalten im Hinblick auf den Versagensmechanismus nicht maßgebend bestimmt durch die Dübelform der VDL sondern durch weitere Einflussparameter. Diese sind im Folgenden zur Abgrenzung der eigenen experimentellen Untersuchungen dargestellt:

- Blechdicke bzw. Stegdicke t_w der VDL (*Heinemeyer, 2011; Lorenc et al., 2014a; Kožuch und Lorenc, 2020*)
- Bewehrungsgrad A_b der Dübelzahnausnehmung (*Heinemeyer, 2011; Lorenc et al., 2014a*)
- Betondeckung $c_{D,u}$ oder $c_{D,o}$ der VDL (*Heinemeyer, 2011; Claßen et al., 2017a*)
- Betondruckfestigkeit f_{ck} (*Heinemeyer, 2011; Feldmann et al., 2014*)
- Abmessungen von Längsabstand e_x zu Dübelzahnhöhe h_D (*Lorenc et al., 2014a; Claßen et al., 2017*)
- Dübelform der VDL (*Heinemeyer, 2011; Lorenc et al., 2014a; Claßen und Hegger, 2017b*)
- Einstufung der VDL auf Grundlage der experimentellen Untersuchungen als duktiles Verbundmittel gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)*

Schubtragfähigkeit von Kopfbolzendübeln bei erhöhten Temperaturen

Da KBD im Gegensatz zu VDL in der baupraktischen Anwendung etabliert sind, werden in der Regel KBD bei Verbundträgern mit Vollbetongurten sowie bei Verbundträgern mit Trapezblechprofilen verwendet. Um eine baupraktische Anwendung von KBD mit normativen Regelungen zu ermöglichen, wurde die Schubtragfähigkeit von KBD bereits umfangreich unter anderem von *Roik und Hanswille (1983)*, *Lungershausen (1988)*, *Kohlmeyer (2007)* und *Konrad (2011)* bei Raumtemperaturbedingungen untersucht. Neben dem Schubtragverhalten von KBD bei Raumtemperatur wurden auch experimentelle Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von KBD im Brandfall durchgeführt, um den Temperatureinfluss auf das Schubtragverhalten von KBD zu quantifizieren. Zur Einordnung des Temperatureinflusses auf die Schubtragfähigkeit von VDL der eigenen experimentellen Untersuchungen werden die wesentlichen Erkenntnisse der Push-out-Versuche von KBD bei erhöhten Temperaturen im Folgenden dargestellt. Dabei wird auf die Analyse auf KBD in Vollbetonplatten eingegangen, da die Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von VDL auf Vollbetonplatten beschränkt sind. Außerdem beschränkt sich der Geltungsbereich der aBG (*DIBt, 2018*) auf VDL in Vollbetongurten.

In experimentellen Untersuchungen von *Zhao und Kruppa (1996, 1997)*, *Choi et al. (2009)*, *Mirza et al. (2011)*, *Chen et al. (2012, 2015a,b)* und *Imagawa et al. (2012)* wurde der Temperatureinfluss auf die Schubtragfähigkeit von KBD untersucht und bewertet. Eine Übersicht der Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen und im Brandfall ist in Tabelle 2.8 dargestellt.

Tabelle 2.8: Übersicht der experimentellen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von KBD in Vollbetongurten bei Raumtemperaturbedingungen (RT) und erhöhten Temperaturen (ET) aus der Literatur

	Dübelgeometrie		Betongurthöhe	Anzahl	
	d_{KBD}	h_v	h_c	Push-out-	
	[mm]	[mm]	[mm]	RT	ET
<i>Zhao und Kruppa (1996)</i>	16, 19, 22	100	150	7	22
<i>Choi et al. (2009)</i>	19	100	150	2	4
<i>Mirza et al. (2011)</i>	-*	-*	120	2	6
<i>Chen et al. (2012)</i>	19	100	150	1	6
<i>Imagawa et al. (2012)</i>	22	150	250	3	9

* keine Daten zur Geometrie vorhanden

Die Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit von KBD bei erhöhten Temperaturen von *Choi et al. (2009)*, *Mirza et al. (2011)*, *Chen et al. (2012, 2015a,b)* und *Imagawa et al. (2012)* basieren auf den Push-out-Versuchen von *Zhao und Kruppa (1996)*, da diese die Grundlage für die Bemessungsgleichungen der *DIN EN 1994-1-2 (2010)* für KBD im Brandfall sind. Der Versuchsaufbau der Autoren erfolgte in Anlehnung an den Standard-Abscherversuch des Anhangs B der *DIN EN 1994-1-1 (2010)* (siehe Abschnitt 2.3.4). Eine schematische Darstellung der Push-out-Versuche der Autoren zur Schubtragfähigkeit von KBD in Vollbetongurten ist in Abbildung 2.34(a) dargestellt. Die Beflammung respektive die Erwärmung der Versuchskörper erfolgte über einen Elektroofen, der zwischen den Vollbetonplatten angeordnet ist (siehe Abbildung 2.34(b)). Die Erwärmung der Versuchskörper erfolgte gemäß ETK bzw. in Anlehnung an die ETK, sollte der Elektroofen die ETK nicht abbilden können. Bei diesem Versuchsaufbau werden der Steg und Flansch des Stahlprofils sowie eine Seite der Vollbetonplatte direkt durch die Erwärmung beansprucht. Die Temperaturen am Stahlprofil, KBD sowie im Betongurt wurden über Thermolemente gemessen. Bei den Push-out-Versuchen von *Zhao und Kruppa (1996)* wurde ein Thermolement

am Flansch und ein Thermoelement in 5 mm Tiefe des Betongurtes ausgehend vom Flansch angeordnet. Bei *Choi et al. (2009)*, *Mirza et al. (2011)*, *Chen et al. (2012)* und *Imagawa et al. (2012)* wurden weitere Thermoelemente über die Höhe des KBD sowie des Betongurtes angeordnet, um die Temperaturentwicklung des KBD sowie des Betongurtes beurteilen zu können.

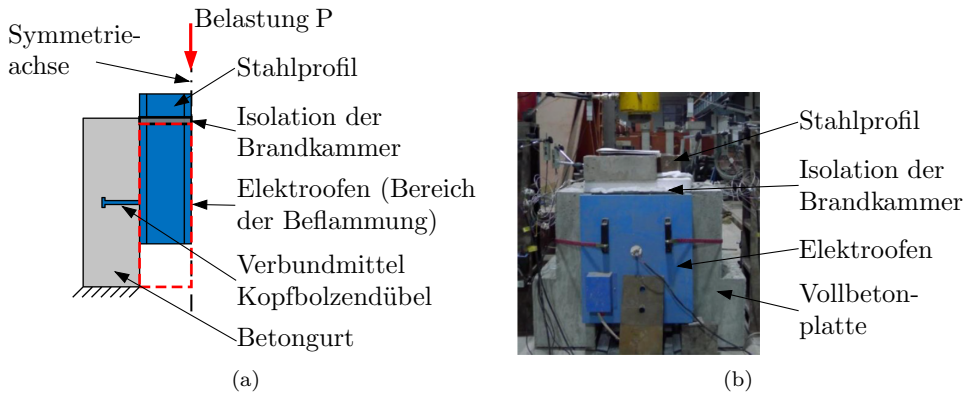


Abbildung 2.34: Experimentelle Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von KBD im Brandfall: (a) Schematische Darstellung, (b) Exemplarischer Versuchsaufbau von *Chen et al. (2015b)*

Die Schubtragfähigkeit der KBD wurde entweder nach einem lastfreien Erwärmungsvorgang bei einer bestimmten Temperatur des KBD wie beispielsweise bei *Choi et al. (2009)* oder *Chen et al. (2012)* oder unter einer Belastung bei einer Brandbeanspruchung gemäß ETK wie beispielsweise bei *Zhao und Kruppa (1996)* ermittelt. Als Referenz für die temperaturabhängige Schubtragfähigkeit wird bei *Zhao und Kruppa (1996)* die Temperatur im Betongurt 5 mm oberhalb des Flansches und bei den weiteren Autoren am KBD 10 mm oberhalb des Flansches verwendet. Da ausschließlich die Temperatur am KBD bei 5 mm oder 10 mm verwendet wird, weisen die Push-out-Versuche einen Temperaturgradienten θ_{Gradient} auf. In Abhängigkeit der Zieltemperatur des Referenzpunkts haben die Push-out-Versuche unterschiedliche Temperaturgradienten über die Höhe der KBD (siehe Abbildung 2.35).

Neben der Temperaturentwicklung der Push-out-Versuche wurden die Dübelkennlinien der KBD in Abhängigkeit der Verbundmitteltemperatur ermittelt. Bei Raumtemperaturbedingungen ermittelte *Choi et al. (2009)* eine maximale Schubtragfähigkeit des KBD von 121 kN. Im Brandfall reduziert sich die Schubtragfähigkeit des KBD bei einer Verbundmitteltemperatur von 480 °C um 30 % auf 85 kN und bei einer Verbundmitteltemperatur von 640 °C um 68 % auf 38 kN. Der Push-out-Versuch zur Schubtragfähigkeit des KBD bei Raumtemperaturbedingungen von *Chen et al. (2012)* hat

2.4 Stand der Forschung zum Schubtragverhalten von Stahlverbundträgern mit Verbunddübelleisten

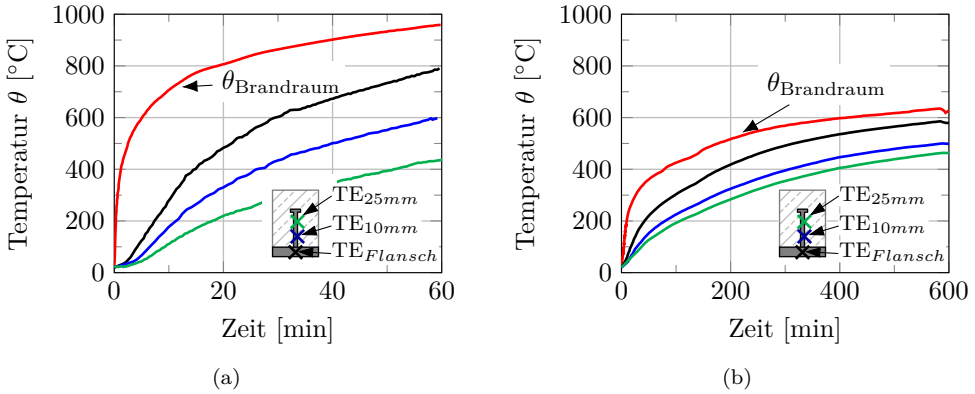


Abbildung 2.35: Gemessene Temperatur des Brandraums und entlang der KBD der Push-out-Versuche von: (a) *Choi et al. (2009)* mit $\theta_{\text{Ziel}}(10\text{ mm}) = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$, (b) *Chen et al. (2015b)* mit $\theta_{\text{Ziel}}(10\text{ mm}) = 500\text{ }^{\circ}\text{C}$

bei Raumtemperaturbedingungen eine maximale Schubtragfähigkeit von 111 kN. Bei den Push-out-Versuchen von *Chen et al. (2012)* bei erhöhten Temperaturen reduziert sich die Schubtragfähigkeit des KBD bei einer Verbundmitteltemperatur von $500\text{ }^{\circ}\text{C}$ um 32 % auf 75 kN und bei einer Verbundmitteltemperatur von $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ um 61 % auf 43 kN. Da die Push-out-Versuche von *Choi et al. (2009)* und *Chen et al. (2012)* dieselben geometrischen Abmessungen sowie Materialeigenschaften aufweisen (siehe Tabelle 2.8), können die Dübelkennlinien (siehe Abbildung 2.36) miteinander verglichen und bewertet werden. Die Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen und

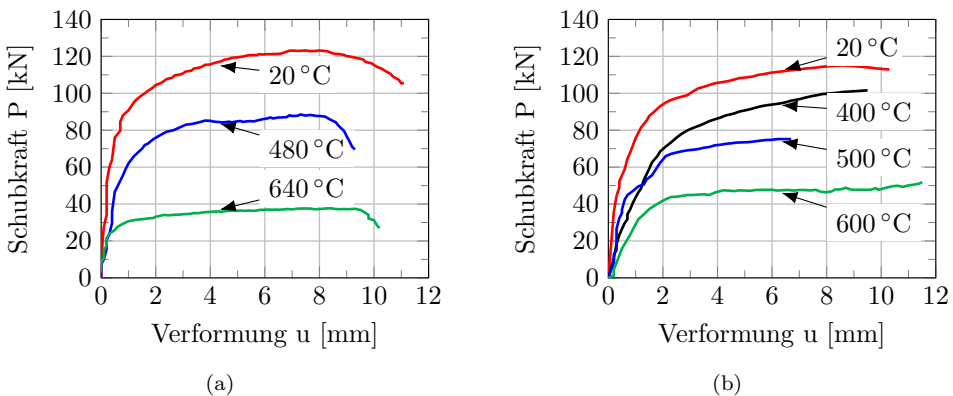


Abbildung 2.36: Dübelkennlinien der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen bezogen auf eine Kopfbolzendübeltemperatur in 5 mm Tiefe des Betongurts ausgehend vom Flansch von: (a) *Choi et al. (2009)*, (b) *Chen et al. (2012)* ($d_{\text{KBD}} = 19\text{ mm}$; $h_v = 100\text{ mm}$; $h_c = 150\text{ mm}$)

im Brandfall von *Choi et al. (2009)* und *Chen et al. (2012)* haben eine ähnliche maximale Schubtragfähigkeit des KBD. Beim Vergleich der Push-out-Versuche von *Choi et al. (2009)* und *Chen et al. (2012)* zur Schubtragfähigkeit von KBD bei erhöhten Temperaturen ist zu beachten, dass sich die Temperaturverläufe bzw. -gradienten entlang des KBD der Push-out-Versuche unterscheiden (siehe Abbildung 2.35). Somit kann aus dem Vergleich der Push-out-Versuche von *Choi et al. (2009)* und *Chen et al. (2012)* geschlossen werden, dass der Temperaturgradient keinen signifikanten Einfluss auf die Schubtragfähigkeit des KBD hat. Die Push-out-Versuche zu KBD in Vollbetongurten bei Raumtemperaturbedingungen und erhöhten Temperaturen von *Choi et al. (2009)* und *Chen et al. (2012, 2015a,b)* sowie von *Zhao und Kruppa (1996, 1997)*, *Yasuda et al. (2008)*, *Mirza et al. (2011)* und *Imagawa et al. (2012)* weisen alle als Versagensmechanismus ein Abscheren des KBD auf. Die außergewöhnliche Beanspruchung, der Brandfall, hat keinen Einfluss auf die Art des Versagensmechanismus des KBD.

Auf Basis der experimentellen Untersuchungen von *Zhao und Kruppa (1996, 1997)*, *Choi et al. (2009)*, *Mirza et al. (2011)*, *Chen et al. (2012, 2015a,b)* zur Schubtragfähigkeit von KBD bei erhöhten Temperaturen kann die Reduktion der Schubtragfähigkeit des Verbundmittels in Abhängigkeit von der KBD-Temperatur dargestellt werden (siehe Abbildung 2.37). Grundlage der Reduktion der Schubtragfähigkeit ist die temperaturabhängige Schubtragfähigkeit $P(\theta)$ im Vergleich zur Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen $P(20^\circ\text{C})$. Die Schubtragfähigkeit des KBD wird

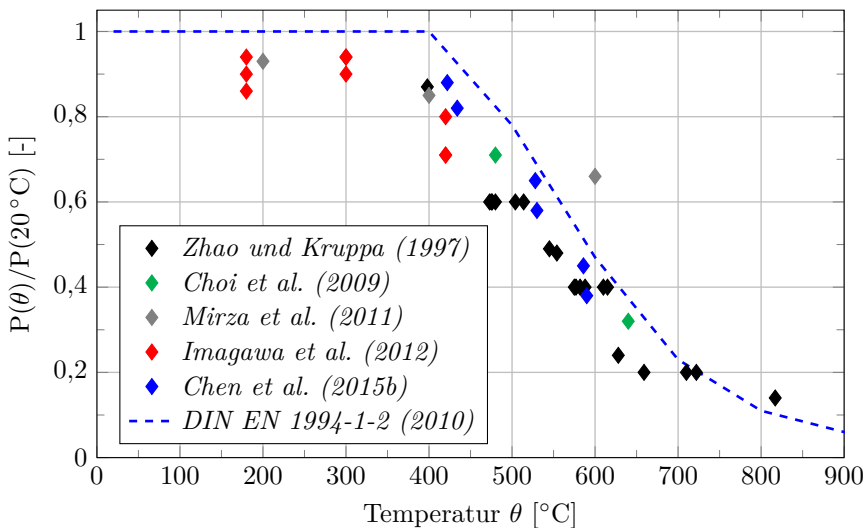


Abbildung 2.37: Reduktion der Schubtragfähigkeit von KBD in Abhängigkeit der Temperatur

demzufolge ab einer Verbundmitteltemperatur von ca. 300 °C reduziert. Die Reduktion der Schubtragfähigkeit des KBD in Abhängigkeit der Temperatur weist ab einer Verbundmitteltemperatur von ca. 300 °C bis ca. 700 °C einen annähernd linearen Verlauf auf.

2.4.4 Numerische Ansätze zur Beschreibung des Schubtragverhaltens von Verbunddübeln

Allgemeines

Für ein vertieftes Verständnis sowie für eine Analyse von lokalen Tragmechanismen oder Kräfteumlagerungen werden numerische Modelle herangezogen. Die numerischen Modelle werden anhand von experimentellen Untersuchungen validiert, um zu verifizieren, ob die Realität ausreichend genau approximiert wird. Auf Basis validierter numerischer Modelle kann ein erweiterter Parameterbereich untersucht werden, um vereinfachte Berechnungsmethoden bzw. -ansätze zu entwickeln. Grundlage der numerischen Modelle sind eine realitätsnahe Implementierung des Materialverhaltens (Materialmodell) und eine ausreichend genaue Abbildung der Geometrie sowie der Elementierung (Modellbildung). Auf Basis der numerischen Ansätze zur Beschreibung des Schubtragverhaltens von VDL aus der Literatur werden die in dieser Forschungsarbeit verwendeten numerischen Modelle, die in Kapitel 5 dargestellt sind, entwickelt. Im Folgenden werden die relevanten Materialmodelle und Möglichkeiten der Modellbildung zur Beschreibung des Schubtragverhaltens von VDL erläutert.

Materialmodelle

Die Implementierung entsprechender Materialmodelle zur realitätsnahen Abbildung des Materialverhaltens ist für die Approximationsgüte des numerischen Modells von essentieller Bedeutung. Bei Verbundträgern sind für die Materialien Beton sowie Bau- und Bewehrungsstahl entsprechende Materialmodelle erforderlich, um das Tragverhalten des Verbundbauteils abzubilden.

Im numerischen Modell wird für **Bau- und Bewehrungsstahl** in der Regel ein bilineares Materialmodell verwendet, das auf dem *von Mises Fließkriterium* (Mises, 1913) basiert. Dieses Modell wird unter anderem von Lorenc et al. (2014b), Claßen (2016), Pfennig (2019), Schorr et al. (2020a) oder Karge und Stroetmann (2021) zur Approximation des Materialverhaltens von Baustahl verwendet.

Charakteristisch für das Material **Normalbeton** ist, dass die Druckfestigkeit f_{cm} signifikant höher ist als die Zugfestigkeit f_{ctm} (siehe Abbildung 2.38). Die einaxiale Spannungs-Dehnungs-Beziehung (im Folgenden: σ - ε -Beziehung) im Zugbereich ist

durch ein mittleren Elastizitätsmodul als Sekante (E_{cm}) und einen abrupten Abfall der Tragfähigkeit nach Erreichen der Zugfestigkeit gekennzeichnet. Bis zum Erreichen der Zugfestigkeit treten keine signifikanten plastischen Dehnungen auf. Beim Überschreiten der Zugfestigkeit bilden sich Risse im Beton, die einen Abfall der Traglast zur Folge haben. Im Gegensatz dazu weist die σ - ε -Beziehung im Druckbereich bis zum Erreichen der Druckfestigkeit plastische Dehnungen auf. Im Nachbruchbereich der σ - ε -Beziehung im Druckbereich wird die Druckfestigkeit mit zunehmender Dehnung reduziert.

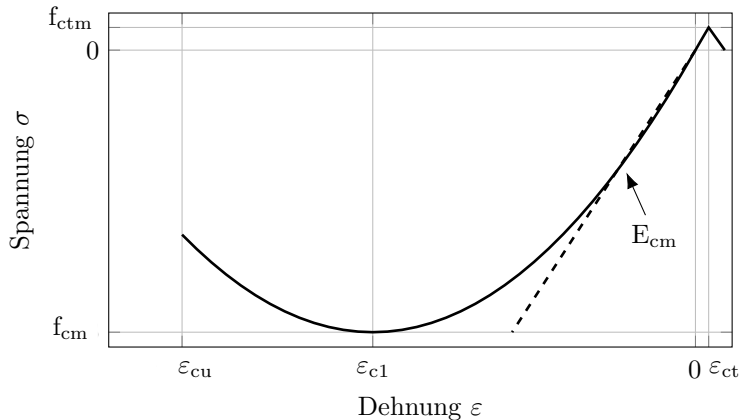


Abbildung 2.38: Schematische Darstellung der einaxialen σ - ε -Beziehung von Normalbeton in Anlehnung an *DIN EN 1992-1-1 (2010)*

Zur Abbildung des Zug- und Druckverhaltens sowie der Rissbildung von Beton ist ein entsprechendes Materialmodell erforderlich. Um das nichtlineare Materialverhalten von Normalbeton zu approximieren, wird häufig das wissenschaftlich anerkannte Materialmodell *Concrete Damage Plasticity* (im Folgenden: CDP) der *Finiten Element Software Abaqus/Standard (2019)* (im Folgenden: FE-Software) verwendet. Beim CDP-Modell werden das Zug- und Druckverhalten des Betons separat implementiert. Eine explizite Rissbildung des Betons erfolgt bei diesem Modell nicht, sondern die Rissbildung wird „verschmiert“ dargestellt. Das CDP-Modell basiert auf dem Plastic-Damage-Materialmodell von *Lubliner et al. (1988)*, das von *Lee und Fenves (1998)* erweiterte wurde. Grundlage des CDP-Modells ist die klassische Plastizitätstheorie, die sich aus einer Fließbedingung, einem Fließgesetz und einer Verfestigungshypothese zusammensetzt. Das von *Lubliner et al. (1988)* entwickelte Materialmodell ist im Wesentlichen abhängig von der einaxialen Betonzugfestigkeit σ_{t0} (f_{ctm}), der einaxialen bzw. zweiaxialen Betondruckfestigkeit σ_{c0} (f_{cm}) bzw. σ_{b0} und dem Formfaktor K_c . In Abbildung 2.39(a) ist die Fließfläche in der Deviatorebene in Abhängigkeit des Formfaktors dargestellt, der die Form der Fließfläche bestimmt. Für Normalbeton ist der

Formfaktor gemäß Abaqus/Standard (2019) mit 0,67 anzusetzen. Nach Lubliner et al. (1988) beträgt das Verhältnis σ_{c0} zu σ_{b0} zwischen 1,10 und 1,16. Die Fließfläche in Abhängigkeit dieses Verhältnisses in der biaxialen Spannungsebene (σ_1 - σ_2 -Ebene) ist in Abbildung 2.39(b) abgebildet. Das CDP-Modell wird unter anderem von Sothmann (2013), Claßen (2016), Raba (2018), Costa (2018) oder Pfenning (2019) verwendet, um das nichtlineare Materialverhalten von Beton bei Raumtemperaturbedingungen sowie im Brandfall abzubilden. Eine detaillierte Beschreibung der Parameter der Materialmodelle ist in Kapitel 5 dargestellt.

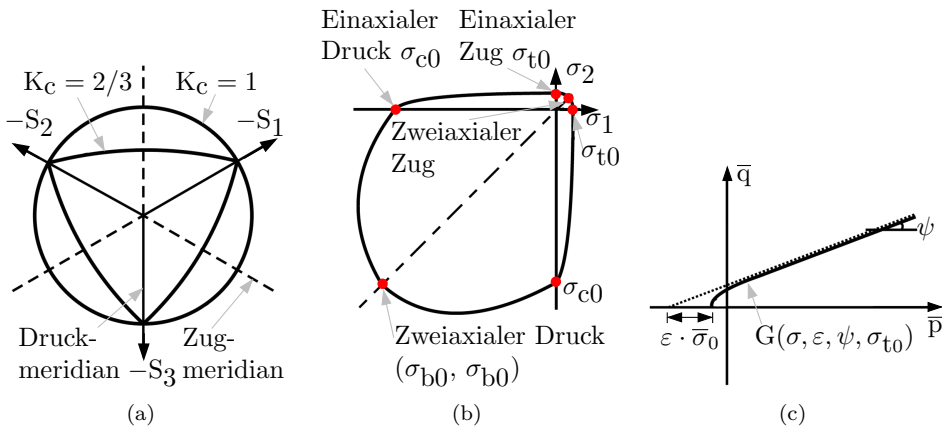


Abbildung 2.39: Theoretische Grundlagen des CDP-Modells: (a) Fließfläche in der Deviatorebene in Abhängigkeit des Formfaktors K_c , (b) Fließfläche in der biaxialen Spannungsebene, (c) Hyperbolische Potenzialfunktion (in Anlehnung an Abaqus - Documentation for Abaqus/Standard (2019) und Kueres et al. (2015))

Modellbildung

Eine ausreichende Approximation der Geometrie und eine entsprechende Elementierung sind ebenso wie die Materialmodelle entscheidend für die Approximationsgüte des numerischen Modells. Bei der Modellbildung sind die realen Gegebenheiten, zu denen die Geometrie, die Randbedingungen, die Kontaktbedingungen und die Elementierung zählen, ausreichend genau zu approximieren.

In Abbildung 2.40 ist ein numerisches Modell zur Analyse des Schubtragverhaltens einer VDL dargestellt. Das numerische Modell stellt den Push-out-Versuch dar und wurde von Claßen et al. (2014a) entwickelt. Das von Claßen et al. (2014a) entwickelte numerische Modell ist nach Kopp et al. (2018b) ein repräsentativer Modellierungsansatz zur Abbildung eines Push-out-Versuchs zur numerischen Simulation des Schubtragverhaltens von VDL. Im numerischen Modell von Claßen et al. (2014a) werden

das I-Profil mit VDL, der Betongurt und die Bewehrung der Dübelzahnausnehmung (Querbewehrung) als Volumenelemente implementiert (siehe Abbildung 2.40(a)). Die Brillen- und Längsbewehrung wird mit Fachwerkelementen abgebildet. Die Bewehrung (Längs-, Brillen- und Querbewehrung) wird über die Bedingung „embedded“ mit dem Betongurt gekoppelt. Bei der Bedingung „embedded“ werden die translatorischen Freiheitsgrade an die benachbarten Elemente gekoppelt, was einem idealen Verbund zwischen der Bewehrung und dem Betongurt entspricht. Als Kontaktbedingungen zwischen der VDL und dem Betongurt wird in normalen Richtung ein „Hard Contact“ und in tangentialer Richtung Reibung definiert. Bei der Modellbildung von beispielsweise *Fink et al. (2007b)*, *Heinemeyer (2011)* oder *Lorenc et al. (2014b)* werden dieselben Approximationsansätze wie bei dem numerischen Modell von *Claßen et al. (2014a)* verwendet. Die Modellbildung zur Analyse des Schubtragverhaltens von VDL unterscheidet sich nicht signifikant von der Modellbildung zur Simulation des Schubtragverhaltens von KBD von *Nguyen und Kim (2009)* oder *Pfenning et al. (2017)*, bei denen ähnliche Ansätze zur Approximation der realen Gegebenheiten verwendet werden.

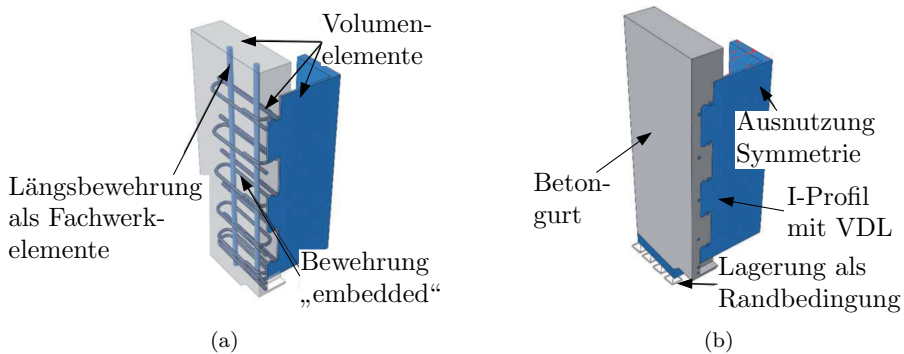


Abbildung 2.40: Numerisches Modell zur Simulation des Schubtragverhaltens von VDL auf Basis des Push-out-Versuchs: (a) Implementierung der Bewehrung sowie Elementierung, (b) Randbedingungen (*Claßen et al., 2014a*)

2.5 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

VDL sind die konsequente Weiterentwicklung der Perfobondleiste, die von *André (1985)* und *Leonhardt et al. (1987)* in den 80er-Jahren als alternatives Verbundmittel zu KBD entwickelt wurde. Im Vergleich zu KBD zeichnen sich VDL durch eine einfachere sowie wirtschaftlichere Herstellung mit unterschiedlichen Ausnehmungsformen und -größen, höherer Schubtragfähigkeit, höherer Materialeffizienz und ein höheres

Verformungsvermögen aus. Die höhere Schubtragfähigkeit und die höhere Materialeffizienz von VDL im Gegensatz zu KBD wurde einleitend anhand einer Gegenüberstellung der Schubtragfähigkeit der Verbundmittel und der plastischen Momententragfähigkeit eines Verbundträgers mit KBD oder VDL bei Raumtemperaturbedingungen verdeutlicht (siehe Abschnitt 2.2.2). Durch die höhere Schubtragfähigkeit der VDL und die Möglichkeit effizientere Querschnitte zu konzipieren, werden zunehmend VDL im Hoch- und Brückenbau eingesetzt, um schlanke Querschnitte mit hohen Spannweiten zu realisieren (siehe Abschnitt 2.2.3).

Neben den positiven Eigenschaften von VDL wurde in den vorigen Abschnitten zudem erläutert, weshalb weiterer Forschungsbedarf für VDL im Brandfall notwendig ist: Zum einen, um Bemessungsgrundlagen für Verbundträger mit VDL im Brandfall zu schaffen, und zum anderen, um eine einfachere Anwendung in der Praxis zu ermöglichen. Normativ wird von den Eurocodes ausschließlich die Bemessung der Schubtragfähigkeit von KBD im Brandfall geregelt, die auf umfangreichen experimentellen Untersuchungen (Push-out-Versuche) basieren. Die experimentellen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von KBD zeigen, dass ab einer Verbundmitteltemperatur von ca. 300 °C die Schubtragfähigkeit des KBD reduziert wird (siehe Abschnitt 2.4.3). Demgegenüber sind die derzeitigen Regelungen der aBG zur Bemessung der Schubtragfähigkeit von VDL (siehe Abschnitt 2.3) auf Raumtemperaturbedingungen begrenzt, wobei auch diese Regelungen auf umfangreichen experimentellen Untersuchungen sowie numerischen Simulationen basieren (siehe Abschnitt 2.4.3). Die Bewertung des Temperatureinflusses auf die Schubtragfähigkeit respektive das Schubtragverhalten von VDL im Brandfall ist im Gegensatz zu KBD lediglich auf wenige Trägerversuche begrenzt. Eine explizite Bewertung des Schubtragverhaltens von VDL im Brandfall erfolgte bisher nicht. Aus den experimentellen Untersuchungen zu Verbundträgern mit VDL von *Franssen und Janssen (2013)* und *Schaumann et al. (2014)* wurde abgeleitet, dass kein Schlupf zwischen dem Stahlprofil und dem Betongurt auftritt. Allerdings schlussfolgerte *Franssen und Janssen (2013)* auf Grundlage einiger Verbundträgerversuche, dass die Schubtragfähigkeit der VDL bis zu einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C nicht signifikant beeinflusst wird (siehe Abschnitt 2.4.2).

Im Hinblick auf die eigenen experimentellen Untersuchungen (siehe Kapitel 3) wurden zur Abgrenzung die relevanten Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit von VDL aus der Literatur dargestellt. Aus den experimentellen Untersuchungen wurden die wesentlichen Parameter identifiziert, die in der eigenen Versuchsplanung zur Schubtragfähigkeit von VDL bei erhöhten Temperaturen berücksichtigt wurden. Die wesentlichen Einflussfaktoren auf die Schubtragfähigkeit von VDL sind die Blechdicke bzw. Stegdicke der VDL, der Bewehrungsgrad der Dübelzahnausnehmung, die Betondeckung der VDL, die Betondruckfestigkeit, das Verhältnis Längsabstand zu

Dübelzahnhöhe und die Dübelform der VDL (siehe Abschnitt 2.4.3). Da die bisher dokumentierten experimentellen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit auf Raumtemperaturbedingungen begrenzt sind, wird die Erfordernis von experimentellen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall unterstrichen, um den Einfluss thermischer Effekte zu analysieren.

Abschließend wurden die wesentlichen numerischen Ansätze zur Implementierung des Schubtragverhaltens von VDL (Push-out-Versuche) beschrieben (siehe Abschnitt 2.4.4). Die dargestellten Ansätze zur Modellierung des Schubtragverhaltens von VDL sind Grundlage für die eigenen numerischen Simulationen sowie die Entwicklung der numerischen Modelle zur Beschreibung des Schubtragverhaltens von VDL bei erhöhten Temperaturen, die in Kapitel 5 dargestellt sind.

2.6 Abgrenzung der eigenen Forschungsarbeit

Die Aufarbeitung des Standes der Normung sowie des Standes der Forschung zum Tragverhalten von VDL unterstreicht die Notwendigkeit weiterführender Forschungsarbeiten zum Schubtragverhalten von VDL und zum Tragverhalten von Verbundträgern mit VDL im Brandfall. Insbesondere fehlt eine experimentelle Datengrundlage zur Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall, die eine sichere Anwendung von Verbundträgern mit VDL in der Praxis ermöglichen. Die vorliegende Forschungsarbeit setzt an diesem Punkt an und hat das Ziel den Einfluss der Temperatur auf das Schubtragverhalten von VDL zu quantifizieren. Auf dieser Grundlage wurden die folgenden Anforderungen an die in dieser Forschungsarbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen und numerischen Simulationen definiert.

Detailuntersuchungen zum Schubtragverhalten von VDL

Insbesondere liefert die vorliegende Forschungsarbeit mit den experimentellen Untersuchungen einen Beitrag zur Quantifizierung des Temperatureinflusses auf die Schubtragfähigkeit sowie den Versagensmechanismus der VDL im Vergleich zu Raumtemperaturbedingungen. Bei dem Versuchsaufbau und den Versuchskörpern wird auf Grundlage der Forschungsarbeiten von *Heinemeyer (2011)* und *Claßen (2016)* der Versuchsaufbau abgeleitet, um gezielt von einem Verbundmittel die Schubtragfähigkeit unter den Versuchsrandbedingungen zu ermitteln. Die experimentellen Untersuchungen werden mit einem homogenen Temperaturfeld durchgeführt, um grundlegend den Temperatureinfluss auf das Schubtragverhalten von VDL zu untersuchen. Damit sollen zunächst Einflüsse aus einem Temperaturgradienten auf das Tragverhalten ausgeschlossen werden.

Tragverhalten eines Deckensystems mit VDL im Brandfall

Die großmaßstäblichen Untersuchungen mit einem Verbundträger mit VDL haben das Ziel der Bewertung des Einflusses der temperaturabhängigen Schubtragfähigkeit der VDL auf das globale Tragverhalten. Die bisherigen Erkenntnisse zum globalen Tragverhalten basieren auf Untersuchungen mit einer Brandbeanspruchung gemäß ETK, weshalb ergänzend das Tragverhalten infolge eines Naturbrandszenarios für den Hohlraum eines Deckensystems analysiert wird. Dabei wird die Temperaturentwicklung der VDL in Verbindung mit dem Temperaturfeld des umliegenden Betons detailliert betrachtet, um unter Berücksichtigung der Querschnittstemperatur des Verbundträgers den Einfluss auf das globale Tragverhalten zu bewerten. Dabei werden die Erkenntnisse aus den Push-out-Versuchen bei erhöhten Temperaturen (siehe Kapitel 3) zur Analyse der großmaßstäblichen Untersuchungen zum globalen Tragverhalten eines Verbundträgers mit VDL verwendet (siehe Kapitel 4).

Numerische Simulationen zu VDL im Brandfall

Grundlage der numerischen Simulationen dieser Forschungsarbeit sind die entwickelten numerischen Modelle zur Beschreibung des Schubtragverhaltens von VDL von beispielsweise *Claßen (2016)*. Auf Basis dieser werden die numerischen Modelle zur Charakterisierung des Schubtragverhaltens von VDL abgeleitet. Für die Bewertung des Schubtragverhaltens im numerischen Modell werden die Erkenntnisse der eigenen experimentellen Detailuntersuchungen zur Schubtragfähigkeit der VDL sowie des globalen Tragverhaltens des Verbundträgers verwendet.

Vereinfachtes Bemessungsverfahren für VDL im Brandfall

Mit dem entwickelten Modellierungsansatz für Push-out-Versuche zum Schubtragverhalten von VDL wird das Ziel einer Entwicklung eines Vorschlags zur vereinfachten Bemessung der Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall verfolgt. Dabei soll grundlegend verifiziert werden, ob auf Basis der normativen Regelungen gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* zur vereinfachten Bemessung von KBD im Brandfall ein Vorschlag zur vereinfachten Bemessung der Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall abgeleitet werden kann.

Kapitel 3

Experimentelle Detailuntersuchungen zur Schubtragfähigkeit von Verbunddübelleisten

3.1 Einleitung

Die Analyse der Literatur des vorherigen Kapitels zeigt, dass die Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von VDL weltweit ausschließlich auf Raumtemperaturbedingungen begrenzt sind. In dieser Forschungsarbeit werden experimentelle Detailuntersuchungen durchgeführt, um den Einfluss des Brandfalls auf die Tragcharakteristik, die Schubtragfähigkeit sowie die Versagensmechanismen von VDL zu quantifizieren. Zur Bewertung des Einflusses von erhöhten Temperaturen auf die Schubtragfähigkeit von VDL werden insgesamt 30 Push-out-Versuche durchgeführt. Die Detailuntersuchungen zur Schubtragfähigkeit von VDL umfassen dabei sieben Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen (Kennzeichnung: RT) sowie 23 Versuche bei erhöhten Temperaturen (Kennzeichnung: ET). Mit den Push-out-Versuchen werden die folgenden Aspekte der Schubtragfähigkeit von VDL bei erhöhten Temperaturen beurteilt.

Tragcharakteristik der VDL

Charakterisiert wird das Schubtrag- und Verformungsverhalten einer VDL durch eine Dübelkennlinie, die mit dem Push-out-Versuch ermittelt wird. Die Dübelkennlinie beschreibt das relative Verformungsvermögen der VDL gegenüber dem Betongurt. Bei der Tragcharakteristik der VDL werden die Einflüsse der Brillenbewehrung und die Anzahl der Querstäbe in der Dübelzahnausnehmung beurteilt. Im Ergebnis werden die Dübelkennlinie, die maximale Schubtragfähigkeit P_{\max} sowie das Verformungsvermögen $u(0,9 \cdot P_{\max})$ und die Anfangssteifigkeit C der VDL ermittelt.

Einfluss der Temperatur

Mit den Push-out-Versuchen bei erhöhten Temperaturen wird der Einfluss der Temperatur auf den Versagensmechanismus der VDL untersucht. Außerdem wird der Einfluss der Temperatur auf die Schubtragfähigkeit der VDL systematisch analysiert und quantifiziert. Schwerpunktmäßig wird in den experimentellen Detailuntersuchungen die Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen und homogenen Querschnittstemperaturen von 200 °C, 350 °C und 500 °C bewertet.

Reibanteil an der Schubtragfähigkeit

Neben dem Einfluss der Temperatur auf die Schubtragfähigkeit soll der Anteil der Reibung an der Schubtragfähigkeit der VDL bei Raumtemperaturbedingungen und bei erhöhten Temperaturen quantifiziert werden. Der Reibanteil wird mit Push-out-Versuchen, die eine äquivalente Reibfläche zu den Push-out-Versuchen mit VDL aufweisen, ermittelt.

Anwendbarkeit eines vereinfachten Bemessungsansatzes

In Verbindung mit der Bewertung des Temperatureinflusses auf die Schubtragfähigkeit der VDL sollen Ansätze zur Berechnung der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall basierend auf dem Bemessungsansatz bei Raumtemperaturbedingungen bewertet werden. Grundlage zur Berücksichtigung des Temperatureinflusses auf die Schubtragfähigkeit der VDL sind die vereinfachten Bemessungsgleichung für KBD im Brandfall gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* (siehe Abschnitt 2.3.3).

3.2 Versuchsbeschreibung und -durchführung der Push-out-Versuche

3.2.1 Geometrie der Versuchskörper

Basierend auf den bisher veröffentlichten experimentellen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von VDL bei Raumtemperaturbedingungen (siehe Abschnitt 2.4.3) wurden die Versuchskörper der Push-out-Versuche dieser Forschungsarbeit konzipiert. Der Versuchskörper der Push-out-Versuche ist in Abbildung 3.1 dargestellt. In Anlehnung an den Versuchsaufbau und die Versuchskörper von *Heinemeyer (2011)* und *Claßen (2016)* wird die Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen und erhöhten Temperaturen nur von einem Verbundmittel ermittelt. Dadurch werden mögliche Einflüsse eines zweiten Verbundmittels wie beim Standard-Abscherversuch gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* (siehe Abschnitt 2.3.4 Abbildung 2.15) ausgeschlossen. Die geometrischen Abmessungen der Versuchskörper der experimentellen Detailuntersuchun-

gen leiten sich aus den Randbedingungen des Versuchsaufbaus ab. Im Wesentlichen begründen sich die Abmessungen der Grundfläche der Versuchskörper der Push-out-Versuche durch die Öffnung des Elektroofens zum Einbau der Proben (siehe Abbildung 3.1 und Abbildung 3.2), deren maximale Abmessungen 350 mm x 350 mm sind. Die Versuchskörper weisen eine Gesamthöhe von insgesamt 700 mm auf, wobei das I-Profil einen Überstand von 350 mm oberhalb des Betongurtes hat. Der Überstand des I-Profils ist erforderlich, da die Lasteinleitung durch die Hydraulik der Prüfmaschine zur Durchführung der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen außerhalb des Ofens positioniert werden muss, um den Zylinder vor der Erwärmung zu schützen (siehe Abschnitt 3.2.3).

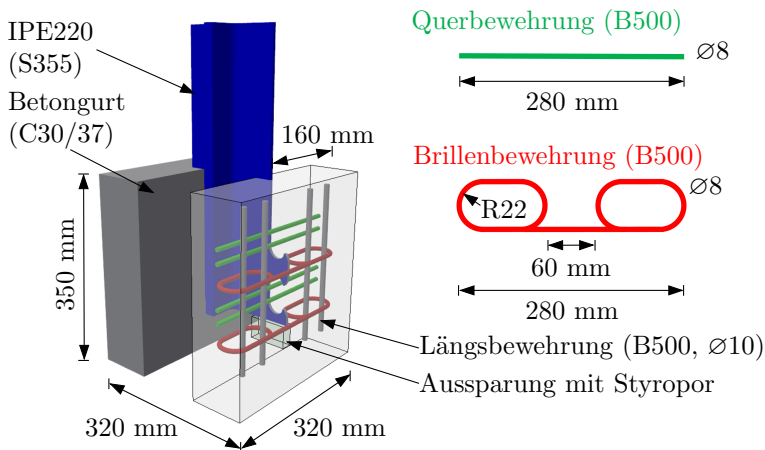


Abbildung 3.1: Isometrie des Versuchskörpers der Push-out-Versuche mit der Darstellung der relevanten Bewehrung der VDL (experimentell ermittelte Materialkennwerte siehe Anhang A)

Die Versuchskörper der Push-out-Versuche setzen sich aus einem bewehrten Betongurt mit einer Höhe h_c von 100 mm und einem I-Profil mit einer VDL in Klothoidenform gemäß aBG (DIBt, 2018) mit einem Längsabstand e_x von 100 mm und einer Dübelzahnhöhe h_D von 40 mm, die sich aus dem Längsabstand der VDL ableitet ($h_D = 0,4 \cdot e_x$), zusammen (siehe Abbildung 3.1 und Abbildung 3.2). Der Längsabstand der VDL von 100 mm liegt dabei außerhalb der Anwendungsgrenzen der aBG (DIBt, 2018), deren Anwendungsbereich auf einen Längsabstand e_x von 150 mm bis 500 mm begrenzt ist. Die Abweichung von der aBG (DIBt, 2018) begründet sich in der Durchführung der Push-out-Versuche im Rahmen des Forschungsprojekts „Brand im Hohlraum“ von Mensinger et al. (2021). In diesem wurden weiterführende Untersuchungen zur vollumfänglichen Bemessung des Deckensystems *InaDeck* durchgeführt. Die Höhe der VDL

leitet sich aus den geometrischen Abmessungen des Betongurtes des *InaDeck* ab, das aus brandschutztechnischen Anforderungen zur Einhaltung des Isolationskriteriums einen filigranen Betongurt mit einer Höhe von 100 mm hat (siehe Abschnitt 2.2.5). Durch die Höhe des Betongurtes des *InaDeck* von 100 mm als geometrische Randbedingung ergibt sich eine Höhe des Verbundmittels von 40 mm und ein Längsabstand von 100 mm der VDL. Die Push-out-Versuche sind Detailuntersuchungen der VDL im Maßstab 1:1. Effekte aus einem skalierten Maßstab sind bei der Analyse der experimentellen Detailuntersuchungen somit nicht zu beachten. Trotz der Abweichung von den Anwendungsgrenzen der aBG (*DIBt, 2018*) sind die Erkenntnisse aus den Push-out-Versuchen auf die Anwendungsgrenzen der aBG (*DIBt, 2018*) grundsätzlich übertragbar.

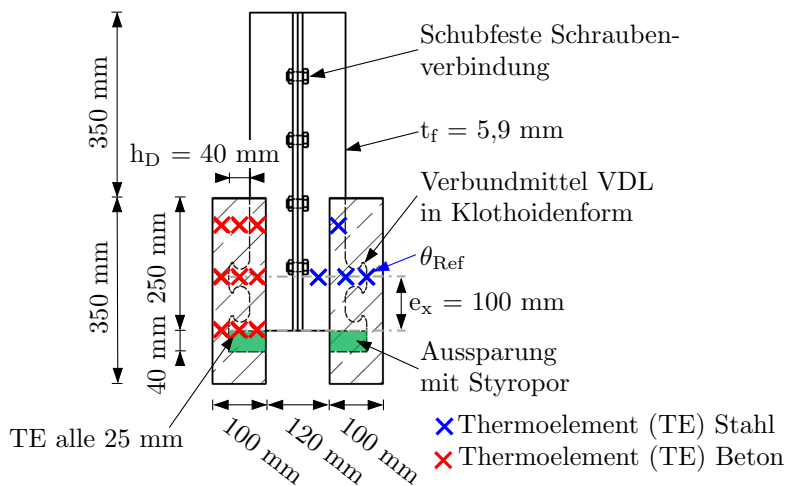


Abbildung 3.2: Seitenansicht der Push-out-Versuche mit der Darstellung der symmetrischen Anordnung der Thermoelemente

Beim verwendeten I-Profil handelt es sich um ein IPE220 der Stahlsorte S355J2+AR. Die durchgeführten Push-out-Versuche wurden mit normalfestem Beton der Festigkeitsklasse C30/37 und einem Größtkorndurchmesser von 8 mm ausgeführt. Die Längs-, Brillen- und Querbewehrungen gehören der Festigkeitsklasse B500 an. Die Ergebnisse der Materialuntersuchungen sind dem Anhang A zu entnehmen sowie detailliert in *Mensing et al. (2021)* aufbereitet.

Unterhalb des I-Profiles wurde eine Aussparung berücksichtigt, um die Verformung des I-Profiles infolge der Schubbeanspruchung zu ermöglichen. Die Aussparung wurde bei der Betonage mit Styropor gefüllt (siehe Abbildung 3.2). Bei den Push-out-Versuchen bei erhöhten Temperaturen wurden die Temperaturen der Versuchskörper mit Ther-

moelementen vom Typ K (NickelChrom-Nickel-Leiter) gemessen. Die symmetrische Anordnung der Thermoelemente am Stahl sowie im Beton ist in Abbildung 3.2 und Abbildung 3.7 und detailliert in Anhang B dargestellt.

3.2.2 Versuchsmatrix

Mit den experimentellen Detailuntersuchungen zur Schubtragfähigkeit von VDL bei Raumtemperaturbedingungen sowie bei erhöhten Temperaturen wurde der Einfluss der Brillenbewehrung und die Anzahl der Querstäbe in der Dübelzahnausnehmung auf die Schubtragfähigkeit der VDL sowie der Reibanteil an der Schubtragfähigkeit der VDL ermittelt. Eine Übersicht der Bezeichnungen sowie der Parameter der einzelnen Push-out-Versuche ist in Tabelle 3.1 dargestellt.

Tabelle 3.1: Übersicht der Parameter der Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen (RT) und erhöhten Temperaturen (ET; Bew. = Bewehrung)

Versuchs- serie	e_x	θ_{Ref}	Anzahl der Push-out- Versuche	Bewehrung der VDL			$h_c /$ $h_d /$ c_D
	[mm]	[°C]	[-]	Quer- bew. [mm]	Brillen- bew. [mm]	Längs- bew. [mm]	[mm]
PoV-R (Referenz)	100	RT	2	2 x Ø8	Ø8	Ø10	100/ 40/ 30
		ET	6				
PoV-B	100	RT	1	2 x Ø8	keine Bew.		
		ET	5				
PoV-Q	100	RT	2	1 x Ø8	Ø8		
		ET	6				
PoV-M (Reibung)	-	RT	2	-	Ø8	-	
		ET	6				

Um den Einfluss von streuenden Parametern, wie beispielsweise den Materialeigenschaften, bei der Bewertung der verschiedenen Parametern der Push-out-Versuche zu berücksichtigen, werden jeweils zwei Push-out-Versuche je Versuchsserie und Temperaturebene durchgeführt. Bei der Serie zum Einfluss der Brillenbewehrung konnte bei Raumtemperaturbedingungen und bei einer Verbundmitteltemperatur von 200 °C durch einen Herstellungsfehler nur ein Push-out-Versuch durchgeführt, das bei der Quantifizierung der Differenzen zwischen den einzelnen Versuchsserien zu berücksichtigen ist.

Die Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen werden als Grundlage verwendet, um den Temperatureinfluss auf die Schubtragfähigkeit der VDL zu quantifizieren. Die Versuchsserie PO-V1 (Referenzserie - im Folgenden: Serie PoV-R) der Push-out-Versuche ist die Referenzserie zur Bewertung der einzelnen Einflussfaktoren auf die Schubtragfähigkeit der VDL und repräsentiert eine typische Bewehrungskonfiguration der VDL bei einem Verbundträger sowie die Anordnung der Bewehrung der VDL beim *InaDeck*. Mit der Versuchsserie PO-V2 (Serie ohne Brillenbewehrung - im Folgenden: Serie PoV-B) wird der Einfluss der Brillenbewehrung auf die Schubtragfähigkeit der VDL analysiert, die die Umschnürungswirkung des Betons beeinflusst. Mit der Versuchsserie soll verifiziert werden, ob die von *Claßen et al. (2014a)* ermittelte Reduktion der Schubtragfähigkeit der VDL ohne Brillenbewehrung (siehe Abbildung 2.32) ebenfalls bei erhöhten Temperaturen festzustellen ist. Der Einfluss der Anzahl der Querstäbe auf die Schubtragfähigkeit der VDL wird mit der Versuchsserie PO-V3 (Serie mit 50% Reduktion der Querbewehrung - im Folgenden: Serie PoV-Q) untersucht. Die Positionierung des Querstabs in der Dübelzahnausnehmung erfolgt mittig zwischen den Stahlzähnen. Durch die Anordnung von je einem Querstab je Ausnehmung der VDL soll eine einfachere Herstellung durch beispielsweise eine Bewehrungsmatte ermöglicht werden. In experimentellen Untersuchungen von *Heinemeyer (2011)* oder *Lorenc et al. (2014b)* bei Raumtemperaturbedingungen wurde bereits festgestellt, dass die Querschnittsfläche der Querbewehrung die Schubtragfähigkeit der VDL beeinflusst (siehe Abbildung 2.28). Mit dieser Versuchsserie soll der Einfluss einer mittigen Positionierung von nur einem Querstab in der Dübelzahnausnehmung gegenüber der PoV-R sowie der Einfluss von erhöhten Temperaturen auf die Schubtragfähigkeit der VDL ermittelt werden.

In der Literatur sind bisher keine Untersuchungen vorhanden, mit denen der Reibanteil an der Schubtragfähigkeit der VDL quantifiziert wurde. Mit der Versuchsserie PO-V4 soll der Reibanteil an der Schubkraft der VDL (im Folgenden: Serie PoV-M) abgeleitet werden. Die Versuchskörper weisen keine VDL sondern eine viereckige Fläche A_{Reib} auf, die äquivalent zur seitlichen Fläche der ersten drei Versuchsserien ist.

Die Schubtragfähigkeit der VDL wird bei Raumtemperaturbedingungen und erhöhten Temperaturen in einem homogenen Temperaturfeld mit einer Verbundmitteltemperatur θ_{Ref} von 200 °C, 350 °C und 500 °C ermittelt. Die Push-out-Versuche weisen ein homogenes Temperaturfeld auf, da mögliche Einflüsse aus thermischen Dehnungen, welche bei einem inhomogenen Temperaturfeld auftreten, hier nicht betrachtet werden sollen. Grundsätzlich soll mit den Push-out-Versuchen der Einfluss von erhöhten Temperaturen auf die Schubtragfähigkeit der VDL und die lokalen Tragmechanismen sowie Versagensmechanismen im Brandfall systematisch analysiert werden. Die drei gewählten Verbundmitteltemperaturen der VDL der Push-out-Versuche wurden auf Basis der

experimentellen Untersuchungen aus der Literatur von *Franssen und Janssen (2013)* und *Schaumann et al. (2014)* sowie der zu erwartenden Temperaturen der VDL bei einer direkten Beanspruchung des I-Profiles eines Verbunddeckensystems infolge eines Naturbrandszenarios und der ETK abgeleitet (siehe Abschnitt 4.3.2). Bei dem Naturbrandszenario für den Hohlraum eines Deckensystem, das von *Koh et al. (2019)* entwickelt wurde, werden an der VDL des *InaDeck* Verbundmitteltemperaturen von ca. 200 °C erreicht, woraus sich die Temperaturebene von 200 °C ableitet. Eine Verbundmitteltemperatur von 500 °C entsteht bei einer direkten Brandbeanspruchung eines ungeschützten Verbundträgers bei einer 30-minütigen Beanspruchung gemäß ETK. Die Temperaturebene von 350 °C wurde zur Beurteilung der Entwicklung der Reduzierung der Schubtragfähigkeit der VDL zwischen den Temperaturen von 200 °C und 500 °C gewählt.

3.2.3 Versuchsaufbau

Für die Durchführung der Push-out-Versuche wurde ein Versuchsaufbau konzipiert, mit dem die Detailuntersuchungen zur Schubtragfähigkeit der VDL bei Raumtemperaturbedingungen und erhöhten Temperaturen mit identischen Randbedingungen durchgeführt werden konnten. Zur Durchführung der Push-out-Versuche wurde der in Abbildung 3.3 dargestellte Versuchsstand verwendet. Der Versuchsaufbau wurde in

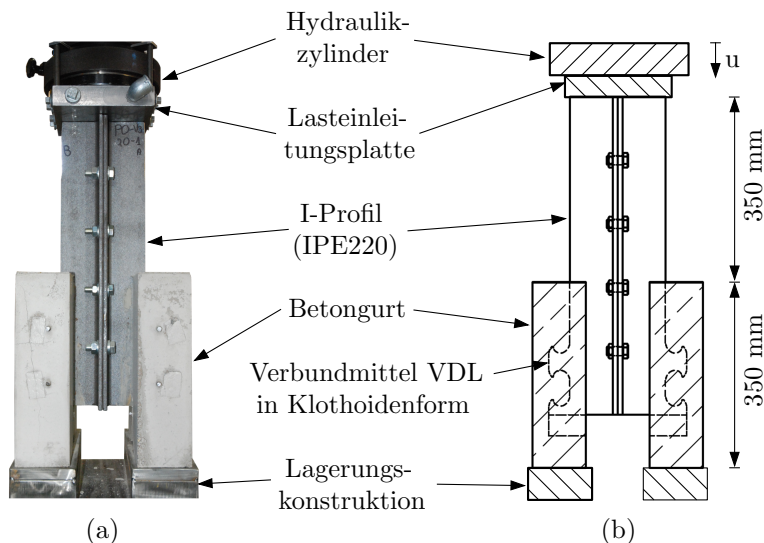


Abbildung 3.3: Versuchsaufbau der Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen: (a) realer Versuchsstand mit Versuchskörper, (b) schematische Darstellung

der servohydraulischen Prüfmaschine MFL mit einer maximalen statischen Last von 300 kN realisiert. Der Versuchsaufbau setzte sich aus einer Lagerungskonstruktion zur Lastableitung in das Spannungsfeld, einer Lasteinleitungsplatte und dem servohydraulischen Zylinder sowie einem Elektroofen für die Versuche bei erhöhten Temperaturen zusammen. Der entwickelte Versuchsaufbau mit dem Elektroofen ist in Abbildung 3.4 dargestellt. Des Weiteren wurde der Versuchsstand so konzipiert, dass eine freie thermische Ausdehnung der Versuchskörper ohne thermische Zwängungen möglich ist. Die Lasteinleitung sowie die Messung der Verformung erfolgte außerhalb des Elektroofens, weshalb die Versuchskörper, wie bereits in Abschnitt 3.2.1 erläutert, eine Gesamthöhe von 700 mm aufwies. Die Messung der Verformungen erfolgte mit optischen Messensoren (siehe Detail „Messebene der Verformungen“ der Abbildung 3.4), die die gesamten Verformungen des Versuchskörpers einschließlich des Versuchsstandes aufzeichneten.

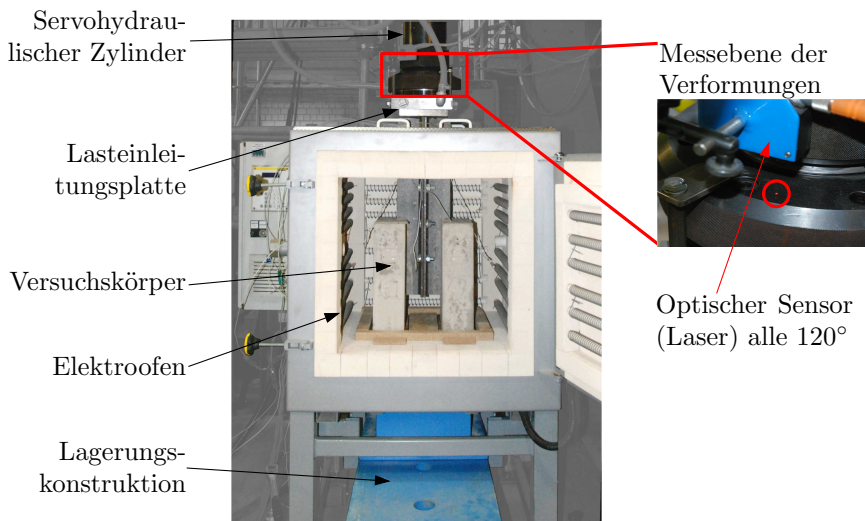


Abbildung 3.4: Versuchsaufbau der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen sowie Positionierung der optischen Messensoren zur Messung der Verformungen

Die gemessenen Verformungen der optischen Messensoren beinhalteten die Verformungen der Lagerungskonstruktion sowie der Lasteinleitung des Versuchsstandes, wodurch beispielsweise die Anfangssteifigkeit C_{el} der Dübelkennlinien beeinflusst wurde. Bei der Auswertung der Dübelkennlinien wurde der Verformungsanteil des Versuchsstandes entsprechend berücksichtigt. Die Verformungen des Versuchsstandes setzten sich aus den elastischen Verformungen sowie den Fugen zwischen der einzelnen Komponenten der Konstruktionen zusammen. Der Verformungsanteil des Versuchsstandes

wurde über eine sog. Ersatzversuchskörper-Messung (im Folgenden: EV-Messung) ermittelt, die im Folgenden erläutert wird. Eine detaillierte Erläuterung zur Vorgehensweise der EV-Messung ist in *Kleibömer (2018)* dargestellt. Die EV-Messung wurde mit einem massiven Stahlvollprofil mit einem Durchmesser von 140 mm, einer Länge von 700 mm und einem E-Modul von $230.500 \frac{N}{mm^2}$ durchgeführt. Basierend auf Gleichung (3.1) könnten die elastischen Verformungen $u_{el}(F)$ des Ersatzversuchskörpers in Abhängigkeit der Kraft ermittelt werden, die physikalisch bedingt einen linearen Zusammenhang aufweisen (siehe Abbildung 3.5(a)).

$$u_{el}(F) = \frac{F}{E \cdot A} \cdot L = \frac{F}{230500 \frac{N}{mm^2} \cdot \pi \cdot (70 \text{ mm})^2} \cdot 700 \text{ mm} \quad (3.1)$$

Bei der EV-Messung u_{Messung} wurden von den optischen Messsensoren die Verformungen des Versuchsstandes inklusive der elastischen Verformungen des Ersatzversuchskörpers u_{el} gemessen. Die Kraft-Verformungslinie der EV-Messung wies einen nichtlinearen Zusammenhang auf (siehe u_{Messung} Abbildung 3.5(a)), der durch die Schließung der Fugen zwischen den einzelnen Komponenten des Versuchsaufbaus begründet ist. Die Verformungen aus der Schließung der Fugen infolge der Belastung ohne den elastischen Anteil des Ersatzversuchskörpers wurden bei der Auswertung der Dübelkennlinien der Push-out-Versuche in Abhängigkeit der einwirkenden Kraft berücksichtigt. Die relativen Verformungen des Prüfstandes MFL $u_{\text{relativ, MFL}}$ infolge einer Belastung werden durch folgenden Zusammenhang beschrieben:

$$u_{\text{relativ, MFL}}(F) = u_{\text{Messung}}(F) - u_{el}(F) \quad (3.2)$$

Der Einfluss der Berücksichtigung bzw. Vernachlässigung der Verformung des Prüfstandes ist in Abbildung 3.5(b) für eine Verbundmitteltemperatur von 200 °C der Serie PoV-R dargestellt. Auffällig ist, dass sich durch die Berücksichtigung bzw. Vernachlässigung der Verformungen des Versuchstandes die Anfangssteifigkeit der Dübelkennlinie ändert.

Die Verformungen des Versuchsaufbaus wurden bei der Auswertung respektive Aufbereitung der Daten der Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen sowie bei erhöhten Temperaturen berücksichtigt. Die Auswirkungen der Temperatureinwirkung auf die Lagerungskonstruktion und somit auf die Verformung des Versuchsstandes wurden bei den Versuchen bei erhöhten Temperaturen vernachlässigt, da die Lagerungskonstruktion unterhalb des Probekörpers lediglich eine einseitige lokale thermische Beanspruchung erfährt. Des Weiteren wurden um die Lagerungskonstruktion herum Vermiculite-Platten angeordnet, sodass der Raumabschluss zur Lagerungskonstruktion sichergestellt und der Temperatureintrag verhindert wurde. Außerdem stand

die Lagerungskonstruktion in direktem Kontakt zu Raumtemperaturbedingungen. Dadurch waren die infolge der Festigkeitsreduktion auftretenden Verformungen der Lagerungskonstruktion bei der einwirkenden mechanischen Belastung im Push-out-Versuch vernachlässigbar klein. Aus diesem Grund erfolgte die Berücksichtigung der relativen Verformung des Versuchsstandes $u_{\text{relativ, MFL}}(F)$ bei der Auswertung der Dübelkennlinien der Push-out-Versuche temperaturunabhängig.

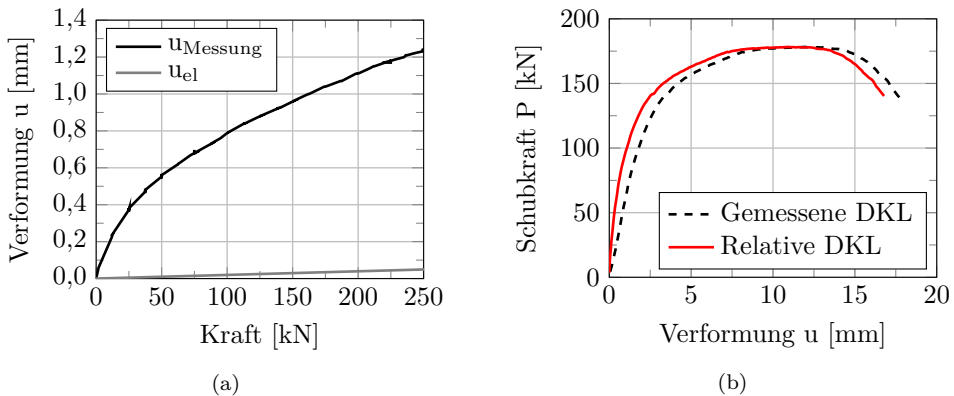


Abbildung 3.5: Auswertung der EV-Messung: (a) Verformung des Prüfstandes, (b) Gegenüberstellung der gemessenen Dübelkennlinie (DKL) mit der relativen Dübelkennlinie bei einer Verbundmitteltemperatur von 200 °C

3.2.4 Versuchsablauf und -auswertung

Der Versuchsablauf zur Ermittlung der Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen sowie bei erhöhten Temperaturen erfolgte in Anlehnung an den Versuchsablauf des Standard-Abscherversuchs gemäß des Anhangs B der *DIN EN 1994-1-1 (2010)*, der detailliert in Abschnitt 2.3.4 dargestellt ist. Die Durchführung der Push-out-Versuche gliedert sich in die Abschnitte: I. Zyklische **Vorbelastung** mit 25 Lastwechseln, II. **Erwärmungsphase** bis zum Erreichen eines homogenen Temperaturfelds der entsprechenden Temperaturebene und III. **Belastung bis zum Versagen** des Versuchskörpers (siehe Abbildung 3.6).

Mit der zyklischen Vorbelastung sollte der Haftverbund respektive die Adhäsionskräfte zwischen dem Stahlprofil und dem Betongurt gelöst werden (*Mangerig et al., 2011*). Die Ober- und Unterlast der zyklischen Vorbelastung wurde auf Grundlage eines Vorversuchs zur Schubtragfähigkeit der VDL bei Raumtemperaturbedingungen abgeleitet. Im Anschluss an die Vorbelastung erfolgte für die Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen die lastfreie Erwärmung der Versuchskörper bis zur entsprechenden Temperaturebene, wobei eine freie thermische Ausdehnung des Versuchskörpers ermöglicht

wurde. Nach Erreichen der Zieltemperatur θ_{Ref} wurde die Schubtragfähigkeit der VDL ermittelt, wobei der Versuchskörper zur Sicherstellung des homogenen Temperaturfelds während der Ermittlung der Schubtragfähigkeit im Elektroofen verblieb. Zum Zeitpunkt des Abschnitts III. wiesen die Push-out-Versuche ein homogenes Temperaturfeld mit einem maximalen Temperaturgradienten $\Delta\theta$ von 10°C auf. Die Ermittlung der Schubtragfähigkeit erfolgte verformungsgesteuert mit einer Kolbenverformungsgeschwindigkeit von $0,5 \frac{\text{mm}}{\text{min}}$. Bei einer Reduktion der maximalen Schubtragfähigkeit P_{max} von mind. 20 % wurde der Versuch abgebrochen. Beim Abbruch bzw. bei Entlastung des jeweiligen Push-out-Versuchs wiesen die Versuchskörper eine irreversible Relativverformung auf. Die Relativverformung beim Abbruch des Push-out-Versuchs wird im Folgenden als absolute Verformung u_{Abs} bezeichnet. Die Reduktion um 20 % der maximalen Schubtragfähigkeit entspricht dem Abbruchkriterium gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)*. Deshalb sind die Dübelkennlinien bei der Auswertung nur bis zur einer Reduktion der maximalen Schubtragfähigkeit um 20 % dargestellt.

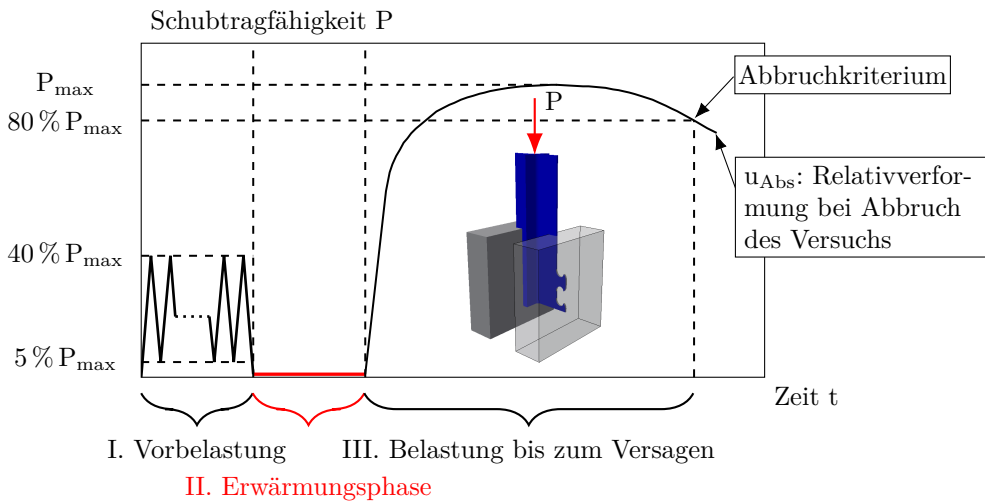


Abbildung 3.6: Versuchsablauf der Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen sowie erhöhten Temperaturen in Anlehnung an *DIN EN 1994-1-1 (2010)*

In der Erwärmungsphase wurde die Temperaturentwicklung mit Thermoelementen am Stahl und im Betongurt mit dem in Abbildung 3.2 und Abbildung 3.7 dargestellten Set-up der Thermoelemente dokumentiert. Bei den Push-out-Versuchen bei erhöhten Temperaturen wurde die Ofentemperatur so geregelt, dass diese die Zieltemperatur um 100°C übersteigt und im Anschluss auf die gewünschte Zieltemperatur geregelt wurde. Die Vorgehensweise der Übersteuerung der Ofentemperatur war erforderlich,

um die Durchführung der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen innerhalb eines Arbeitstages zu ermöglichen. Eine Homogenisierung der Bauteiltemperaturen mit einer konstanten Ofentemperatur würde zu deutlich längeren Konditionierungszeiten führen und nicht innerhalb eines Arbeitstages möglich sein. Dadurch entstanden in den äußeren Bereichen der Versuchskörper kurzzeitig höhere Temperaturen, die sich nach Herunterregeln der Ofentemperatur der Zieltemperatur annäherten. Die Temperaturen in den inneren Bereichen der Probekörper nahmen stetig zu, bis die entsprechende Zieltemperatur erreicht war. Eine beispielhafte Erwärmungsphase für eine Zieltemperatur von 350 °C ist in Abbildung 3.7 dargestellt. Die weiteren Temperaturverläufe der jeweiligen Versuchsserie der Push-out-Versuche sind in Anhang B dargestellt. Infolge der Übersteuerung des Ofens traten in den äußeren Querschnittsteilen der Versuchskörper temporär höhere thermische Dehnungen auf, als beim Erreichen der Zieltemperatur. Untersuchungen von *Kodur et al. (2010)* zeigen, dass die thermischen Dehnungen von Stahl bei einer Bauteiltemperatur von unter 730 °C bei einer sequentiellen Erwärmung und Abkühlung vollständig reversibel sind. Der Baustoff Beton verhält sich nach *Thienel (1993)* in einer unbelasteten Situation, die während der Erwärmungsphase bei den durchgeführten Push-out-Versuchen vorliegt, gleichermaßen. Die Bauteiltemperaturen des I-Profiles und des Betongurts der Push-out-Versuche unterschreiten in der Erwärmungsphase diese Temperaturgrenze. Folglich entspricht die Dehnungsverteilung bei der Zieltemperatur dem Zustand als wäre die Ofentemperatur nicht übersteuert worden.

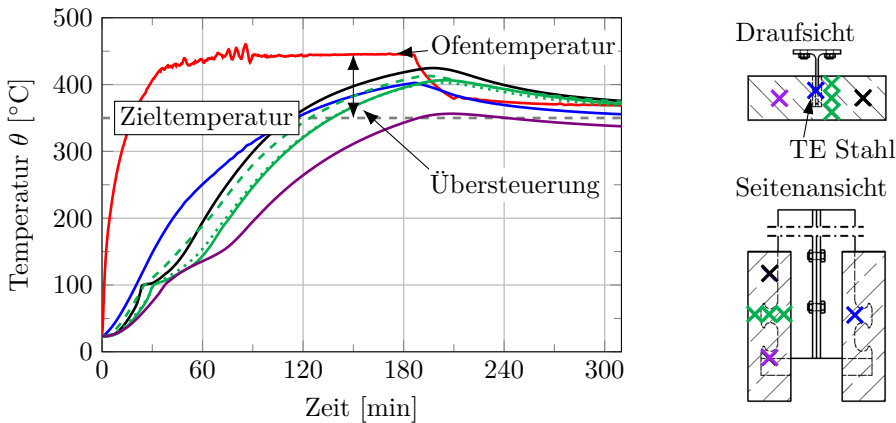


Abbildung 3.7: Beispielhafter Verlauf der Entwicklung ausgewählter Bauteiltemperaturen eines Push-out-Versuchs mit einer Zieltemperatur von 350 °C

3.3 Ergebnisse der Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen

3.3.1 Einfluss der Bewehrungskonfiguration

Die Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen haben das Ziel der Identifizierung des Einflusses der Brillenbewehrung (Versuchsserie PoV-B) sowie einer 50 % Reduktion der Querbewehrung (Versuchsserie PoV-Q) auf die Schubtragfähigkeit der VDL in Klothoidenform. Die Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen sind die Grundlage zur Quantifizierung des Einflusses von erhöhten Temperaturen auf die Schubtragfähigkeit einer VDL. Die Dübelkennlinie (oder P-u-Kurve) der Versuchsserien der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit einer VDL in Klothoidenform bei Raumtemperaturbedingungen (siehe Tabelle 3.1) sind in Abbildung 3.8 dargestellt. Die ermittelten Dübelkennlinien der Versuchsserien der Push-out-Versuche sind gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* als duktiles Verbundmittel einzuordnen, da die Verformungen der VDL größer als 6 mm sind. Aus dem duktilen Verhalten der VDL infolge der Schubbeanspruchung und der charakteristischen Form der Dübelkennlinien, die ebenfalls bei den Push-out-Versuchen mit Stahlversagen von *Heinemeyer (2011)*, *Lorenc et al. (2014b)* und *Kožuch und Lorenc (2020)* aufgetreten ist, kann als Versagensart der VDL der primäre Versagensmechanismus „Stahlversagen“ abgeleitet werden. Der primäre Versagensmechanismus des Stahlversagens wird durch die Detailanalyse (Sägeschnitte bzw. Trennschnitte entlang der VDL) bestätigt.

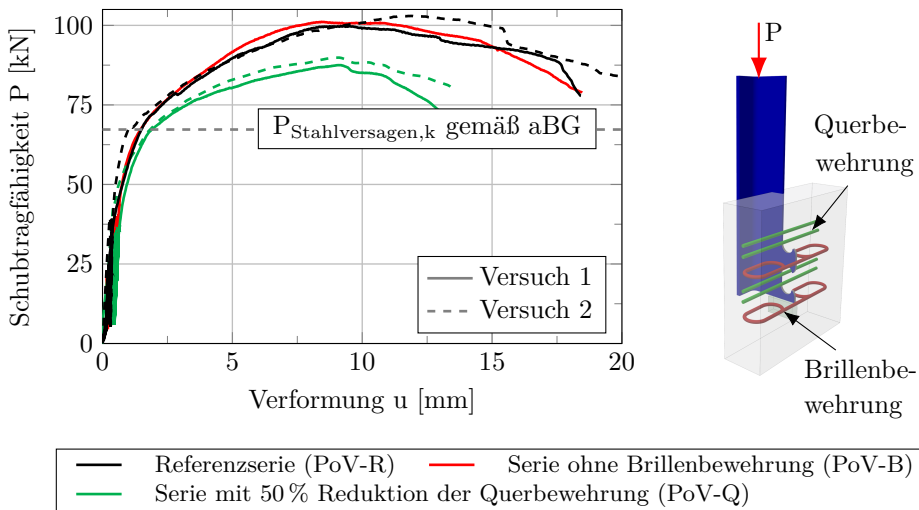


Abbildung 3.8: Dübelkennlinien der Versuchsserien der Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen bezogen auf ein Verbundmittel

Unabhängig von der Bewehrungskonfiguration der Serien der Push-out-Versuche weisen die Dübelkennlinien der VDL infolge der reinen Schubbeanspruchung das charakteristische Tragverhalten für Stahlversagen auf, was in Abbildung 2.14(b) des Abschnittes 2.4.3 beschrieben ist. Die P-u-Kurve der Versuchsserien haben nach der dynamischen Vorbelastung einen linear-elastischen Bereich mit einer Anfangssteifigkeit. Dem Bereich schließt sich bis zum Erreichen der maximalen Schubtragfähigkeit ein nichtlinearer Bereich an, in dem sich erste Risse parallel zur VDL bilden. Nach Erreichen der maximalen Schubtragfähigkeit reduziert sich im Nachbruchbereich die Schubtragfähigkeit des Verbundmittels bis zum Erreichen des Abbruchkriteriums des Versuchs bzw. des Versagens des Verbundmittels. Dabei bildet sich ein Ausbruchkegel im Betongurt (siehe Abbildung 3.10(a)), der auf die plastischen Verformungen der VDL zurückzuführen ist. Die Bildung des Ausbruchkegels wird bei den Detailanalyse des Tragverhaltens der VDL genauer erläutert. Die charakteristischen Kennwerte der P-u-Kurven der in Abbildung 3.8 dargestellten Versuchsserien sind in Tabelle 3.2 aufgelistet.

Tabelle 3.2: Übersicht der charakteristischen Kennwerte der Dübelkennlinie der Versuchsserien der Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen

Versuchs- serie	Nummer	P_{\max} [kN]	$u(P_{\max})$ [mm]	$u(0,9 \cdot P_{\max})$ [mm]	C_{el} [kN/cm]
PoV-R	1	99,8	9,0	17,5	773,3
	2	103,1	11,6	17,2	968,9
PoV-B	1	101,2	8,3	16,0	767,2
	2	_Herstellungsfehler			
PoV-Q	1	91	9,5	14,0	859,4
	2	87,6	8,9	12,2	666,2

dabei ist: $C_{el} = 0,5 \cdot P_{\max} / \delta_{el}(0,5 \cdot P_{\max})$ nach *Heinemeyer (2011)*

Basierend auf den P-u-Kurven und den Kennwerten der Dübelkennlinien erfolgt die Bewertung des Einflusses der Brillen- und Querbewehrung auf die Schubtragfähigkeit der VDL. Die Brillenbewehrung (Serie PoV-B) hat in Relation zur Serie PoV-R der Push-out-Versuche keinen Einfluss auf die Schubtragfähigkeit der VDL. Aufgrund des Fehlens der Brillenbewehrung wird die Umschnürungswirkung der VDL verringert, das hat allerdings keinen Einfluss auf das Schubtragverhalten der VDL. Die Push-out-Versuche von *Claßen et al. (2014a)* zum Einfluss der Brillenbewehrung wiesen ein ähnliches Tragverhalten bezogen auf die maximale Schubtragfähigkeit im Vergleich zu den hier beschriebenen Push-out-Versuchen auf. Durch die Brillenbewehrung wird die

Schubtragfähigkeit der VDL bei *Claßen et al. (2014a)* und den hier durchgeführten Detailuntersuchungen nicht signifikant erhöht (siehe Abbildung 2.32(a)).

Die Reduzierung der Querbewehrung in der Dübelzahnausnehmung (Serie PoV-Q) hat eine Verringerung der Anfangssteifigkeit sowie der maximalen Schubtragfähigkeit zur Folge. Infolge der Reduktion der Querbewehrungsfläche A_b in der Dübelzahnausnehmung um 50 %, verringert sich die maximale Schubtragfähigkeit um $\sim 12\%$ im Vergleich zur Serie PoV-R. Einen vergleichbaren Einfluss der Querbewehrung in der Dübelzahnausnehmung der VDL auf die Schubtragfähigkeit ermittelten *Heinemeyer (2011)* (siehe Abbildung 2.26(a)) und *Lorenc et al. (2014a)* (siehe Abbildung 2.28(b)). Neben der Schubtragfähigkeit der jeweiligen Versuchsserie der Push-out-Versuche ist die charakteristische Schubtragfähigkeit der VDL für den abgeleiteten Versagensmechanismus Stahlversagen in Abbildung 3.8 mit dargestellt. Die charakteristische Schubtragfähigkeit $P_{\text{Stahlversagen,k}}$ wird auf Grundlage der Gleichung (2.3) gemäß aBG (*DIBt, 2018*) ermittelt, obwohl der Längsabstand der VDL außerhalb der Anwendungsgrenzen der aBG (*DIBt, 2018*) liegt. Dennoch werden die vereinfachten Bemessungsgleichungen gemäß aBG (*DIBt, 2018*) für den Längsabstand außerhalb der Anwendungsgrenzen der aBG (*DIBt, 2018*) angewendet, trotz das die Anwendbarkeit auf diesen Längsabstand der VDL nicht verifiziert ist. Grundlage der Ermittlung der charakteristischen Schubtragfähigkeit der VDL (siehe Gleichung (3.3)) ist der gewählte Längsabstand und die Stegdicke t_w sowie die experimentell ermittelte Streckgrenze des Stegs $f_{\text{ay,Steg}}$ des IPE220 Profils. Zur Vergleichbarkeit ist in Gleichung (3.4) die charakteristische Schubtragfähigkeit der VDL für den Versagensmechanismus Ausstanzen dargestellt.

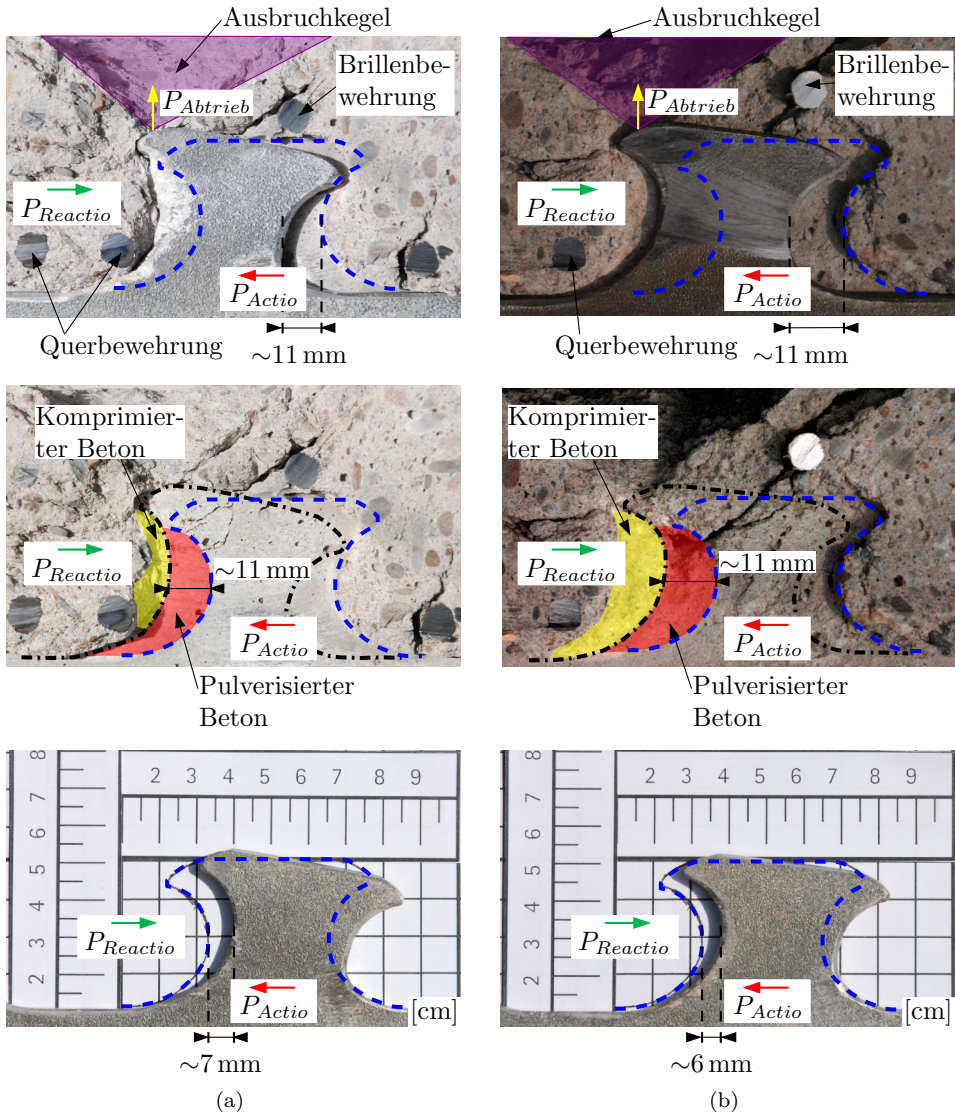
$$\begin{aligned}
 P_{\text{Stahlversagen,k}} &= 0,25 \cdot e_x \cdot t_w \cdot f_{\text{ay,Steg}} \\
 &= 0,25 \cdot 100 \text{ mm} \cdot 5,9 \text{ mm} \cdot 456 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \\
 &= \underline{\underline{67,3 \text{ kN}}} \Rightarrow \text{maßgebend}
 \end{aligned}
 \tag{3.3}$$

$$\begin{aligned}
 P_{\text{Ausstanzen,k}} &= \chi_x \cdot \chi_y \cdot 90 \cdot h_{\text{po}}^{1,5} \cdot \sqrt{f_{\text{ck}}} \cdot (1 + \rho_{\text{D,i}}) \\
 &= \chi_x \cdot \chi_y \cdot 90 \cdot (c_{\text{D,o}} + 0,07 \cdot e_x)^{1,5} \cdot \sqrt{f_{\text{ck}}} \cdot \left(1 + \frac{E_s \cdot A_{\text{sf}}}{E_{\text{cm}} \cdot A_{\text{D,i}}}\right) \\
 &= 1,0 \cdot 1,0 \cdot 90 \cdot (30 \text{ mm} + 0,07 \cdot 100 \text{ mm})^{1,5} \cdot \sqrt{26,8 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}} \\
 &\quad \cdot \left(1 + \frac{202.412,6 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \cdot 150,8 \text{ mm}^2}{22.000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \cdot 10.000 \text{ mm}^2}\right) \tag{3.4} \\
 &= \text{Traglast Serie} \begin{cases} \text{PoV-R von 119,5 kN} \\ \text{PoV-B von 114,3 kN} \\ \text{PoV-Q von 114,3 kN} \end{cases}
 \end{aligned}$$

Die Schubtragfähigkeit der VDL für den Versagensmechanismus Ausstanzen ist unabhängig von der Wahl der Bewehrungsfläche größer als die Schubtragfähigkeit der VDL für ein Stahlversagen. Auf Basis der Bemessung wird ein Stahlversagen der VDL maßgebend, was ebenso aus den Dübelkennlinien und den Detailanalysen der Push-out-Versuche abgeleitet werden kann. Die experimentell ermittelte Schubtragfähigkeit der jeweiligen Versuchsserie ist im Vergleich zur charakteristischen Schubtragfähigkeit der VDL für ein Stahlversagen gemäß aBG (*DIBt, 2018*) größer. Die Differenz in der Schubtragfähigkeit zwischen den Push-out-Versuchen und der Bemessung gemäß aBG (*DIBt, 2018*) wird in Abschnitt 3.5.4 diskutiert.

Für ein vertieftes Verständnis der lokalen Tragmechanismen des Stahlzahns sowie des Betondübels der VDL wurden Detailanalysen durchgeführt, die in Abbildung 3.9 dargestellt sind. Mit den Detailanalysen der VDL wird der auf Basis der Dübelkennlinien der Versuchsserien abgeleitete primäre Versagensmechanismus des Stahlversagens bestätigt (siehe Abbildung 3.9- Unten). Zum einen weist die VDL signifikante plastische Verformungen auf und zum anderen wird mit der Eindringprüfung gemäß *DIN EN ISO 3452-1 (2014)* eine Rissinitiierung im Dübelfuß des Stahlzahns nachgewiesen. Der Betondübel der VDL der Versuchsserien weist einen Bereich mit pulverisiertem Beton auf (siehe Abbildung 3.9- Mitte), was auf den sekundären Versagensmechanismus der Teilflächenpressung schließen lässt. Der Versagensmechanismus der Teilflächenpressung resultiert aus den hohen Kontaktpressung zwischen der Stirnfläche des Stahlzahns und dem Betondübel in der Ausnehmung der VDL. Mit zunehmender Belastung der VDL vergrößert sich die Kontaktpressung zwischen dem Stahlzahn und dem Betondübel, wodurch der Beton vor dem Stahlzahn komprimiert wird und ein mehraxialer Spannungszustand vor dem Stahlzahn im Betondübel entsteht. Bei einer weiteren Laststeigerung werden die maximal aufnehmbaren Spannungen des mehraxialen Spannungszustands, der ein Vielfaches der einaxialen Druckfestigkeit des Betons

aufnehmen kann, überschritten. Dadurch wird der Beton vor der Stirnfläche des Stahlzahns pulverisiert bzw. zermürbt (siehe Abbildung 3.9-Mitte). Die Pulverisierung des Betons vor der Stirnfläche des Stahlzahns führt nicht zum Versagen infolge der Schubbeanspruchung, sondern die Belastung der VDL kann weiter gesteigert werden. Der



-- Ursprüngliche Position der VDL -.-.- Plastische Verformung der VDL

Abbildung 3.9: Detailanalyse der VDL bei Raumtemperaturbedingungen; oben: Stahlzahn und Betondübel, mitte: Betondübel, unten: Stahlzahn: (a) Serie PoV-R bei $u_{Abs} = \sim 20$ mm, (b) Serie PoV-Q bei $u_{Abs} = \sim 16$ mm

sekundäre Versagensmechanismus der Teilflächenpressung ist auf die hohe Stahlfestigkeit in Verbindung mit der geringen Dicke des Stegs des I-Profiles gegenüber der Druckfestigkeit des Betons zurückzuführen. Bei einer ausreichenden Umschnürungswirkung des Betons kann die Last respektive die relative Verformung des Stahlzahns gegenüber dem Beton weiter gesteigert werden.

Infolge der zunehmenden relativen Verformungen zwischen der VDL und dem Betongurt wird der Beton vor der Stirnfläche der VDL weiter pulverisiert, wodurch bei der Serie PoV-R der Beton zwischen dem Stahlzahn und der Querbewehrung pulverisiert wird und ein Kontakt zwischen der VDL und der Querbewehrung entsteht (siehe Abbildung 3.9(a)-Mitte bzw. Abbildung 3.9(a)-Oben). Über diesen Kontakt wird die Schubkraft vom Stahlzahn in die Querbewehrung und folglich in den Beton weitergeleitet. Dadurch resultiert bei der Übertragung der Schubkraft zwischen der einwirkenden Schubkraft P_{Actio} und der Reaktionskraft P_{Reactio} ein Versatz, der eine plastische Verdrehung des Stahlzahns zur Folge hat (siehe Abbildung 3.9-Unten).

Bei der Serie PoV-Q in der Dübelzahnausnehmung entsteht vor der VDL ein ausgeprägter Bereich des komprimierten Betons (siehe Abbildung 3.9(b)-Mitte), dessen Spannungsverteilung in diesem Bereich dem mehraxialen Spannungszustand entspricht. Aus den Detailanalysen konnte abgeleitet werden, dass der Bereich des komprimierten Betons infolge der hohen Kontaktpressung zwischen dem Stahlzahn und dem Betondübel am Stahlzahn „klebt“ (siehe Abbildung 3.10(b)). Die einwirkende Schubbeanspruchung wird zunächst über den Bereich des komprimierten Betons in die Querbewehrung eingeleitet, wobei wieder ein Versatz zwischen der einwirkenden Schubbeanspruchung und der Reaktionskraft entsteht (siehe Abbildung 3.9(b)). Dieser Versatz hat neben der Schubbeanspruchung der VDL eine Biegung der VDL zur Folge, die eine plastische Verformung des Stahlzahns verursacht, die in Abbildung 3.9(b)-Unten dargestellt ist.

Aufgrund der plastischen Verformung bzw. Verdrehung des Stahlzahns entsteht bei den Push-out-Versuchen mit Stahlversagen senkrecht zur einwirkenden Schubkraft eine abtreibende Kraft (siehe Abbildung 3.9-Oben). Überschreitet die abtreibende Kraft die Scherkräfte des Betons, entsteht oberhalb des Stahlzahns ein Ausbruchkegel (siehe Abbildung 3.9-Oben). Durch den entstehenden Ausbruchkegel kann der pulverisierte Beton entweichen und die Umschnürungswirkung des Betons der VDL entfällt, wodurch die Schubkraft bis zum Erreichen des Abbruchkriteriums abnimmt.

Im Wesentlichen unterscheiden sich die lokalen Tragmechanismen der VDL der Serie PoV-R zur Serie PoV-Q durch die unterschiedliche Ausbildung der Bereiche des komprimierten Betons (siehe Abbildung 3.9-Mitte). Der Bereich des komprimierten Betons ist bei der Serie PoV-Q deutlich größer. Die unterschiedliche Ausbildung des Bereichs des komprimierten Betons ist auf die Anzahl der Querstäbe in der Dübel-

zahnansnehmung zurückzuführen. Bei der Referenzserie erfolgt die Weiterleitung der Schubbeanspruchung über einen kleineren Bereich zwischen dem Stahlzahn und der Querbewehrung. Durch die Verwendung von einem Querstab in der Ausnehmung der VDL bildet sich ein größerer Bereich aus, in dem der Beton komprimiert wird, bis die Schubbeanspruchung in die Querbewehrung eingeleitet wird.

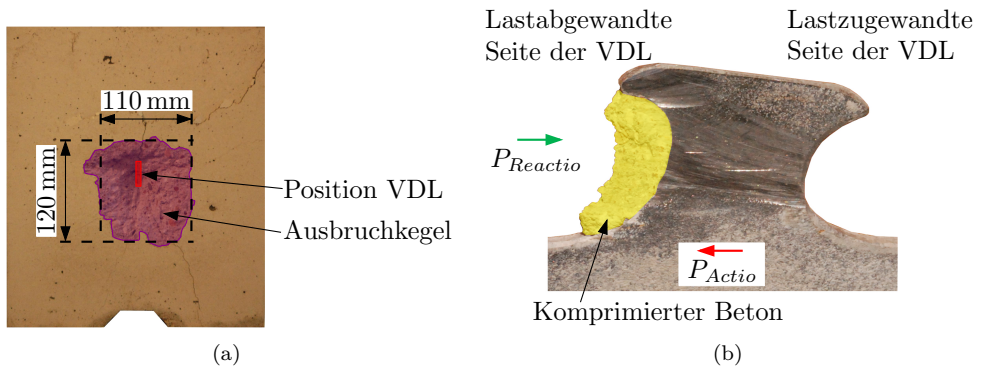


Abbildung 3.10: Serie PoV-Q: (a) Draufsicht des Ausbruchkegels, (b) Komprimierter Beton vor dem Stahlzahn

3.3.2 Einfluss der Reibung auf die Schubtragfähigkeit

Zur Quantifizierung des Einflusses der Reibung auf die Schubtragfähigkeit der VDL wurden Push-out-Versuche mit einer äquivalenten Reibfläche A_{Reib} durchgeführt. Die Reibfläche wies eine viereckige Form auf und entspricht der Reibfläche der Dübelzähne der VDL der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit der VDL (siehe Abschnitt 3.3.1). Die Ermittlung des Einflusses des Reibanteils an der Schubtragfähigkeit einer VDL erfolgte in Anlehnung an den Anhang B der *DIN EN 1994-1-2 (2010)*, der in Abschnitt 3.2.4 erläutert wurde.

Die Kraft-Verformungs-Kurven zum Einfluss des Reibanteils sind in Abbildung 3.11 dargestellt. Die Kraft-Verformungs-Kurven zeichnen sich durch ein Maximum aus, das bei einer geringen Relativverformung von $\sim 0,2$ mm auftritt. Das Maximum bei der geringen Relativverformung ist auf die Haftreibung zwischen dem I-Profil und dem Betongurt zurückzuführen, die zunächst gelöst werden muss. Nach Überschreiten des Haftverbunds zwischen dem I-Profil und dem Betongurt reduziert sich die durch Reibung übertragbare Kraft bis auf ein Niveau, bei dem eine nahezu konstante Kraft übertragen wird (ab $u \sim 5$ mm). Der konstante Bereich der Kraft-Verformungs-Kurven wird als Reibkraft F_R bzw. Reibfestigkeit τ_{Reib} bezeichnet.

Basierend auf den Push-out-Versuchen wird die Reibkraft unter Verwendung der Definition von *Roik et al. (1984)* ermittelt. Nach *Roik et al. (1984)* wird die Reibkraft

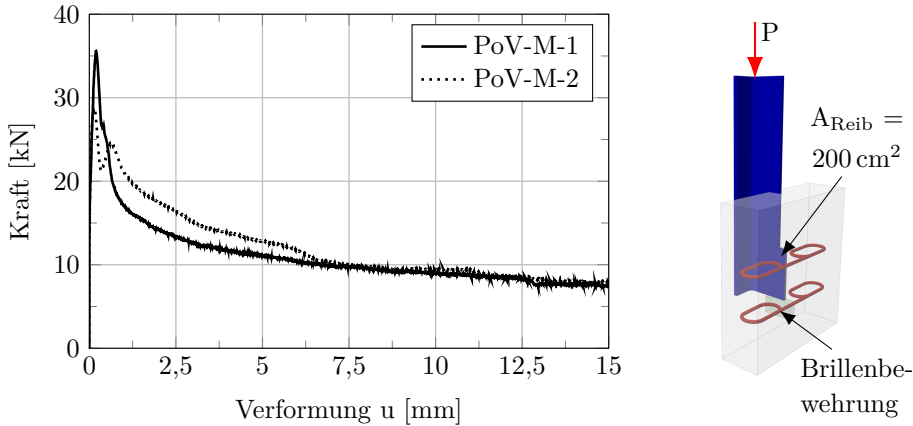


Abbildung 3.11: Kraft-Verformungs-Kurven der Push-out-Versuche bei Raumtemperatur zur Ermittlung der Reibfestigkeit bzw. des Reibanteils an der Schubtragfähigkeit einer VDL

aus dem Mittelwert der gemessenen Kraft des Verformungsbereichs zwischen 5 mm und 7,5 mm abgeleitet. Mit dem Mittelwert der Reibkraft kann über die Reibfläche die Reibfestigkeit zwischen dem Stahlprofil und dem Betongurt berechnet werden. Der Mittelwert der Reibkraft und die daraus abgeleitete Reibfestigkeit sind in Tabelle 3.3 dargestellt. Diese Vorgehensweise verwendet beispielsweise *Kleibömer (2018)* in den Untersuchungen zum Verbundverhalten von ausbetonierten Hohlprofilstützen mit massivem Stahlkern, um die Verbundfestigkeiten τ_u zwischen dem massiven Stahlkern und dem Beton zu ermitteln.

Tabelle 3.3: Reibkraft F_R und Reibfestigkeit τ_{Reib} aus der Versuchsserie zum Einfluss der Reibung auf die Schubtragfähigkeit der VDL bei Raumtemperaturbedingungen

Versuchs- serie	Nummer	F_R	τ_{Reib}
		[kN]	$[\frac{N}{mm^2}]$
PoV-M	1	10,4	0,52
	2	11,3	0,56

Die aus dem Bereich nach *Roik et al. (1984)* ermittelten Reibkräfte der Push-out-Versuche weichen nur geringfügig voneinander ab (siehe Tabelle 3.3). Dies ist auch in den Kraft-Verformungs-Kurven der Push-out-Versuche erkennbar, da sich die Kraft-Verformungs-Kurven ab einer Verformung von ~ 5 mm nicht signifikant unterscheiden. Der durch die Reibkraft übertragene Anteil an der Schubtragfähigkeit der VDL be-

trägt ca. 10 % bezogen auf die maximale Schubtragfähigkeit der Serie PoV-R. Der Traganteil an der Schubtragfähigkeit der VDL, der über Reibung übertragen wird, ist im Vergleich zum Traganteil, der über die Kontaktfläche (Kontaktpressung) zwischen dem Stahlzahn und Betondübel übertragen wird, gering.

3.3.3 Erkenntnisse

In diesem Unterkapitel wurden die Versuchsserien der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit der VDL bei Raumtemperaturbedingungen präsentiert. Die Einflussparameter auf die Schubtragfähigkeit wurden diskutiert und die lokalen Tragmechanismen mit Detailanalysen systematisch analysiert. Zusammenfassend lässt sich Folgendes feststellen:

Tragcharakteristik der VDL

Infolge der Schubbeanspruchung der VDL tritt bei den Versuchsserien der Push-out-Versuche ein Stahlversagen der VDL auf. Der primäre Versagensmechanismus des Stahlversagens der VDL ist auf die geringe Stegdicke ($t_w = 5,9 \text{ mm}$) der VDL zurückzuführen. Durch eine für die Baupraxis verbesserte Anordnung der Querbewehrung in der Dübelzahnausnehmung in Form einer Reduktion der Querbewehrung um 50 % verringert sich die Schubtragfähigkeit der VDL um lediglich $\sim 12 \%$. Bei der quantitativen Bewertung des Einflusses der Bewehrungskonfiguration auf die Schubtragfähigkeit der VDL ist zu berücksichtigen, dass diese auf Basis von jeweils zwei Push-out-Versuchen der Serien PoV-R und PoV-Q abgeleitet wurden.

Aus den Detailanalysen der VDL konnten zwei wesentliche Tragcharakteristiken der VDL abgeleitet werden. Zum einen wiesen die Betondübel vor dem Stahlzahn der VDL einen Bereich mit pulverisiertem Beton auf, der charakteristisch für den sekundären Versagensmechanismus der Teilflächenpressung ist. Der Versagensmechanismus der Teilflächenpressung ist in der hohen Kontaktpressung zwischen dem Stahlzahn und dem Betondübel begründet, der aus der geringeren Stegdicke der VDL resultiert. Zum anderen wurde eine unterschiedliche Ausbildung des Bereichs des komprimierten Betons bei der Serie mit 50 % Reduktion der Querbewehrung im Vergleich zur Referenzserie identifiziert. Die unterschiedliche Ausbildung des Bereichs des komprimierten Betons begründet sich in der Anzahl und gewählten Position der Querbewehrung in der Dübelzahnausnehmung. Durch einen geringeren Abstand zwischen der VDL und der Querbewehrung auf der lastabgewandten Seite der VDL kann die Schubbeanspruchung direkt in die Querbewehrung eingeleitet werden, woraus ein geringerer Bereich des komprimierten Betons resultiert.

Die Dübelkennlinien der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit der VDL weisen

ein jeweils hohes Verformungsvermögen auf ($u \geq 6$ mm siehe Abbildung 3.8). Somit kann die VDL gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* als duktiles Verbundmittel bezeichnet werden.

Reibanteil an Schubtragfähigkeit

Die Schubtragfähigkeit der VDL setzt sich aus der Kontaktpressung zwischen dem Stahlzahn und dem Betondübel und dem Reibanteil zwischen dem I-Profil und dem Betongurt zusammen. Der Anteil der Schubkraft der VDL der durch Reibung übertragen wird, beträgt bei Raumtemperatur ca. 10 %.

3.4 Ergebnisse der Schubtragfähigkeit bei erhöhten Temperaturen

3.4.1 Einfluss der Temperatur und Bewehrungskonfiguration

Zur Quantifizierung des Temperatureinflusses auf die Schubtragfähigkeit der VDL wurden Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen durchgeführt. Basis der experimentellen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall sind die Push-out-Versuchsserien bei Raumtemperaturbedingungen (siehe Abschnitt 3.3). Im Gegensatz zu den Versuchsserien der Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen werden die Versuchskörper vor der Ermittlung der Schubtragfähigkeit der VDL bis zum Erreichen eines homogenen Temperaturfelds der entsprechenden Zieltemperatur von 200 °C, 350 °C oder 500 °C erwärmt. Eingangs wird der Einfluss der Verbundmitteltemperatur auf die Schubtragfähigkeit sowie den Versagensmechanismus analysiert und mit den Push-out-Versuchen bei Raumtemperaturbedingungen verglichen. Im Anschluss wird das Schubtragverhalten der Versuchsserien der Push-out-Versuche mit den unterschiedlichen Bewehrungskonfigurationen bei den entsprechenden Verbundmitteltemperaturen miteinander verglichen.

In Abbildung 3.12 sind die P-u-Kurven der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen dargestellt. Zur Bewertung des Einflusses der Temperatur auf die Schubtragfähigkeit der VDL sind die Dübelkennlinien der Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen mit in Abbildung 3.12 abgebildet. Auf Basis der Dübelkennlinie, aus der die maximale Schubtragfähigkeit und Anfangssteifigkeit der VDL abgeleitet wird, kann der Einfluss der Temperatur auf diese im Vergleich zu Raumtemperaturbedingungen erfolgen. Mit zunehmender Verbundmitteltemperatur reduziert sich die maximale Schubtragfähigkeit und die Anfangssteifigkeit der VDL der jeweiligen Versuchsserie. Diese Reduktion ist auf die temperaturabhängigen Materialkennwerte, zu denen die Festigkeit und Steifigkeit der verwendeten Materialien zählen, der VDL zurück-

zuführen. Die Schubtragfähigkeit und die Anfangssteifigkeit der VDL des jeweiligen Push-out-Versuchs ist in Tabelle 3.4 dargestellt. Die weiteren Kennwerte der Dübelskennlinie die Verformung bei der maximalen Schubtragfähigkeit der VDL $u(P_{\max})$ und die Verformung beim Abfall auf 90 % der Schubtragfähigkeit $u(0,9 \cdot P_{\max})$ sind im Anhang C dargestellt. Grundsätzlich weisen die Dübelskennlinien der jeweiligen Versuchsserien ein ähnliches Verhalten der Reduktion infolge der Temperatur auf. Bis zu einer Verbundmitteltemperatur von 350 °C wird die Schubtragfähigkeit der VDL nicht signifikant durch den Temperatureinfluss reduziert. Die Reduktion der Schubtragfähigkeit bis zu einer Verbundmitteltemperatur von 350 °C beträgt lediglich ca. 10-15 %. Bei einer Verbundmitteltemperatur der VDL von 500 °C reduziert sich die Schubtragfähigkeit signifikant um ca. 30-35 %. Durch eine Erhöhung der Verbundmitteltemperatur von 150 °C verdoppelt sich die prozentuale Abminderung der Schubtragfähigkeit. Im Gegensatz zur Reduktion der Schubtragfähigkeit wird die Anfangssteifigkeit bereits bei einer Verbundmitteltemperatur von 200 °C um ca. 20-30 % reduziert. Bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C reduziert sich die Anfangssteifigkeit der Dübelskennlinie um ca. 50-60 %. Die deutliche Reduktion der Anfangssteifigkeit und folglich der Steifigkeit der VDL infolge der Schubbeanspruchung ist in den Dübelskennlinien deutlich zu erkennen (siehe Abbildung 3.12).

Die Dübelskennlinien der Versuchsserien weisen unabhängig von der Verbundmitteltemperatur ein duktilen Verhalten auf. Die Push-out-Versuche erreichen wie die Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen das Kriterium gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)*, um als duktilen Verbundmittel eingestuft zu werden. Die Verläufe der Dübelskennlinien entsprechen unabhängig von der Verbundmitteltemperatur der charakteristischen Form für ein Stahlversagen (siehe Abbildung 2.14(b) des Abschnittes 2.4.3). Aus dem duktilen Tragverhalten und der charakteristischen Form der Dübelskennlinie kann der primäre Versagensmechanismus des Stahlversagens der VDL geschlussfolgert werden. Dieser wird durch die Detailanalysen der VDL bestätigt. Die Detailanalysen werden im Folgenden dargestellt. Der primäre Versagensmechanismus des Stahlversagens verändert sich mit zunehmender Verbundmitteltemperatur im Vergleich zu Raumtemperaturbedingungen nicht.

Zur Bewertung des Einflusses der Bewehrungskonfiguration bei erhöhten Temperaturen werden in Abbildung 3.13 die Dübelskennlinien der Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen und bei Verbundmitteltemperaturen von 200 °C und 500 °C miteinander verglichen. Aus dem Vergleich der Dübelskennlinien für unterschiedliche Verbundmitteltemperaturen können zwei wesentliche Einflüsse der Bewehrungskonfiguration auf die Schubtragfähigkeit der VDL abgeleitet werden. Zum einen hat die Brillenbewehrung bei erhöhten Temperaturen keinen signifikanten Einfluss auf die maximale Schubtragfähigkeit, was mit den Ergebnissen bei Raumtemperaturbedingungen

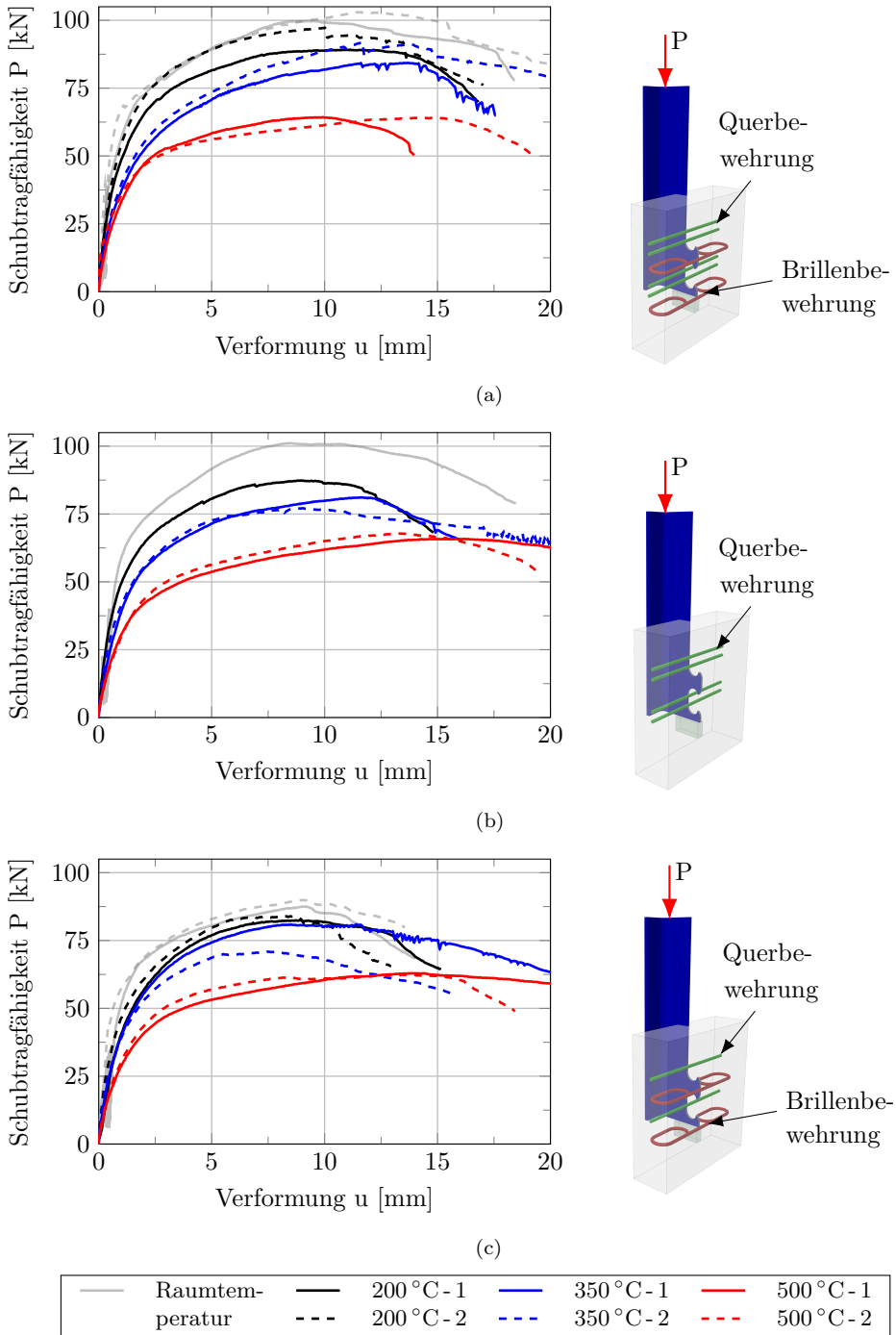


Abbildung 3.12: Dübelkennlinien der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen:
 (a) Serie PoV-R, (b) Serie PoV-B, (c) Serie PoV-Q

Tabelle 3.4: Übersicht der maximalen Schubtragfähigkeit P_{\max} und Anfangssteifigkeit C_{el} der VDL bei erhöhten Temperaturen (Ergebnisse bei Raumtemperaturbedingungen siehe Tabelle 3.2)

Versuchs- serie	Nummer	$\theta_{\text{Ref}} = 200\text{ }^{\circ}\text{C}$		$\theta_{\text{Ref}} = 350\text{ }^{\circ}\text{C}$		$\theta_{\text{Ref}} = 500\text{ }^{\circ}\text{C}$	
		P_{\max} [kN]	C_{el} [kN/cm]	P_{\max} [kN]	C_{el} [kN/cm]	P_{\max} [kN]	C_{el} [kN/cm]
PoV-R	1	89,2	566,0	84,3	348,6	64,3	363,9
	2	97,2	643,1	91,9	361,9	64,3	446,0
PoV-B	1	87,4	638,6	81,2	410,3	65,9	309,5
	2	-*	-*	77,1	498,9	67,8	296,8
PoV-Q	1	82,5	438,9	81,0	422,7	62,9	287,1
	2	83,9	580,5	70,9	477,7	62,5	298,1

* Herstellungsfehler

dabei ist: $C_{el} = 0,5 \cdot P_{\max} / \delta_{el}(0,5 \cdot P_{\max})$ nach *Heinemeyer (2011)*

übereinstimmt. Zum anderen verringert sich mit zunehmender Verbundmitteltemperatur die Differenz in der Schubtragfähigkeit zwischen der Versuchsserie mit einer für die Baupraxis verbesserten Anordnung der Querbewehrung (ein Querstab je Ausnehmung; Serie PoV-Q) im Vergleich zur Definition gemäß aBG (*DIBt, 2018*) (zwei Querstäbe je Ausnehmung; PoV-R). Bei einer Verbundmitteltemperatur von $500\text{ }^{\circ}\text{C}$ hat die Anzahl der Querstäbe in der Dübelzahnausnehmung der VDL keinen Einfluss auf die Schubtragfähigkeit. Die Schubtragfähigkeit der VDL zwischen der Serie PoV-R und der Serie PoV-Q ist nahezu identisch. Ferner ist bei der Gegenüberstellung der Dübelkennlinien der Versuchsserien der Push-out-Versuche in Abbildung 3.13 zu erkennen, dass der Bereich der plastischen Verformung mit zunehmender Verbundmitteltemperatur zunimmt. Dies ist auf das plastische Verformungsvermögen des Stahlzahns der VDL beim Versagensmechanismus des Stahlversagens zurückzuführen.

In Analogie zu den Push-out-Versuchen bei Raumtemperaturbedingungen wurden Detailanalysen der VDL durchgeführt, um die lokalen Tragmechanismen der VDL und des Betondübels bei erhöhten Temperaturen zu analysieren und mit den Erkenntnissen der Detailanalysen bei Raumtemperaturbedingungen zu vergleichen. Schwerpunktmäßig wird die Serie PoV-R mit der Serie PoV-Q verglichen. Denn auf Basis der Dübelkennlinien hat sich gezeigt, dass die Brillenbewehrung keinen signifikanten Einfluss auf das Schubtragverhalten hat. In den Detailanalysen der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen wurde der auf Basis der Dübelkennlinien abgeleitete primäre

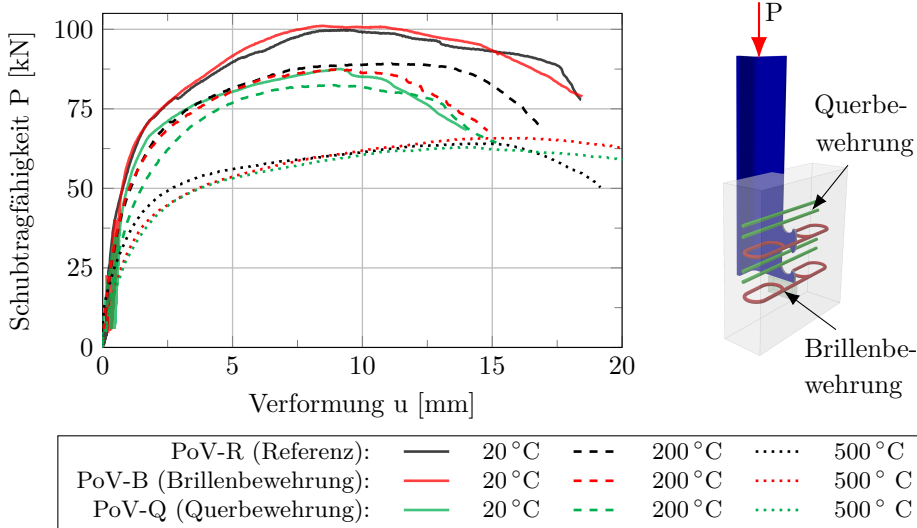
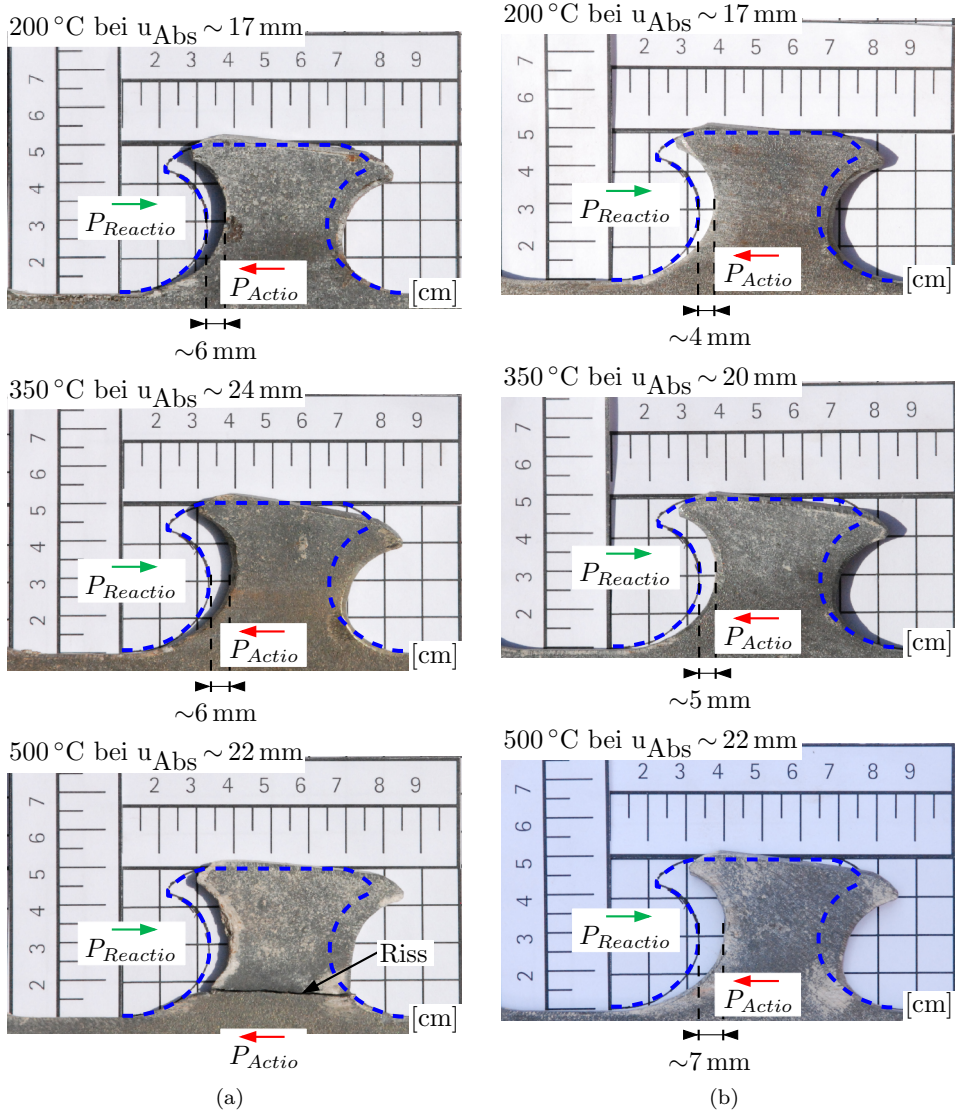


Abbildung 3.13: Gegenüberstellung der Dübelkennlinien der Versuchsserien der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen sowie bei Raumtemperaturbedingungen bezogen auf ein Verbundmittel

Versagensmechanismus des Stahlversagens bestätigt. Das Stahlzahn wies plastische Verformungen auf und es wurde ein vollständiges Abscheren des Stahlzahns festgestellt (siehe Abbildung 3.14). Des Weiteren wurde bei den Detailanalysen ein Bereich mit pulverisiertem Beton festgestellt, der charakteristisch für den sekundären Versagensmechanismus der Teilflächenpressung ist (siehe Abbildung 3.16). Schlussendlich kann mit den Detailanalysen bestätigt werden, dass sich der Versagensmechanismus der durchgeführten Push-out-Versuche infolge der Temperatureinwirkung nicht verändert. Dennoch werden die lokalen Tragmechanismen des Stahlzahns (siehe Abbildung 3.14) und des Betondübels (siehe Abbildung 3.16) der VDL der Versuchsserien der Push-out-Versuche durch die Temperatureinwirkung beeinflusst, was im Folgenden erläutert wird.

In Abbildung 3.14 sind die plastischen Verformungen gegenüber der ursprünglichen Position der VDL der drei Temperaturebenen der Serie PoV-R (siehe Abbildung 3.14(a)) und der Serie PoV-Q (siehe Abbildung 3.14(b)) dargestellt. Mit zunehmender Verbundmitteltemperatur vergrößert sich durch die Steifigkeitsreduktion des Stahls die plastische Verformung der VDL. Bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C schert der Stahlzahn der Serie PoV-R infolge der gleichzeitig wirkenden Schub- und Biegebeanspruchung im kritischen Schnitt vollständig ab (siehe Abbildung 3.14(a) - Unten). Der kritische Schnitt der VDL befindet sich oberhalb des Dübelfußes in einem bestimmten Abstand, der abhängig von der Höhe des Verbundmittels und der daraus resultierenden



-- Ursprüngliche Position der VDL

Abbildung 3.14: Detailanalyse der VDL bei erhöhten Temperaturen bei entsprechender Relativverformung u_{Abs} : (a) Serie PoV-R, (b) Serie PoV-Q

Schub- und Biegebeanspruchung der VDL ist. Die VDL der Serie PoV-Q weist in der Gegenüberstellung zur Serie PoV-R geringere plastische Verformungen auf. Besonders deutlich wird die Differenz bei der Analyse der plastischen Verformung der VDL mit einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C bei ähnlicher absoluter Relativverformung u_{Abs} der Serie PoV-R mit der Serie PoV-Q. Der Stahlzahn der Referenzserie schert

bei einer Relativverformung u_{Abs} von ~ 22 mm ausgehend von Fußpunkt der VDL im kritischen Schnitt vollständig ab (siehe Abbildung 3.14(a)- Unten). Im Gegensatz dazu weist die VDL der Serie PoV-Q (siehe Abbildung 3.14(b)- Unten) bei gleicher Relativverformung u_{Abs} eine plastische Verformung von ~ 7 mm auf. Dennoch schert der Stahlzahn bei der Serie PoV-Q bei einer Verbundmitteltemperatur von $500\text{ }^{\circ}\text{C}$ mit zunehmenden Relativverformung ab. Dies wird anhand des Vergleichs der VDL der Serie PoV-R (siehe Abbildung 3.14(a)- Unten) und des zweiten Versuchskörpers der Serie PoV-Q in Abbildung 3.15 deutlich.

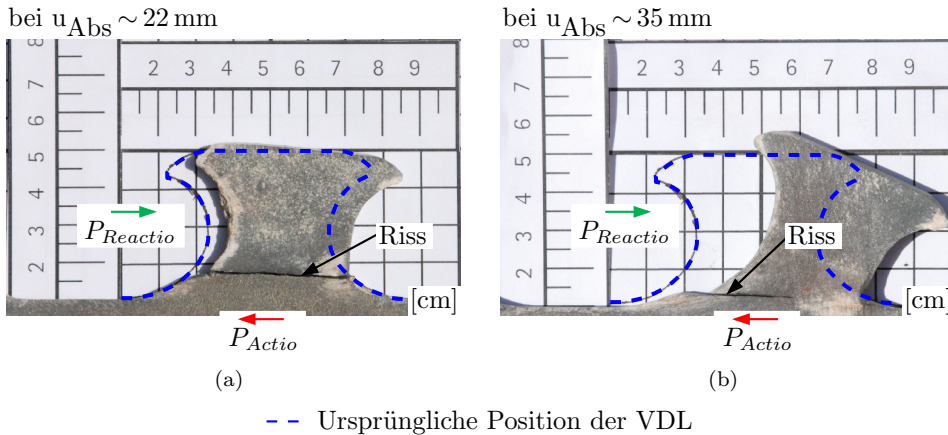


Abbildung 3.15: Detailanalyse der VDL bei einer Verbundmitteltemperatur von $500\text{ }^{\circ}\text{C}$: (a) Serie PoV-R, (b) Serie PoV-Q

Infolge der Schubbeanspruchung der VDL schert der Stahlzahn der Serie PoV-Q bei einer Verbundmitteltemperatur von $500\text{ }^{\circ}\text{C}$ ebenfalls ab, was in Abbildung 3.15(b) dargestellt ist. Allerdings unterscheiden sich der Punkt der Relativverformung u_{Abs} und der Rissverlauf der Serie PoV-Q zur Serie PoV-R. Der Stahlzahn der Serie PoV-Q schert bei einer wesentlich größeren Relativverformung zwischen der VDL und dem Betongurt ab, was bei der Betrachtung des Punktes der Relativverformung u_{Abs} zu erkennen ist. Bei einer Relativverformung u_{Abs} von ~ 22 mm ist der Stahlzahn bei der Serie PoV-R bereits vollständig abgeschert (Abbildung 3.15(a)). Im Gegensatz dazu ist der Stahlzahn bei der Serie PoV-Q bei einer Relativverformung u_{Abs} von ~ 35 mm zu ca. 50 % abgeschert (siehe Abbildung 3.15(b)). Außerdem weist der Stahlzahn der Serie PoV-Q eine signifikant größere plastische Verformung in Form einer Verdrehung der VDL im Vergleich zur Serie PoV-R auf, die aus dem Versatz zwischen der einwirkenden Schubkraft und der Reaktionskraft resultiert. Durch die größere Verdrehung der VDL der Serie PoV-Q unterscheidet sich die Rissbildung des Stahlzahns infolge der Schubbeanspruchung der VDL von der Rissbildung des Stahlzahns der Serie PoV-R. Die unterschiedliche Verdrehung und das daraus resultierende Abscheren der VDL ist

auf das Tragverhalten des Betonsdübels der Dübelzahnausnehmung zurückzuführen (siehe Abbildung 3.16).

Die Detailanalysen der Betondübel der VDL weisen wie die Versuchsserien der Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen einen Bereich mit pulverisiertem Be-

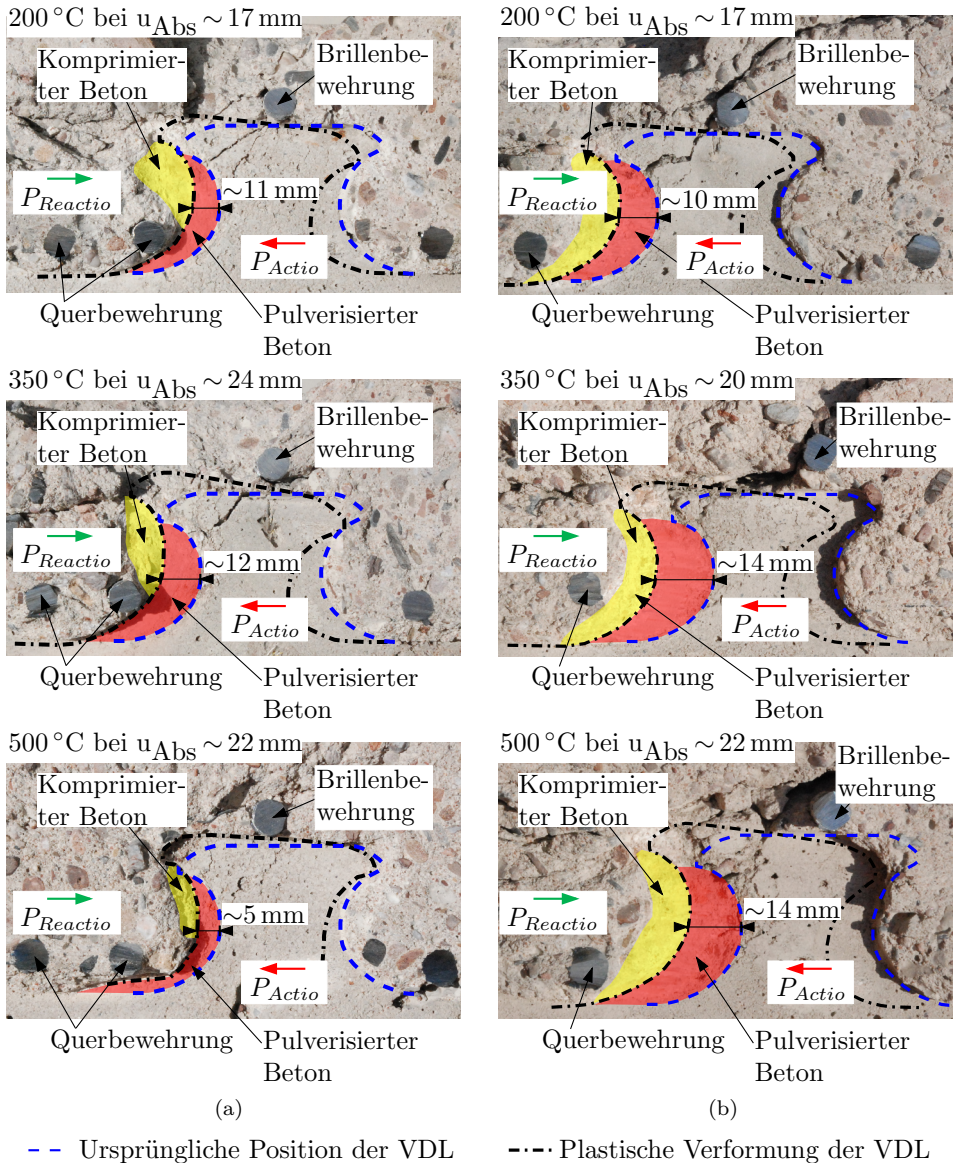


Abbildung 3.16: Detailanalyse des Betondübel der VDL bei erhöhten Temperaturen bei entsprechender Relativverformung u_{Abs} : (a) Serie PoV-R, (b) Serie PoV-Q

ton auf. Dieser ist charakteristisch für den sekundären Versagensmechanismus der Teilflächenpressung. In Abhängigkeit der Temperatur und der Bewehrungskonfiguration verändert sich der Bereich des pulverisierten Betons. Schlussendlich ist die unterschiedliche plastische Verformung der VDL (siehe Abbildung 3.15) bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C in der Ausbildung des Bereichs des pulverisierten Betons begründet. Der unterschiedliche Bereich der Ausbildung des pulverisierten Betons ist wie bei Raumtemperaturbedingungen auf die Anzahl der Querstäbe in der Dübelzahnausnehmung zurückzuführen und wurde in Abschnitt 3.3 detailliert erläutert. Bis zu einer Verbundmitteltemperatur von 350 °C sind die Bereiche der Teilflächenpressung der Versuchsserien nahezu gleich und unterscheiden sich erst signifikant bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C. Bei der Serie PoV-R reduziert sich der Bereich des pulverisierten Betons sowie des komprimierten Betons bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C im Vergleich zu Raumtemperaturbedingungen (siehe Abbildung 3.16(a)). Im Gegensatz dazu vergrößert sich bei der Serie PoV-Q der Bereich der Teilflächenpressung bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C im Vergleich zu Raumtemperaturbedingungen (siehe Abbildung 3.16(b)). Der Bereich der Teilflächenpressung ist bei der Serie PoV-Q ca. drei Mal so groß wie bei der PoV-R. Dadurch wird eine nahezu freie plastische Verformung in Form einer Verdrehung der VDL bei der Serie PoV-Q ermöglicht. Wohingegen bei der PoV-R der Bereich der Teilflächenpressung wesentlich geringer ist. Dadurch ist die VDL in den Beton eingebettet. Durch die unterschiedliche Ausbildung des Bereichs der Teilflächenpressung unterscheidet sich das Abscheren des Stahlzahns bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C zwischen den Versuchsserien. Des Weiteren beeinflussen die erhöhten Temperaturen im Vergleich zu Raumtemperaturbedingungen den sekundären Versagensmechanismus der Teilflächenpressung nicht. Lediglich der Bereich des pulverisierten Betons verändert sich mit zunehmender Verbundmitteltemperatur.

3.4.2 Einfluss der Reibung auf die Schubtragfähigkeit

In Analogie zu den Push-out-Versuchen zur Ermittlung des Reibanteils, die in Abschnitt 3.3.2 dargestellt sind, wurde der Reibanteil an der Schubtragfähigkeit bei erhöhten Temperaturen ermittelt. Die Kraft-Verformungs-Kurven der Push-out-Versuche zum Reibanteil an der Schubtragfähigkeit der VDL bei erhöhten Temperaturen sind in Abbildung 3.17 dargestellt. Die Kraft-Verformungs-Kurven bei erhöhten Temperaturen weisen, wie die Kraft-Verformungs-Kurven bei Raumtemperaturbedingungen ein Maximum bei einer geringen Verformung auf, was auf die Haftreibung zurückzuführen ist. Nach Überschreiten des Maximums reduziert sich die durch Reibung übertragene Kraft und ab einer Verformung von ~ 5 mm weisen die Kraft-Verformungs-Kurven

einen nahezu konstanten Verlauf auf. Im Vergleich zu Raumtemperaturbedingungen reduziert sich der Anteil der Reibung an der Schubkraft der VDL bei erhöhten Temperaturen, was in den Kraft-Verformungs-Kurven der Serie zu erkennen ist.

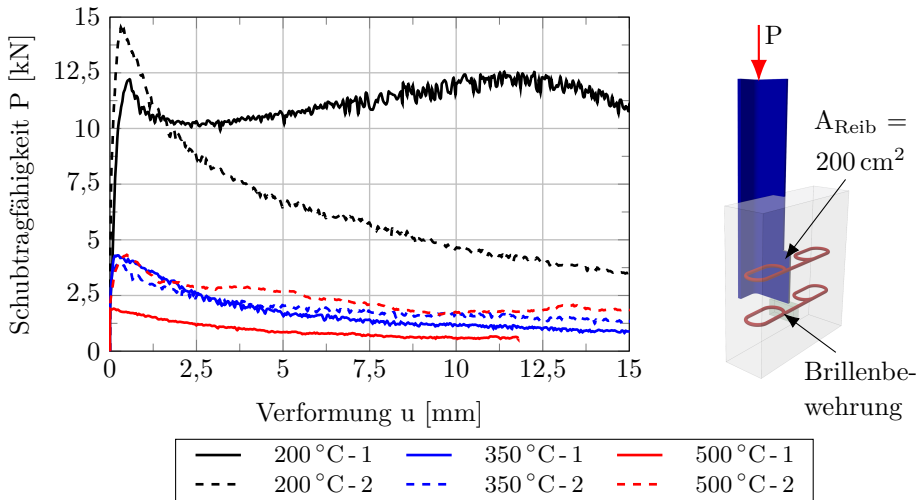


Abbildung 3.17: Kraft-Verformungs-Kurven der Push-out-Versuche zur Ermittlung der Reibfestigkeit bzw. des Reibanteils an der Schubtragfähigkeit einer VDL bei erhöhten Temperaturen

Zum Vergleich der bei Raumtemperaturbedingung ermittelten Reibkraft F_R und daraus abgeleiteten Reibfestigkeit τ_{Reib} werden die Kennwerte auf Basis von *Roik et al. (1984)* bei erhöhten Temperaturen ermittelt. Die temperaturabhängige Reibkraft $F_R(\theta)$ sowie Reibfestigkeit $\tau_{\text{Reib}}(\theta)$ sind in Tabelle 3.5 dargestellt. Bei einer Verbundmitteltemperatur von 200 °C wird die Reibfestigkeit bezogen auf die Referenzserie um ca. 42% bereits signifikant reduziert. Bei dieser Bewertung bleibt der erste Versuch der Serie PoV-M bei einer Verbundmitteltemperatur von 200 °C unberücksichtigt, da die Kraft-Verformungs-Kurve einen untypischen Verlauf aufweist. Nach Erreichen des Maximums steigt die über die Verbundfuge übertragbare Kraft wieder an. Üblicherweise sind die Kraft-Verformungs-Kurven der Serie PoV-M durch einen signifikanten Abfall nach Erreichen des Maximums gekennzeichnet, dem sich eine nahezu konstantes Plateau anschließt. Dieser untypischer Verlauf der Kraft-Verformungs-Kurve ist möglicherweise auf eine Schiefstellung des I-Profiles zurückzuführen. Der Traganteil an der Schubtragfähigkeit, der über Reibung bei einer Verbundmitteltemperatur von 200 °C übertragen wird, beträgt ca. 10%. Bei einer Verbundmitteltemperatur von 350 °C und 500 °C ist der Anteil der Reibung an der Schubtragfähigkeit vernachlässigbar gering. Grundsätzlich ist die thermische Ausdehnung von Stahl und Beton nahezu identisch. Die Reduzierung des Anteils der Reibung an der Schubtragfähigkeit ist auf die leicht

unterschiedliche thermische Ausdehnung gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* der Materialien Baustahl und Normalbeton zurückzuführen. Die Verbundmitteltemperatur von 500 °C resultiert in einer thermischen Ausdehnung ε bei Baustahl von 0,0069 und bei Normalbeton von 0,0072. Die thermische Ausdehnung des den Baustahl umgebenden Normalbetons ist größer als die thermische Ausdehnung des Baustahl. Die Differenz in der thermischen Ausdehnung von Baustahl und Normalbeton resultiert auch bei einem homogenen Temperaturfeld in einem Spalt zwischen der VDL und dem Betongurt. Folglich kann aufgrund des Spaltes nicht die gleiche Reibkraft wie bei Raumtemperaturbedingungen übertragen werden.

Tabelle 3.5: Reibkraft F_R und Reibfestigkeit τ_{Reib} der Versuchsserie zum Einfluss der Reibung auf die Schubtragfähigkeit der VDL bei erhöhten Temperaturen

Ver- suchs- serie	Num- mer	$\theta_{\text{Ref}} = 20\text{ }^\circ\text{C}$		$\theta_{\text{Ref}} = 200\text{ }^\circ\text{C}$		$\theta_{\text{Ref}} = 350\text{ }^\circ\text{C}$		$\theta_{\text{Ref}} = 500\text{ }^\circ\text{C}$	
		F_R	τ_{Reib}	F_R	τ_{Reib}	F_R	τ_{Reib}	F_R	τ_{Reib}
		[kN]	$[\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}]$	[kN]	$[\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}]$	[kN]	$[\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}]$	[kN]	$[\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}]$
PoV-M	1	10,4	0,52	10,9*	0,55*	1,5	0,07	0,8	0,04
	2	11,3	0,56	6,2	0,31	1,9	0,09	2,4	0,12

* untypischer Verlauf

3.4.3 Erkenntnisse

Im diesem Unterkapitel wurden die Versuchsserien der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit bei erhöhten Temperaturen dargestellt und systematisch analysiert. Neben dem Einfluss der Temperatur auf die Schubtragfähigkeit der VDL wurde der Einfluss der Bewehrungskonfigurationen der VDL bei den jeweiligen Temperaturebenen diskutiert sowie die Auswirkungen auf die lokalen Tragmechanismen der VDL mit Detailanalysen untersucht. Die wesentlichen Erkenntnisse sind:

Tragcharakteristik der VDL

Die Versuchsserien der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen weisen den primären Versagensmechanismus des Stahlversagens auf, der anhand des charakteristischen Verlaufs der Dübelkennlinie zu erkennen ist. Unabhängig vom entsprechenden homogenen Temperaturfeld versagt die VDL infolge der Schubbeanspruchung in Form eines Stahlversagens des Verbundmittels. Die Versagensart ist wie bei Raumtemperaturbedingungen in der dünnen Stegdicke der VDL begründet und verändert sich im Brandfall nicht.

In den Detailanalysen der Versuchsserien der Push-out-Versuche wurde ebenfalls bei erhöhten Temperaturen der sekundäre Versagensmechanismus der Teilflächenpressung identifiziert. Die plastischen Verformungen der VDL der Versuchsserien nehmen bis zu einer Verbundmitteltemperatur von 350 °C zu und die lokalen Tragmechanismen unterscheiden sich nicht signifikant voneinander. Bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C schert die VDL im kritischen Schnitt ab. Aus den Detailanalyse bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C konnte abgeleitet werden, dass die Anzahl der Querstäbe in der Dübelzahnausnehmung die Ausbildung des komprimierten Betons und das Abscheren der VDL beeinflusst.

Die Dübelkennlinien der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit der VDL bei erhöhten Temperaturen weisen wie bei Raumtemperaturbedingungen ein hohes Verformungsvermögen auf. Deshalb können die VDL bei erhöhten Temperaturen als duktiler Verbundmittel eingestuft werden, da das Duktilitätskriterium von $u \geq 6$ mm gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* erfüllt ist.

Einfluss der Temperatur

Infolge der Temperatureinwirkung reduziert sich die Schubtragfähigkeit bis zu einer Verbundmitteltemperatur von 350 °C um ca. 10-15%. Bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C wird die Schubtragfähigkeit um ca. 30-35% reduziert.

Mit zunehmender Verbundmitteltemperatur reduziert sich der Einfluss der Anzahl der Querstäbe in der Dübelzahnausnehmung. Bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C hat die Anzahl der Querstäbe keinen Einfluss auf die Schubtragfähigkeit. Die Brillenbewehrung beeinflusst das Schubtragverhalten bei erhöhten Temperaturen nicht.

Reibanteil an der Schubtragfähigkeit

Bei einer Verbundmitteltemperatur von 200 °C beträgt der Anteil der Reibung an der Schubtragfähigkeit der VDL ca. 10%. Bei einer weiteren Steigerung der Temperatur nimmt der Anteil der Reibung an der Schubtragfähigkeit ab, sodass ab einer Verbundmitteltemperatur von 350 °C nahezu kein Traganteil an der Schubtragfähigkeit der VDL über Reibung übertragen wird, was auf die leicht unterschiedliche thermische Ausdehnung der Materialien zurückzuführen ist.

3.5 Charakterisierung des Schubtragverhaltens der Verbunddübelleiste

3.5.1 Allgemeines

Zur Bewertung der durchgeführten Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen wird das Schubtragverhalten der VDL mit experimentellen Untersuchungen aus der Literatur mit demselben Längsabstand ($e_x = 100$ mm) und einem ähnlichen Versagensmechanismus vergleichend dargestellt, um die abgeleiteten Erkenntnisse der Push-out-Versuche in den Stand der Forschung (siehe Abschnitt 2.4.3) einzuordnen. Mit den in dieser Forschungsarbeit durchgeführten Push-out-Versuchen zur Schubtragfähigkeit von VDL bei Raumtemperaturbedingungen und erhöhten Temperaturen kann der Temperatureinfluss auf die Schubtragfähigkeit quantifiziert werden. Basierend auf der Quantifizierung des Temperatureinflusses auf die Schubtragfähigkeit wird die Anwendbarkeit respektive die Übertragbarkeit vereinfachter Bemessungsansätze zur Ermittlung der Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall diskutiert und bewertet.

3.5.2 Einordnung in den Stand der Forschung

Neben den Push-out-Versuchen dieser Forschungsarbeit wurden von *Lechner (2018)* und *Karge et al. (2020)* experimentelle Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von VDL in Klothoidenform mit einem Längsabstand von 100 mm durchgeführt. Der Längsabstand von 100 mm liegt allerdings außerhalb der Anwendungsgrenzen ($150 \text{ mm} \leq e_x \leq 500 \text{ mm}$) der aBG *DIBt (2018)*. Aus diesem Grund werden die Ergebnisse der durchgeführten Push-out-Versuche mit einer VDL mit einem Längsabstand von 100 mm verglichen. In Abbildung 3.18(a) sind die Dübelkennlinien der Push-out-Versuche der vorliegenden Forschungsarbeit (Serie PoV-R und der Serie PoV-Q) mit den Dübelkennlinien von *Lechner (2018)* und *Karge et al. (2020)* dargestellt. Die Differenz zwischen den Dübelkennlinien von *Lechner (2018)* und der Serie PoV-R resultiert aus der geringeren Stahlfestigkeit. Die im Vergleich zu der Serie PoV-R höhere Schubtragfähigkeit der VDL von *Karge et al. (2020)* ist auf die Stegdicke der VDL zurückzuführen.

Zur Vergleichbarkeit der Dübelkennlinien der durchgeführten Push-out-Versuche mit den Dübelkennlinien von *Lechner (2018)* und *Karge et al. (2020)* werden diese normiert. Die Normierung der Dübelkennlinien erfolgt auf Basis der maximalen Schubtragfähigkeit der Push-out-Versuche, woraus ein Verhältnis von P/P_{\max} resultiert. Die Normierung der Dübelkennlinien zur Vergleichbarkeit basiert auf dem Ansatz von *Claßen (2016)*, mit dem Modelle für das Verformungsverhalten von VDL für Stahlversagen von *Claßen et al. (2017)* und Ausstanzen von *Claßen und Hegger (2017b)* entwickelt wurden. Die normierten Dübelkennlinien der durchgeführten Push-out-Versuche sowie

der Push-out-Versuche aus der Literatur mit dem gleichen Längsabstand und Versagensmechanismus sind in Abbildung 3.18(b) dargestellt. Anhand der normierten Dübelkennlinien zeigt sich, dass die Versuche von *Lechner (2018)* einen ähnlichen Verlauf der normierten Dübelkennlinie zu den Push-out-Versuchen dieser Forschungsarbeit haben. Dieser ist für ein Stahlversagen der VDL charakteristisch. Diesen Verlauf weisen weitere Push-out-Versuche mit Stahlversagen von beispielsweise *Feldmann et al. (2013)* und *Lorenc et al. (2014a)* ebenfalls auf. Durch die geringeren Längsabstände reduziert sich das Verformungsvermögen der VDL im Vergleich zu größeren Längsabständen der VDL, was *Lorenc et al. (2014a)* gleichermaßen in seinen Untersuchungen feststellt. Aus der Gegenüberstellung der normierten Dübelkennlinien kann für die Anwendungsgrenzen des Längsabstandes der aBG (*DIBt, 2018*) abgeleitet werden, dass trotz eines Längsabstandes außerhalb der Anwendungsgrenzen der aBG (*DIBt, 2018*) mit einem Längsabstand der VDL von 100 mm ebenfalls eine ausreichende Duktilität des Verbundmittels gegeben ist. Lediglich die normierte Dübelkennlinien von *Karge et al. (2020)* weicht von den normierten Dübelkennlinien mit Stahlversagen ab, da bei den Push-out-Versuchen ein Ausstanzen als Versagensmechanismus aufgetreten ist.

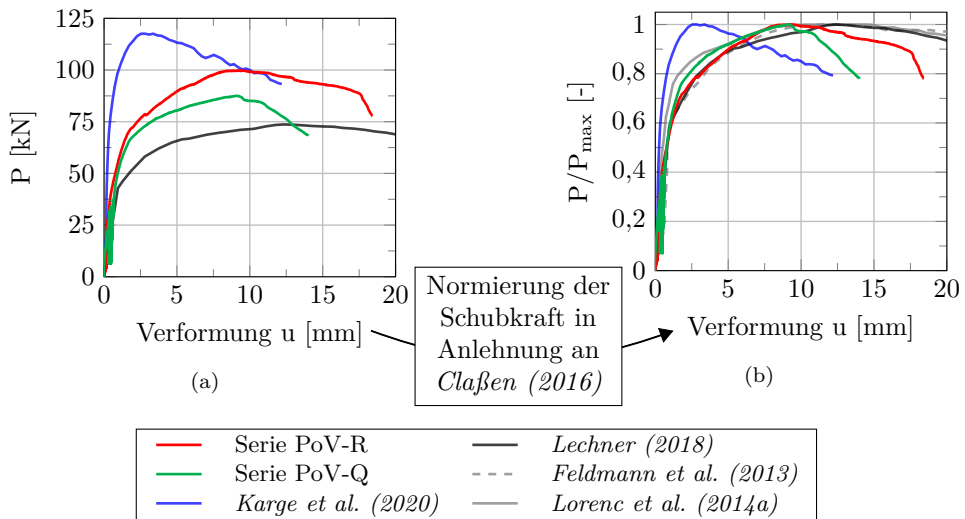


Abbildung 3.18: Gegenüberstellung von (a) Dübelkennlinien mit gleichem Längsabstand und (b) normierten Dübelkennlinien

3.5.3 Bewertung des Einflusses der Temperatur

Schwerpunktmäßig wurde der Temperatureinfluss auf die Schubtragfähigkeit der VDL mit den durchgeführten Push-out-Versuchen systematisch untersucht und analysiert.

Aus den Push-out-Versuchen kann grundsätzlich abgeleitet werden, dass sich mit zunehmender Verbundmitteltemperatur die Schubtragfähigkeit reduziert (siehe Abbildung 3.19). Bis zu einer Verbundmitteltemperatur von 350 °C reduziert sich die Schubtragfähigkeit um ca. 10-15 % bezogen auf die Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen. Die Schubtragfähigkeit wird erst bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C signifikant um ca. 30-35 % reduziert. Bei einer Erhöhung der Verbundmitteltemperatur um 150 °C verdoppelt sich die prozentuale Abminderung der Schubtragfähigkeit. Die Abminderung der Schubtragfähigkeit der VDL in Abhängigkeit der Temperatur ist in Abbildung 3.19 vergleichend mit der Reduktion der Schubtragfähigkeit von KBD im Brandfall sowie in Abbildung 3.20 dargestellt.

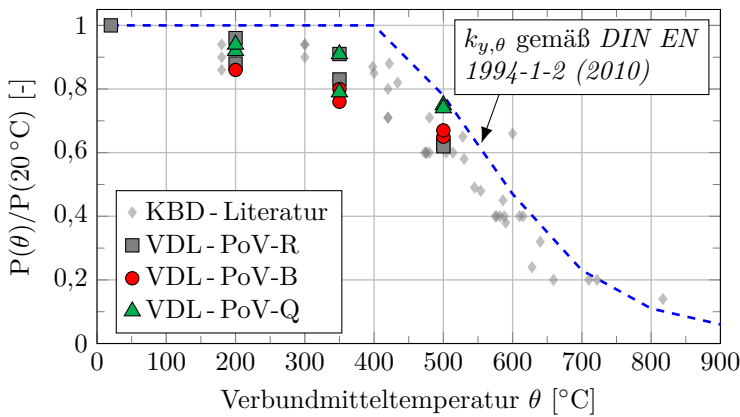


Abbildung 3.19: Reduktion der Schubtragfähigkeit von KBD und VDL in Abhängigkeit der Temperatur basierend auf der Literatur (*Zhao und Kruppa, 1997; Choi et al., 2009; Mirza et al., 2011; Imagawa et al., 2012; Chen et al., 2015b*) und dieser Forschungsarbeit

Aus dem Vergleich der Reduktion der Schubtragfähigkeit von KBD und VDL kann abgeleitet werden, dass die Schubtragfähigkeit der Verbundmittel ab einer Verbundmitteltemperatur von 350 °C bis 400 °C deutlich reduziert wird. Die gute Übereinstimmung in der Reduktion der Schubtragfähigkeit der unterschiedlichen Verbundmittel ist auf den gleichen Versagensmechanismus der KBD und der VDL zurückzuführen. Die experimentellen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von KBD weisen, wie die Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit von VDL, ein Stahlversagen in Form eines Abscherens des KBD am Fußpunkt auf. Im Gegensatz zu den experimentellen Untersuchungen dieser Forschungsarbeit weisen die experimentellen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von KBD ein transientes Temperaturfeld auf, bei dem der Stahlquerschnitt direkt durch die Temperatureinwirkung beansprucht wird. Aus den Push-out-Versuchen zur Schubtragfähigkeit von VDL und den Push-out-Versuchen

zur Schubtragfähigkeit von KBD im Brandfall kann somit abgeleitet werden, dass bei einem Stahlversagen des Verbundmittels das Temperaturfeld bei einer direkten Brandbeanspruchung des I-Profiles oder bei einem homogenen Temperaturfeld keinen Einfluss auf das Versagen des Verbundmittels hat. Dass das Temperaturfeld keinen Einfluss auf die Schubtragfähigkeit des KBD und der VDL hat, ist auf den Ort der maximalen Beanspruchung des Verbundmittels zurückzuführen. Bei einem KBD ist dieser der Dübelfuß des KBD und bei einer VDL ist dieser der kritische Schnitt, was in den Detailuntersuchungen (siehe Abschnitt 3.4) abgeleitet wurde und in den numerischen Simulationen (siehe Abschnitte 5.3.3) bestätigt wird. Somit ist bei einem Stahlversagen des Verbundmittels der Ort der maximalen Beanspruchungen im Vergleich zum Temperaturfeld entscheidend für die Schubtragfähigkeit des Verbundmittels, weshalb die Reduktion der Schubtragfähigkeit von KBD und VDL (siehe Abbildung 3.19) eine gute Übereinstimmung aufweist.

Im Projekt PrecoBeam von *Seidl et al. (2013a)* wurde auf Basis von großmaßstäblichen Brandversuchen von *Franssen und Janssen (2013)* (siehe Abschnitt 2.4.2) abgeleitet, dass die Schubtragfähigkeit der VDL bis zu einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C nicht signifikant beeinflusst wird. Die Erkenntnisse von *Franssen und Janssen (2013)* zur Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall basieren auf Versuchen mit einem Biegeversagen, bei denen die Verbundmittel Temperaturen von bis zu 425 °C aufweisen. Allerdings sollte bei den Trägerversuchen ein Schubversagen der VDL erzeugt werden. Die Schlussfolgerung von *Franssen und Janssen (2013)* können durch die Ergebnisse der durchgeführten Push-out-Versuche bis zu einer Verbundmitteltemperatur von 350 °C bestätigt werden. Allerdings zeigen die durchgeführten Detailuntersuchungen dieser Forschungsarbeit zur Schubtragfähigkeit der VDL, dass die Schubtragfähigkeit bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C um ca. 30 - 35 % im Vergleich zu Raumtemperaturbedingungen reduziert wird. Der Grund für die abweichende Schlussfolgerung von *Franssen und Janssen (2013)* zu den Erkenntnissen dieser Forschungsarbeit ist, dass die Basis der Bewertung (großmaßstäbliche Untersuchungen) nicht ausschließlich das Schubtragverhalten der VDL untersucht. Schlussendlich wird infolge der Temperatureinwirkung die Schubtragfähigkeit der VDL ab einer Verbundmitteltemperatur von 350 °C signifikant reduziert.

3.5.4 Anwendbarkeit von vereinfachten Bemessungsansätzen

Die vereinfachten Bemessungsansätze von Verbundmitteln im Brandfall sind ausschließlich auf KBD begrenzt (siehe Abschnitt 2.3.3). Um eine vereinfachte Anwendung zur Bemessung von VDL im Brandfall zu ermöglichen, wird die Anwendbarkeit von vereinfachten Bemessungsansätzen der normativen Regelungen zu KBD im Brandfall und

zu VDL bei Raumtemperaturbedingungen diskutiert. Dies erfolgt aufgrund der ähnlichen Größenordnung der Reduktion der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall wie die von KBD (siehe Abbildung 3.19). Deshalb werden im Folgenden unterschiedliche Ansätze für die Bemessung der VDL mit einem Stahlversagen im Brandfall präsentiert und bewertet. Die basieren grundsätzlich wie der vereinfachte Bemessungsansatz von KBD im Brandfall gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* auf dem Bemessungswert der Schubtragfähigkeit der VDL bei Raumtemperaturbedingungen für ein Stahlversagen. Für die Bemessung eines Stahlversagens einer VDL im Brandfall kann ein Ansatz verwendet werden, der auf dem vereinfachten Bemessungsansatz für KBD im Brandfall gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* basiert. Bei diesem wird die Schubtragfähigkeit der VDL bei Raumtemperaturbedingungen mit der Zugfestigkeit f_{au} ermittelt und entsprechend der Verbundmitteltemperatur mit dem Reduktionsfaktor $k_{u,\theta}$ für die Streckgrenze bezogen auf die Zugfestigkeit sowie einem weiteren Faktor von 0,8 abgemindert (siehe Gleichung (3.5)).

$$P_{pl,fi,k} = P_{pl,k}(f_{au}(20^\circ\text{C})) \cdot k_{u,\theta} \cdot 0,8 \quad (3.5)$$

Neben dem auf der vereinfachten Bemessung basierenden Ansatz gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* zur Ermittlung der Schubtragfähigkeit der VDL wird die Anwendbarkeit von zwei weiteren vereinfachten Bemessungsansätzen zur Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall diskutiert und bewertet. Ein weiterer Ansatz zur vereinfachten Bemessung der Schubtragfähigkeit im Brandfall basiert auf der Ermittlung der Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen mit der Streckgrenze f_{ay} des Stahls, da die VDL bei einem oberflanschlosen I-Profil die Materialeigenschaften des I-Profiles aufweist. Bei diesem Ansatz wird die Schubtragfähigkeit in Abhängigkeit der Verbundmitteltemperatur mit dem temperaturabhängigen Reduktionsfaktor für die Streckgrenze $k_{y,\theta}$ gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* reduziert. Der mathematische Zusammenhang ist in Gleichung (3.6) dargestellt.

$$P_{pl,fi,k} = P_{pl,k}(f_{ay}(20^\circ\text{C})) \cdot k_{y,\theta} \quad (3.6)$$

Der letzte Ansatz zur vereinfachten Bemessung basiert auf einer Ermittlung der Schubtragfähigkeit der VDL bei Raumtemperaturbedingungen mit der Zugfestigkeit. Diese wird mit dem temperaturabhängigen Reduktionsfaktor $k_{y,\theta}$ für die Streckgrenze reduziert. Der Ansatz der Ermittlung der Schubtragfähigkeit mit der Zugfestigkeit wird mit bewertet, da *Lorenc et al. (2014a)* beim Vergleich der experimentell ermittelten Schubtragfähigkeit und der berechneten Schubtragfähigkeit der VDL gemäß aBG (*DIBt, 2018*) feststellte, dass unter Verwendung der Zugfestigkeit die Schubtragfähig-

keit besser approximiert wird. Der sich daraus ergebende Ansatz zur Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall ist im Folgenden dargestellt.

$$P_{pl,fi,k} = P_{pl,k}(f_{au}(20\text{ }^{\circ}\text{C})) \cdot k_{y,\theta} \quad (3.7)$$

Zur Abminderung der Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen mit dem temperaturabhängigen Reduktionsfaktor ist die Verbundmitteltemperatur an einer entsprechenden Position der VDL erforderlich, die ebenso im Brandfall für den Versagensmechanismus Stahlversagen maßgebend ist. Auf Grundlage der Erkenntnisse der experimentellen Untersuchungen dieser Forschungsarbeit und der Gegenüberstellung mit der Reduktion der Schubtragfähigkeit der KBD im Brandfall ist die Temperatur im kritischen Schnitt der VDL entscheidend, um mit dieser Temperatur den Reduktionsfaktor abzuleiten. Die Schubbeanspruchung der VDL resultiert unabhängig vom Temperaturfeld in eine kombinierte Schub- und Biegebeanspruchung des Verbundmittels, die in einem *von Mises* Fließzustand im kritischen Schnitt der VDL resultiert. Deshalb ist die Temperatur im kritischen Schnitt der VDL für eine vereinfachte Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL maßgebend.

Die temperaturabhängige Schubtragfähigkeit der drei Ansätze zur vereinfachten Ermittlung der Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall ist in Abbildung 3.20 vergleichend mit den Versuchsergebnissen dargestellt. Darüber hinaus wird in Abbildung 3.20 auf Basis der Bemessungsgleichung für ein Betonversagen eines KBD im Brandfall ein Ausstanzen ($P_{po,k}(f_{ck}) \cdot k_{c,\theta}$) unter Berücksichtigung der temperaturabhängigen Reduktionsfaktoren gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* mit den Ergebnissen der Detailuntersuchungen verglichen.

Bei der Gegenüberstellung der Bemessungsansätze für ein Stahlversagen und des Ausstanzens des Betons ist ebenfalls ein Stahlversagen, wie es in den Detailuntersuchungen identifiziert wurde, bis zu einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C maßgebend. Grundsätzlich fällt bei der Gegenüberstellung der experimentell ermittelten Schubtragfähigkeiten und der berechneten Schubtragfähigkeit der VDL für ein Stahlversagen auf Basis des Ansatzes nach Gleichung (3.6) und des Ansatzes nach Gleichung (3.7) ein signifikanter Unterschied auf (siehe Abbildung 3.20). Die Differenz in der Schubtragfähigkeit der VDL zwischen den beiden Ansätzen ist auf den Unterschied zwischen der Streckgrenze und der Zugfestigkeit von Stahl zurückzuführen. Bei der Berücksichtigung der Zugfestigkeit von Stahl bei der Ermittlung wird die Schubtragfähigkeit der VDL wesentlich besser approximiert als mit der Streckgrenze von Stahl. Dies stellt *Lorenc et al. (2014a)* ebenfalls bei der Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse mit den Berechnungsergebnissen fest. Durch die Verwendung der Zugfestigkeit von Stahl wird der charakteristische Wert der Schubtragfähigkeit der VDL bei einer Verbundmitteltempe-

ratur von 500 °C besser approximiert als mit der Streckgrenze von Stahl. Lediglich bei einer Verbundmitteltemperatur von 350 °C wird unter Verwendung der Zugfestigkeit von Stahl der charakteristische Wert der Schubtragfähigkeit der VDL überschätzt. Die Verwendung der Streckgrenze von Stahl bei der Ermittlung der Schubtragfähigkeit der VDL für ein Stahlversagen bei Raumtemperaturbedingungen beinhaltet hohe Sicherheiten, wodurch sich die Abweichungen zwischen der experimentell ermittelten Schubtragfähigkeit und der berechneten Schubtragfähigkeit der VDL ergeben. Des Weiteren beinhaltet die Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen einen Reibanteil und bei erhöhten Temperaturen ist dieser nicht vorhanden, was in den Push-out-Versuchen abgeleitet wurde. Durch den Reibanteil an der Schubtragfähigkeit der VDL ist diese im Brandfall nicht ausschließlich proportional zur Streckgrenze von Baustahl. Vergleichend ist der Ansatz auf Basis der *DIN EN 1994-1-2 (2010)* zur Ermittlung der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall ebenfalls in Abbildung 3.20 dargestellt. Die Ermittlung der Schubtragfähigkeit der VDL bei Raumtemperaturbedingungen erfolgt auf Basis der Zugfestigkeit von Stahl, was den Ansatz der Zugfestigkeit des Bolzenmaterials bei KBD gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* entspricht. Durch die Anwendung des Ansatzes von KBD bei Stahlversagen für die Ermittlung der Schubtragfähigkeit der VDL in Abhängigkeit der Temperatur werden die experimentell ermittelten Schubtragfähigkeiten bis zu einer Verbundmitteltemperatur von 350 °C gut abgebildet. Bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C weicht die Bemessung auf Basis der KBD gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* deutlich von den experimentell ermittelten Schubtragfähigkeiten der VDL ab.

Letztlich zeigt sich, dass eine Berechnung der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall für ein Stahlversagen auf Basis der bei Raumtemperaturbedingungen berechneten Schubtragfähigkeit gemäß der aBG (*DIBt, 2018*) unter Berücksichtigung der temperaturabhängigen Reduktionsfaktoren für Stahl erfolgen kann. Die Ermittlung des temperaturabhängigen Reduktionsfaktors kann auf Grundlage des kritischen Schnittes der VDL erfolgen, wobei vereinfachend für die Bemessung die Bauteiltemperatur des Dübelfußes der VDL verwendet werden kann. Bei der Berechnung der Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen sollte der Ansatz der Verwendung der Zugfestigkeit von Stahl diskutiert werden, um das Potential der VDL vollumfänglich zu nutzen. Der entwickelte Vorschlag zur vereinfachten Bemessung der Schubtragfähigkeit im Brandfall dieser Forschungsarbeit wurde ebenso von *Seidl, Hoyer, Zanon, Popa, Lorenc, Rowinski, Kożuch, Franssen, Fohn, Carrasco, Farhang, Ikäheimon, Nüsse, Berthelley, Mangerig und Wagner (2012)* im Projekt PrecoBeam auf Basis der großmaßstäblichen Versuche von *Franssen und Janssen (2013)* abgeleitet. Allerdings sollte nach *Seidl, Hoyer, Zanon, Popa, Lorenc, Rowinski, Kożuch, Franssen, Fohn, Carrasco, Farhang, Ikäheimon, Nüsse, Berthelley, Mangerig und Wagner (2012)* und *Franssen*

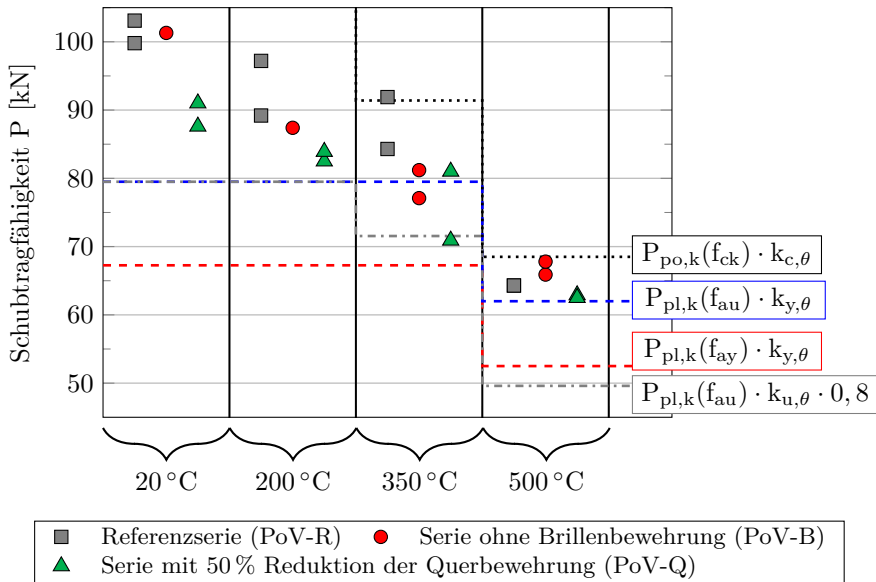


Abbildung 3.20: Schubtragfähigkeit der VDL in Abhängigkeit der Verbundmitteltemperatur im Vergleich zu Berechnungsansätzen für die charakteristische Schubtragfähigkeit der VDL (Stahlversagen = $P_{pl,k}$; Ausstanzen = $P_{po,k}$)

und Janssen (2013) erst eine Abminderung der Schubtragfähigkeit bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C erfolgen, was durch die vorliegenden Versuchsergebnisse widerlegt wird.

3.6 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Zur Quantifizierung des Einflusses von erhöhten Temperaturen auf die Schubtragfähigkeit von VDL wurden insgesamt sieben Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen sowie 23 Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen mit homogenen Querschnittstemperaturen von 200 °C, 350 °C oder 500 °C durchgeführt. Die quantitative Bewertung der Einflüsse basiert auf jeweils zwei Push-out-Versuchen je Temperaturebene und Bewehrungskonfiguration. Bei der Serie PoV-B bei Raumtemperaturbedingungen und einer Verbundmitteltemperatur von 200 °C basiert die Bewertung aufgrund eines Herstellungsfehlers nur auf einem Push-out-Versuch. Mit den Push-out-Versuchen wurde der Einfluss unterschiedlicher Bewehrungskonfigurationen auf die Schubtragfähigkeit der VDL und die lokalen Tragmechanismen der VDL systematisch analysiert. Bei der Bewertung der experimentellen Detailuntersuchungen wurden die Ergebnisse auf Basis des Stands der Technik reflektiert und bewertet (siehe Ab-

schnitt 3.5). Die wesentlichen Erkenntnisse aus den Push-out-Versuchen zur Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen (siehe Abschnitt 3.3.3) und bei erhöhten Temperaturen (siehe Abschnitt 3.4.3) werden im Folgenden zusammengefasst.

Tragcharakteristik der VDL

Infolge der Schubbeanspruchung versagt die VDL in Form eines Stahlversagens, was auf die geringe Stegdicke der VDL zurückzuführen ist. Des Weiteren wurde in den Detailuntersuchungen der sekundäre Versagensmechanismus der Teilflächenpressung identifiziert, der unkritisch für die Schubtragfähigkeit der VDL ist. Die Brillenbewehrung hat keinen signifikanten Einfluss auf die maximale Schubtragfähigkeit, sondern reduziert lediglich die Anfangssteifigkeit. Die Reduzierung der Querbewehrung auf einen Querstab in der Dübelzahnausnehmung ist vorteilhaft für eine baupraktischere Herstellung der Bewehrung der VDL, wobei durch die geringere Fläche der Querbewehrung die Schubtragfähigkeit beeinflusst wird. Bei einer Halbierung der Querbewehrung reduziert sich die Schubtragfähigkeit lediglich um 12 %.

Die Dübelkennlinien der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit weisen eine hohe Relativverformung auf. Die einzelnen Versuchsserien der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit der VDL bei Raumtemperaturbedingungen und erhöhten Temperaturen erfüllen das Duktilitätskriterium von 6 mm gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)*, um als duktiles Verbundmittel eingestuft zu werden.

Einfluss der Temperatur

Mit zunehmender Verbundmitteltemperatur verändert sich der primäre Versagensmechanismus des Stahlversagens der VDL im Vergleich zur Raumtemperaturbedingungen nicht. Des Weiteren wurde in den Detailanalysen zu den lokalen Tragmechanismen der VDL bei erhöhten Temperaturen ebenfalls der sekundäre Versagensmechanismus der Teilflächenpressung festgestellt. Schlussendlich verändert sich die Versagensart bei den durchgeführten Push-out-Versuche im Brandfall nicht. Infolge der Temperatureinwirkung reduziert sich die Schubtragfähigkeit abhängig von der Verbundmitteltemperatur. Bei einer Verbundmitteltemperatur von 350 °C wird die Schubtragfähigkeit um ca. 10-15 % im Vergleich zu Raumtemperaturbedingungen reduziert. Eine signifikante Reduktion der Schubtragfähigkeit erfolgt bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C um ca. 30-35 %.

Des Weiteren hat die Anzahl der Querstäbe in der Dübelzahnausnehmung bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C keinen Einfluss auf die Schubtragfähigkeit. Die Schubtragfähigkeit mit einem oder zwei Querstäben in der Dübelzahnausnehmung ist bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C nahezu identisch.

Reibanteil an der Schubtragfähigkeit

Neben dem Einfluss der Temperatur auf die Schubtragfähigkeit der VDL wurde der Einfluss des Reibanteils an der Schubtragfähigkeit der VDL mit einer äquivalenten Reibfläche ermittelt. Bei Raumtemperaturbedingungen und einer Verbundmitteltemperatur von 200 °C beträgt der Anteil der Reibung an der Schubtragfähigkeit ca. 10 %. Infolge der thermischen Dehnungen von Stahl und Beton entsteht zwischen dem Stahlprofil und dem Betongurt ein Spalt, weshalb sich der Reibanteil an der Schubtragfähigkeit verringert. Der Reibanteil an der Schubtragfähigkeit bei einer Verbundmitteltemperatur von 350 °C und 500 °C ist zu vernachlässigen.

Anwendbarkeit eines vereinfachten Bemessungsansatzes

Die Ermittlung der Schubtragfähigkeit der VDL auf Basis der Bemessungsgleichungen für Raumtemperaturbedingungen in Kombination mit dem temperaturabhängigen Reduktionsfaktor für Baustahl unter Berücksichtigung der Verbundmitteltemperatur im kritischen Schnitt kann zur Bemessung der Schubtragfähigkeit verwendet werden. Allerdings sollte bei der Bemessung diskutiert werden, ob die Zugfestigkeit von Stahl anstatt der Streckgrenze verwendet wird. Die Ergebnisse mit der Zugfestigkeit zeigen eine deutlich bessere Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Schubtragfähigkeiten.

Kapitel 4

Experimentelle Untersuchungen zum Tragverhalten eines Deckensystems

4.1 Einleitung

In Kapitel 3 wurde mit Hilfe von Push-out-Versuchen der Temperatureinfluss auf die Schubtragfähigkeit einer VDL quantifiziert. Zur Beurteilung der Übertragbarkeit der abgeleiteten Erkenntnisse aus den Push-out-Versuchen zur Schubtragfähigkeit auf das Tragverhalten eines Deckensystems mit einer VDL im Brandfall wurden zwei großmaßstäbliche Untersuchungen durchgeführt. Die Großversuche sind im Rahmen des Forschungsprojektes „Brand im Hohlraum“ von *Mensingher et al. (2021)* mit dem Ziel durchgeführt worden, das Tragverhalten des *InaDeck* infolge eines Naturbrandszenarios im Hohlraum eines Deckensystems zu untersuchen. Die experimentelle Untersuchung des Brandszenarios mit dem Verbundträger *InaDeck* erfolgte, um eine ganzheitliche Bemessung des Deckensystems im Brandfall zu ermöglichen, was detailliert in Abschnitt 2.2.5 erläutert wurde. Neben der Bewertung des Einflusses des Naturbrandszenarios auf die Tragfähigkeit des *InaDeck* wurde in einem Großversuch der Einfluss einer Stegöffnung, die für die technische Gebäudeausrüstung notwendig ist, auf das globale Tragverhalten im Brandfall analysiert. Der Einfluss der Stegöffnung auf das Tragverhalten im Brandfall wird detailliert in *Schaumann et al. (2018b)* und *Schaumann et al. (2019a)* erläutert, da sich die vorliegende Forschungsarbeit schwerpunktmäßig mit der Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall befasst. Mit den Erkenntnissen aus der Literatur zur Systemtragwirkung von Verbundträgern mit VDL und den Ergebnissen aus den Push-out-Versuchen werden die folgenden Aspekte beurteilt.

Auswirkungen eines Naturbrandszenarios

Die experimentellen Untersuchungen zum Tragverhalten von Verbundträgern respektive Verbunddeckensystemen mit VDL aus der Literatur (siehe Abschnitt 2.4.2) sind

ausschließlich auf Untersuchungen mit dem Normbrandszenario der ETK von *Fransen und Janssen (2013)* und *Schaumann et al. (2014)* begrenzt. Die Auswirkungen eines Naturbrandszenarios auf das Tragverhalten eines Deckensystems wurden mit großmaßstäblichen Versuchen untersucht. Aufgrund der Zielsetzung des Forschungsprojektes von *Mensinger et al. (2021)* wird der Einfluss des Naturbrandszenarios auf das Tragverhalten mit dem *InaDeck* Deckensystem bewertet.

Temperaturentwicklung der VDL

Mit den großmaßstäblichen Untersuchungen werden die Temperaturentwicklung der VDL und das Temperaturfeld im Bereich des Verbundmittels auf Grundlage eines Naturbrandszenarios experimentell ermittelt. Dabei wird das ungeschützte I-Profil des *InaDeck* direkt durch das Naturbrandszenario thermisch beansprucht.

Tragverhalten des Deckensystems mit VDL

Neben der Bewertung des globalen Tragverhaltens des *InaDeck* infolge des Naturbrandszenarios wird der Einfluss der Schubtragfähigkeit auf das globale Tragverhalten des *InaDeck* im Brandfall analysiert. Die Beurteilung erfolgt auf Grundlage der Temperaturentwicklung der VDL, dem Tragverhalten des Deckensystems sowie der abgeleiteten Erkenntnisse aus den Push-out-Versuchen zur Schubtragfähigkeit der VDL bei erhöhten Temperaturen (siehe Kapitel 3).

4.2 Versuchsaufbau und -durchführung der großmaßstäblichen Versuche

4.2.1 Allgemeines

Mit den Großversuchen sollte der Einfluss eines speziell für den Hohlraum eines Deckensystems entwickelten Naturbrandszenarios auf das Tragverhalten des *InaDeck* und das Schubtragverhalten der VDL untersucht werden. Zur Bewertung dieser Aspekte wird zunächst die Ableitung des Naturbrandszenarios erläutert, das Grundlage der großmaßstäblichen Untersuchungen ist. Darauf aufbauend wird der Versuchsaufbau und die Versuchsdurchführung beschrieben, mit dem eine Beurteilung des Einflusses der Schubtragfähigkeit auf das globale Tragverhalten des *InaDeck* erfolgt.

4.2.2 Definition der Brandbeanspruchung

Die Entwicklung des Naturbrandszenarios für den Hohlraum eines Deckensystems begründet sich in einem Teilziel des Forschungsprojekts „Brand im Hohlraum“ von *Men-*

singer et al. (2021), in dem geklärt wurde, ob die Brandlasten und Ventilationsbedingungen im Zwischenraum eines Deckensystems überhaupt ausreichend sind, um mit der ETK vergleichbare Brandgastemperaturen zu erreichen. Die derzeitigen baurechtlichen Regelungen der *MSysBöR* (2005) (Muster-Systembödenrichtlinie) fordern in bestimmten Gebäudebereichen oder ab bestimmten Höhen der Systemböden für die Tragkonstruktion im Hohlraum eines Deckensystems eine feuerhemmende Konstruktion (30-minütige Feuerwiderstandsdauer - R30). Das realistische Naturbrandszenario für den Hohlraum eines Deckensystems wurde von Koh et al. (2019) im Forschungsprojekt „Brand im Hohlraum“ auf Basis von 79 Kleinversuchen mit realen Brandlasten und Ventilationsbedingungen entwickelt. Basierend auf dem 95%-Fraktilwert der Brandraumtemperaturverläufe aller durchgeführten kleinmaßstäblichen Versuche wurde eine einhüllende Temperatur-Zeitkurve für das Naturbrandszenario „Brand im Hohlraum“ abgeleitet. Der 95%-Fraktilwert der Brandraumtemperaturverläufe ist in Abbildung 4.1 dargestellt. Die Entwicklung des Naturbrandszenarios „Brand im Hohlraum“ ist detailliert in Koh et al. (2019) bzw. Mensinger et al. (2021) erläutert.

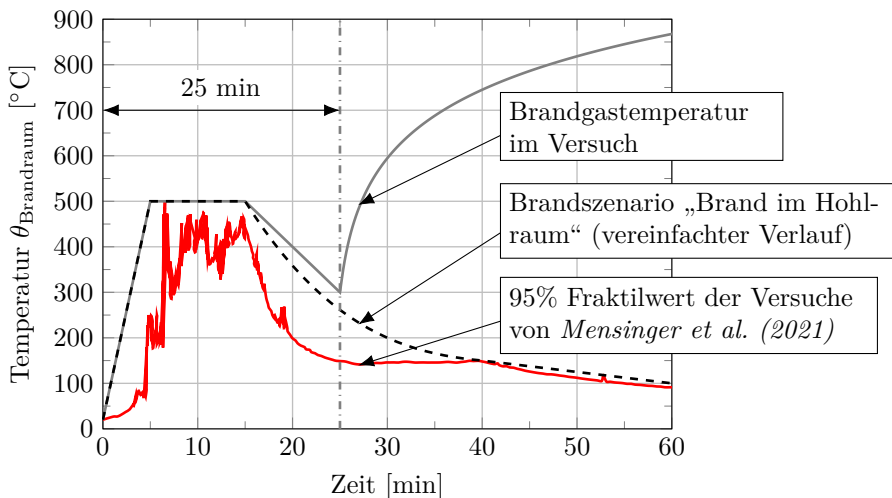


Abbildung 4.1: Temperatur-Zeitkurve des 95%-Fraktilwertes der Kleinversuche des Naturbrandszenarios „Brand im Hohlraum“ und der Verlauf der Brandgastemperatur der experimentellen Untersuchung

Charakteristisch für das entwickelte Naturbrandszenario „Brand im Hohlraum“ sind die drei Bereiche des Temperatur-Zeitverlaufs. Der erste Bereich des Naturbrandszenarios ist durch einen linearer Anstieg der Temperatur innerhalb von 5 Minuten auf 500 °C gekennzeichnet. Darauf folgt ein konstantes Temperaturplateau von 500 °C für 10 Minuten. Der letzte Bereich des Naturbrandszenarios ist die Abkühlphase, die durch

einen exponentiellen Temperatur-Zeitverlauf bis auf Raumtemperaturbedingungen beschrieben wird.

In den Großversuchen zur Bewertung des Tragverhaltens des *InaDeck* wurde während der Abkühlphase des Naturbrandszenarios die Brandbeanspruchung geändert, um einen Versagenszustand des Tragwerks zu erzeugen. Durch die erneute Steigerung der Brandgastemperaturen in den Versuchen wurden weitere Erkenntnisse hinsichtlich des Tragverhaltens des Deckensystems und der Schubtragfähigkeit der VDL im Hochtemperaturbereich abgeleitet. In der Abkühlphase des Brandszenarios wurden die Versuchskörper ab der 25. Minute durch das Normbrandszenario gemäß ETK beansprucht. Der exponentielle Verlauf der Abkühlphase des Naturbrandszenarios wurde bis zu diesem Zeitpunkt durch einen linearen Ansatz approximiert. Die Beanspruchung der ETK erfolgte ab der 25. Minute mit einer Anfangstemperatur von 300 °C. Der Verlauf der Brandgastemperaturen des Versuchs ist in Abbildung 4.1 dargestellt. Diese Vorgehensweise impliziert, dass nach der 25. Minute des Brandszenarios „Brand im Hohlraum“ eine weitere Reduktion der Brandbeanspruchung zu keinem Versagen des Deckensystems führt, sollte das Brandszenario bis zu diesem Zeitpunkt unkritisch für das Tragverhalten des Deckensystems sein.

4.2.3 Versuchskörper

Mit dem *InaDeck* wurde der Einfluss auf das Tragverhalten infolge des Brandszenarios „Brand im Hohlraum“ in Verbindung mit der ETK bewertet. Insgesamt wurden zwei großmaßstäbliche Versuche zum Tragverhalten des *InaDeck* durchgeführt, um unter anderem das Tragverhalten des Verbundträgers mit einer VDL im Brandfall zu analysieren. Die Versuchskörper wiesen je eine Länge von 7,8 m und eine Breite von 1,25 m auf, die der typischen Breitenabmessung eines Fertigteils des *InaDeck* entspricht (siehe Abschnitt 2.2.5). Die Versuchskörper setzten sich aus einem halbierten HE800A-Profil der Stahlgüte S355 mit einer VDL gemäß der zum Zeitpunkt der Fertigung geltenden abZ *DIBt* (2013), die der aktuellen aBG (*DIBt*, 2018) entspricht, und einem vorgespannten Betongurt der Betonfestigkeitsklasse C50/60 mit einer Höhe von 100 mm zusammen (siehe Abbildung 4.2). Die experimentell ermittelten Materialkennwerte der einzelnen Querschnittsteile der Versuchskörper sind im Anhang A dargestellt. Die VDL wiesen die Klothoidenform mit einer Höhe h_D von 40 mm auf, die aus der Höhe des Betongurts h_c von 100 mm und der Betonüberdeckung der VDL $c_{D,i}$ in Verbindung mit dem Durchmesser der Bewehrung resultierte (siehe Detail der Abbildung 4.3). Aus der Dübelzahnhöhe ergab sich ein Längsabstand der VDL von 100 mm, der aufgrund der optimierten Höhe des Betongurts von 100 mm des *InaDeck* nicht von den Anwendungsgrenzen ($150 \text{ mm} \leq e_x \leq 500 \text{ mm}$) der abZ *DIBt* (2013) er-

fasst wird. Die Klothoidenform wurde verwendet, da diese Form der VDL im Hinblick auf die Tragfähigkeit und die Ermüdung ein günstigeres Tragverhalten im Vergleich zur Puzzleform aufweist. Die Bewehrung der VDL erfolgte in Anlehnung an die abZ (DIBt, 2013) mit zwei Querstäben je Dübelzahnausnehmung mit einem Durchmesser von 8 mm und einer Brillenbewehrung mit einem Durchmesser von 8 mm (siehe Detail der Abbildung 4.3). Die Spannglieder im Betongurt des *InaDeck* wurden gegen das Eigengewicht inklusive der demontierbaren Elementplatten g_k und einer Nutzlast q_k von $2,5 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$ vorgespannt. Daraus resultierte eine Vorspannung jeder einzelnen Spannlitze von σ_{pm0} von $1075 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$. Aus der Bemessung des *InaDeck* bei Raumtemperaturbedingungen ergibt sich ein Durchmesser der Längsbewehrung von 16 mm.

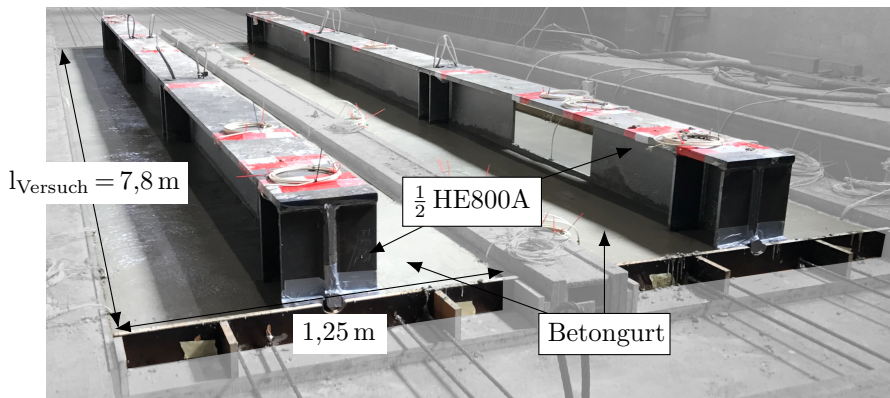


Abbildung 4.2: Versuchskörper der großmaßstäblichen Untersuchungen zum Zeitpunkt der Herstellung

Zur Bewertung des Erwärmungsverhaltens des *InaDeck* infolge des Brandszenarios der Großversuche wurden Thermoelemente vom Typ K (NickelCh-rom-Nickel-Leiter) im Betongurt und am I-Profil appliziert. Um das Temperaturfeld in Abhängigkeit der Branddauer zu bewerten, wurden Thermoelemente in Quer- und Längsrichtung angeordnet. Die Anordnung der Thermoelemente in Querrichtung im Betongurt und am Stahlträger ist in Abbildung 4.3 dargestellt, die sich in Längsrichtung in einem Abstand von 1,5 m wiederholten. Zur Beurteilung der Temperaturentwicklung im Bereich der Verbundfuge wurde die Temperatur am Dübelfuß sowie im Betongurt mit einem Abstand von 25 mm zur VDL (Betonachse L-II gemäß Abbildung 4.3) gemessen. Dadurch konnte das Temperaturfeld im Bereich der Verbundfuge in Abhängigkeit der Branddauer systematisch bewertet werden.

Die Verformungen der Versuchskörper wurden an den charakteristischen Punkten gemessen. Die Verformungen werden über lastfreie Traversen in den beiden Achsen der Lasteinleitung (Achse I und IV) und in der Symmetrieebene des Versuchskörpers (zwi-

schen Achse II und III) gemessen (siehe Abbildung 4.4 und Abbildung 4.5).

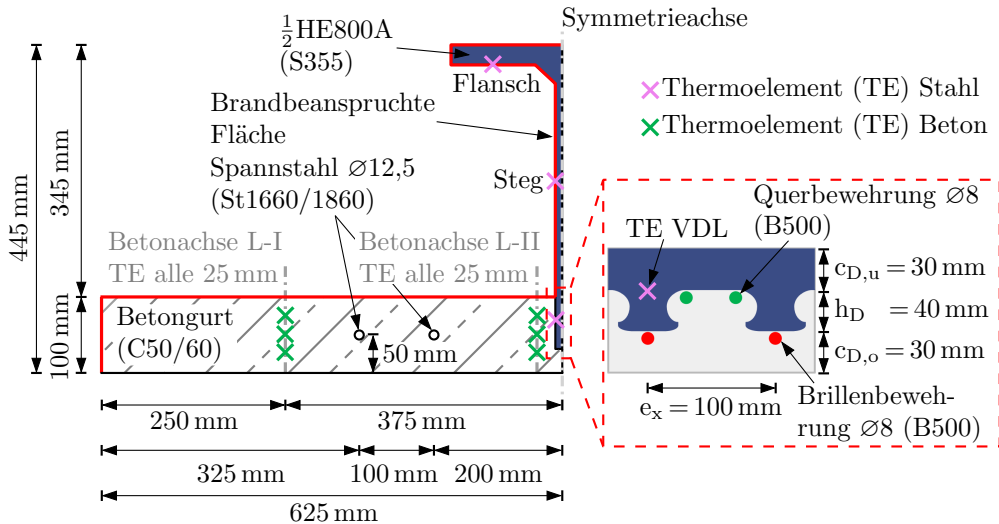


Abbildung 4.3: Querschnitt der Versuchskörper der experimentellen Untersuchungen mit den Positionen der Thermoelemente

4.2.4 Versuchsaufbau

Zur Umsetzung der großmaßstäblichen Untersuchungen wurde ein spezieller Versuchsaufbau entwickelt, um den Einfluss des Naturbrandszenarios „Brand im Hohlraum“ bzw. einer Brandbeanspruchung im Hohlraum eines innovativen Deckensystems auf das Tragverhalten zu untersuchen. Um die Brandbeanspruchung innerhalb der Randbedingung der Prüfeinrichtung der *Materialprüfanstalt für das Bauwesen in Braunschweig* (MPA BS) zu realisieren, wurden die Versuchskörper gegenüber ihrer Einbausituation um deren Längsachse gedreht, sodass der Betongurt auf der Oberseite des Querschnitts angeordnet ist (siehe Abbildung 4.4(b)). Des Weiteren wurden die Lagerungsbedingungen und die Lasteinleitung der Versuchskörper in eine Art und Weise angepasst, dass dieselbe mechanische Beanspruchung des *InaDeck* im Vergleich zur Einbausituation im Brandversuch erreicht wurde (siehe Abbildung 4.4). Die Beurteilung des Tragverhaltens erfolgte mit Hilfe eines 4-Punkt-Biegeversuchs mit einer Spannweite von 7,5 m. Die Spannweite der Versuchskörper war geringer als die Länge der Versuchskörper (7,8 m), um die Lasteinleitung in den Randbereichen zu realisieren. Um die gleiche mechanische Beanspruchung des Systems zu erreichen, wurden die Versuchskörper in den Drittelpunkten (Achse II und Achse III) gelagert und die Lasteinleitung erfolgt in den Randbereichen der Versuchskörper (Achse I und Achse IV). Der entwickelte Versuchsaufbau ermöglichte zudem ebenso wie in der Einbausituation (Einfeldträger) eine

freie thermische Ausdehnung in Längs- und Querrichtung. Durch den Versuchsaufbau und die Realisierung des Raumabschlusses der Brandkammer wurden die seitlichen Flächen des Betongurts mit beflammt (siehe Schnitt B-B Abbildung 4.4).

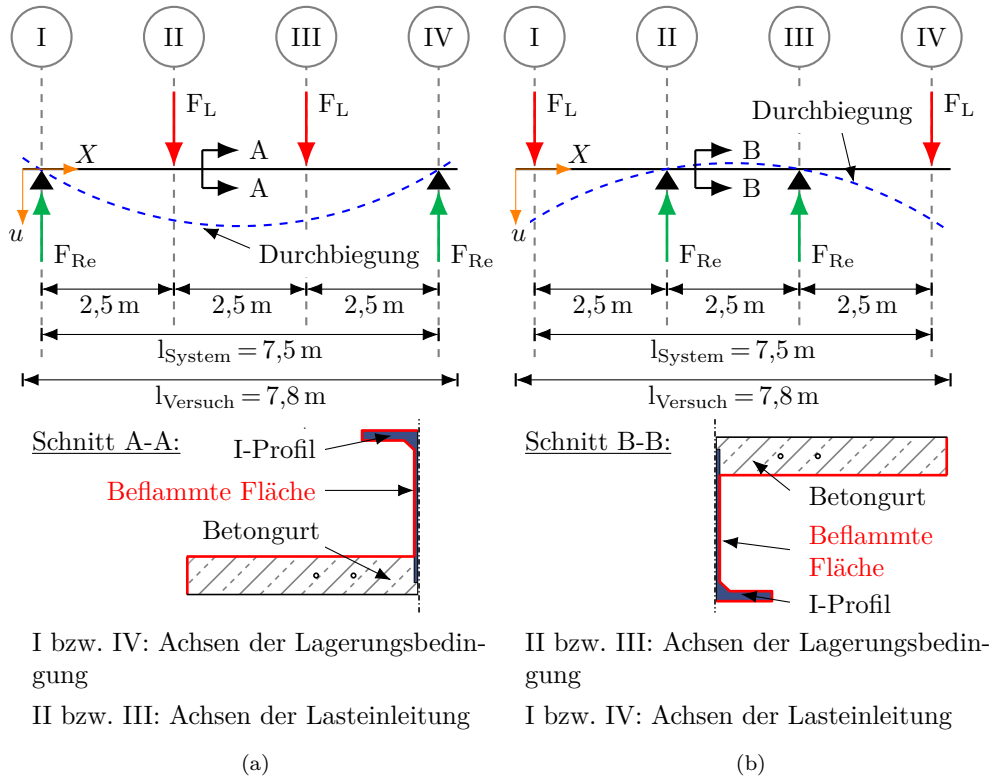
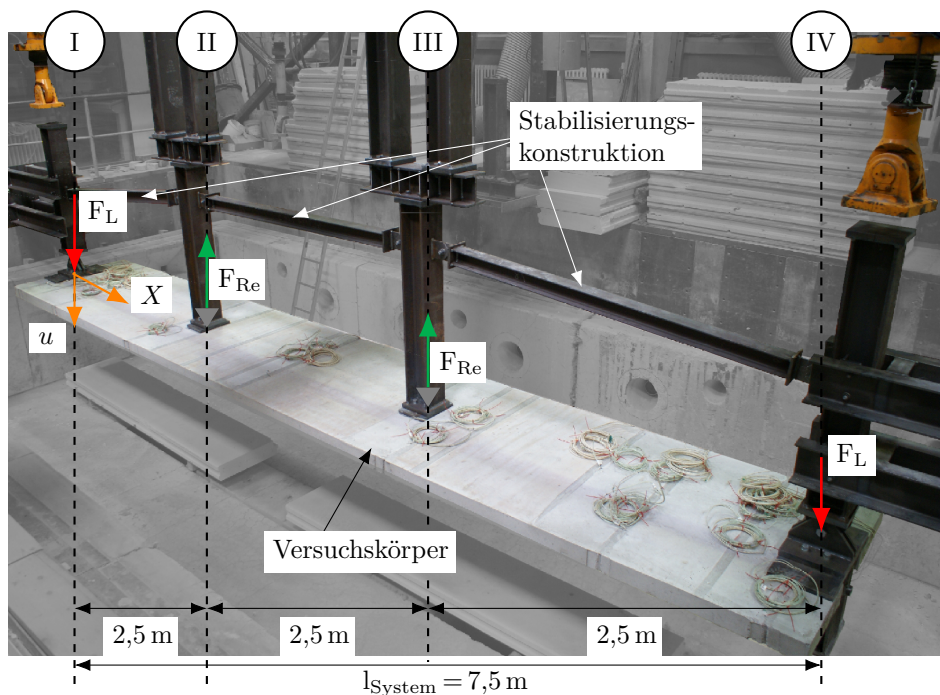


Abbildung 4.4: Gegenüberstellung statischer Systeme zur Versuchsdurchführung: (a) Einbausituation des *InaDeck*, (b) Konzipierter Versuchsaufbau (F_L = Kraft Lasteinleitung, F_{Re} = Kraft Reactio)

Die Lagerung in den Achsen II und III wurde durch am Steg des halbierten I-Profils angeschweißte Bleche realisiert, die durch den Betonurt geführt wurden. An die angeschweißten Bleche wurden die Lagerungskonstruktion für die Versuchskörper angeschlossen, die aus HE180B-Profilen bestand (siehe Abbildung 4.5). Die Lastenleitung in den Achsen I und IV erfolgte ebenfalls über am Steg des halbierten I-Profils angeschweißte Bleche. Die Lastenleitungs-konstruktion setzte sich aus HE180B-Profilen zusammen, die gelenkig an die Bleche angeschlossen waren. Über eine Stabilisierungs-konstruktion wurde eine lotrechte Lastenleitung während der Brandprüfung erreicht. Der Versuchsaufbau mit der Lastenleitung-, Lagerungs- und Stabilisierungs-konstruktion ist in Abbildung 4.5 dargestellt sowie detailliert in *Mensingner et al. (2021)* beschrieben. Mit diesem Versuchsaufbau konnte der Einfluss des Schubtragverhaltens

der VDL auf das globale Tragverhalten des *InaDeck* analysiert werden.



II bzw. III: Achsen mit Konstruktion der Lagerungsbedingung

I bzw. IV: Achsen mit Konstruktion der Lasteinleitung

Abbildung 4.5: Konzipierter Versuchsaufbau der Brandversuche zur Bewertung des Tragverhaltens infolge des Naturbrandszenarios für den Hohlraum eines Deckensystems

4.2.5 Versuchsablauf

Der Versuchsablauf der Großversuche gliederte sich in zwei wesentliche Abschnitte. Der erste Abschnitt war die Lastaufbringung, die gemäß *DIN EN 1363-1 (2012)* erfolgte. Der zweite Abschnitt der Großversuche war die Brandbeanspruchung der Versuchskörper. Der zeitliche Ablauf der Brandprüfung ist in Abbildung 4.6 dargestellt. Die Aufbringung der Belastung (Prüflast) auf die Versuchskörper erfolgte schrittweise über einen Zeitraum von sieben Minuten. Im Anschluss wurde die Belastung über einen Zeitraum von 15 Minuten gemäß *DIN EN 1363-1 (2012)* konstant gehalten. Im Abschnitt der Lastaufbringung war die Brandraumtemperatur bei Raumtemperaturbedingungen. Im zweiten Abschnitt wurde das System bei konstanter Belastung der Versuchskörper durch die definierte Brandbeanspruchung bis zum Versagen beansprucht. Neben der vorgegebenen Brandbeanspruchung sind die Mittelwerte der

gemessenen Brandraumtemperaturen der Versuche in Abbildung 4.6 dargestellt. Um ein Versagen der Versuche zu erreichen, wurde nach 25 Minuten die Brandbeanspruchung geändert, sodass infolge der Steigerung der Brandgastemperaturen ein Versagen des Deckensystems erzeugt wurde (siehe Abschnitt 4.2.2).

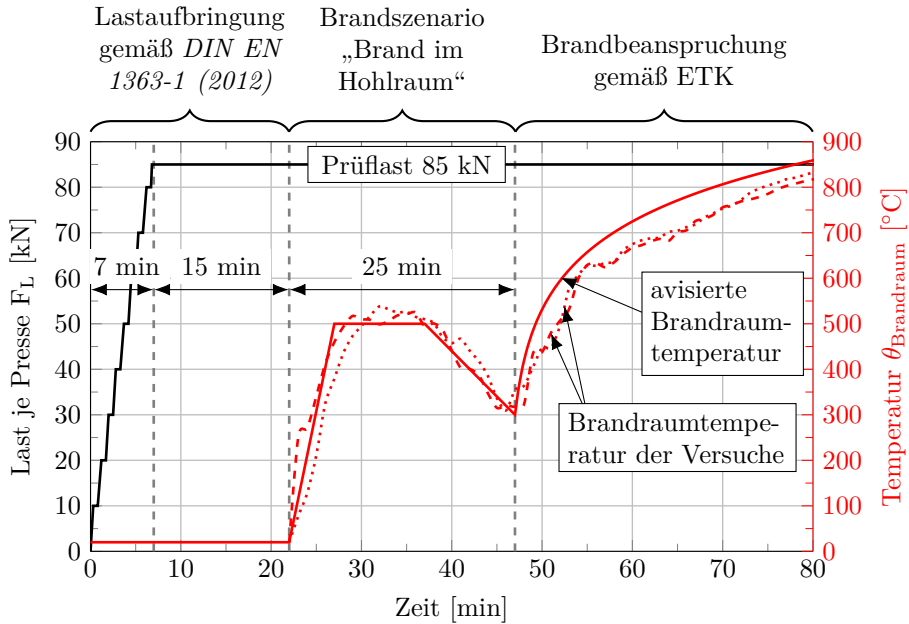


Abbildung 4.6: Zeitlicher Ablauf der Brandprüfung mit der mechanischen Belastung sowie der Brandbeanspruchung der Versuchskörper

Die Prüflast von 85 kN je Lasteinleitungsachse im Brandversuch resultiert aus dem Ausnutzungsgrad des *InaDeck* im Brandfall η_{fi} . Das *InaDeck* hat im Brandfall bei einer Spannweite von 16 m einen Ausnutzungsgrad $\eta_{fi, 16\text{ m}}$ von 29,5%, der im Forschungsprojekt von *Hegger et al. (2013a)* zur Entwicklung des *InaDeck* abgeleitet wurde. Der Ausnutzungsgrad im Brandfall $\eta_{fi, 16\text{ m}}$ des *InaDeck* leitet sich aus den Bemessungslasten sowie dem plastischen Widerstandsmoment ab. Der Vergleichsweise geringe Ausnutzungsgrad im Brandfall ist auf die Vorspannung des Deckensystems zurückzuführen, die bei der Bemessung für den Einbauzustand respektive den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit maßgebend ist. Um eine Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse mit einer Systemlänge von 7,5 m mit der Einbausituation des Systems zu ermöglichen, wird der Ausnutzungsgrad für die durchgeführten Versuche $\eta_{fi, 7,5\text{ m}}$ zu 29,5% gewählt. Aus dem Ausnutzungsgrad der Versuchskörper und der Spannweite der Versuchskörper der Brandversuche leitet sich eine Einzellast (Prüflast) von 85 kN je Lasteinleitungsachse ab. Die Ermittlung der Prüflast je Lasteinleitungsachse

der Brandversuche basiert auf den nominellen Werten der einzelnen Materialien der Versuchskörper.

4.3 Erwärmungs- und Tragverhalten eines Deckensystems infolge eines Naturbrandszenarios

4.3.1 Allgemeines

Mit dem entwickelten Versuchsaufbau zur Bewertung des Einflusses des Naturbrandszenarios „Brand im Hohlraum“ wurden die großmaßstäblichen Untersuchungen durchgeführt. Neben dem Tragverhalten infolge der direkten Brandbeanspruchung des ungeschützten Verbundträgers wurde die Entwicklung der Temperaturen an charakteristischen Punkten des Versuchskörpers in der Erwärmungs- und in der Abkühlphase, die in *Schaumann et al. (2018b)* dargestellt ist, dokumentiert. In den folgenden Unterkapiteln wird schwerpunktmäßig das Tragverhalten im Hinblick auf die Schubtragfähigkeit der VDL und dessen Auswirkungen auf das globale Tragverhalten analysiert. In *Schaumann et al. (2019c)* ist ein detaillierter Vergleich zwischen dem Tragverhalten des *InaDeck* infolge des Normbrandszenarios gemäß ETK unterhalb des Deckensystems und des Naturbrandszenarios „Brand im Hohlraum“ respektive dem Brandszenario des Versuchs dargestellt, da sich das Tragverhalten grundsätzlich voneinander unterscheidet.

4.3.2 Temperaturentwicklung infolge des Naturbrandszenarios

Grundlage der Bewertung des Tragverhaltens des *InaDeck* sowie der Übertragung der Schubbeanspruchung mit den VDL infolge des Naturbrandszenarios in Verbindung mit der ETK ist die Temperaturentwicklung der einzelnen Teile des Querschnitts (siehe Messstellen der Abbildung 4.3). Zur Beurteilung des Tragverhaltens des *InaDeck* werden die Temperaturentwicklungen des I-Profiles mit der VDL (siehe Abbildung 4.7) und des Betongurts im Einflussbereich der VDL (siehe Abbildung 4.8) dargestellt und analysiert. Im Wesentlichen wird das Tragverhalten des Deckensystems durch die Temperaturen des Flansches, der Spannlitzen und der VDL beeinflusst. Der Flansch nimmt die Druckkomponente der Beanspruchung auf und die Spannlitzen übertragen die Zugkomponente der Biegebeanspruchung. Die VDL überträgt die Schubkräfte zwischen dem I-Profil und dem Betongurt.

In Abbildung 4.7 sind die Temperatur-Zeitkurven des ungeschützten Stahlträgers sowie des Brandraumes dargestellt. Infolge der Brandbeanspruchung wird der ungeschützte Stahlträger direkt beansprucht und erwärmt sich in Abhängigkeit der Massigkeit der

einzelnen Querschnittskomponenten und der Wärmeübertragungsmechanismen. Innerhalb des Naturbrandszenarios werden im Stahlquerschnitt maximale Temperaturen im Steg von ca. 450 °C und im Flansch von ca. 350 °C erreicht. In der Abkühlungsphase des Naturbrandszenarios reduzieren sich aufgrund der geringeren Massigkeit lediglich die Temperaturen des Stegs des Stahlprofils, während sie im Flansch ein Plateau beschreiben. Durch die isolierende Wirkung des Betons werden die Verbundmittel vor der Erwärmung geschützt und innerhalb des Naturbrandszenarios Temperaturen von maximal 200 °C erreicht. Infolge der Beflammung des Querschnitts gemäß ETK (ab der 25. Minute der Brandbeanspruchung) stiegen die Temperaturen des Stahlprofils und der VDL kontinuierlich bis zum Erreichen des Versagenszustandes des Deckensystems (vertikale Verformung u_{Versagen} zum Zeitpunkt des Versagens t_{Versagen}) an. Der Flansch hatte bei u_{Versagen} eine Temperaturen von über 800 °C. Die VDL erreicht bei u_{Versagen} eine Temperatur von über 500 °C.

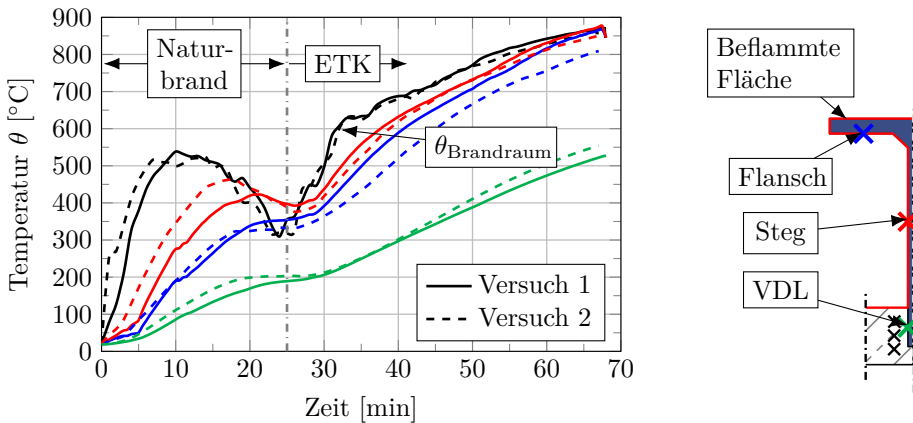


Abbildung 4.7: Entwicklung der Stahltemperaturen des halbierten I-Profils infolge des Brandszenarios „Brand im Hohlraum“ in Verbindung mit der ETK

Durch die Anordnung des Betongurts in der Zugzone des Verbundquerschnitts hat dieser einen vernachlässigbaren Anteil am Lastabtrag der Biegebeanspruchung. Entscheidend für die Biegemomenten Tragfähigkeit des Deckensystems im Brandfall ist neben der Druckkomponente, die maßgeblich durch den Flansch übertragen wird, die aufnehmbare Zugkomponente durch die Spannlitzen. Dabei werden die Spannlitzen durch die geringe Wärmeleitfähigkeit des Betongurts vor der Erwärmung geschützt. Die Beurteilung der Temperatur der Spannlitzen kann auf Grundlage der Betontemperatur in der Mitte des Betongurts erfolgen, da die Thermolemente (Messpunkte) im Betongurt einen Abstand von jeweils 25 mm aufweisen. Die Temperatur-Zeitkurven in der Betonachse L-I gemäß Abbildung 4.3 sind in Abbildung 4.8(a) dargestellt. In den Spannlitzen werden Temperaturen von bis zu 150 °C erreicht, die allerdings kei-

ne signifikanten Festigkeits- und Steifigkeitsreduktionen zur Folge haben. Außerdem weist der Betongurt von der brandzugewandten Seite zur brandabgewandten Seite einen Temperaturgradienten auf (siehe Abbildung 4.8(a) und Abbildung 4.8(b)), der auf die geringe Wärmeleitfähigkeit des Betons zurückzuführen ist. Allerdings ist im Bereich der VDL der Temperaturgradient deutlich größer und die Betontemperaturen sind höher als in der Betonachse L-I gemäß Abbildung 4.3. Die höheren Temperaturen im Betongurt im Bereich der VDL sind auf den Energieeintrag durch diese zurückzuführen. Die Temperaturdifferenz zwischen der VDL und dem Betongurt respektive der Temperaturgradient in Querrichtung von der VDL zum Betongurt resultiert aus dem Wärmeübergang zwischen dem Stahl und dem Beton sowie dem Abstand der Messachse (Betonachse L-II gemäß Abbildung 4.3) zur VDL (siehe Abbildung 4.8(b)).

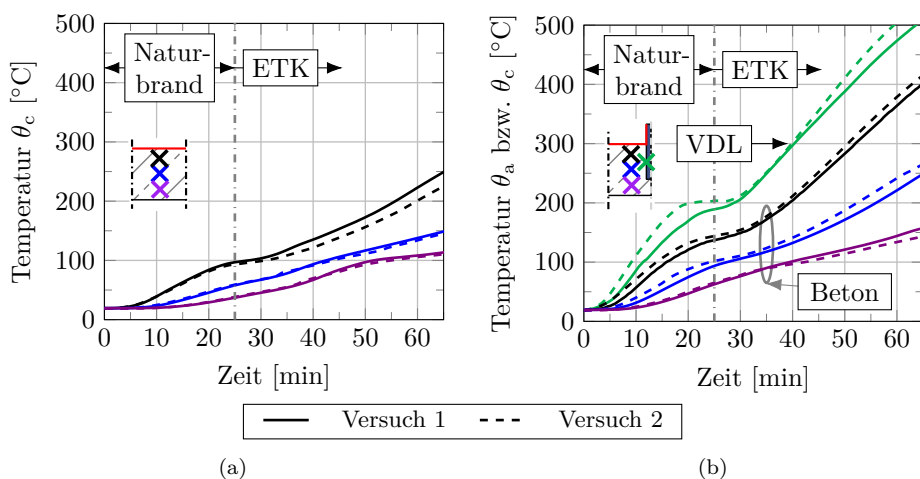


Abbildung 4.8: Entwicklung der Temperaturen im Betongurt infolge des Brandszenarios „Brand im Hohlraum“ in Verbindung mit der ETK: (a) Beton- gurtachse L-I gemäß Abbildung 4.3, (b) Bereich der VDL (Betonachse L-II; siehe Abbildung 4.3)

4.3.3 Tragcharakteristik des Deckensystems

Basierend auf den Bauteiltemperaturen und dem sich daraus ergebenden Temperaturfeld kann das Tragverhalten des *InaDeck* und der Einfluss des Schubtragverhaltens der VDL am globalen Tragverhalten beurteilt werden. Zunächst wird das Tragverhalten analysiert, da dieses aufgrund des Naturbrandszenarios und der Brandbeanspruchung besondere Charakteristiken aufweist. Auf Grundlage der Erkenntnisse zum Tragverhalten des *InaDeck* wird der Einfluss des Schubtragverhaltens der VDL auf das globale

Tragverhalten bewertet und der Anteil der Schubtragfähigkeit der VDL am Tragverhalten quantifiziert.

Entscheidend für die Bewertung des Tragverhalten des Systems ist die Brandbeanspruchung und der daraus resultierende Temperaturgradient des Verbundquerschnitts. Durch das Brandszenario „Brand im Hohlraum“ in Verbindung mit der ETK wird der ungeschützte Stahlträger direkt beansprucht. Aufgrund dieser Beanspruchung erwärmt sich der ungeschützte Stahlträger deutlich schneller als der Betongurt und der Bereich der VDL wird lokal erwärmt (siehe Abbildungen 4.7 und 4.8). Dadurch entstehen im Querschnitt Temperaturgradienten zwischen dem I-Profil und dem Betongurt und über die Höhe der VDL. Die Temperaturfelder sind für eine Temperatur der VDL von 200 °C, 350 °C und 500 °C schematisch in Abbildung 4.9 dargestellt. Die ausgewählten Temperaturen der VDL von 200 °C, 350 °C und 500 °C entsprechen den Verbundmitteltemperaturen der Detailuntersuchungen zur Schubtragfähigkeit der VDL, die in Kapitel 3 beschrieben sind. Die Erwärmung des Verbundquerschnitts beeinflusst zum einen das Verformungsverhalten des *InaDeck* und zum anderen die übertragbare

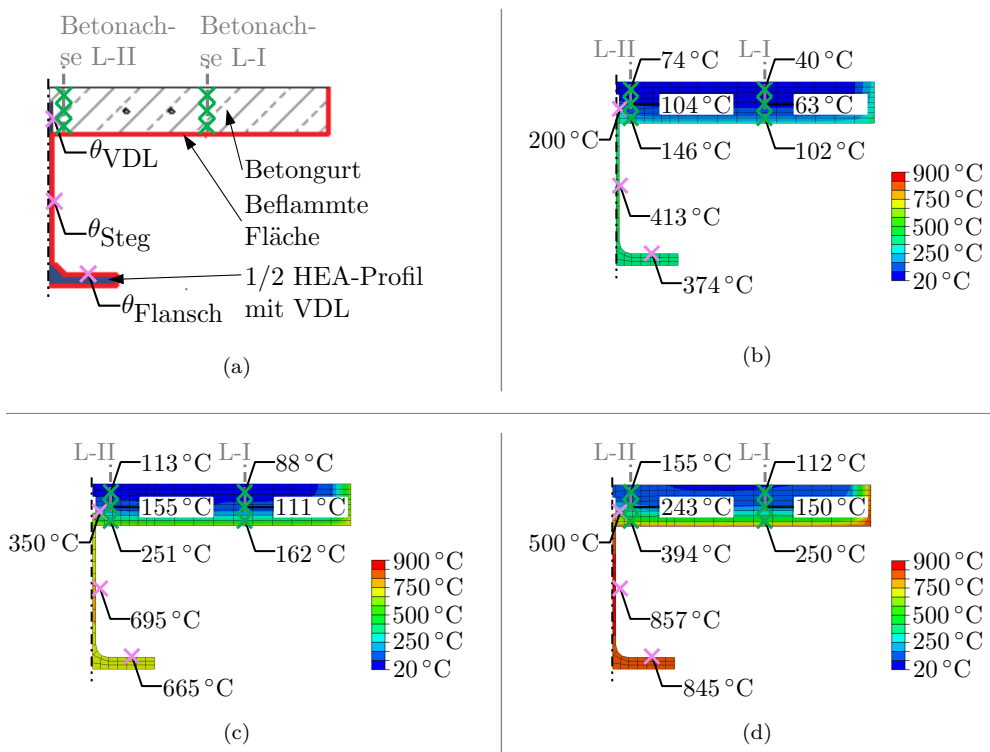


Abbildung 4.9: Schematische Darstellung (a) des Verbundquerschnitts und des Temperaturfelds bei einer Temperatur der VDL von (b) 200 °C, (c) 350 °C und (d) 500 °C

Schubbeanspruchung zwischen dem Stahlprofil und dem Betongurt.

Die Erwärmung des Querschnitts führt grundsätzlich zur thermischen Ausdehnung des Stahlträgers sowie des Betongurts in Längsrichtung und zu einem Temperaturgradienten zwischen dem Stahlprofil und dem Betongurt bzw. über die Höhe des Querschnitts. Diese zwei Effekte resultieren in einer unterschiedlichen thermischen Ausdehnung des I-Profiles und des Betongurts des Querschnitts. Aufgrund der höheren Temperaturen des Stahlquerschnitts ist die thermische Ausdehnung wesentlich größer im Vergleich zum Betongurt. Deshalb dehnen sich die einzelnen Querschnittsteile über die Höhe unterschiedlich aus. Die unterschiedliche Ausdehnung der einzelnen Querschnittsteile resultiert in einer thermisch induzierten Biegung des Querschnitts. Die thermisch induzierte Biegung verursacht aufgrund des Versuchsaufbaus in den Lasteinleitungsachsen (Achse I und IV siehe Abbildungen 4.4 und 4.5) eine Biegung des Querschnitts in Richtung des Betongurts. Die aus der thermisch induzierten Biegung entstehende Kraft in den Lasteinleitungsachsen ist größer als die aufgebrachte mechanische Belastung, woraus in den Lasteinleitungsachsen eine relative Verformung des Versuchskörpers entgegen der Belastung resultiert. Das Verformungsverhalten des *InaDeck* ist in Abbildung 4.10 mit den Temperatur-Zeitkurven des Flansches und der VDL dargestellt. Die Verformung entgegen der Belastung erfolgt bis die Prüflast und die aus der thermisch induzierten Biegung entstehende Kraft im Gleichgewicht sind. Dieses Gleichgewicht hängt von den temperaturabhängigen Festigkeits- und Steifigkeitsreduktionen des Stahlquerschnitts sowie dem Lastausnutzungsgrad ab. Das Gleichgewicht ist zum Zeitpunkt der maximalen Verformung u_{\max} bei einer Temperatur von ca. 700 °C des Flansches und einer Temperatur von ca. 400 °C der VDL erreicht (siehe Detail der Abbildung 4.10). Nach Erreichen des Zeitpunktes der maximalen Verformung u_{\max} nehmen die Verformungen in Richtung der Belastung bis zu einem Biegeversagen des Versuchskörpers (Zeitpunkt des Versagens u_{Versagen}) zu. Die Verformungen mit dem entsprechenden Zeitpunkt und den Temperaturen der VDL, des Flansches und der Spannlitze für die charakteristischen Zeitpunkte der Verformungen u_{\max} und u_{Versagen} sind in Tabelle 4.1 dargestellt. Der charakteristische Zeitpunkt der Verformung u_{Versagen} der Tabelle 4.1 ist bei Versuch 2 geringer, da die Stegöffnung des Versuchskörpers maßgebend für den Zeitpunkt des Versagens des Versuchskörpers ist. Das Verformungsverhalten nach Erreichen von u_{\max} bis u_{Versagen} wird im Wesentlichen durch die Temperaturen des Flansches beeinflusst, der die Druckkomponente der Biegebeanspruchung aufnimmt. Ab der Flanschttemperatur zum Zeitpunkt der maximalen Verformung u_{\max} (51 Minute; siehe Abbildung 4.10) wird die Festigkeit und Steifigkeit signifikant reduziert, wodurch die Verformung bis zum Versagenszeitpunkt zunimmt. Des Weiteren wird das Verformungsverhalten infolge des Brandszenarios durch die Steifigkeit der VDL beeinflusst. Aus den Detailuntersuchungen zur Schub-

tragfähigkeit der VDL bei erhöhten Temperaturen wurde Folgendes abgeleitet. Die Schubtragfähigkeit wird erst ab einer hohen Verbundmitteltemperatur abgemindert, aber die Steifigkeit des Verbundmittels ist bereits bei einer Verbundmitteltemperatur von $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ signifikant reduziert (siehe Kapitel 3). Dies führt schlussendlich zur Reduktion der Systemsteifigkeit des *InaDeck* und folglich zur Zunahme der Verformungen bis zu einem Biegeversagen. Im Versagenszustand weisen die Versuchskörper, wie die Versuchskörper von *Franssen und Janssen (2013)* im Projekt *PrecoBeam*, auf der Oberseite des Betongurts Risse auf, die ein Charakteristikum eines Biegeversagens sind. Die einzelnen Biegerisse sind jeweils oberhalb der Verbundmittel entstanden und hatten somit einen Abstand von ca. 100 mm . Im Versagenszustand hat der Flansch Temperaturen von über $800\text{ }^{\circ}\text{C}$ (siehe Tabelle 4.1), welche auf den Ausnutzungsgrad η_{fl} von $29,5\%$ zurückzuführen sind. Folglich werden im Grenzzustand der Tragfähigkeit im Brandfall vergleichsweise hohe Stahltemperaturen des ungeschützten I-Profiles

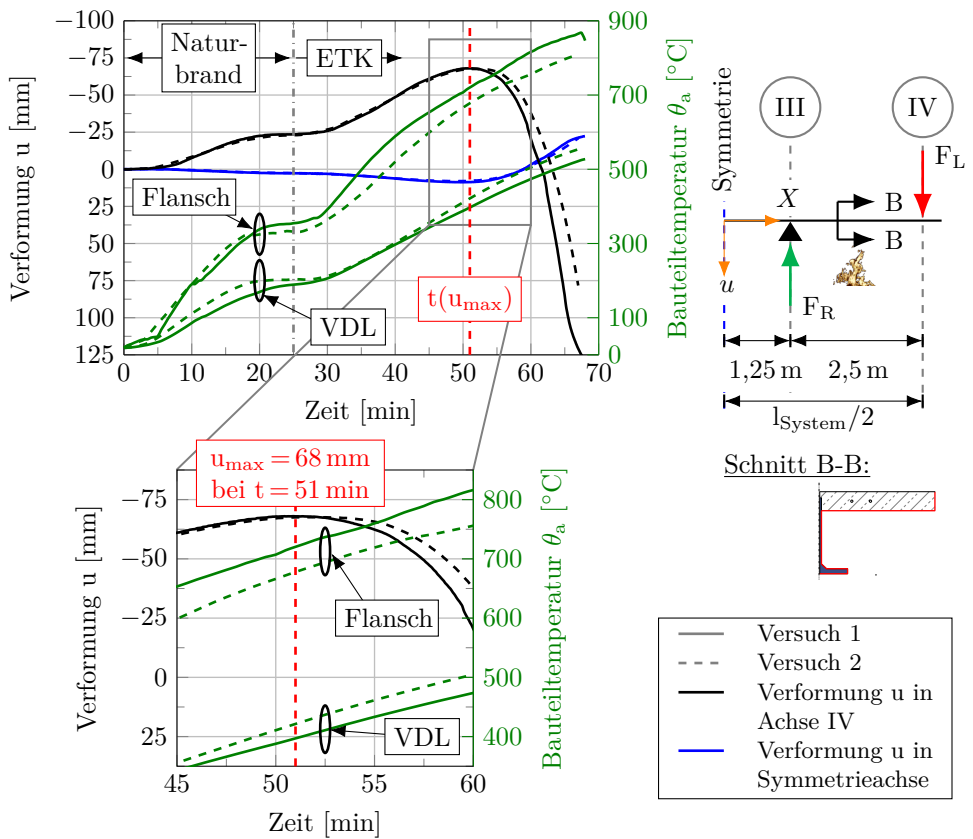


Abbildung 4.10: Verformungs-Zeit-Kurve und Bauteiltemperaturen des Flansches und der VDL des *InaDeck* infolge des Brandszenarios des Großversuchs

erreicht, wodurch letztlich ebenfalls die hohen Verbundmitteltemperaturen erreicht werden.

Tabelle 4.1: Übersicht der charakteristischen Zeitpunkte der Verformungs-Zeit-Kurve der Achse IV gemäß Abbildung 4.10 mit den entsprechenden Temperaturen des Flansches sowie der VDL des I-Profiles und der Spannlitze

	Zeitpunkt der maximalen Verformung u_{\max}		Vertikale Verformung u_{Versagen} zum Zeitpunkt des Versagens	
	Versuch 1	Versuch 2	Versuch 1	Versuch 2
Verformung u	~ -68 mm	~ -68 mm	~ 129 mm	~ 78 mm
Zeitpunkt t	51 min	51 min	68 min	67 min
θ_{VDL}	397 °C	421 °C	527 °C	554 °C
θ_{Flansch}	720 °C	678 °C	847 °C	809 °C
θ_{Litze}	122 °C	113 °C	159 °C	149 °C

Neben dem Temperaturgradienten über die Höhe des Verbundquerschnitts, der das Verformungsverhalten des Verbundträgers beeinflusst, entsteht über die Höhe der VDL ein Temperaturgradient (siehe Abbildungen 4.9(b) bis 4.9(d)). Dieser hat wiederum einen Einfluss auf die Schubkraftübertragung in der Verbundfuge und somit auf das globale Tragverhalten des Gesamtsystems. Trotz der hohen Verbundmitteltemperaturen in den experimentellen Untersuchungen ist kein Schlupf zwischen dem Betongurt und dem I-Profil aufgetreten. Somit hat die Verbundfuge während des Brandszenarios eine ausreichende Nachgiebigkeit, was einer ausreichenden Verdübelung des Verbundquerschnittes entspricht. Da in den experimentellen Untersuchungen wie bei den Untersuchungen von *Franssen und Janssen (2013)* und *Schaumann et al. (2014)* kein Schlupf aufgetreten ist, beeinflusst das Schubtragverhalten der VDL das globale Tragverhalten des *InaDeck* nicht. Schlussendlich wird das Tragverhalten im Wesentlichen durch die Bauteiltemperaturen des Flansches beeinflusst. Diese Schlussfolgerung stimmt mit den Erkenntnissen von *Franssen und Janssen (2013)* zum Einfluss des Schubtragverhaltens der VDL am globalen Tragverhalten eines Verbundträgers überein (siehe Abschnitt 2.4.2). Durch die ausreichende Nachgiebigkeit der Verbundfuge wird das Tragverhalten im Wesentlichen durch die Bauteiltemperaturen des Flansches beeinflusst.

Eine Quantifizierung der Schubtragfähigkeit der VDL infolge des Brandszenarios kann auf Grundlage der Erkenntnisse der Detailuntersuchungen und dem daraus abgeleitete-

ten Vorschlag zur vereinfachten Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall mit einem Stahlversagen erfolgen. Da ebenso bei einem transienten Temperaturfeld der kritische Schnitt bei einem Stahlversagen maßgebend für die temperaturabhängige Ermittlung der Schubtragfähigkeit ist, kann auf Grundlage der Bauteiltemperatur des Dübelfußes der VDL die Schubtragfähigkeit abgeleitet werden (siehe Detail der Abbildung 4.3). Die sich daraus ergebende Schubtragfähigkeit für ein Stahlversagen ist in Abbildung 4.11 in Abhängigkeit von der Branddauer dargestellt, die basierend auf dem in Abschnitt 3.5.4 entwickelten Vorschlag zur vereinfachten Bemessung ermittelt wird. Die Schubtragfähigkeit mit einem Stahlversagen wird dabei erst ab einer Bauteiltemperatur von 400 °C nach ca. 52 Minuten abgemindert.

Allerdings entsteht in den großmaßstäblichen Untersuchungen im Vergleich zu den Push-out-Versuchen mit einem homogenen Temperaturfeld ein transientes Temperaturfeld. Dieses beeinflusst ebenso die Schubtragfähigkeit der VDL mit dem Versagensmechanismus des Ausstanzens. Zur Quantifizierung des Einflusses der Schubtragfähigkeit an der globalen Tragwirkung des Verbundträgers mit dem entwickelten Bemessungsansatz (siehe Abschnitt 3.5.4) ist die Kenntnis einer Betontemperatur an einem Punkt innerhalb des Betongurts notwendig. Mit dieser kann der Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* ermittelt werden, um die Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen zu reduzieren. Dabei hängt die Schubtragfähigkeit mit einem Ausstanzversagen bei Raumtemperaturbedingungen im Wesentlichen von der Betondruckfestigkeit und der Höhe des Ausbruchkegels ab. Somit wird sich die maßgebende Betontemperatur für den Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit zur Abminderung der Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen innerhalb der Höhe des Ausbruchkegels befinden. Um einen entsprechenden Punkt innerhalb des Betongurtes für eine vereinfachte Bemessung abzuleiten, ist der Temperaturgradient über die Höhe des Ausbruchkegels zu berücksichtigen. Dieser hat einen signifikanten Einfluss auf den Reduktionsfaktor von Beton und folglich auf die Schubtragfähigkeit der VDL. In Abbildung 4.11 werden die Schubtragfähigkeiten in Abhängigkeit der Dauer der Brandbeanspruchung für ein Stahlversagen und ein Ausstanzversagen miteinander verglichen, um den Einfluss des Temperaturgradienten auf die Schubtragfähigkeit mit einem Ausstanzversagen zu analysieren. Zur Bewertung des Einflusses des Temperaturgradienten auf die Schubtragfähigkeit wird diese mit dem Reduktionsfaktor in Abhängigkeit der Betontemperatur abgemindert. Da für die Ermittlung des Reduktionsfaktors die Betontemperatur innerhalb der Höhe des Ausbruchkegels maßgebend ist, sind in Abbildung 4.11 Schubtragfähigkeit-Zeitkurven basierend auf den Betontemperaturen der Betonachse L-II gemäß Abbildung 4.3 innerhalb der Höhe des Ausbruchkegels dargestellt. Aufgrund der jeweiligen Temperatur-Zeitkurve, die auf die Position der entsprechenden Messstelle innerhalb der Höhe

des Ausbruchkegels zurückzuführen ist, unterscheiden sich die Schubtragfähigkeit-Zeitkurven in Abbildung 4.11. Bei einer Verwendung der Temperatur-Zeitkurve des Betons der Messstelle auf der brandzugewandten Seite ($\theta_{\text{Beton},25\text{ mm}}$ gemäß Abbildung 4.11) wird die Schubtragfähigkeit bereits nach ca. 15 Minuten reduziert. Demgegenüber wird die Schubtragfähigkeit mit der Temperatur-Zeitkurve des Betons in der Mitte des Betongurts ($\theta_{\text{Beton},50\text{ mm}}$ gemäß Abbildung 4.11) erst nach ca. 30 Minuten reduziert. Die Verwendung der unterschiedlichen Temperatur-Zeitkurven des Betons resultiert zum Zeitpunkt des Versagens des Deckensystems in einer Differenz von $\sim 20\text{ kN}$ in der Schubtragfähigkeit mit einem Ausstanzversagen. Allerdings kann aufgrund des transienten Temperaturfeldes in Verbindung mit einer fehlenden technischen oder normativen Regelung zur Beschreibung des Temperatureinflusses auf die Schubtragfähigkeit mit einem Ausstanzversagen auf Grundlage der experimentellen Untersuchungen nicht abschließend quantifiziert werden. Deshalb sind zur Quantifizierung des Temperatureinflusses auf die Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen weiterführende numerische Untersuchungen erforderlich, die im nachfolgenden Abschnitt 5.4 erläutert werden.

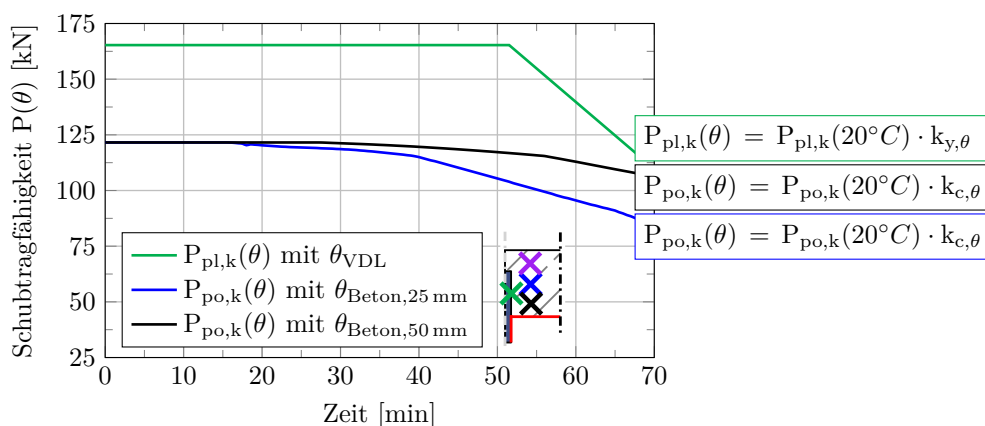


Abbildung 4.11: Gegenüberstellung der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall für ein Stahl- und Ausstanzversagen auf Grundlage der Temperatur-Zeitkurven im Bereich der VDL (Betonachse L-II gemäß Abbildung 4.3)

4.3.4 Erkenntnisse

In diesem Unterkapitel wurden die Großversuche infolge des Brandszenarios „Brand im Hohlraum“ in Verbindung mit der ETK mit dem Verbunddeckensystem *InaDeck*, bei dem der Stahlquerschnitt direkt durch das Brandszenario beansprucht wurde, prä-

sentiert. In diesem Zusammenhang wurde das Erwärmungs- und Tragverhalten des *InaDeck* mit besonderem Fokus auf die VDL zur Übertragung der Schubbeanspruchung diskutiert. Aus den experimentellen Untersuchungen kann abgeleitet werden, dass das Trag- und Verformungsverhalten des *InaDeck* im Wesentlichen durch das Erwärmungsverhalten des Flansches des I-Profiles und des Betongurts beeinflusst wird. Das Erwärmungsverhalten dieser Querschnittsteile wirkt sich auf die thermische Ausdehnung sowie Festigkeits- und Steifigkeitsreduktion aus, die maßgeblich das Trag- und Verformungsverhalten des *InaDeck* beeinflussen. Dabei entstehen Verbundmitteltemperaturen von über 500 °C, die allerdings keinen Einfluss auf das globale Tragverhalten des *InaDeck* haben. Dies ist darin begründet, dass kein Schlupf zwischen dem Betongurt und dem I-Profil aufgetreten ist.

Durch die Brandbeanspruchung entsteht im Bereich der VDL ein transientes Temperaturfeld, das einen Einfluss auf die Schubtragfähigkeit der VDL sowie dessen Ermittlung im Brandfall hat. Aufgrund des Temperaturgradienten im Bereich der VDL im Brandfall ist eine vereinfachte Ermittlung der Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen nicht möglich. Hingegen ist die Bewertung der Schubtragfähigkeit mit einem Stahlversagen der VDL, bei dem die Temperatur im kritischen Schnitt maßgebend ist, möglich. Folglich kann auf Grundlage der experimentellen Untersuchungen der Einfluss der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall auf das Tragverhalten des *InaDeck* nicht abschließend bewertet werden. Um diesen Einfluss quantifizieren zu können, sind weiterführende numerische Simulationen notwendig, auf deren Grundlage ein vereinfachter Ansatz zur Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen abgeleitet werden kann. Im nachfolgenden Kapitel wird auf Basis eines allgemeingültigen numerischen Modell ein vereinfachter Bemessungsansatz für die Schubtragfähigkeit mit einem Ausstanzversagen im Brandfall entwickelt, mit dem eine Bewertung der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall erfolgen kann.

4.4 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Zur Beurteilung des Einflusses eines Naturbrandszenarios auf das Tragverhalten eines Verbunddeckensystems wurden zwei großmaßstäbliche Versuche mit dem *InaDeck* durchgeführt. Dabei wurde der ungeschützte Verbundquerschnitt durch das Brandszenario „Brand im Hohlraum“ in Verbindung mit der ETK beansprucht. Mit den Großversuchen sollte im Rahmen des Forschungsprojekts „Brand im Hohlraum“ von *Mensing et al. (2021)* verifiziert werden, ob ein Naturbrandszenario für den Hohlraum eines Deckensystems kritisch für die Tragfähigkeit ist. Auf Grundlage der experimentellen Untersuchungen wurde das Erwärmungsverhalten der VDL (siehe Abschnitt 4.3.2) und das globale Tragverhalten des *InaDeck* (siehe Abschnitt 4.3.3) infolge

des Brandszenarios analysiert. Die wesentlichen Erkenntnisse sind im Folgenden zusammengefasst.

Auswirkungen eines Naturbrandszenarios

Mit den Großversuchen wurde der Einfluss eines Naturbrandszenarios bei einer direkten Brandbeanspruchung des ungeschützten Verbunddeckensystems untersucht. Grundlage der experimentellen Untersuchungen ist das von *Koh et al. (2019)* entwickelte Naturbrandszenario für den Hohlraum eines Deckensystems (bzw. „Brand im Hohlraum“). In den Großversuchen wurden die Versuchskörper durch das Naturbrandszenario mit einer anschließenden Brandbeanspruchung gemäß ETK bis zum Versagen mit einer konstanten Belastung beansprucht. Die Großversuche haben gezeigt, dass das Naturbrandszenario für das *InaDeck* unkritisch ist.

Temperaturentwicklung der VDL

Durch die spezielle Brandbeanspruchung des Deckensystems im Hohlraum erwärmt sich die VDL im Vergleich zum umgebenden Betongurt deutlich stärker. Daraus resultiert ein Temperaturgradient im Bereich der VDL sowie im Betongurt, der mit zunehmender Verbundmitteltemperatur ansteigt. Infolge des Brandszenarios der experimentellen Untersuchungen werden am Verbundmittel Temperatur von über 500 °C und im Betongurt von ca. 400 °C erreicht.

Tragverhalten des Deckensystems mit VDL

Das globale Tragverhalten des *InaDeck* infolge des Brandszenarios zeichnet sich zunächst durch eine Verformung entgegen der mechanischen Belastung aus, die auf eine thermisch induzierte Biegung infolge des Temperaturgradienten über die Höhe des Verbundquerschnitts zurückzuführen ist. Nach Erreichen eines Gleichgewichts zwischen der einwirkenden Belastung des Versuchs und der aus der thermisch induzierten Biegung resultierenden Kraft nehmen die Verformungen bis zu einem Biegeversagen des *InaDeck* im Großversuch zu. Der Verlauf der Verformungen von dem Gleichgewichtspunkt bis zum Versagenspunkt zeichnet sich durch einen signifikanten Abfall aus, der maßgeblich durch die temperaturabhängigen Steifigkeits- und Festigkeitsreduktionen des Flansches verursacht wird. Trotz der hohen Verbundmitteltemperaturen der VDL von über 500 °C und im Betongurt von ca. 400 °C hat die Verbundfuge eine ausreichende Nachgiebigkeit im Brandfall, da kein Schlupf zwischen dem Betongurt und dem I-Profil aufgetreten ist.

Zur Quantifizierung der Schubtragfähigkeit sind weiterführende numerische Simulationen erforderlich. Insbesondere sind Analysen zum Einfluss eines Temperaturgradienten im Betongurt auf die Schubtragfähigkeit der VDL mit dem Versagensmechanismus

Ausstanzen erforderlich, um auf Basis des entwickelten Vorschlags zur vereinfachten Bemessung die Schubtragfähigkeit im Brandfall zu ermitteln.

Kapitel 5

Numerische Simulationen zu Verbunddübelleisten bei Verbundträgern

5.1 Einleitung

Mit den numerischen Simulationen zu VDL bei Verbundträgern im Brandfall wird auf Basis der experimentellen Untersuchungen das Trag- und Verformungsverhalten der VDL infolge einer Schubbeanspruchung vertiefend untersucht und bewertet. Die numerischen Simulationen dienen der Detailanalyse der komplexen Tragmechanismen der VDL infolge einer Schubbeanspruchung, die durch Messtechnik bei den experimentellen Untersuchungen nicht erfasst werden können. Außerdem kann die Spannungs- und Dehnungsverteilung in den VDL infolge einer Schubbeanspruchung analysiert werden. Ziel der numerischen Simulationen ist die Entwicklung eines allgemeingültigen numerischen Modells zur Beschreibung des Schubtragverhaltens von VDL im Brandfall. Auf dessen Grundlage wird ein Vorschlag zur vereinfachten Bemessung der Schubtragfähigkeit im Brandfall entwickelt. Die wesentlichen Schwerpunkte der theoretischen Untersuchungen sind somit:

Simulationen zum Schubtragverhalten der VDL

Basierend auf den experimentellen Untersuchungen wird ein numerisches Modell zur Beschreibung des Schubtragverhaltens im Brandfall entwickelt und validiert. Die Validierung erfolgt auf Basis anerkannter wissenschaftlicher Materialmodelle sowie Approximationsansätze zur Modellbildung (siehe Abschnitt 2.4.4). In diesem Zusammenhang werden für Normalbeton etablierte Spannungs-Dehnungsbeziehungen (im Folgenden: σ - ε -Beziehung) zur Beschreibung des Materialverhaltens diskutiert (siehe Abschnitt 5.2). Die numerischen Simulationen haben das Ziel der Entwicklung eines

repräsentativen numerischen Modells, mit dem das Trag- und Verformungsverhalten sowie die Versagensmechanismen in guter Übereinstimmung mit den experimentellen Untersuchungen approximiert werden kann.

Bemessungsvorschlag zur Schubtragfähigkeit im Brandfall

Basierend auf dem entwickelten und validierten numerischen Modell werden Simulationen zur Entwicklung eines Vorschlags zur vereinfachten Bemessung der Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall durchgeführt. Die Entwicklung eines Vorschlags zielt im Wesentlichen auf eine vereinfachte Bemessung des Versagensmechanismus Ausstanzen im Brandfall ab. In Kapitel 3 wird abgeleitet, dass für die Bemessung der Schubtragfähigkeit mit einem Stahlversagen der kritische Schnitt unabhängig vom Temperaturfeld maßgebend ist. Mittels der Temperatur im Dübelfuß, die beispielsweise mit numerischen Methoden ermittelt werden kann, kann die Schubtragfähigkeit mit einem Stahlversagen bei Raumtemperaturbedingungen mit dem Reduktionsfaktor abgemindert werden. Basierend auf diesem vereinfachten Ansatz wird ein Bemessungsvorschlag für die Schubtragfähigkeit mit einem Ausstanzversagen im Brandfall entwickelt. Mit den numerischen Simulationen wird eine analytische Formulierung zur vereinfachten Bemessung auf Basis der charakteristischen Abmessungen der VDL für ein Ausstanzversagen abgeleitet.

5.2 Grundlagen der numerischen Simulationen

5.2.1 Allgemeines

Für ein vertieftes Verständnis der Tragmechanismen von VDL bei Verbundträgern im Brandfall werden numerische Simulationen durchgeführt. Die Beurteilung der Tragmechanismen von VDL bei Verbundträgern im Brandfall erfolgt mit thermomechanischen Simulationen, bei denen aus der thermischen Analyse resultierende Effekte bei der mechanischen Analyse berücksichtigt werden. Dafür werden in diesem Kapitel grundlegend die Kennwerte der thermischen Simulationen (siehe Abschnitt 5.2.2) und der mechanischen Simulationen (siehe Abschnitt 5.2.3) erläutert, die mit dem FE-Programm Abaqus/Standard (2019) durchgeführt werden. Entscheidend bei den mechanischen Analysen zur Beschreibung der Tragmechanismen von VDL bei Verbundträgern sind die konstitutiven Beziehungen in Abhängigkeit der temperaturabhängigen Festigkeits- und Verformungseigenschaften der Materialien des Verbundbauteils (siehe Abschnitt 5.2.3). Ferner werden die wesentlichen Charakteristiken der numerischen Modelle (siehe Abschnitt 5.2.4) zur Analyse der Schubtragfähigkeit von VDL bei erhöhten Temperaturen (siehe Abschnitt 5.3) beschrieben.

5.2.2 Kennwerte der thermischen Simulationen

Allgemeines

Basis der thermischen Simulationen zur Berechnung von Temperaturfeldern in Bauteilen in Abaqus/Standard (2019) ist die *Fourier-Gleichung* der Wärmeleitung in Festkörpern. Zur Ermittlung eines Temperaturfelds mit der *Fourier-Differentialgleichung* sind die thermischen Kennwerte der Materialien Baustahl, Betonstahl und Normalbeton und die einwirkende Brandbeanspruchung (thermische Randbedingungen) zu definieren. Die Parameter der thermischen Materialkennwerte, die die Rohdichte ρ , Wärmeleitfähigkeit λ , spezifische Wärmekapazität c_p umfassen, sowie der thermischen Randbedingungen zur Lösung der Differentialgleichung und zur Bewertung der Temperaturfeldberechnung werden im Folgenden dargestellt.

Thermische Randbedingungen

Die thermischen Randbedingungen, die der einwirkenden Brandbeanspruchung entsprechen, werden in den Simulationen über den radiativen und den konvektiven Wärmestrom auf eine Bauteiloberfläche beschrieben. Der radiative Anteil des Wärmestroms wird durch das *Stefan-Boltzmann-Gesetz* beschrieben. Der radiative Anteil des Wärmestroms ist unter anderem von der Emissivität ε der Bauteiloberfläche abhängig. Die Emissivität der Bauteiloberfläche ist temperaturunabhängig und wird gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* für Baustahl und Normalbeton mit 0,7 angesetzt. Des Weiteren ist der Wärmeübergangskoeffizient α_c zu definieren. Der Wärmeübergangskoeffizient ist beim Normbrandszenario gemäß ETK 25 $\frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}$ und bei einem Naturbrandszenario 35 $\frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}$. Der Wärmestrom auf eine Bauteiloberfläche wird beispielsweise in *Sothmann (2013)* oder *Tabeling (2014)* detailliert erläutert.

Bau- und Betonstahl

Für die Ermittlung des Temperaturfelds eines Bauteils aus Bau- und Betonstahl sind die thermischen Materialkennwerte erforderlich. Die thermischen Materialkennwerte Rohdichte ρ , Wärmeleitfähigkeit λ und spezifische Wärmekapazität c_p sind für Bau- und Betonstahl identisch. In den thermischen Simulationen werden die Materialkennwerte gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* für Bau- und Betonstahl implementiert, die letztlich den Materialkennwerten der *DIN EN 1992-1-2 (2011)* für Betonstahl und *DIN EN 1993-1-2 (2010)* für Baustahl entsprechen.

Normalbeton

Die Materialkennwerte Rohdichte ρ_c , Wärmeleitfähigkeit λ_c und spezifische Wärmekapazität $c_{p,c}$ von Normalbeton im Hochtemperaturbereich wurden von *Harmathy (1970)* und *Schneider (1982)* experimentell abgeleitet. Beton setzt sich aus den Bestandteilen Zement, Wasser, Gesteinskörnung, Betonzusatzstoffen und Betonzusatzmitteln zusammen, die unterschiedliche Materialeigenschaften aufweisen. Die inhomogene Struktur des Materials Beton wird in den normativen Regelung nach *DIN EN 1992-1-2 (2011)* respektive *DIN EN 1994-1-2 (2010)* bei den thermischen Materialkennwerte der Wärmeleitfähigkeit und der spezifische Wärmekapazität berücksichtigt. Der energiezehrende Prozess der Wasserverdampfung des im Beton gebundene Wassers wird bei einer Brandbeanspruchung durch ein Maximum bei 115 °C in der spezifischen Wärmekapazität implizit berücksichtigt. Das Maximum der spezifischen Wärmekapazität ist vom Feuchtegehalt des Betons abhängig, der für thermische Simulationen mit einem Feuchtegehalt zwischen 0% und 10% gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* berücksichtigt werden kann. Ferner beeinflusst die inhomogene Struktur des Betons die Wärmeleitfähigkeit. Die Inhomogenität des Betons wird nach *DIN EN 1994-1-2 (2010)* bei der Wärmeleitfähigkeit durch eine untere Grenze ($\lambda_{c, \text{unten}}$) und eine obere Grenze ($\lambda_{c, \text{oben}}$) der Wärmeleitfähigkeit berücksichtigt. Im Zuge der Novellierung der „heißen“ Eurocodes wird vom *Centre d'études et de recherches de l'industrie du béton* aus Frankreich ein neuer Ansatz für die Wärmeleitfähigkeit des Betons ($\lambda_{c, \text{Frankreich}}$) vorgeschlagen, der die thermische Leitfähigkeit des Betons besser abbilden soll. Die entwickelte Ansatz aus Frankreich setzt sich aus der oberen und unteren Grenze der Wärmeleitfähigkeit zusammen. Die unterschiedlichen Ansätze der Wärmeleitfähigkeit von Beton sind in Abbildung 5.1 dargestellt. Vergleichende numerische Untersuchungen von *Spille und*

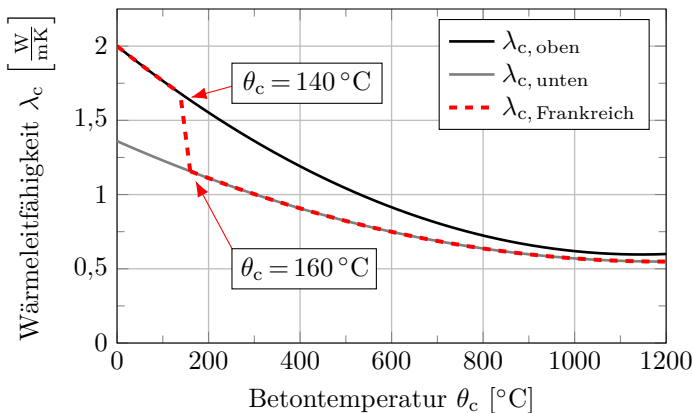


Abbildung 5.1: Gegenüberstellung der Wärmeleitfähigkeit λ_c gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* und eines neuen Ansatzes aus Frankreich

Zehfuß (2019) mit den unterschiedlichen Ansätzen der Wärmeleitfähigkeit des Betons haben bereits gezeigt, dass der entwickelte Ansatz ($\lambda_{c, \text{Frankreich}}$) sich eignet, um das Temperaturfeld eines Betonbauteils zu ermitteln. Besonders bei Deckenbauteilen zeigen die Untersuchungen von *Spille und Zehfuß (2019)* eine gute Übereinstimmung zwischen numerischen Simulation und experimentellen Untersuchungen. Für die Wärmeleitfähigkeit wird die gemäß *DIN EN 1994-1-2/NA (2010)* festgelegte obere Grenze bei den thermischen Analysen verwendet.

5.2.3 Kennwerte der mechanischen Simulationen

Allgemeines

Die mechanischen Analysen zur Schubtragfähigkeit der VDL bei erhöhten Temperaturen werden in *Abaqus/Standard (2019)* mit dem expliziten Lösungsverfahren durchgeführt. Im Gegensatz zum impliziten Gleichungslöser (wie beispielsweise dem Newton-Raphson Verfahren) wird beim expliziten Lösungsverfahren ein dynamisches Gleichgewicht gelöst. Der explizite Gleichungslöser ist besonders für dynamische Probleme oder hochgradig nichtlineare Probleme mit großen Verzerrungen, wie die Simulation des Schubtragverhaltens der VDL, geeignet. Der explizite Gleichungslöser wird unter anderem von *Marecek et al. (2006)*, *Lorenc et al. (2007)*, *Fink et al. (2007b)* oder *Claßen et al. (2014a)* zur Simulation von VDL bei Verbundträgern verwendet. Die theoretischen Hintergründe der Gleichungslöser sind detailliert in *Abaqus - Documentation for Abaqus/Standard (2019)* beschrieben.

Bei den mechanischen Simulationen sind neben den Materialmodellen, die grundlegend in Abschnitt 2.4.4 erklärt wurden, die Festigkeits- und Verformungseigenschaften im Hochtemperaturbereich von Baustahl, Betonstahl und Normalbeton zur Implementierung der σ - ε -Beziehung (konstitutiven Beziehungen) von Bedeutung. Grundlage sind die Definitionen der konstitutiven Beziehungen von Baustahl, Betonstahl und Normalbeton gemäß *DIN EN 1992-1-2 (2011)* und *DIN EN 1993-1-2 (2010)* respektive *DIN EN 1994-1-2 (2010)* sowie deren nationale Anhänge. Zu den temperaturabhängigen mechanischen Materialkennwerten zählen neben der σ - ε -Beziehung die Querkontraktionszahl bzw. Poissonzahl ν und die thermische Dehnung ε , die im Folgenden beschrieben werden. Dabei werden die Parameter eines wissenschaftlich etablierten und anerkannten Materialmodells für Normalbeton zur Implementierung der temperaturabhängigen Festigkeits- und Verformungseigenschaften erläutert.

Bei der Implementierung der σ - ε -Beziehung in *Abaqus/Standard (2019)* ist bei geometrisch nichtlinearen Analysen zu beachten, dass die Spannungen und Dehnungen als wahre Spannungen σ_{wahr} (*Cauchy-Spannung*, siehe Gleichung (5.1)) und wahre Dehnungen $\varepsilon_{\text{wahr}}$ (*Hencky-Dehnung*, siehe Gleichung (5.2)) definiert werden. Die wahren

Spannungen berücksichtigen die aktuelle Querschnittsfläche, weshalb die nominellen Spannungs-Dehnungsbeziehungen beispielsweise der Eurocodes mit den nachfolgenden Gleichungen umgerechnet werden müssen.

$$\sigma_{\text{wahr}} = \sigma_{\text{nom}} \cdot (1 + \varepsilon_{\text{nom}}) \quad (5.1)$$

$$\varepsilon_{\text{wahr}} = \ln(1 + \varepsilon_{\text{nom}}) \quad (5.2)$$

Bau- und Betonstahl

Spannungs-Dehnungs-Beziehung

Die Implementierung der temperaturabhängigen σ - ε -Beziehung von Bau- und Betonstahl erfolgt gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* und basiert auf den Untersuchungen von *Schaumann (1984)*. Die wesentlichen Kennwerte der σ - ε -Beziehung sind die temperaturabhängige Definition des Elastizitätsmoduls, der elliptischen Verlauf von der Proportionalitätsgrenze bis zur Streckgrenze und ein temperaturabhängiges Fließplateau, bei dem eine Verfestigung berücksichtigt werden kann. Die σ - ε -Beziehung gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* wird beispielsweise von *Claßen et al. (2014a)*, *Schorr et al. (2020a,b)* oder *Karge und Stroetmann (2021)* bei Raumtemperaturbedingungen und von *Sothmann (2013)*, *Kleibömer (2018)* oder *Pfenning (2019)* im Brandfall verwendet. In den numerischen Simulationen werden die temperaturabhängigen Festigkeits- und Verformungseigenschaften gemäß *DIN EN 1992-1-2 (2011)* und *DIN EN 1994-1-2 (2010)* verwendet.

Querkontraktionszahl

Die Querkontraktionszahl von Baustahl wird ausschließlich bei Raumtemperaturbedingungen nach *DIN EN 1993-1-1 (2010)* definiert und beträgt $\nu_a = 0,3$. Normative Vorgaben zur Querkontraktionszahl im Brandfall sind in *DIN EN 1993-1-2 (2010)* bzw. *DIN EN 1994-1-2 (2010)* nicht enthalten. In Untersuchungen von *Wohlfahrt und Schmidt (2001)* wurde eine Temperaturabhängigkeit der Querkontraktionszahl festgestellt, die entsprechend in den numerischen Simulationen berücksichtigt wird. Die temperaturabhängige Querkontraktionszahl nach *Wohlfahrt und Schmidt (2001)* ist in Abbildung 5.2(a) dargestellt. Eine Querkontraktionszahl für Betonstahl ist in *DIN EN 1992-1-1 (2010)* sowie *DIN EN 1992-1-2 (2011)* nicht definiert, weshalb ebenfalls die temperaturabhängige Querkontraktionszahl für Baustahl von *Wohlfahrt und Schmidt (2001)* verwendet wird.

Thermische Dehnung

Die thermische Dehnung von Bau- und Betonstahl wird gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* in den numerischen Simulationen implementiert (siehe Abbildung 5.2(b)). Die Definitionen der thermischen Dehnungen nach *DIN EN 1994-1-2 (2010)* zeigen eine gute Übereinstimmung mit experimentellen Daten von *Kordina und Klingsch (1983)* und *Rubert und Schaumann (1986)*.

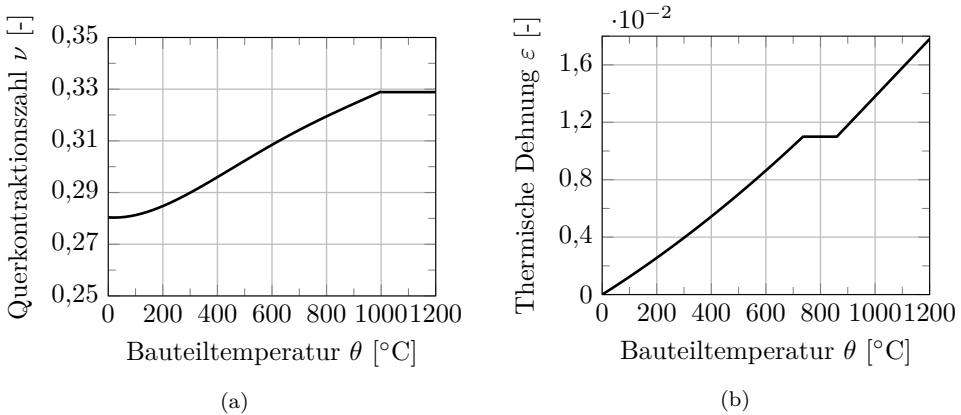


Abbildung 5.2: (a) Querkontraktionszahl von Baustahl ν_a in Abhängigkeit der Temperatur nach *Wohlfahrt und Schmidt (2001)*, (b) Thermische Dehnung von Bau- und Betonstahl ε gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)*

Normalbeton

Allgemeines

Das Materialverhalten von Normalbeton wird in den numerischen Simulationen mit dem *CDP*-Modell abgebildet. Das *CDP*-Modell wird von Wissenschaftlern wie beispielsweise *Espinos (2012)*, *Sothmann (2013)*, *Claßen (2016)*, *Kattenstedt (2017)* oder *Schorr et al. (2020a)* zur Abbildung von Normalbeton in numerischen Analysen bei Raumtemperaturbedingungen sowie im Brandfall verwendet. Die numerischen Analysen dieser Wissenschaftler verdeutlichen, dass sich das *CDP*-Modell zur Abbildung des Materialverhaltens von Normalbeton bei Stahlbeton- und Verbundbauteilen eignet. Grundlage des *CDP*-Modells sind zum einen die Parametern des Materialmodells und zum anderen die einaxialen temperaturabhängigen σ - ε -Beziehungen von Normalbeton im Druck- sowie im Zugbereich, die schematisch in Abbildung 5.3 dargestellt ist.

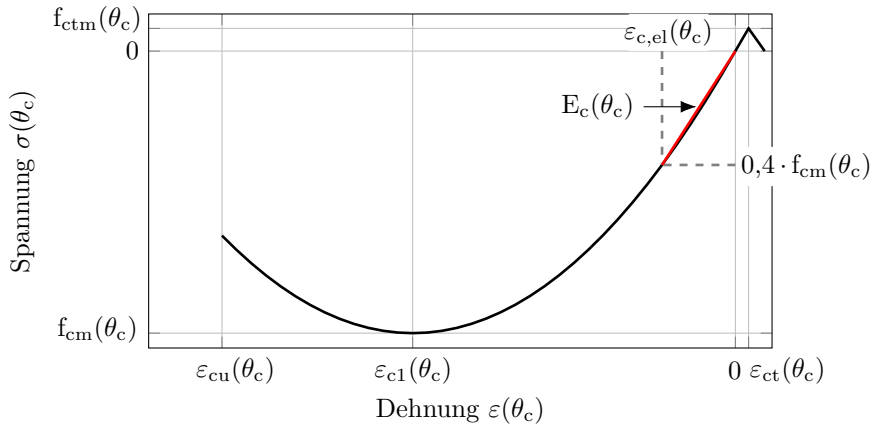


Abbildung 5.3: Schematische Darstellung der einaxialen σ - ε -Beziehung von Normalbeton in Abhängigkeit der Temperatur θ_c

Concrete Damage Plasticity Modell

Das *CDP*-Modell nach *Lubliner et al. (1988)* mit den Modifikationen von *Lee und Fenves (1998)* basiert auf der klassischen Plastizitätstheorie mit isotroper Schädigung, wodurch eine Beschreibung der Degradation des Materials möglich ist. Folglich setzt sich das *CDP*-Modell aus einer Fließbedingung, einer Fließregel und einer Verfestigungshypothese zusammen, die beispielsweise in *Abaqus - Documentation for Abaqus/Standard (2019)* detailliert erläutert werden. Zu den Parametern des Materialmodells zur Beschreibung der Fließbedingung und der Fließregel zählen der Dilatanzwinkel Ψ , die Exzentrizität ε , der Formfaktor K_c und das Verhältnis zweiaxiale Druckfestigkeit zur einaxialen Druckfestigkeit f_{b0}/f_{c0} , die im Folgenden prägnant dargestellt werden.

Der Formfaktor K_c beschreibt die Ausbildung der Fließfläche der Fließbedingungen. Für den Formfaktor K_c empfiehlt *Lubliner et al. (1988)* für Normalbeton einen Wert von 0,67. In den numerischen Simulationen wird der von *Lubliner et al. (1988)* empfohlene Wert als temperaturunabhängig implementiert. Des Weiteren sind der Dilatanzwinkel Ψ und die Exzentrizität ε erforderliche Parameter des *CDP*-Modells. Diese sind für das Fließgesetz notwendig, dass das Materialverhalten außerhalb des elastischen Bereichs in den numerischen Simulationen beschreibt. In der Literatur wird von *Lorenc et al. (2007)*, *Neuenschwander et al. (2010)*, *Espinosa (2012)*, *Sothmann (2013)*, *Claßen (2016)*, *Raba (2018)*, *Pfenning (2019)* oder *Karge und Stroetmann (2021)* der Dilatanzwinkel in einem Bereich von 15° bis 38° und die Exzentrizität im Bereich von 0,1 (Standardeinstellung in *Abaqus/Standard (2019)*) bis 0,2 definiert. In den numerischen Simulationen werden der Dilatanzwinkel mit 38° und die Exzentrizität mit 0,15

temperaturunabhängig verwendet.

Für das Verhältnis der zwei axialen Druckfestigkeit zur einaxialen Druckfestigkeit von Normalbeton f_{b0}/f_{c0} schlägt *Lublíner et al. (1988)* ein Wert zwischen 1,10 und 1,16 vor. Unter anderem wird von *Claßen (2016)*, *Raba (2018)* oder *Schorr et al. (2020a)*

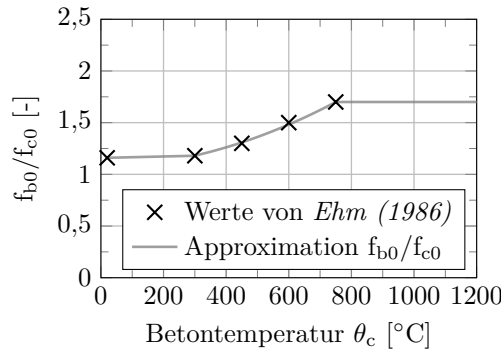


Abbildung 5.4: Temperaturabhängiges Verhältnis der zwei axialen Druckfestigkeit zur einaxialen Druckfestigkeit von Normalbeton f_{b0}/f_{c0}

bei Raumtemperaturbedingungen einen Verhältniswert von 1,16 für das Verhältnis f_{b0}/f_{c0} verwendet. Aus experimentellen Untersuchungen von *Ehm (1986)* zur Ermittlung von Bruchgrenzkurven im Hochtemperaturbereich kann der Temperatureinfluss auf das Verhältnis f_{b0}/f_{c0} abgeleitet werden. Im Hochtemperaturbereich vergrößert sich das Verhältnis f_{b0}/f_{c0} . Die Approximation des temperaturabhängigen Verhältnisses von f_{b0}/f_{c0} sowie die experimentell ermittelten Verhältnisse sind in Abbildung 5.4 dargestellt. Ab einer Betontemperatur von 750 °C wird das Verhältnis f_{b0}/f_{c0} mit 1,7 als konstant angenommen. Das temperaturabhängige Verhältnis f_{b0}/f_{c0} von Normalbeton auf Basis der experimentellen Untersuchungen von *Ehm (1986)* wird bei den numerischen Simulation verwendet. Dieses Verhältnis in Abhängigkeit der Temperatur verwenden ebenso beispielsweise *Aschaber et al. (2007)*, *Sothmann (2013)* und *Kleibömer (2018)* bei numerischen Simulationen von Verbundbauteilen für Normalbeton.

Die Ver- und Entfestigung im *CDP*-Modell wird durch die temperaturabhängigen σ - ε -Beziehungen für einaxiale Druck- und Zugbeanspruchungen unter Abzug des elastischen Anteils der σ - ε -Beziehung beschrieben, die im Folgenden erläutert werden. Die Ver- und Entfestigungsgesetze sind von den plastischen Dehnungen respektive dem Verzerrungszustand abhängig und beeinflussen folglich die Fließfläche der Fließbedingung.

Spannungs-Dehnungs-Beziehung

Bei der σ - ε -Beziehung von Normalbeton ist zwischen dem Druck- und Zugbereich zu differenzieren. Im Druckbereich kann die σ - ε -Beziehung entweder mit den normativen Regelungen gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* oder mittels konstitutiver Beziehungen aus der Literatur beschrieben werden. Für eine σ - ε -Beziehung zur Approximation des Materialverhaltens im Brandfall ist eine konstitutive Beziehung vorteilhaft, die das E-Modul explizit berücksichtigt sowie eine stetige Formulierung umfasst. Die σ - ε -Beziehung von *Sargin (1971)* ist ein ganzheitlicher Ansatz einer konstitutiven Beziehung. Ein weiterer ganzheitlicher Ansatz ist die konstitutive Beziehung von *Neuenschwander et al. (2016, 2017a)*, die allerdings zur Überschätzung der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall führt. Des Weiteren wird in der Literatur von einigen Forschern zur Beschreibung von Normalbeton die mathematische Formulierung von *Anderberg und Thelandersson (1978)* verwendet. Allerdings wird der Entfestigungsbereich von *Anderberg und Thelandersson (1978)* mit einem linearen Verlauf beschrieben, der nicht ausreichend zur Beschreibung des komplexen Materialverhaltens ist.

Im Gegensatz zum Druckbereich wird der Zugbereich der σ - ε -Beziehung nicht von den normativen Regelungen gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* erfasst. Zur Beschreibung des Entfestigungsbereichs infolge einer Zugbeanspruchung wird eine sogenannte Spannungs-Rissweiten-Beziehung verwendet, die eine wissenschaftlich anerkannte Approximation zur Beschreibung des Materialverhaltens im Zugbereich ist. Eine in der Literatur etablierte konstitutive Beziehung für den Zugbereich ist die Spannungs-Rissweiten-Beziehungen von *Hillerborg et al. (1976)*. Um mit den konstitutiven Beziehungen für den Druckbereich gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* oder von *Sargin (1971)* und für den Zugbereich von *Hillerborg et al. (1976)* das Hochtemperaturverhalten von Normalbeton in numerischen Simulationen zu beschreiben, sind die temperaturabhängigen Materialkennwerte von Normalbeton erforderlich.

Zunächst werden die temperaturabhängigen Materialkennwerte von Normalbeton, zu denen der E-Modul E_c , die Druckfestigkeit f_{cm} , die Zugfestigkeit f_{ctm} und die charakteristischen Betonstauchungen ε_{c1} bzw. ε_{cu} zählen, dargestellt. Darauf aufbauend werden die σ - ε -Beziehungen von Normalbeton beschrieben. Der Druck- sowie der Zugbereich der einaxialen σ - ε -Beziehung weist zunächst einen elastischen Bereich auf, der durch den E-Modul des Betons in Abhängigkeit der Betontemperatur beschrieben wird. In Abbildung 5.5 sind temperaturabhängige Reduktionsfaktoren $k_{E,c,\theta}$ für das E-Modul aus der Literatur von *Bahr et al. (2013)* sowie gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* dargestellt. Der temperaturabhängige Reduktionsfaktor des E-Moduls gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* ist aus der mathematischen Formulierung der σ - ε -Beziehung gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* abgeleitet, da die normativen Regelungen gemäß *DIN*

EN 1994-1-2 (2010) explizit keinen temperaturabhängigen Reduktionsfaktor beinhalten. Der temperaturabhängige Reduktionsfaktor von *Bahr et al. (2013)* (bis 1000 °C) ist auf Basis von experimentellen Untersuchungen abgeleitet worden. In den numerischen Simulationen zur Schubtragfähigkeit der VDL bei erhöhten Temperaturen resultiert die Definition von *Bahr et al. (2013)* in einer guten Übereinstimmung zwischen experimentellen Untersuchungen und numerischer Simulation, weshalb diese für die weiterführenden numerischen Simulationen verwendet wird.

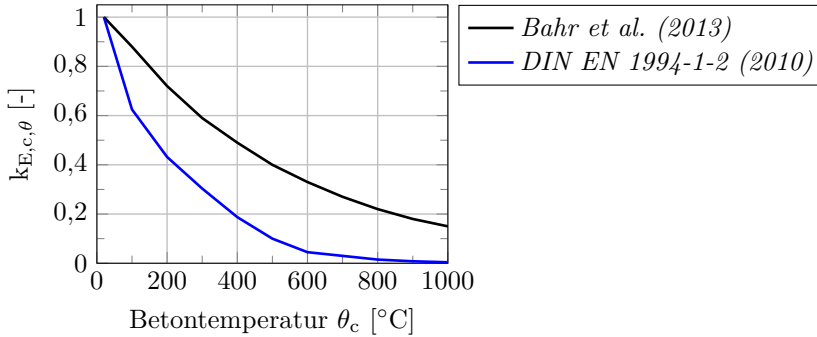


Abbildung 5.5: Temperaturabhängiger Reduktionsfaktor des E-Moduls von Normalbeton $k_{E,c,\theta}$ von *Bahr et al. (2013)* sowie der Ableitung aus den normativen Regelungen gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)*

Die Druckfestigkeit f_{cm} im Brandfall wird in Abhängigkeit eines temperaturabhängigen Reduktionsfaktors $k_{c,\theta}$ ermittelt. Für den temperaturabhängigen Reduktionsfaktor der Druckfestigkeit wird der normative Reduktionsfaktor gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* verwendet (siehe Abbildung 5.6(a)).

In Analogie zur Druckfestigkeit wird die Zugfestigkeit f_{ctm} im Brandfall mittels eines

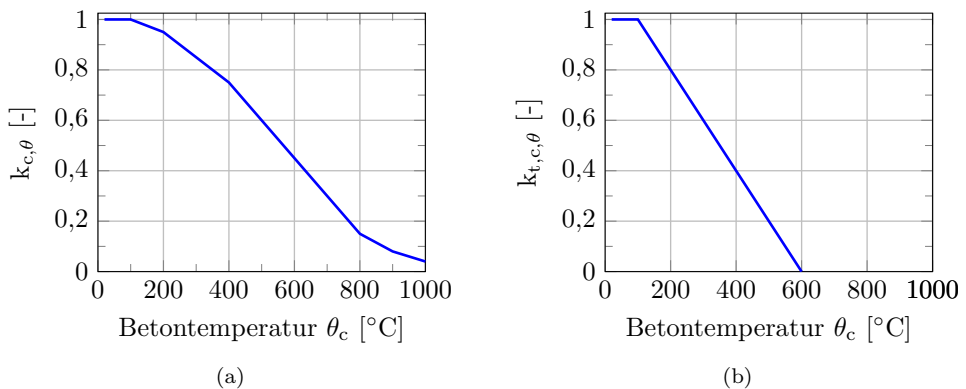


Abbildung 5.6: Temperaturabhängige Reduktionsfaktoren gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* (a) der Druckfestigkeit $k_{c,\theta}$ und (b) der Zugfestigkeit $k_{t,c,\theta}$

temperaturabhängigen Reduktionsfaktors $k_{t,c,\theta}$ bestimmt. Die Zugfestigkeit wird im Brandfall mit dem temperaturabhängigen Reduktionsfaktor gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* ermittelt. Der temperaturabhängige Reduktionsfaktor ist in Abbildung 5.6(b) dargestellt.

Die Betonstauchung ε_{c1} bei einer zugehörigen Betondruckfestigkeit f_{cm} vergrößert sich mit zunehmender Betontemperatur. Für die Betonstauchung werden die temperaturabhängigen Definitionen gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* in den numerischen Modellen verwendet. Allerdings ist die maximale Betonstauchung ε_{cu} gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* begrenzt. Bei den mechanischen Analysen resultiert die Begrenzung der maximalen Betonstauchung bei großen Verformungen in numerischen Instabilitäten. Aus diesem Grund wird eine maximale Betonstauchung ε_{cu} von 0,05 auf Basis der *GB 50010-2002 (2002)* in den numerischen Modellen berücksichtigt. Diese Definition wird ebenso von *Stempniewski (2018)* bei der Simulation von Push-out-Versuchen mit KBD verwendet, um das Tragverhalten von Normalbeton bei großen Dehnungen bzw. Verzerrungen abzubilden.

Für die einaxiale σ - ε -Beziehung im Druckbereich von Normalbeton wird die konstitutive Beziehung von *Sargin (1971)* verwendet, die eine etablierte konstitutive Beziehung zur Beschreibung des Materialverhaltens von Normalbeton bei Verbundbauteilen ist. Die einaxiale σ - ε -Beziehung im Druckbereich von *Sargin (1971)* ist in Abbildung 5.7 vergleichend mit der normativen σ - ε -Beziehung gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* für ausgewählte Betontemperaturen dargestellt. Im Druckbereich wird gemäß *DIN EN 1992-1-1 (2010)* bis 40% der Druckfestigkeit $f_{cm}(\theta_c)$ in den numerischen Modellen ein elastisches Materialverhalten unter Berücksichtigung des temperaturabhängigen E-Moduls definiert. Der nichtlineare Bereich der σ - ε -Beziehung von *Sargin (1971)* unterscheidet sich im Wesentlichen durch einen Duktilitätsparameter D von der σ - ε -Beziehung gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)*. Der Duktilitätsparameter D von *Sargin (1971)*, der im Bereich von 0 bis 1,0 gewählt werden kann, beeinflusst den Entfestigungsbereich der σ - ε -Beziehung nach Erreichen der Betondruckfestigkeit. Die σ - ε -Beziehungen nach *Sargin (1971)* sind in Abbildung 5.7 mit einem Duktilitätsparameter von 1,0 dargestellt. Aus diesem Grund weist die σ - ε -Beziehung von *Sargin (1971)* mit einem Duktilitätsparameter von 1,0 im Vergleich zur σ - ε -Beziehung gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* einen wesentlichen duktileren Verlauf auf, wodurch bei größeren Verzerrung bzw. Dehnungen höhere Spannungen übertragen werden können. Die σ - ε -Beziehung von *Sargin (1971)* ist ein etablierter Ansatz zur Beschreibung des Materialverhaltens von Normalbeton bei VDL infolge einer Schubbeanspruchung, da diese unter anderem von *Claßen et al. (2014a)*, *Kopp et al. (2018b)* oder *Karge und Stroetmann (2021)* verwendet wird.

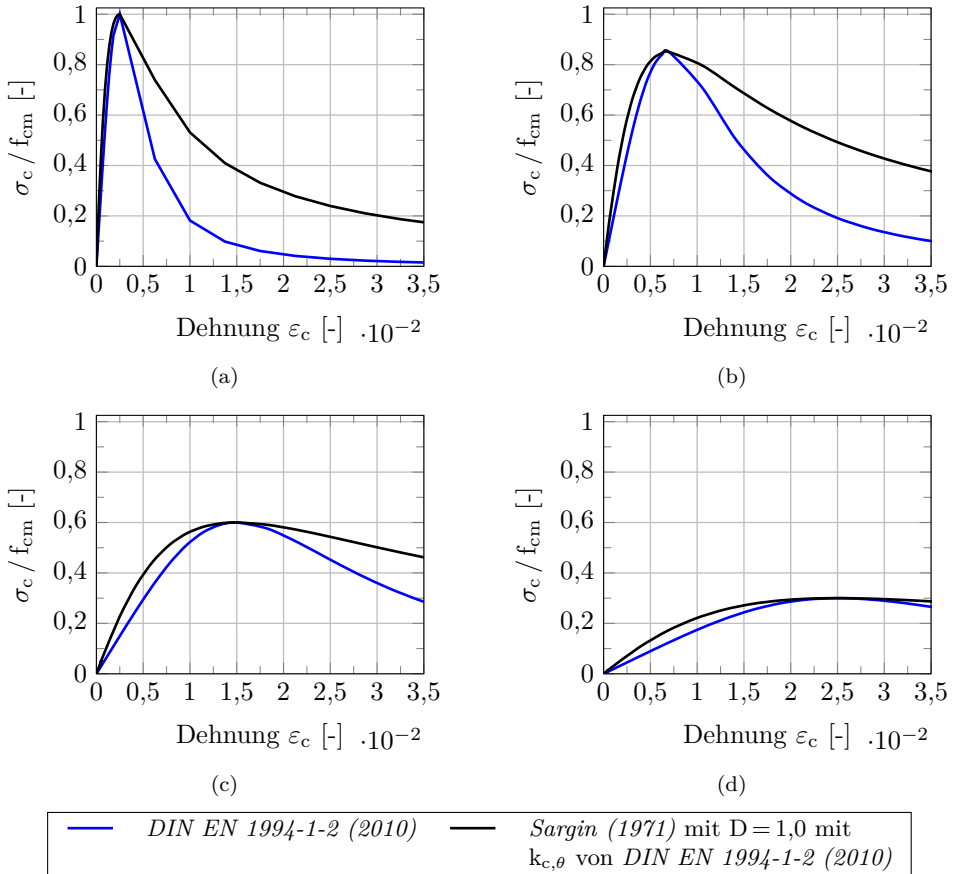


Abbildung 5.7: σ - ϵ -Beziehungen im Druckbereich von Normalbeton bei (a) Raumtemperaturbedingungen, (b) 300 °C, (c) 500 °C und (d) 700 °C

Zur Abbildung des Zugbereichs von Normalbeton wird eine Spannungs-Rissweiten-Beziehung (im Folgenden: σ - w -Beziehung) verwendet, mit der ausschließlich der Entfestigungsbereich nach einer Rissbildung infolge einer Zugbeanspruchung beschrieben wird. Dabei wird das Materialverhalten bis zur Rissbildung, das der temperaturabhängigen Betonzugfestigkeit entspricht, im numerischen Modell als linear-elastisch definiert. Die Rissbildung wird bei dieser Implementierung mit einer verschmierten Darstellung abgebildet. Zur Beschreibung des Entfestigungsbereich nach Erreichen der Betonzugfestigkeit wird der in der Literatur etablierte Ansatz von *Hillerborg et al. (1976)* verwendet (siehe Gleichung (5.3)). Dabei wird der Entfestigungsbereich bei der σ - w -Beziehung von *Hillerborg et al. (1976)* mit einem exponentiellen Verlauf nach *Feenstra und de Borst (1996)* beschrieben (siehe Abbildung 5.8(a)). Dieser Ansatz wird beispielsweise von *Ricker (2011)* oder *Claßen et al. (2014a)* zur Beschreibung

des Zugbereichs von Normalbeton bei Verbundbauteilen verwendet.

$$\sigma_t = f_{ctm} \cdot e^{-\frac{w}{w_1}} \quad (5.3)$$

mit: f_{ctm} – Einaxiale Zugfestigkeit
 w – Rissweite
 $w_1 = \frac{G_f}{f_{ctm}}$
 G_f = Bruchenergie

Allerdings fehlen im Vergleich zum Druckbereich Formulierungen zur Beschreibung des Hochtemperaturverhaltens im Zugbereich bzw. Definitionen zu Anwendungsgrenzen der σ - w -Beziehungen aus der Literatur. Da keine Formulierungen zur Beschreibung des Hochtemperaturverhaltens im Zugbereich vorhanden sind, wird das Hochtemperaturverhalten im Zugbereich unter Berücksichtigung der temperaturabhängigen Materialkennwerte ebenfalls mit der σ - w -Beziehung von *Hillerborg et al. (1976)* beschrieben. *Kleibömer (2018)* setzt auch in ihren Simulation zum Verbundverhalten von Verbundstützen im Brandfall voraus, dass die σ - w -Beziehung ebenso zur Beschreibung des Hochtemperaturverhaltens von Normalbeton im Zugbereich gültig ist.

Im Wesentlichen wird das Zugtragverhalten (σ - w -Beziehung) von Normalbeton im Entfestigungsbereich neben der Zugtragfähigkeit von der Bruchenergie G_f beeinflusst. Die Bruchenergie wird gemäß *Model Code (2013)* in Abhängigkeit der Betondruckfestigkeit ermittelt, das mit Gleichung (5.4) erfolgt.

$$G_f = 0,073 \cdot f_{cm}^{0,18} \quad (5.4)$$

Um das Hochtemperaturverhalten im Zugbereich mit der σ - w -Beziehung von *Hillerborg et al. (1976)* zu beschreiben, ist eine temperaturabhängige Definition der Bruchenergie erforderlich. Die Bruchenergie gemäß *Model Code (2013)* wird über einen temperaturabhängigen Faktor für die Bruchenergie ermittelt. Dieser wurde in experimentellen Untersuchungen von *Zhang und Bicanic (2002)* abgeleitet. Die auf Basis der Untersuchungen von *Zhang und Bicanic (2002)* abgeleitete Approximation des temperaturabhängigen Faktors der Bruchenergie ist in Abbildung 5.8(b) dargestellt. Aus den experimentellen Untersuchungen von *Zhang und Bicanic (2002)* wird abgeleitet, dass die Bruchenergie bis zu einer Temperatur von 300 °C zunimmt und danach kontinuierlich abnimmt.

Schädigung des Materials

Die Degradation bzw. Schädigung des Materials wird im *CDP*-Modell über den Schädigungsparameter d , der für den Druck- sowie Zugbereich definiert werden kann, be-

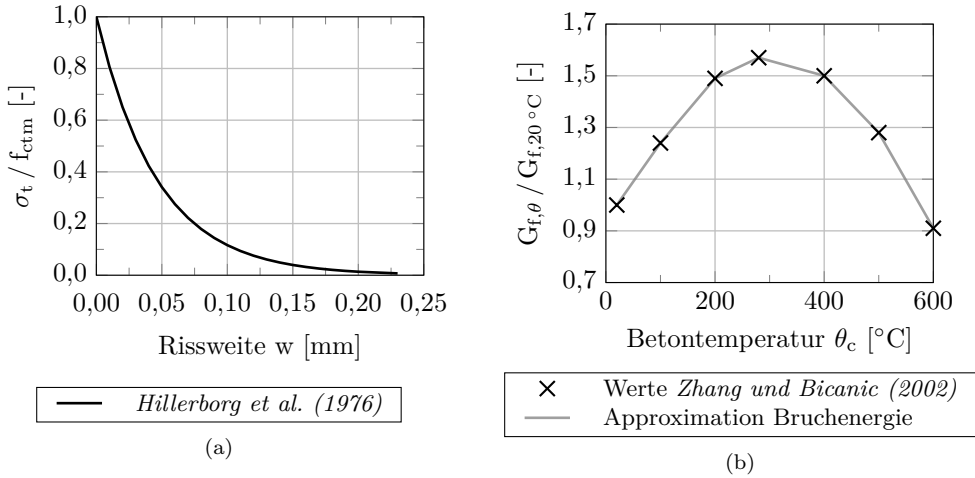


Abbildung 5.8: (a) σ - w -Beziehungen von *Hillerborg et al. (1976)* mit der Bruchenergie gemäß *Model Code (2013)* und (b) temperaturabhängige Bruchenergie von *Zhang und Bicanic (2002)*

rücksichtigt. Durch die Schädigung des Materials, in diesem Fall des Normalbetons, erfolgt eine Veränderung der Größe der Fließfläche in Abhängigkeit des Schädigungsparameters für den Druck- bzw. Zugbereich. Der in der Literatur etablierte Ansatz von beispielsweise von *Fink et al. (2007a)* oder *Claßen et al. (2014a)* für die Formulierung des Schädigungsparameters ist eine Spiegelung der konstitutiven Beziehung des Druck- bzw. Zugbereichs, die in Abbildung 5.9 für das Zugtragverhalten dargestellt ist. In den numerischen Simulationen wird die Schädigung des Materials ausschließlich im Zugbereich über eine Spiegelung der konstitutiven Beziehung beschrieben.

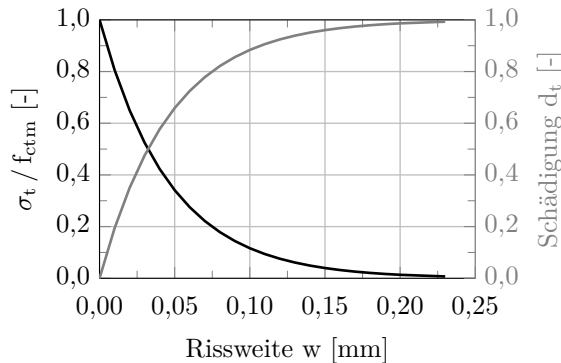


Abbildung 5.9: σ - w -Beziehungen von *Hillerborg et al. (1976)* und gespiegelter Verlauf des Schädigungsparameters d_t

Querkontraktionszahl

In Analogie zu Baustahl wird die Querkontraktionszahl von Normalbeton ν_c , die erforderlich zur Beschreibung des elastischen Verhaltens ist, ausschließlich bei Raumtemperaturbedingungen normativ gemäß *DIN EN 1992-1-1 (2010)* mit 0,2 definiert. In experimentellen Untersuchungen von *Ehm (1986)* wurde der Temperatureinfluss auf die Querkontraktionszahl von Normalbeton quantifiziert. Die temperaturabhängige Querkontraktionszahl von *Ehm (1986)*, die in Abbildung 5.10 dargestellt ist, wird in den numerischen Simulationen berücksichtigt.

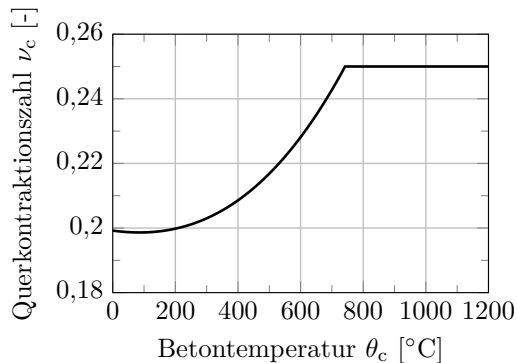


Abbildung 5.10: Temperaturabhängige Querkontraktionszahl von Normalbeton ν_c nach *Ehm (1986)*

Thermische Dehnung

Die thermische Dehnung wird entsprechend der Definitionen für Normalbeton gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* im numerischen Modell implementiert.

5.2.4 Numerische Modelle

Zur realitätsnahen Approximation des Schubtragverhaltens von VDL mit den numerischen Modellen sind Ansätze zur Implementierung der Geometrie, der Interaktions- bzw. Kontaktbedingungen und dem Detaillierungsgrad zur Beschreibung der Tragmechanismen der Verbundmittel notwendig. In der Literatur haben sich hierzu nachstehende Ansätze etabliert, die die Grundlage der numerischen Modelle zur Charakterisierung der Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall bilden.

Der Verbundquerschnitt, der sich aus einem Stahlquerschnitt, einem Betongurt und Betonstahl zusammensetzt, wird in den numerischen Modellen mit Volumen- und Fachwerkelementen approximiert, sodass dies einer Festkörpermodellierung entspricht.

Mit den Volumenelementen (8-knotige Elemente) werden der Stahl- und der Betonquerschnitt abgebildet. Die Bewehrung wird in den numerischen Modellen mit Fachwerkelementen - sogenannten Truss-Elementen (2-knotige Elemente) - implementiert. Diese Approximation zum Tragverhalten der Bewehrung im Betongurt ist ausreichend genau. Die Implementierung der Bewehrung als Fachwerkelemente im numerischen Modell ist ein etablierter Ansatz, der beispielsweise von *Claßen et al. (2014a)* oder *Karge und Stroetmann (2021)* zur Simulation des Schubtragverhaltens von VDL und *Pfenning (2019)* zur Simulation des Tragverhaltens von KBD verwendet wird.

Bei den Interaktions- bzw. Kontaktbedingungen ist zwischen thermischen und mechanischen Bedingungen zu differenzieren. Für die thermischen Kontaktbedingungen ist der Wärmeübergang zwischen den Querschnittskomponenten des Verbundquerschnitts zu beschreiben. Die Beschreibung des Wärmeübergangs ist bei den numerischen Simulationen von VDL bei Verbundträgern von untergeordneter Bedeutung, weshalb in den numerischen Modellen ein perfekter Wärmeübergang zwischen den einzelnen Querschnittskomponenten des Verbundträgers definiert wird. Eine Übersicht von verschiedenen Ansätzen zur Berücksichtigung des Wärmeübergangs zwischen einzelnen Querschnittskomponenten ist beispielsweise in *Kleibömer (2018)* dargestellt.

Bei den mechanischen Kontaktbedingungen ist zum einen der Kontakt zwischen dem I-Profil und dem Betongurt des Verbundquerschnitts zu definieren und zum anderen der Kontakt zwischen dem Betongurt und dem Betonstahl zu beschreiben. Bei der Kontaktbedingung zwischen dem I-Profil und dem Betongurt wird zwischen dem Kontakt in Normalenrichtung und in tangentialer Richtung unterschieden. Der Kontakt in Normalenrichtung wird über einen sogenannten Hard Contact beschrieben, bei dem nur ein Kontaktdruck zwischen dem I-Profil und dem Betongurt übertragen wird. Zugspannungen werden hingegen nicht übertragen. Mit der Kontaktbedingung in tangentialer Richtung wird die Reibung mit der Penalty Methode beschrieben. Die Beschreibung der Reibung in tangentialer Richtung erfolgt mit dem Reibungskoeffizienten μ , der auf Grundlage von Simulationen zu Verbundträger mit VDL oder KBD aus der Literatur von beispielsweise *Lorenc et al. (2007)*, *Claßen et al. (2014a)* oder *Pfenning (2019)* zu 0,3 gewählt wird. Im Gegensatz dazu ist die Bewehrung in den Betongurt eingebunden und wird über eine „embedded region“ Funktion mit dem Betongurt verbunden. Durch diese Funktion werden die translatorischen Freiheitsgrade der Bewehrung an die benachbarten Betonknoten gekoppelt. Bei dieser Modellierung der Bewehrung wird der Schlupf zwischen dem Betongurt und der Bewehrung vernachlässigt (*Marecek et al., 2006; Fink et al., 2007a; Claßen, 2016*). Diese Implementierung der Kontaktbedingung bei Verbundträgern mit VDL oder KBD hat sich in der Literatur etabliert und wird ebenso beispielsweise von *Claßen et al. (2014a)*, *Pfenning (2019)* oder *Karge und Stroetmann (2021)* verwendet.

5.3 Schubtragfähigkeit von Verbunddübelleisten

5.3.1 Allgemeines

Zur Beurteilung lokaler Tragmechanismen der VDL infolge einer Schubbeanspruchung bei erhöhten Temperaturen werden die experimentellen Untersuchungen auf Grundlage der in Abschnitt 5.2.4 dargestellten Modellierungsansätze in ein numerisches Modell überführt. In einem ersten Schritt wird das numerische Modell mit den etablierten Ansätzen für die mechanischen Kennwerte (siehe Abschnitt 5.2.3) anhand der experimentellen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von VDL bei erhöhten Temperaturen validiert. Auf Basis der Gegenüberstellung der gemessenen Dübelkennlinie und der berechneten Dübelkennlinie wird die Approximationsgüte des numerischen Modells analysiert. Dabei wird quantifiziert, ob das Tragverhalten der VDL mit dem numerischen Modell mit den etablierten Ansätzen zur Modellierung und den mechanischen Kennwerten bei Raumtemperaturbedingungen sowie im Hochtemperaturbereich charakterisiert werden kann.

Darauf aufbauend wird in einem nächsten Schritt verifiziert, ob mit dem entwickelten Modell neben der Beschreibung des Versagensmechanismus Stahlversagen ebenso der primäre Versagensmechanismus Ausstanzen abgebildet werden kann. Die Verifizierung der Übertragbarkeit der Modellierungsansätze für die numerischen Modelle zur Simulation der Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen erfolgt auf Grundlage von Push-out-Versuchen bei Raumtemperaturbedingungen aus der Literatur. Für die Verifizierung der Modellierungsansätze des numerischen Modells werden die Push-out-Versuche von *Claßen et al. (2014a)* mit einer VDL in Puzzleform und *Feldmann et al. (2014)* mit einer VDL in Klothoidenform verwendet, die in Abschnitt 2.4.3 detailliert erläutert wurden, da bei diesen experimentellen Untersuchungen ein Ausstanzversagen des Betons aufgetreten ist.

5.3.2 Numerisches Modell der Push-out-Versuche

Das auf Grundlage der dargestellten Modellierungsansätze entwickelte numerische Modell zur Simulation des Schubtragverhaltens einer VDL in Klothoidenform bei Raumtemperaturbedingungen sowie bei erhöhten Temperaturen ist in Abbildung 5.11 dargestellt. Die geometrischen Abmessungen des numerischen Modells basieren auf den Versuchskörpern der Push-out-Versuche, die in Abschnitt 3.2.1 dargestellt sind. In Abbildung 5.11 ist schematisch das numerische Modell des Push-out-Versuchs, die Implementierung der Rand- und Kontaktbedingungen und die Elementierung im Bereich der VDL dargestellt. Bei diesem werden das I-Profil, der Betongurt sowie die Querbewehrung mit Volumenelementen und die Brillen- sowie Längsbewehrung mit

Fachwerkelementen (Truss-Elementen) approximiert. Des Weiteren wird bei der Modellierung die Symmetrie des Push-out-Versuchskörpers ausgenutzt und eine Hälfte des Push-out-Versuchskörpers im numerischen Modell mit einer Symmetriebedingung abgebildet (siehe Abbildung 5.11(b)), um die Rechenzeit des numerischen Modells zu optimieren.

Bei den numerischen Simulationen wird in Anlehnung an die experimentellen Un-

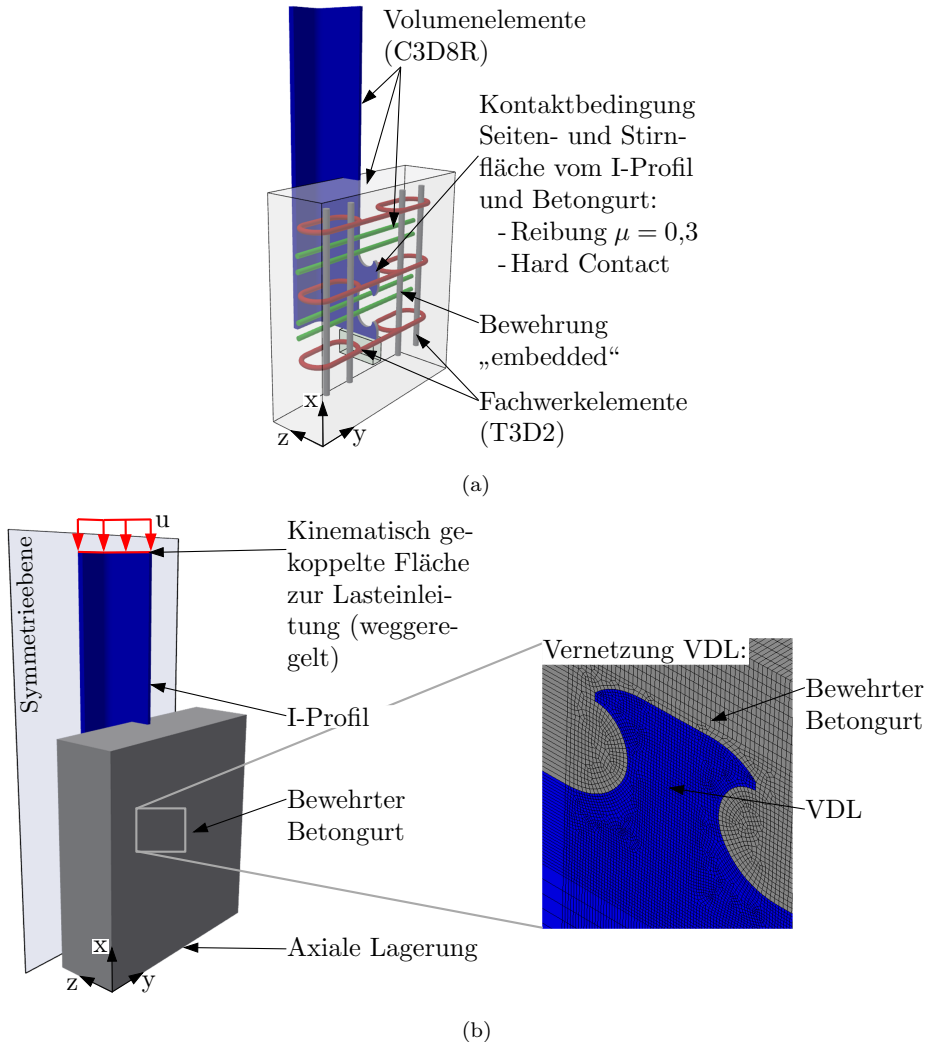


Abbildung 5.11: Numerisches Modell des Push-out-Versuchs zur Schubtragfähigkeit der VDL bei erhöhten Temperaturen: (a) Implementierung der Geometrie und Kontaktbedingungen am Beispiel der Referenzserie; (b) Randbedingungen, Lastaufbringung und Vernetzung im Bereich der VDL

tersuchungen zum Schubtragverhalten der VDL bei erhöhten Temperaturen (siehe Abschnitt 3.2.4) bei der Ermittlung des Schubtragverhaltens die Erwärmungsphase bis zum Erreichen des homogenen Temperaturfelds mit einer Referenztemperatur von 200 °C, 350 °C oder 500 °C berücksichtigt. Die Ermittlung des Schubtragverhaltens erfolgt in der numerischen Simulation verformungsgesteuert über eine definierte Verformung (siehe Abbildung 5.11(b)). Die Erwärmungsphase wird bei den Simulationen zum Schubtragverhalten bei erhöhten Temperaturen im numerischen Modell mit einbezogen, um mögliche Einflüsse infolge thermischer Dehnungen der einzelnen Querschnittsteile der Versuchskörper auf das Schubtragverhalten der VDL zu erfassen. Bei der Implementierung der Erwärmungsphase als thermische Randbedingung wird die Referenztemperatur der experimentellen Untersuchungen der entsprechenden Temperaturebene als Zieltemperatur definiert. Folglich wird die thermische Ausdehnung der Versuchskörper bei der numerischen Simulation entsprechend der experimentellen Untersuchungen berücksichtigt. Aus diesem Grund wird der Betongurt ausschließlich in axialer Richtung (x-Richtung) gelagert, um wie bei den experimentellen Untersuchungen eine freie thermische Ausdehnungen im Bereich der Lagerung des Betongurts zu erreichen. Durch diese Lagerung wird eine freie Ausdehnung des Betongurts in Querrichtung (y- und z-Richtung) der Push-out-Versuche ermöglicht. Somit wird die Lagerung mit dem numerischen Modell realitätsnah abgebildet. Durch die Symmetriebedingung und die Lagerung des Betongurts wird ebenso eine freie thermische Ausdehnung des Push-out-Versuchskörpers in axiale Richtung (x-Richtung) ermöglicht.

In den Abbildungen 5.12 und 5.13 ist jeweils eine Übersicht der mechanischen Kennwerte von Baustahl, Betonstahl und Normalbeton der numerischen Modelle dargestellt, die neben den zuvor beschriebenen Modellierungsansätze zur numerischen Abbildung des Schubtragverhaltens erforderlich sind. Zu den Kennwerten der jeweiligen Materialien zählen die Materialformulierungen mit den temperaturabhängigen Reduktionsfaktoren sowie die konstitutiven Beziehungen und bei Beton die Modellparameter des *CDP*-Modell, die detailliert in Abschnitt 5.2.3 erläutert wurden. Grundlage der mechanischen Materialkennwerte der numerischen Modelle sind die experimentell ermittelten Festigkeitseigenschaften von Baustahl, Betonstahl und Normalbeton, die im Rahmen der experimentellen Untersuchungen ermittelt wurden (siehe Anhang A). Die Implementierung von Baustahl und Betonstahl erfolgt mit dem elastisch-plastischen Materialmodell, das beispielsweise von *Claßen (2016)* oder *Schorr et al. (2020a)* verwendet wird. Dabei werden die temperaturabhängigen normativen Regelungen gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* berücksichtigt. Im Gegensatz dazu sind die konstitutive Beziehung, die temperaturabhängigen Materialkennwerte und die Modellparameter zur Beschreibung des elastischen und nichtlinearen Materialverhaltens von Beton auf Basis von Sensitivitätsanalysen abgeleitet worden. Diese wurden im Zuge der Validie-

Die numerischen Modelle zur Schubtragfähigkeit der VDL bei erhöhten Temperaturen durchgeföhrt. Die abgeleiteten mechanischen Kennwerte für Beton sind in Abbildung 5.13 dargestellt.

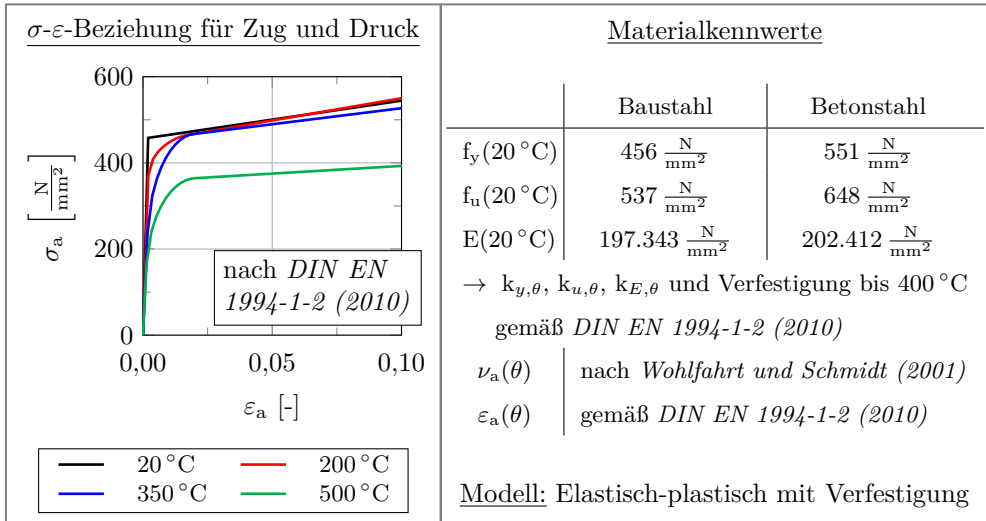


Abbildung 5.12: σ - ε -Beziehung des Baustahls und Materialkennwerte des Baustahls S355 und des Betonstahls B500 der numerischen Simulation der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen

5.3.3 Validierung des numerischen Modells

Mit den erläuterten Modellierungsansätzen zur Implementierung der Geometrie, Kontakt- sowie Randbedingungen und den mechanischen Materialkennwerten erfolgt die Validierung des numerischen Modells mittels der experimentell ermittelten Dübelkennlinien der Push-out-Versuche. In einem ersten Schritt zur Entwicklung eines allgemeingültigen numerischen Modells wird dieses auf Grundlage der Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen und erhöhten Temperaturen validiert. Basierend auf diesem Modell wird ein Vorschlag für einen Bemessungsansatz zur Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall abgeleitet (siehe nachfolgender Abschnitt 5.4). Die numerischen Simulationen zur Schubtragfähigkeit der VDL haben das Ziel, den streuenden Bereich der experimentellen Untersuchungen, der auf die Versuchs- und Materialparameter zurückzuführen ist, zu approximieren. Folglich wird ein numerisches Modell entwickelt, mit dem der Temperatureinfluss auf das Schubtragverhalten der VDL bewertet sowie quantifiziert werden kann.

Bewertungsgrundlage der Approximationsgüte des numerischen Modells im Vergleich zu den experimentellen Untersuchungen sind zum einen die Dübelkennlinien und zum

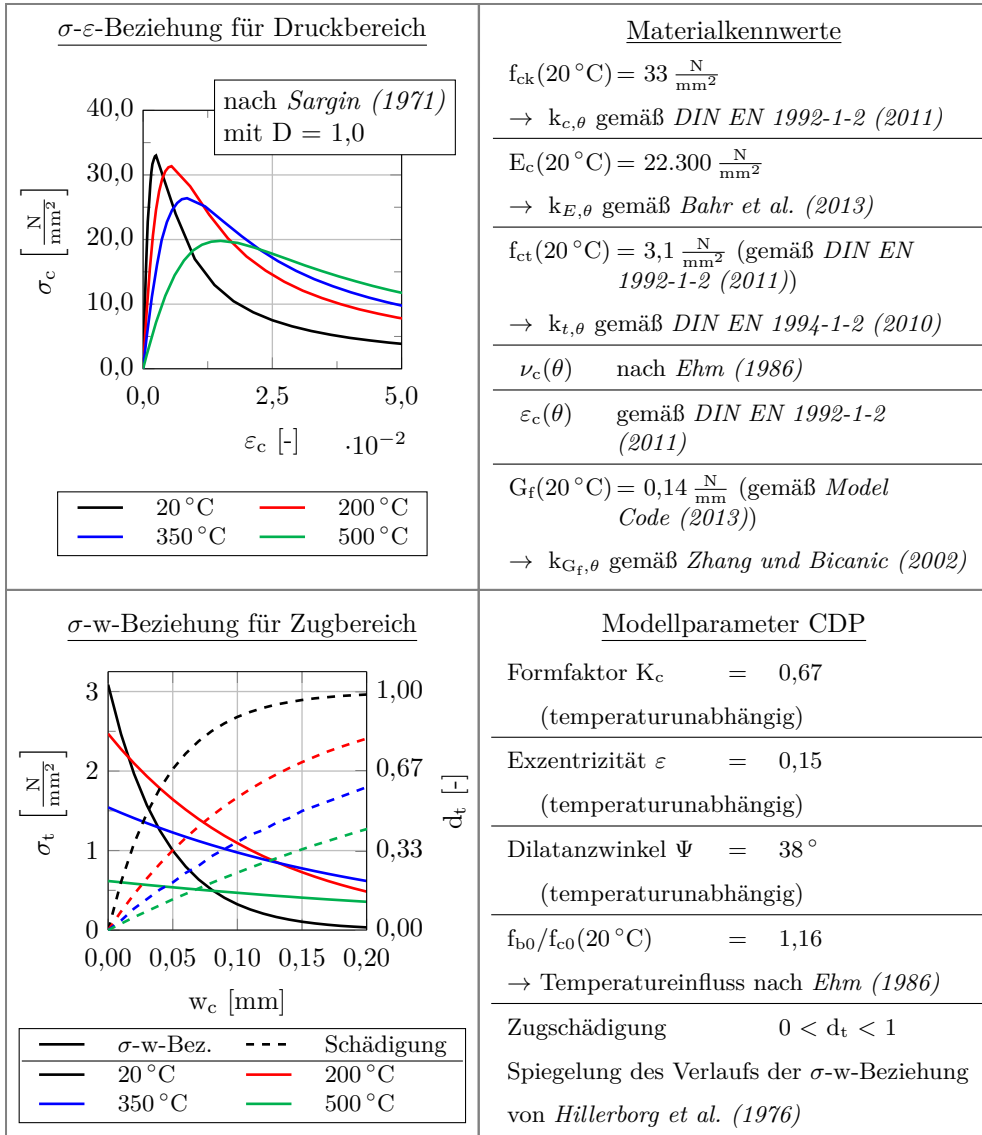


Abbildung 5.13: σ - ε -Beziehung und σ - w -Beziehung und Materialkennwerte des Normalbetons C30/37 der numerischen Simulation der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen

anderen die für den Hochbau relevanten Aspekte, zu denen die Schubtragfähigkeit und die Duktilität bzw. das Verformungsvermögen der VDL zählen. Die Dübelkennlinien der Referenzserie (Serie PoV-R) der experimentellen Untersuchungen sind in Abbildung 5.14 mit denen der numerischen Simulationen gegenübergestellt. Da grundsätzlich in den experimentellen Untersuchungen unabhängig von der Bewehrungskonfigu-

ration ein Stahlversagen der VDL in Verbindung mit dem sekundären Versagensmechanismus der Teilflächenpressung aufgetreten ist (siehe Kapitel 3), wird die Approximationsgüte des numerischen Modells im Hinblick auf die Dübelkennlinie zunächst auf Grundlage der Serie PoV-R analysiert und bewertet. Die Gegenüberstellung der Dübelkennlinien der numerischen Simulationen und der experimentellen Untersuchungen der Serien PoV-B und PoV-Q sind im Anhang E dargestellt. Aufbauend auf der Bewertung der Approximationsgüte der Dübelkennlinien des numerischen Modells werden die Schubtragfähigkeit (siehe Abbildung 5.16) und das Verformungsvermögen (siehe Abbildung 5.17) der jeweiligen Versuchsserie im Vergleich zu den Push-out-Versuchen bewertet.

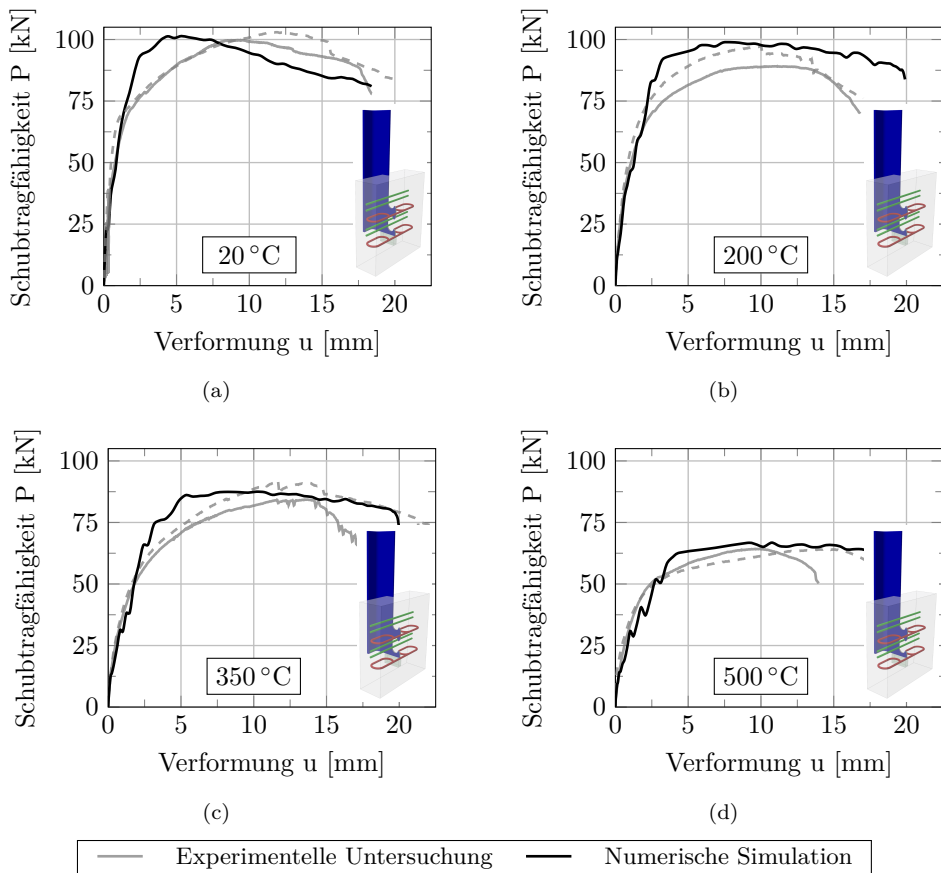


Abbildung 5.14: Gegenüberstellung der Dübelkennlinien der experimentellen Untersuchungen und numerischen Simulationen der Serie PoV-R bei (a) Raumtemperaturbedingungen, (b) 200 °C, (c) 350 °C und (d) 500 °C

Die Auswertung der Dübelkennlinien und die Bewertung des Verformungsvermögens der numerischen Simulationen erfolgt in Analogie zu den Push-out-Versuchen auf Basis des Anhangs B der *DIN EN 1994-1-1 (2010)*. Dabei wird das Abbruchkriterium gemäß der *DIN EN 1994-1-1 (2010)* ebenso bei den numerischen Simulationen verwendet. Die Simulationen werden bei einer Reduktion der Schubtragfähigkeit nach Erreichen der maximalen Schubtragfähigkeit um 20 % abgebrochen. Die Dübelkennlinien sind bis zu diesem Verformungsvermögen gemäß dem Abbruchkriterium dargestellt. Das Verformungsvermögen der numerischen Simulation wird bei einer um 10 % reduzierten Schubtragfähigkeit nach Erreichen der maximalen Schubtragfähigkeit ausgewertet. Die Dübelkennlinien der numerischen Simulationen der jeweiligen Serien haben in Teilen einen unstetigen Verlauf, der durch Sprünge in den Dübelkennlinien gekennzeichnet ist. Zur mechanischen Analyse wird ein expliziter Gleichungslöser verwendet, der ein dynamisches Gleichgewicht löst. Aufgrund der Lösung des dynamischen Gleichgewichts entstehen die Unstetigkeiten in den Verläufen der Dübelkennlinien.

Grundsätzlich werden von den numerischen Simulationen das Schubtragverhalten - die Dübelkennlinie -, die Schubtragfähigkeit, das Verformungsvermögen und die Anfangssteifigkeit der VDL unabhängig von der Bewehrungskonfiguration in guter Übereinstimmung zu den experimentellen Untersuchungen approximiert. Allerdings wird vor allem bei Raumtemperaturbedingungen das Schubtragverhalten bzw. die Steifigkeit der VDL infolge der Beanspruchung im nichtlinearen Bereich des Versuchs mit dem numerischen Modell überschätzt (siehe Abbildung 5.14(a) und Abbildung 5.15). Die Differenz zwischen der numerischen und experimentellen Dübelkennlinie ist auf den sekundären Versagensmechanismus der Teilflächenpressung zurückzuführen, der in den Detailanalysen der Push-out-Versuche festgestellt wurde. Beim sekundären Versagensmechanismus der Teilflächenpressung wird bei den experimentellen Untersuchungen infolge der hohen Kontaktpressung der Beton im Bereich der VDL pulverisiert. Der pulverisierte Beton hat eine geringere Steifigkeit und folglich reduziert sich mit der Pulverisierung des Betons die Steifigkeit des Verbundmittels. Aufgrund der geringeren Steifigkeit des pulverisierten Betons weist die Dübelkennlinie der experimentellen Untersuchungen im nichtlinearen Bereich eine geringere Steifigkeit im Vergleich zur Dübelkennlinie der numerischen Simulationen auf (siehe Abbildung 5.15). Die Pulverisierung des Betons und die damit verbundene Steifigkeitsreduktion kann mit den etablierten numerischen Methoden nicht abgebildet werden, da die Veränderung des Betons von einem festen Material - dem *Beton* - hin zu einem granularem Material - dem *pulverisierter Beton* - bei der Modellierung der Push-out-Versuche als Festkörpermodell nicht beschrieben werden kann.

Bei erhöhten Temperaturen ist in den Detailuntersuchungen der Push-out-Versuche ebenso der sekundäre Versagensmechanismus der Teilflächenpressung aufgetreten. Al-

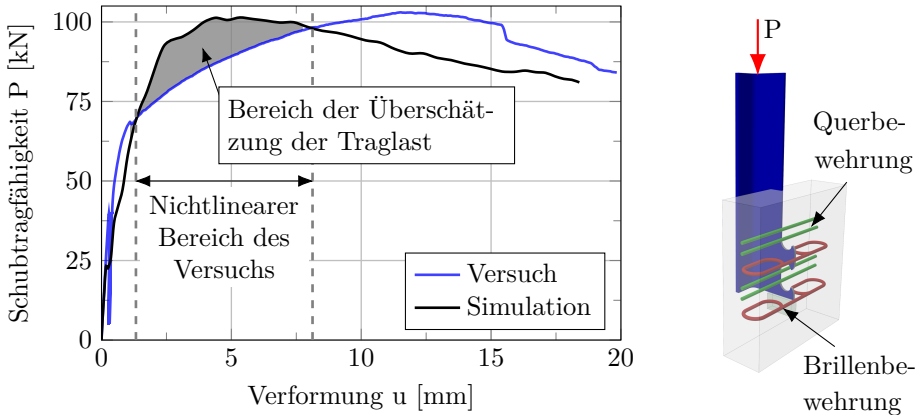


Abbildung 5.15: Bewertung der Dübelkennlinie der numerischen Simulation im Vergleich zur Dübelkennlinie der experimentellen Untersuchung am Beispiel der Serie PoV-R bei Raumtemperaturbedingungen

lerdings wird bei erhöhten Temperaturen die Steifigkeit und somit das Schubtragverhalten im nichtlinearen Bereich des Versuchs der Dübelkennlinie mit den numerischen Simulationen nicht überschätzt (siehe Abbildung 5.14 und Anhang E). Dies ist zum einen bei der Serie PoV-R auf die Reduktion des Phänomens der Ausbildung der Teilflächenpressung zurückzuführen. Zum anderen resultiert die bessere Abbildung des nichtlinearen Bereichs des Versuchs mit dem numerischen Modell bei erhöhten Temperaturen aus der Vergrößerung des Verformungsvermögens der temperaturabhängigen Betonstauchung $\varepsilon_{c1}(\theta_c)$ bei der zugehörigen Betondruckfestigkeit $f_{cm}(\theta_c)$. Durch Vergrößerung der Betonstauchung erhöht sich im numerischen Modell das Verformungsvermögen der einzelnen Elemente des Betons. Mit dem vergrößerten Verformungsvermögen kann somit das Phänomen der Teilflächenpressung bei erhöhten Temperaturen besser mit dem entwickelten numerischen Modell abgebildet werden. Aus diesen Gründen wird das Schubtragverhalten der VDL mit dem entwickelten numerischen Modell bei erhöhten Temperaturen in guter Übereinstimmung zu den experimentellen Untersuchungen approximiert.

Für eine explizite Beschreibung des Phänomens der Teilflächenpressung in den numerischen Simulationen ist ein Modellierungsansatz erforderlich, mit dem der Schädigungsprozess berücksichtigt werden kann. Die Berücksichtigung des Schädigungsprozesses kann entweder in Form einer Elementlöschung oder durch eine Steifigkeitsreduktion in Abhängigkeit der Schädigung des Betons erfolgen. Dies wird im Rahmen dieser Forschungsarbeit jedoch nicht weiter verfolgt. Dennoch werden mit dem entwickelten numerischen Modell die Schubtragfähigkeit, die Duktilität und das Verformungsvermögen und die Anfangssteifigkeit zählen, in sehr guter Übereinstimmung zwischen

numerischer Simulation und experimenteller Untersuchung approximiert, die im Nachfolgenden diskutiert werden.

Zunächst wird die Abbildung des ersten relevanten Aspekts für den Hochbau - die Schubtragfähigkeit der VDL - der numerischen Simulationen im Vergleich zu den experimentellen Untersuchungen analysiert. Der Vergleich der maximalen Schubtragfähigkeit zwischen der numerisch und experimentell ermittelten Schubtragfähigkeit ist in Abbildung 5.16 dargestellt. Grundlage der Bewertung der Approximationsgüte der maximalen Schubtragfähigkeit der jeweiligen Versuchsserie ist eine Abweichung von maximal 10 % bezogen auf den Mittelwert der Schubtragfähigkeit der Push-out-Versuche. Diese prozentuale Abweichung wird ebenso bei der Versuchsauswertung des Standard-Abscherversuchs des Anhangs B der *DIN EN 1994-1-1 (2010)* verwendet. Mit zunehmender Verbundmitteltemperatur verringert sich wie bei den Push-out-Versuchen die numerisch ermittelte Schubtragfähigkeit. Die Abnahme der Schubtragfähigkeit ist im Wesentlichen auf die Festigkeitsreduktionen von Baustahl und Normalbeton zurückzuführen. Die temperaturabhängige Reduktion der Schubtragfähigkeit wird unabhängig von der Versuchsserie vom numerischen Modell in guter Übereinstimmung zu den experimentellen Untersuchungen abgebildet. In den experimentellen Untersuchungen wird die Schubtragfähigkeit bei dieser Verbundmitteltemperatur um ca. 30 - 35 % verringert. Die Schubtragfähigkeit wird mit dem numerischen Modell bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C bei den Serien PoV-R und PoV-B um ca. 35 % und bei der Serie PoV-Q um ca. 25 % reduziert. Dies entspricht derselben Größenordnung der Reduktion der Schubtragfähigkeit im Vergleich zu den Push-out-Versuchen. Die Schubtragfähigkeit der Serien PoV-R und PoV-Q wird vom numerischen Modell in guter Übereinstimmung zur experimentell ermittelten Schubtragfähigkeit der VDL abgebildet, wobei mit dem numerischen Modell dieser Serien eine höhere Schubtragfähigkeit ermittelt wird. Mit dem numerischen Modell wird die Schubtragfähigkeit um maximal 6 % überschätzt. Im Gegensatz dazu wird bei der Serie PoV-B unabhängig von der Verbundmitteltemperatur mit dem entwickelten numerischen Modell die Schubtragfähigkeit um bis zu 10 % bezogen auf den Mittelwert der Schubtragfähigkeit der experimentellen Untersuchungen unterschätzt. Die Differenz zwischen den Push-out-Versuchen und der numerischen Simulation dieser Serie ist auf die Abbildung der Tragmechanismen im Beton infolge der fehlenden Brillenbewehrung zurückzuführen. Mit dem numerischen Modell wird die Tragwirkung des Betons ohne Brillenbewehrung im Vergleich zu den experimentellen Untersuchungen unterschätzt, weshalb numerisch eine geringere Schubtragfähigkeit ermittelt wird. Schlussendlich kann aus der geringen Abweichung zwischen der numerischen Simulationen und der experimentellen Untersuchungen Folgendes abgeleitet werden. Mit dem numerischen Modell werden in Übereinstimmung zu den Push-out-Versuch zum einen das Schubtragverhalten bei

Raumtemperaturbedingungen sowie bei erhöhten Temperaturen und zum anderen der Temperatureinfluss auf die Schubtragfähigkeit abgebildet.

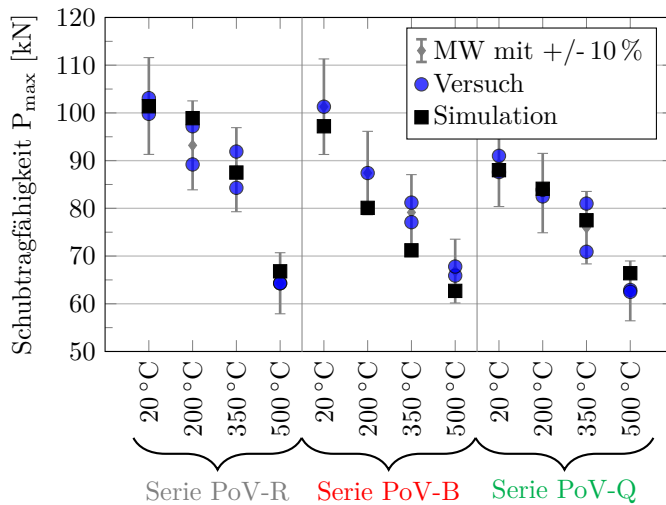


Abbildung 5.16: Gegenüberstellung der numerischen und experimentellen Schubtragfähigkeit der VDL der Push-out-Versuche unter Berücksichtigung einer Abweichung von 10% bezogen auf den Mittelwert (MW) der experimentellen Untersuchungen

Der zweite wesentliche Aspekt für den Hochbau ist die Abbildung des Verformungsvermögens der VDL, um die Approximationsgüte des numerischen Modells zu bewerten. Grundlage der Bewertung der Abbildung des Verformungsvermögens mit dem numerischen Modell im Vergleich zu den experimentellen Untersuchungen ist das Verformungskriterium des Anhangs B gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)*. Das Verformungsvermögen der numerischen Simulationen im Vergleich zu den experimentellen Untersuchungen ist in Abbildung 5.17 dargestellt. Grundsätzlich wird wie in den experimentellen Untersuchungen in den numerischen Simulationen das Verformungskriterium von 6 mm gemäß *DIN EN 1994-1-1 (2010)* erreicht, um als duktilen Verbundmittel eingestuft zu werden. Aus der Gegenüberstellung des experimentell und numerisch ermittelten Verformungsvermögens können zwei wesentliche Aspekte abgeleitet werden. Der erste Aspekt betrifft den Unterschied zwischen den experimentellen Untersuchungen und den numerischen Simulationen hinsichtlich des Verformungsvermögens bei Raumtemperaturbedingungen. Der zweite Aspekt ist eine Erkenntnis aus den numerischen Simulationen, die das variierende Verformungsvermögen der Serie PoV-R im Vergleich zu den Serien PoV-B und PoV-Q zum Gegenstand hat.

Der Unterschied beim Verformungsvermögen bei Raumtemperaturbedingungen ist auf den sekundären Versagensmechanismus der Teilflächenpressung zurückzuführen. Da

die Pulverisierung des Betons bei Raumtemperaturbedingungen mit dem entwickelten numerischen Modell nicht beschrieben werden kann, wird die Steifigkeit und das Verformungsvermögen im Vergleich zu den Push-out-Versuchen im nichtlinearen Bereich der Dübelkennlinie des Versuchs überschätzt (siehe Abbildung 5.15). Folglich wird die maximale Schubtragfähigkeit bei einer geringeren Verformung erreicht. Einhergehend mit einer maximalen Schubtragfähigkeit bei einer geringeren Verformung ist eine Reduktion der Schubtragfähigkeit bei einer geringeren Verformung im Vergleich zu den Push-out-Versuchen. Aufgrund der fehlenden Abbildung des sekundären Versagensmechanismus mit dem numerischen Modell wird das Verformungskriterium gemäß des Anhangs B der *DIN EN 1994-1-1 (2010)* bei einer geringeren Verformung erreicht und das Verformungsvermögen mit den numerischen Simulationen unterschätzt.

Die Erkenntnis hängt mit dem Verformungsvermögen der jeweiligen Serien der Push-out-Versuche in Abhängigkeit der Verbundmitteltemperatur zusammen (siehe Abbildung 5.17). Das Verformungsvermögen der Serie PoV-R ist mit zunehmender Verbundmitteltemperatur bei den experimentellen Untersuchungen und numerischen Simulationen im Gegensatz zu den Serien PoV-B und PoV-Q nahezu konstant. Bei den Serien PoV-B und PoV-Q hingegen nimmt das Verformungsvermögen mit zunehmender Verbundmitteltemperatur zu. Grundsätzlich wird dieses unterschiedliche Verformungsverhalten der Versuchsserien in Abhängigkeit der Verbundmitteltemperatur mit dem numerischen Modell abgebildet (siehe Abbildung 5.17). Die Differenz im Verformungsverhalten der jeweiligen Versuchsserien ist auf die Bewehrungskonfiguration der VDL (Brillen- und Querbewehrung) in Verbindung mit dem sekundären Versagensmechanismus zurückzuführen. Das nahezu konstante Verformungsvermögen bei erhöhten Temperaturen der Serie PoV-B ist in dem Versagensmechanismus Stahlversagen begründet, bei dem das Verformungsvermögen des Stahlzahns der VDL maßgebend ist. Das Verformungsvermögen des Stahlzahns respektive des Baustahls ist gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* unabhängig von der Bauteiltemperatur. Deshalb ist das Verformungsvermögen der Serie PoV-R nahezu konstant bei erhöhten Temperaturen. Das Verformungsvermögen wird lediglich von der Ausbildung des sekundären Versagensmechanismus beeinflusst, der sich mit zunehmender Verbundmitteltemperatur reduziert (siehe Abschnitt 3.4). Die fehlende Brillenbewehrung beeinflusst die Umschnürungswirkung der VDL (*Claßen et al., 2014a*) und wirkt sich somit bei der Serie PoV-B auf das Verformungsvermögen aus. Dabei zeigt sich die Auswirkung der fehlenden Brillenbewehrung ausschließlich bei erhöhten Temperaturen auf das Verformungsvermögen, da erst bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C das Verformungsvermögen signifikant zunimmt. Ähnlich zur Schubtragfähigkeit der Serie PoV-B ist das Verformungsverhalten bis zu einer Verbundmitteltemperatur von 350 °C geringer, da die Tragwirkung des Betons ohne die Brillenbewehrung mit dem numerischen Mo-

dell unterschätzt wird. Die Zunahme des Verformungsvermögens der Serie PoV-Q ist ebenso auf die Bewehrung der VDL zurückzuführen. Allerdings ist die Zunahme des Verformungsvermögens der Serie PoV-Q in der Querbewehrung des Verbundmittels in Verbindung mit der Ausbildung des Bereichs des komprimierten Betons und dem Bereich der Teilflächenpressung begründet (siehe Abschnitt 3.4). Durch den fehlenden zweiten Bewehrungsstab in der Dübelzahnausnehmung vergrößern sich mit zunehmender Verbundmitteltemperatur der Bereich des komprimierten Betons und der Teilflächenpressung. Diese Vergrößerung dieser Bereiche bei erhöhten Temperaturen resultiert in einer Zunahme des Verformungsvermögens, das auf den größeren Abstand zwischen dem Stahlzahn der VDL und dem Bewehrungsstab im Vergleich zur Serie PoV-R zurückzuführen ist. Dieser Einfluss auf das Verformungsverhalten wird vom numerischen Modell im Gegensatz zu Raumtemperaturbedingungen abgebildet, da sich die implementierte Betonstauchung gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* mit zunehmender Verbundmitteltemperatur vergrößert.

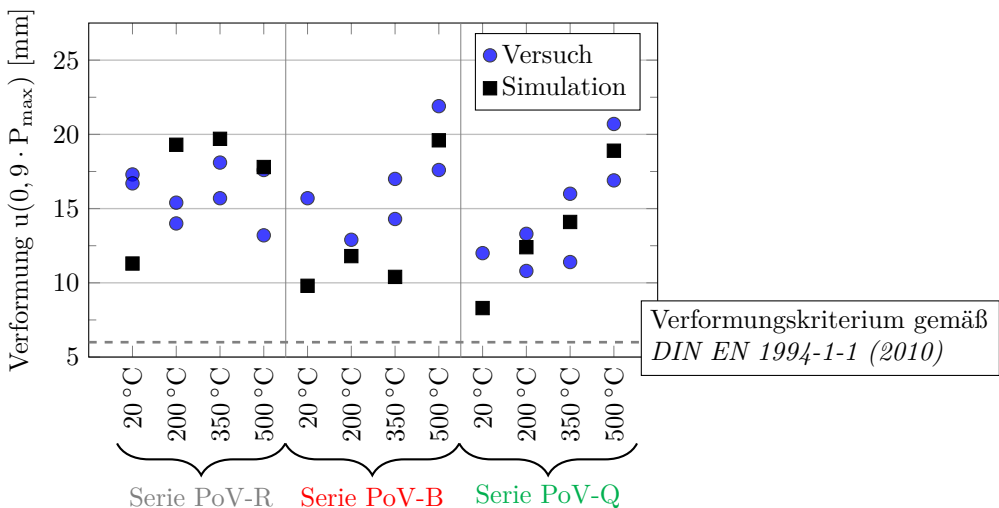


Abbildung 5.17: Gegenüberstellung des Verformungsvermögens der VDL der numerischen Simulation und experimentellen Untersuchung auf Basis des Verformungskriteriums des Anhangs B der *DIN EN 1994-1-1 (2010)*

Neben einer ausreichenden quantitativen Übereinstimmung der Dübelkennlinien, der Schubtragfähigkeit und dem Verformungsvermögen zwischen numerischer Simulation und experimenteller Untersuchung ist eine Bewertung hinsichtlich der Abbildung des Versagensmechanismus und des -zustandes des numerischen Modells erforderlich. Dazu zählen zum einen die Abbildung des Beanspruchungscharakteristikums des Stahlversagens in Verbindung mit der plastischen Verformung der VDL und zum anderen das Bruchbild des Betons infolge der plastischen Verformung des Stahlzahns.

Das Beanspruchungscharakteristikum bei einem Stahlversagen ist die Ausbildung des kritischen Schnitts oberhalb des Dübelfußes der VDL, der durch einen *von Mises*-Fließzustand im numerischen Modell gekennzeichnet ist. In Abbildung 5.18 ist die Spannungsverteilung infolge einer Schubbeanspruchung bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C dargestellt. Infolge der Schubbeanspruchung erreichen die Spannungen die temperaturabhängigen Materialfestigkeiten und die zunehmende Verschiebung resultiert in einer plastischen Verformung des Stahlzahns der VDL. Dabei bildet sich vom Initiierungspunkt (siehe (Abbildung 5.18(a)) aus im kritischen Schnitt der VDL (oberhalb der Dübelfußes) ein *von Mises*-Fließzustand aus (Abbildung 5.18(b)). Zur Bewertung der Abbildung der plastischen Verformung der VDL bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C werden die numerische Simulation und die experimentelle Untersuchung miteinander verglichen (siehe Abbildung 5.19(d)). Die plastische Verformung wird allerdings mit dem numerischen Modell nur in Teilen in guter Übereinstimmung abgebildet, da die VDL infolge der Schubbeanspruchung vollständig im kritischen Schnitt abschert (siehe Abbildung 5.19(d)). Da das Abscheren der VDL nicht im numerischen Modell berücksichtigt wird, unterscheiden sich die plastischen Verformungen der numerischen Simulation im Vergleich zur experimentellen Untersuchung. Im Gegensatz zu einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C werden bei Raumtemperaturbedingungen sowie bei den weiteren Verbundmitteltemperaturen die plastischen Verformungen in guter Übereinstimmung zu den experimentellen Untersuchungen abgebildet (siehe Abbildung 5.19). Somit wird der in den experimentellen Untersuchungen abgeleitete primäre Versagensmechanismus des Stahlversagens mit den numerischen Simulationen bei Raumtemperaturbedingungen sowie bei erhöhten Temperaturen erfasst. Das aus Schub und Biegung resultierende Beanspruchungscha-

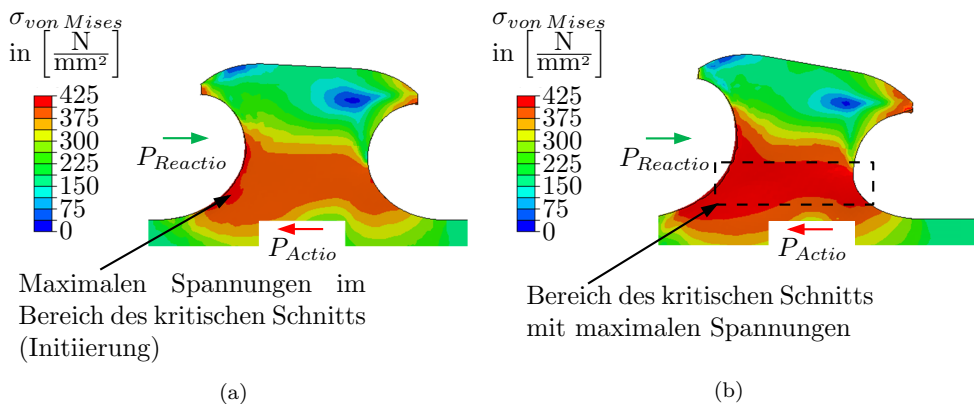


Abbildung 5.18: Spannungsverteilung im kritischen Schnitt der VDL bei einer Bauteiltemperatur von 500 °C in (a) der Initiierungsphase und (b) im Versagenszustand

rakteristikum des Stahlversagens in Verbindung mit der plastischen Verformung der VDL wird unabhängig von der Verbundmitteltemperatur realitätsnah abgebildet.

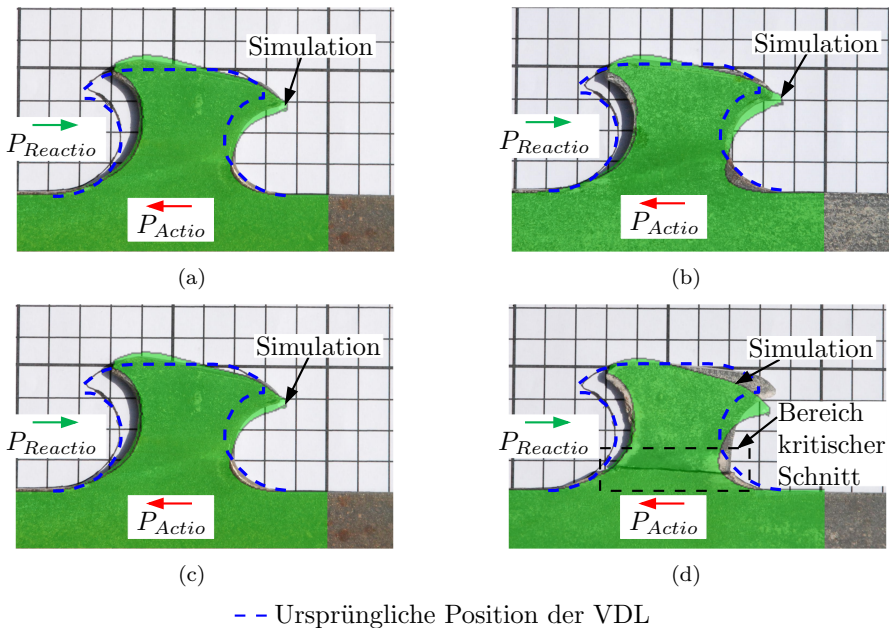


Abbildung 5.19: Plastische Verformungen der VDL der numerischen Simulation und der experimentellen Untersuchung der Serie PoV-R bei (a) Raumtemperaturbedingungen, (b) 200 °C, (c) 350 °C und (d) 500 °C

Die plastische Verformung und die daraus resultierende Verdrehung der VDL hat eine Abtriebskraft zur Folge, die schlussendlich zur Bildung des Ausbruchkegels im Betongurt führt. Dieser Tragmechanismus ist grundlegend in Abschnitt 2.4.3 und Abschnitt 3.3 erläutert. Die Bildung eines Ausbruchkegels respektive die Rissbildung des Betons kann im numerischen Modell über eine verschmierte Darstellung erfolgen. Bei dieser Darstellung des Ausbruchkegels erfolgt die Abbildung mittels der implementierten Zugschädigung des Betons. Die Zugschädigung des Betons repräsentiert im numerischen Modell die Rissbildung und den daraus resultierenden Ausbruchkegel. Somit kann auf Grundlage der Zugschädigung des Betons der numerischen Simulationen die Abbildung des Ausbruchkegels im Vergleich zu den experimentellen Untersuchungen beurteilt werden. Das Bruchbild des Betons ist als Ansicht des Betongurts der Push-out-Versuche in Abbildung 5.20 dargestellt. In Abbildung 5.20 wird das Bruchbild der numerischen Simulationen in Abhängigkeit der Zugschädigung (linker Teil der einzelnen Abbildungen) mit dem Ausbruchkegel der experimentellen Untersuchungen (rechter Teil der einzelnen Abbildungen) gegenübergestellt. Bei den numerischen Simu-

lationen entspricht der Bereich der ungeschädigten Elemente hin bis zu den vollständig geschädigten Elementen des Betons dem Bereich des Ausbruchkegels. Der Ausbruchkegel infolge der Verdrehung der VDL der Push-out-Versuche wird unabhängig von der Verbundmitteltemperatur in guter Übereinstimmung zu den experimentellen Untersuchungen abgebildet.

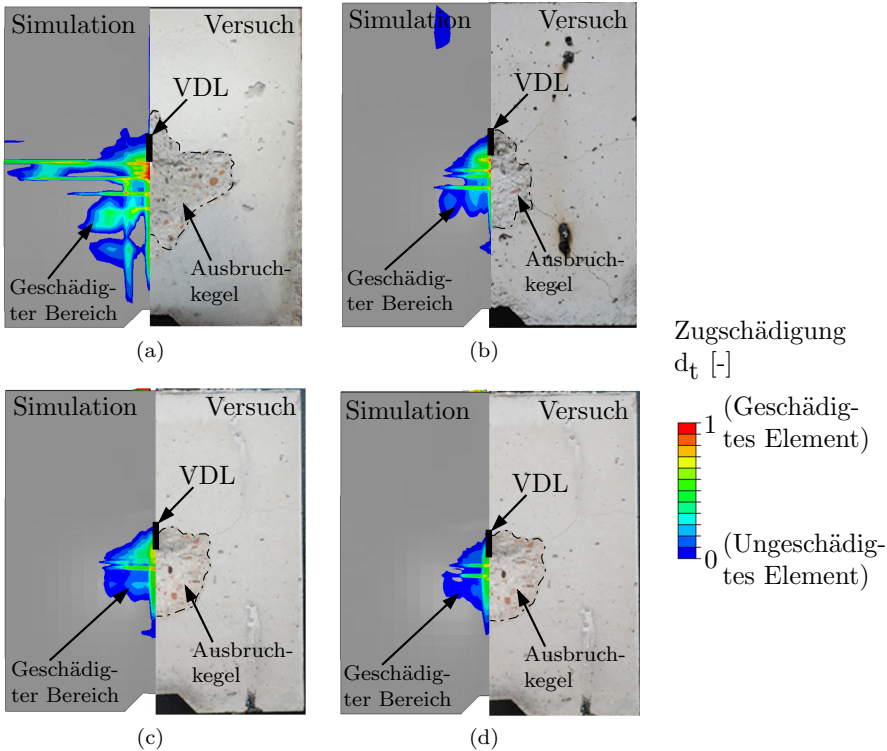


Abbildung 5.20: Gegenüberstellung der Ansicht des Ausbruchkegels des Betons der numerischen Simulation (links) und der experimentellen Untersuchung (rechts) bei (a) Raumtemperaturbedingungen, (b) 200 °C, (c) 350 °C und (d) 500 °C

Mit dem auf Basis der etablierten Modellierungsansätzen entwickelten numerischen Modell kann das Schubtragverhalten der VDL sowohl bei Raumtemperaturbedingungen als auch bei erhöhten Temperaturen in guter Übereinstimmung zu den experimentellen Untersuchungen approximiert werden. Des Weiteren werden mit dem entwickelten numerischen Modell die Beanspruchungscharakteristika des Versagensmechanismus zutreffend wiedergegeben. Aus diesem Grund kann eine der wesentlichen Fragestellungen dieser Forschungsarbeit die Charakterisierung des Schubtragverhaltens der VDL bei erhöhten Temperaturen mit dem numerischen Modell weiterführend bewertet und analysiert werden.

5.3.4 Bewertung des numerischen Modells

Im zweiten Schritt zur Ableitung eines allgemeingültigen numerischen Modells zur Beschreibung des Schubtragverhaltens der VDL mit unterschiedlichen Versagensmechanismen wird mit dem auf Basis der experimentellen Untersuchungen abgeleiteten Modellierungsansatz analysiert, ob mit diesem Push-out-Versuche zum Schubtragverhalten aus der Literatur ebenfalls beschrieben werden können. Mit dem entwickelten numerischen Modell, das in Abschnitt 5.3.2 dargestellt ist, wird der primäre Versagensmechanismus Stahlversagen mit den Beanspruchungscharakteristiken sowie der Temperatureinfluss auf die Schubtragfähigkeit zutreffend abgebildet. Allerdings kann neben dem Stahlversagen ein Betonversagen der VDL in Form der primären Versagensmechanismen Ausstanzen des Betons oder Abscheren des Betons auftreten. Um ein allgemeingültiges numerisches Modell abzuleiten, ist zu verifizieren, ob mit dem entwickelten numerischen Modell neben dem Versagensmechanismus Stahlversagen ebenso ein Ausstanzen des Betons abgebildet werden kann. Aufgrund der in der Regel querbewehrten VDL ist der Versagensmechanismus des Abscherens des Betons nicht maßgebend. Aus diesem Grund wird der Versagensmechanismus des Abscherens des Betons nicht weiter betrachtet. Die Beurteilung der Abbildung des primären Versagensmechanismus des Ausstanzens des Betons mit dem entwickelten Modellierungsansatz erfolgt mittels Push-out-Versuchen aus der Literatur. Grundlage der Beurteilung der Approximationsgüte des entwickelten numerischen Modells sind die Push-out-Versuche mit einem Ausstanzversagen von *Claßen et al. (2014a)* mit einer VDL in Puzzleform und *Feldmann et al. (2014)* mit einer VDL in Klothoidenform, die in Abschnitt 2.4.3 beschrieben sind.

Basis der numerischen Simulationen zum Schubtragverhalten mit einem Ausstanz des Betons von *Claßen et al. (2014a)* und *Feldmann et al. (2014)* sind die in Abschnitt 5.3.2 erläuterten Modellierungsansätze zur Implementierung der Geometrie, Kontakt- und Randbedingungen. Auf deren Grundlage werden die in Abbildung 5.21 dargestellten numerischen Modelle entwickelt. In Analogie zum Modellierungsansatz für die numerischen Simulationen der Push-out-Versuche dieser Forschungsarbeit werden die mechanischen Kennwerte (σ - ε -Beziehung und Materialkennwerte) mit den von *Claßen et al. (2014a)* und *Feldmann et al. (2014)* experimentell ermittelten Materialkennwerten der jeweiligen Push-out-Versuche implementiert. Des Weiteren werden für die Modellparameter des *CDP*-Modells zur Beschreibung des nichtlinearen Verhaltens von Beton dieselben Modellparameter wie bei dem numerischen Modell zur Validierung der Push-out-Versuche dieser Forschungsarbeit verwendet. Die mechanischen Kennwerte sowie die Modellparameter des *CDP*-Modells der numerischen Modelle der Push-out-Versuche von *Claßen et al. (2014a)* und *Feldmann*

et al. (2014) sind in Anhang F dargestellt.

In Abbildung 5.21 werden die Dübelkennlinien der numerischen Simulationen zum Schubtragverhalten mit den Dübelkennlinien der experimentellen Untersuchungen von *Claßen et al. (2014a)* und *Feldmann et al. (2014)* verglichen. Grundlage der Auswertung der Dübelkennlinien der numerischen Simulation ist wieder das Abbruchkriterium gemäß des Anhangs B der *DIN EN 1994-1-1 (2010)*. Die Dübelkennlinien der numerischen Simulation der Push-out-Versuche von *Claßen et al. (2014a)* und *Feldmann et al. (2014)* weisen in Analogie zu den numerischen Simulationen der Push-out-Versuche dieser Forschungsarbeiten Unstetigkeiten im Verlauf auf. Diese Unstetigkeiten sind wiederum auf den expliziten Gleichungslöser zurückzuführen, bei ein dynamisches Gleichgewicht gelöst wird.

Aus der Gegenüberstellung der Dübelkennlinien (siehe Abbildung 5.21) kann abgeleitet werden, dass das Schubtragverhalten mit einem Ausstanzversagen in einer sehr guten Übereinstimmung mit dem numerischen Modell abgebildet wird. Dabei wird der für ein Ausstanzversagen charakteristische Abfall nach Erreichen der maximalen Schubtragfähigkeit vom numerischen Modell erfasst. Des Weiteren werden mit dem numerischen Modell der Push-out-Versuche von *Claßen et al. (2014a)* und *Feldmann et al. (2014)* die für den Hochbau relevanten Aspekte die Schubtragfähigkeit und das Verformungsvermögen zutreffend abgebildet. In Tabelle 5.1 werden die Schubtragfähigkeit und das Verformungsvermögen der numerischen Simulation mit den experimentellen Untersuchungen gegenübergestellt. Entsprechend der numerischen Simulation zu den Push-out-Versuchen dieser Forschungsarbeit weicht die Schubtragfähigkeit und das Verformungsvermögen der numerischen Simulation geringfügig von den experi-

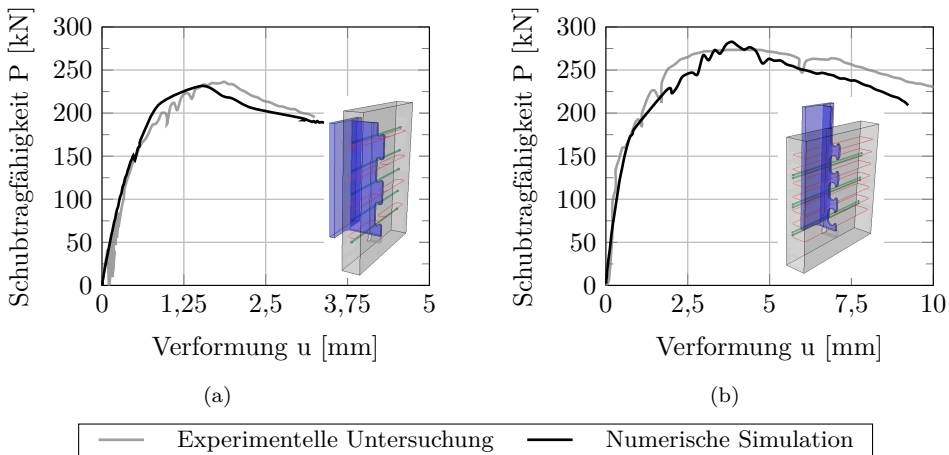


Abbildung 5.21: Gegenüberstellung der Dübelkennlinien der experimentellen Untersuchungen mit einem Ausstanzversagen von (a) *Claßen et al. (2014a)* und (b) *Feldmann et al. (2014)* mit den numerischen Simulationen

mentellen Untersuchungen ab. Außerdem kann aus der Gegenüberstellung der Dübelkennlinien in Abbildung 5.21 abgeleitet werden, dass die Anfangssteifigkeit mit dem numerischen Modell zutreffend approximiert wird.

Tabelle 5.1: Gegenüberstellung der Schubtragfähigkeit und des Verformungsvermögens der numerischen Simulation und der Push-out-Versuche von *Claßen et al. (2014a)* und *Feldmann et al. (2014)*

		P_{\max}	$u(0,9 \cdot P_{\max})$
<i>Claßen et al. (2014a)</i>	Numerische Simulation	231 kN	2,3 mm
	Experimentelle Untersuchung	236 kN	2,6 mm
<i>Feldmann et al. (2014)</i>	Numerische Simulation	282 kN	5,9 mm
	Experimentelle Untersuchung	273 kN	8,4 mm

Neben der quantitativen Approximation des Schubtragverhaltens ist die Abbildung des Beanspruchungscharakteristikums des Versagensmechanismus Ausstanzen des Betons mit dem numerischen Modell von Relevanz. Das Charakteristikum des Versagensmechanismus Ausstanzen des Betons ist die Rissbildung mit der anschließenden Bildung eines Ausbruchkegels ausgehend von der VDL. In Abbildung 5.22 werden der Ausbruchkegel der numerischen Simulationen und der Ausbruchkegel der experimentellen Untersuchungen von *Claßen et al. (2014a)* und *Feldmann et al. (2014)* vergleichend dargestellt. Dabei repräsentiert die Zugschädigung wiederum in der numerischen Simulation den Ausbruchkegel und die Rissbildung im Betongurt. Die Rissbildung und der Ausbruchkegel der Push-out-Versuche von *Claßen et al. (2014a)* und *Feldmann et al. (2014)* werden vom numerischen Modell zutreffend abgebildet.

5.3.5 Erkenntnisse

Im vorherigen Unterkapitel wurde das entwickelte numerische Modell zur Beschreibung des Schubtragverhaltens einer VDL dargestellt. Auf Grundlage der experimentellen Untersuchungen dieser Forschungsarbeit zur Schubtragfähigkeit mit einem Stahlversagen wurde das numerische Modell bei Raumtemperaturbedingungen und erhöhten Temperaturen validiert. Zur Ableitung eines allgemeingültigen numerischen Modells zur Beschreibung des Schubtragverhaltens bei Raumtemperaturbedingungen und erhöhten Temperaturen wird die Approximationsgüte des entwickelten Modellierungs-

ansatzes des numerischen Modells auf Basis von Push-out-Versuchen aus der Literatur verifiziert.

Mit dem Modellierungsansatz und den mechanischen Kennwerten des numerischen Modells wird das Schubtragverhalten mit einem Stahlversagen bei Raumtemperaturbedingungen und erhöhten Temperaturen in guter Übereinstimmung zu den experimentellen Untersuchungen dieser Forschungsarbeit abgebildet. Des Weiteren eignet sich der abgeleitete Modellierungsansatz zur Beschreibung der Schubtragfähigkeit mit dem Versagensmechanismus Ausstanzen des Betons. Diese Schlussfolgerung wurde auf Grundlage vergleichender numerischer Simulationen mit den experimentellen Untersuchungen aus Literatur von *Claßen et al. (2014a)* und *Feldmann et al. (2014)* abgeleitet. Aufgrund dieser Verifizierung des abgeleiteten Modellierungsansatzes kann geschlossen werden, dass das auf Basis der etablierten Methoden entwickelte numerische Modell allgemeingültig zur Beschreibung des Schubtragverhaltens einer VDL mit einem Stahlversagen oder Ausstanzen des Betons bei Raumtemperaturbedingungen und im Brandfall geeignet ist. Somit kann der Einfluss eines Temperaturgradienten auf die Schubtragfähigkeit mit dem entwickelten numerischen Modell untersucht und quantifiziert werden.

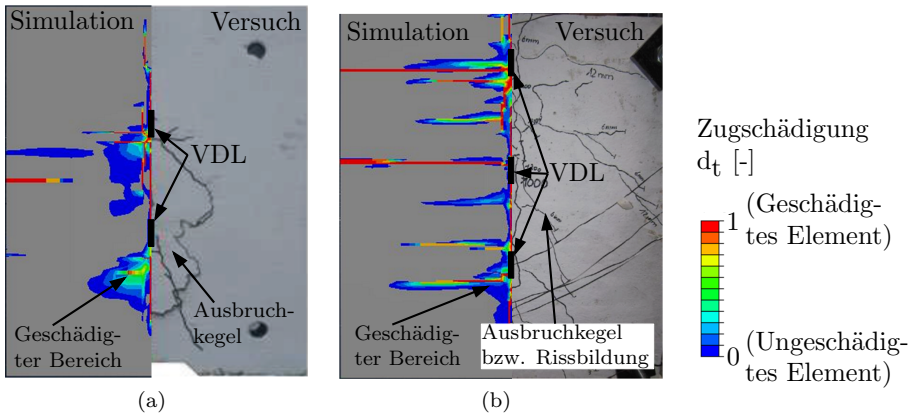


Abbildung 5.22: Gegenüberstellung der Ansicht des Ausbruchkegels des Betons der numerischen Simulation (links) und der experimentellen Untersuchung (rechts) von (a) *Claßen et al. (2014a)* und (b) *Feldmann et al. (2014)*

5.4 Bemessungsansatz zur Schubtragfähigkeit im Brandfall

5.4.1 Allgemeines

Um die praktische Anwendbarkeit von effizienten und nachhaltigen Deckensystemen wie dem *InaDeck* zu ermöglichen, sind vereinfachte Bemessungsansätze der globalen und lokalen Tragmechanismen bei Raumtemperaturbedingungen sowie im Brandfall erforderlich. In Bezug auf das *InaDeck* ist das Systemtragverhalten (globale Tragverhalten) bei Raumtemperaturbedingungen sowie im Brandfall und das Schubtragverhalten (lokale Tragmechanismen) bei Raumtemperaturbedingungen bereits in den Forschungsprojekten von *Hegger et al. (2013a)*, *Feldmann et al. (2019)* und *Mensinger et al. (2021)* analysiert worden. Durch die aBG (*DIBt, 2018*) wird eine vereinfachte Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL bei Raumtemperaturbedingungen ermöglicht. Allerdings fehlen für eine vereinfachte Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall technische sowie normative Regelungen. Aus der Bewertung einer Übertragbarkeit des vereinfachten Bemessungsansatzes zur Schubtragfähigkeit von KBD im Brandfall gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* auf die Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall des Abschnittes 3.5.4 wurde abgeleitet, dass dieser Bemessungsansatz ebenso für VDL mit einem Stahlversagen geeignet ist. Bei diesem vereinfachten Bemessungsansatz wird die Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Stahlversagen im Brandfall auf Basis der Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen in Abhängigkeit der Temperatur der VDL und dem daraus resultierenden Reduktionsfaktor für Baustahl ermittelt.

Aufgrund der Anwendbarkeit der vereinfachten Bemessungsgleichungen von KBD im Brandfall gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* wird dieser ebenso auf die Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzen des Betons im Brandfall übertragen. Daraus leitet sich die nachfolgende Gleichung zur vereinfachten Ermittlung der Schubtragfähigkeit im Brandfall ab, bei dem die Schubtragfähigkeit mit einem Ausstanzenversagen mit dem temperaturabhängigen Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit abgemindert wird.

$$P_{p0,\bar{f},k} = P_{p0,k}(f_{ck}(20^\circ\text{C})) \cdot k_{c,\theta} \quad (5.5)$$

Allerdings entsteht infolge der Brandbeanspruchung im Betongurt ein Temperaturgradient (siehe Abbildung 5.23(b)), der die Schubtragfähigkeit der VDL beim Versagensmechanismus Ausstanzen des Betons signifikant beeinflusst (siehe Abschnitt 4.3.3). Zur Bewertung und Ableitung eines Vorschlags zur vereinfachten Bemessung der Schub-

tragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzen des Betons im Brandfall wird mit dem abgeleiteten allgemeingültigen numerischen Modell (siehe Abschnitt 5.3.2) der Einfluss eines Temperaturgradienten auf das Schubtragverhalten analysiert. Dabei beziehen sich die Bewertung und die Entwicklung eines vereinfachten Bemessungsvorschlags dieser Forschungsarbeit auf die Randbedingungen des *InaDeck* und dessen brandschutztechnische Anforderung, die in Abschnitt 2.2.5 erläutert sind. Die vereinfachte Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL des *InaDeck* wird für ein Brandszenario gemäß ETK bis zu einer Feuerwiderstandsdauer von 90 Minuten unterhalb des Deckensystems entwickelt (siehe Abbildung 5.23(a)). Bei dem Szenario entsteht infolge der Schubbeanspruchung der VDL ein Ausbruchkegel in Abhängigkeit der oberen Betondeckung $c_{D,o}$. Um die Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen im Brandfall auf Grundlage der Bemessung bei Raumtemperaturbedingungen $P_{po,k}$ zu ermitteln, ist in Analogie zur vereinfachten Bemessung der Tragfähigkeit der KBD im Brandfall die Betontemperatur an einem Referenzpunkt erforderlich. Basierend auf dem Referenzpunkt wird der Reduktionsfaktor $k_{c,\theta}$ der Betondruckfestigkeit zur Abminderung der Schubtragfähigkeit abgeleitet. Dabei wird im Wesentlichen die Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen nach aBG (*DIBt, 2018*) von der Druckfestigkeit des Betons und der Höhe des Ausbruchkegels beeinflusst. Der Ausbruchkegel hängt wiederum vom Längsabstand der Verbundmittel e_x und der Betondeckung $c_{D,i}$ der VDL ab. Die Höhe des Ausbruchkegels basiert auf den wesentlichen geometrischen Randbedingungen der VDL. Die Ermittlung der Höhe des Ausbruchkegels wird ebenso im Brandfall angenommen. Demgegenüber beeinflusst die Dübelform der VDL den Versagensmecha-

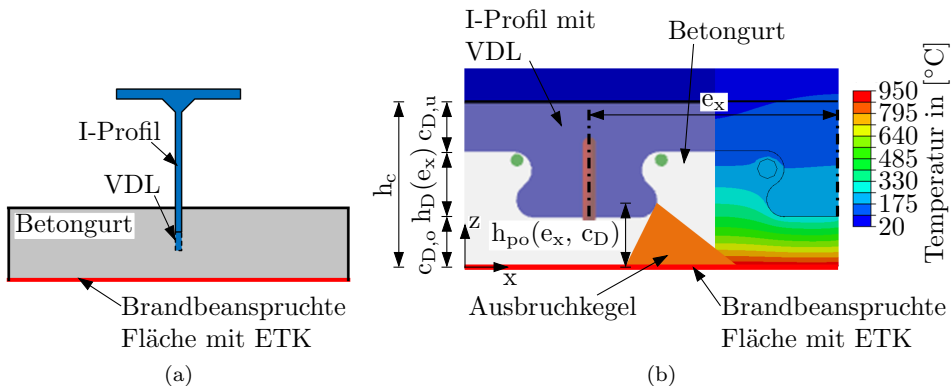


Abbildung 5.23: Schematische Darstellungen (a) der Brandbeanspruchung des *InaDeck* zur Bewertung des Temperatureinflusses auf die Schubtragfähigkeit der VDL und (b) der Gegenüberstellung des Temperaturgradienten nach 90-minütiger Brandbeanspruchung gemäß ETK mit dem Ausbruchkegel

nismus des Ausstanzens bzw. die Schubtragfähigkeit der VDL nicht. Deshalb wird für die Feuerwiderstandsdauern von 15, 30, 60 und 90 Minuten eine Beziehung zwischen der Betontemperatur θ_c bzw. dem Reduktionsfaktor für die Betondruckfestigkeit, der Betonüberdeckung der VDL $c_{D,o}$ und dem Längsabstand e_x der VDL entwickelt (siehe Abbildung 5.23(b)), um mit diesem die Schubtragfähigkeit der VDL bei Raumtemperaturbedingungen abzumindern. Ferner soll die praktische Anwendbarkeit des *InaDeck* verbessert werden sowie eine Grundlage für eine vereinfachte Bemessung von oberflächenschloss I-Profilen mit VDL bei Verbundträgern geschaffen werden.

5.4.2 Numerisches Modell und Parameterbereich

Die Entwicklung einer Beziehung zwischen der Betontemperatur bzw. Reduktionsfaktor für die Betondruckfestigkeit, der Betonüberdeckung und dem Längsabstand der VDL erfolgt mittels dreidimensionaler numerischer Simulationen zur Schubtragfähigkeit mit einem Ausstanzversagen im Brandfall. Das dreidimensionale numerische Modell gliedert sich in eine Erwärmungsphase (thermische Simulation) und die Ermittlung der Schubtragfähigkeit der VDL unter Berücksichtigung der thermischen Dehnungen infolge der Brandbeanspruchung (mechanische Simulation). In der Phase der Erwärmung des numerischen Modells wird der Betongurt auf der Unterseite durch die ETK beansprucht (siehe Abbildung 5.24(b)). Im Anschluss wird die Schubtragfähigkeit der VDL nach einer 15-, 30-, 60- und 90-minütigen Brandbeanspruchung durch die ETK numerisch ermittelt. Die Grundlage dieser numerischen Simulationen ist das in Abschnitt 5.3 entwickelte allgemeingültige numerische Modell zur Approximation von Push-out-Versuchen unter Berücksichtigung der thermischen Materialkennwerte (siehe Abschnitt 5.2.2). Das numerische Modell ist schematisch in Abbildung 5.24(a) dargestellt. Da der Versagensmechanismus des Ausstanzens des Betons unabhängig von der Form der VDL mit dem numerischen Modell abgebildet wird, wird vereinfachend als Form der VDL die Puzzleform verwendet. Eine Übersicht der mechanischen Kennwerte und Modellparameter ist in Anhang F dargestellt.

Die geometrischen Abmessungen und Materialfestigkeiten von Baustahl, Betonstahl und Normalbeton des numerischen Modells des Push-out-Versuchs werden entsprechend gewählt, um in den numerischen Simulationen ausschließlich den Versagensmechanismus des Ausstanzens des Betons zu untersuchen. Aus der Analyse der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit der VDL aus der Literatur in Abschnitt 2.4.3 wurde abgeleitet, dass mit einer Stegdicke von 20 mm gezielt der Versagensmechanismus des Ausstanzens des Betons erzeugt wird. Die Stegdicke von 20 mm weicht dabei von einer üblichen baupraktischen Anwendung ab. Um jedoch gezielt den Temperatureinfluss auf den Versagensmechanismus Ausstanzens des Betons mit einem umfangreichen Pa-

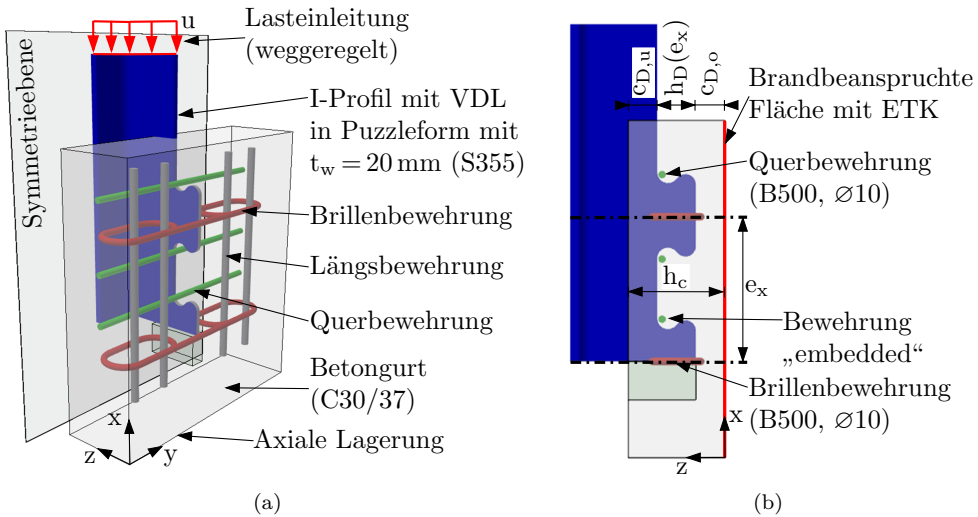


Abbildung 5.24: Numerisches Modell des Push-out-Versuchs zur Ermittlung der Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzenversagen im Brandfall: (a) Isometrie der Implementierung; (b) Seitenansicht mit charakteristischen Abmessungen

parameterbereich der Betondeckung der VDL bewerten zu können, wird die Stegdicke der VDL mit 20 mm implementiert. Des Weiteren wird im numerischen Modell die Festigkeitsklasse S355 für Baustahl und die Festigkeitsklasse C30/37 für Normalbeton verwendet, da diese unter anderem auch bei Push-out-Versuchen von *Feldmann et al. (2014)* bei einem Ausstanzen verwendet wurden (siehe Kapitel 2 Seite 55). Diese Materialfestigkeiten repräsentieren eine gängige baupraktische Anwendung (siehe beispielsweise *Springer et al. (2018)*). Die Quer-, Brillen- und Längsbewehrung wird im numerischen Modell entsprechend der Abbildung 5.24 angeordnet. Diese Bewehrungsanordnung entspricht der Anordnung der Bewehrung der VDL des *InaDeck*, für welches zunächst ein Ansatz zur Beschreibung der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall entwickelt wird.

Zur Ableitung eines Vorschlags zur vereinfachten Bemessung der Schubtragfähigkeit von VDL mit einem Ausstanzenversagen im Brandfall wird der Längsabstand variiert und für verschiedene Betondeckungen die Schubtragfähigkeit numerisch ermittelt. Die einzelnen Parameter zur Ableitung eines Vorschlags zur vereinfachten Bemessung sind in Tabelle 5.2 angegeben. Mit diesem Parameterbereich kann für unterschiedliche Feuerwiderstandsklassen eine Beziehung zwischen der Betontemperatur θ_c bzw. dem Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit $k_{c,\theta}$, der Betonüberdeckung c_D und dem Längsabstand e_x abgeleitet werden. Aus den Längsabständen sowie Betondeckungen der VDL ergibt sich jeweils eine andere Höhe des Ausbruchkegels. Aus diesem Grund ist in Ta-

belle 5.2 für die Höhe des Ausbruchkegels der mathematische Zusammenhang gemäß aBG (*DIBt, 2018*) dargestellt. Die Höhe des Ausbruchkegels wird als temperaturunabhängig angenommen. Eine Variation der Festigkeiten von Baustahl und Normalbeton ist nicht notwendig, da diese letztlich nur die maximale Schubtragfähigkeit beeinflussen. Mit den in Tabelle 5.2 dargestellten Parametern des numerischen Modells wird im Folgenden der Vorschlag zur vereinfachten Bemessung abgeleitet.

Tabelle 5.2: Parameterbereich zur Ermittlung der Betontemperatur θ_c bzw. des Reduktionsfaktors der Betondruckfestigkeit $k_{c,\theta}$ zur vereinfachten Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL in Puzzelform (PZ) mit einem Ausstanzversagen

Längs- abstand e_x [mm]	Dübelzahn- höhe $h_{D,PZ} = 0,267 \cdot e_x$ [mm]	Beton- deckung $c_{D,u}$ bzw. $c_{D,o}$ [mm]	Höhe Ausbruchkegel h_{po} [mm]
150	40	Variation von 25 mm bis 60 mm in 5 mm Schritten	$h_{po} = 0,07 \cdot e_x + c_{D,i}$
187,5	50		
225	60		
262,5	70		
300	80		

5.4.3 Vereinfachter Bemessungsansatz zur Schubtragfähigkeit von Verbunddübelleisten

Der entwickelte Vorschlag für einen vereinfachten Bemessungsansatz basiert auf numerischen Simulationen des Push-out-Versuchs zur Schubtragfähigkeit mit dem dargestellten Parameterbereich. Grundlage des Vorschlags zur vereinfachten Bemessung ist, dass die Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen analog zur Bemessung von KBD gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)*, mit dem Reduktionsfaktor für die Betondruckfestigkeit in Abhängigkeit der Betontemperatur abgemindert wird (siehe Gleichung (5.5)). Zur Quantifizierung des Temperatureinflusses auf die Schubtragfähigkeit sowie die Ermittlung des Reduktionsfaktor für die Abminderung der Schubtragfähigkeit werden das Schubtragverhalten bei Raumtemperaturbedingungen und im Brandfall für die Feuerwiderstandsdauern von 15, 30, 60 und 90 Minuten numerisch ermittelt. Die Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen wird als Referenzwert ermittelt, um den Einfluss der Brandbeanspruchung auf die Schubtragfähigkeit

bei einer Feuerwiderstandsdauer von 15, 30, 60 und 90 Minuten zu bewerten. Basierend auf den Schubtragfähigkeiten bei Raumtemperaturbedingungen und im Brandfall wird für die Feuerwiderstandsdauern eine vereinfachte Beziehung zur Ermittlung des Reduktionsfaktors der Betondruckfestigkeit $k_{c,\theta}$ in Abhängigkeit der geometrischen Randbedingungen der VDL abgeleitet.

Zunächst wird grundsätzlich der Temperatureinfluss für die jeweiligen Feuerwiderstandsklassen auf die Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen analysiert. In Abbildung 5.26 ist die Reduktion der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall für die Feuerwiderstandsdauern von 15, 30, 60 und 90 Minuten für unterschiedliche Längsabstände in Abhängigkeit der Betondeckung der VDL dargestellt. Infolge der Brandbeanspruchung verringert sich die Schubtragfähigkeit ausschließlich durch die Festigkeitsreduktion des Normalbetons. Die Festigkeit des Baustahls wird im maßgebenden Bereich (kritischer Schnitt der VDL) für die Schubtragfähigkeit selbst bei der geringsten Betondeckung des Parameterbereichs von 25 mm und der kleinstmöglichen Dübelzahnhöhe von 40 mm gemäß aBG (*DIBt, 2018*) nicht reduziert (siehe Abbildung 5.25), da die Temperaturen vom Baustahl so gering sind.

Bei einer Feuerwiderstandsdauer von 15 bzw. 30 Minuten wird die Schubtragfähigkeit nicht reduziert (siehe Abbildung 5.26(a)) bzw. nicht signifikant abgemindert (siehe Abbildung 5.26(b)). Mit zunehmender Feuerwiderstandsdauer reduziert sich die Schubtragfähigkeit des Verbundmittels infolge der Brandbeanspruchung. Bei einer Feuerwiderstandsdauer von 60 Minuten wird die Schubtragfähigkeit um ca. 10-20 % bezogen auf die Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen $P_{po}(20\text{ °C})$ infolge der Brandeinwirkung abgemindert (siehe Abbildung 5.26(c)). Bei einer Feuerwiderstandsdauer von 90 Minuten verringert sich die Schubtragfähigkeit um ca. 15-30 % bezogen auf den Referenzwert bei Raumtemperaturbedingungen (siehe Abbildung 5.26(d)). Im Gegensatz zu den Feuerwiderstandsdauern von 15 und 30 Minuten ist die Reduktion der Schubtragfähigkeit mit einer größeren Betondeckung der VDL bei den Feuerwi-

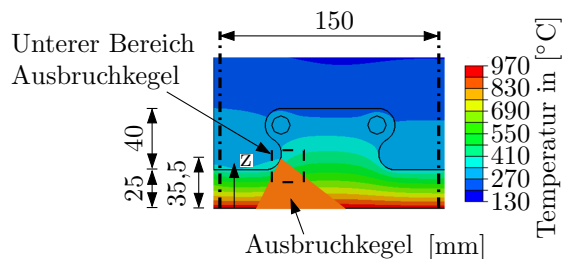


Abbildung 5.25: Temperaturfeld im Bereich der VDL nach einer 90-minütigen Brandbeanspruchung gemäß ETK mit einer schematischen Darstellung des Ausbruchkegels

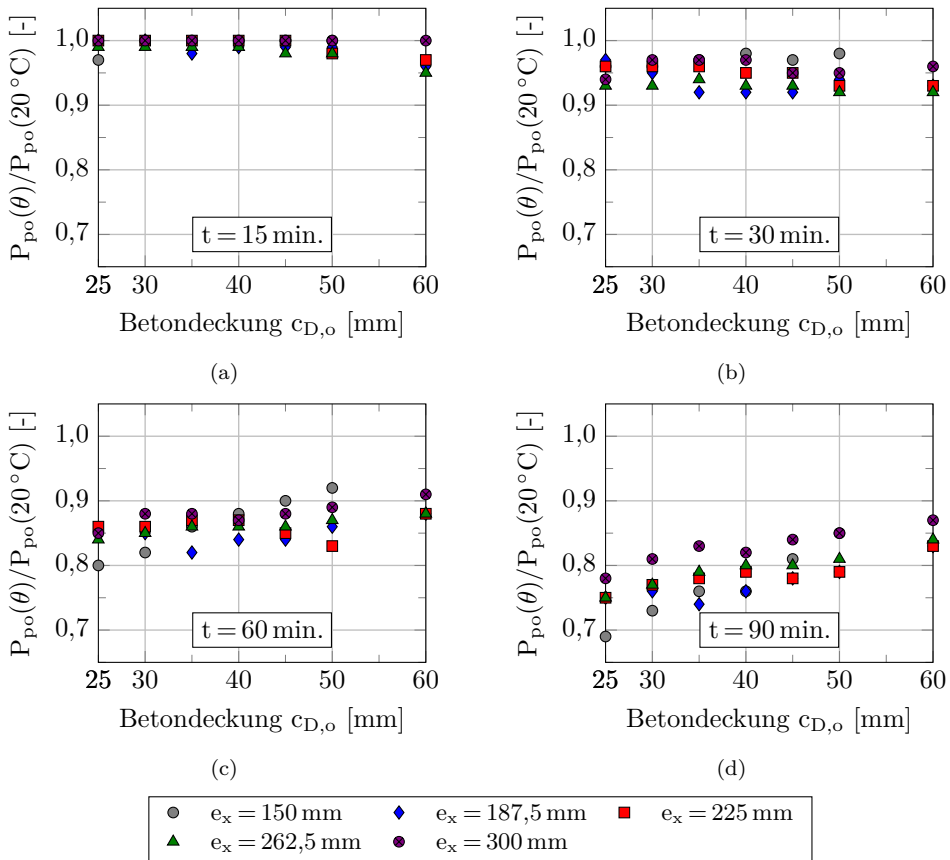


Abbildung 5.26: Reduktion der Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen bei Feuerwiderstandsdauern von (a) 15 Minuten, (b) 30 Minuten, (c) 60 Minuten und (d) 90 Minuten

derstandsdauern von 60 und 90 Minuten geringer. Die Verringerung der Reduktion der Schubtragfähigkeit mit zunehmender Betondeckung der VDL ist auf die Betondeckung selbst und dem damit verbundenen Temperaturfeld zurückzuführen. Bei einer größeren Betondeckung hat der untere Teilbereich des Ausbruchkegels (siehe Abbildung 5.25) eine geringere Betontemperatur, die gleichbedeutend mit einer geringeren Reduktion der Betontragfähigkeit ist. Die Verringerung der Abminderung der Schubtragfähigkeit mit zunehmender Betondeckung ist somit auf die geringere Reduktion der Betonfestigkeit im unteren Teilbereich des Ausbruchkegels zurückzuführen.

Zur Ableitung eines vereinfachten Bemessungsvorschlag zur Ermittlung der Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen wird zunächst der notwendige Referenzpunkt der Betontemperatur für den Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit für die Feuerwiderstandsdauern von 30, 60 und 90 Minuten ermittelt. Da bei einer

Feuerwiderstandsdauer von 15 Minuten die Schubtragfähigkeit nicht reduziert wird, ist ein vereinfachter Bemessungsvorschlag nicht notwendig. Die Bemessung kann auf Grundlage von Raumtemperaturbedingungen erfolgen. Der Referenzpunkt wird auf Grundlage des Temperaturgradienten und der Betontemperatur in Abhängigkeit des Reduktionsfaktors der Schubtragfähigkeit ermittelt. Mit der Ableitung des Referenzpunkts soll im Wesentlichen die Position dieses Punktes im Vergleich zur Höhe des Ausbruchkegels analysiert werden.

Für die Ermittlung des Referenzpunkts wird der Temperaturgradient für die entsprechenden Feuerwiderstandsdauern der unterschiedlichen Längsabstände und Betondeckungen ausgewertet, der beispielsweise in Abbildung 5.27 für eine VDL mit einem Längsabstand von 225 mm und einer Betondeckung von 50 mm bei einer Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten dargestellt ist. Mittels des Verhältnisses $\frac{P_{po}(\theta)}{P_{po}(20^\circ\text{C})}$ der Schubtragfähigkeit wird der Reduktionsfaktor der Schubtragfähigkeit ermittelt (siehe Abbildung 5.26), der wiederum gleichbedeutend mit dem temperaturabhängigen Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit ist. In Abhängigkeit des temperaturabhängigen Reduktionsfaktors der Betondruckfestigkeit wird die entsprechende Betontemperatur $\theta_c(k_c, \theta)$ abgeleitet. Mit dieser Betontemperatur wird über den Temperaturgradienten ausgehend von der brandbeanspruchten Oberfläche des Betongurtes die Position des Referenzpunkts für den maßgebenden Reduktionsfaktor $h(k_c, \theta)$ ermittelt. Diese Vorgehensweise zur Ermittlung des Referenzpunkts ist schematisch in Abbildung 5.27 dargestellt. Basierend auf der erläuterten Vorgehensweise werden die jeweiligen Referenzpunkte für die Betontemperatur des Parameterbereichs ermittelt. Grundsätzlich befindet sich der maßgebende Referenzpunkt für die Betontemperatur, wie in Abbildung 5.27 dargestellt, unabhängig von der Feuerwiderstandsdauer, dem Längsabstand und der Betondeckung innerhalb der Höhe des Ausbruchkegels h_{po} . Zum Vergleich

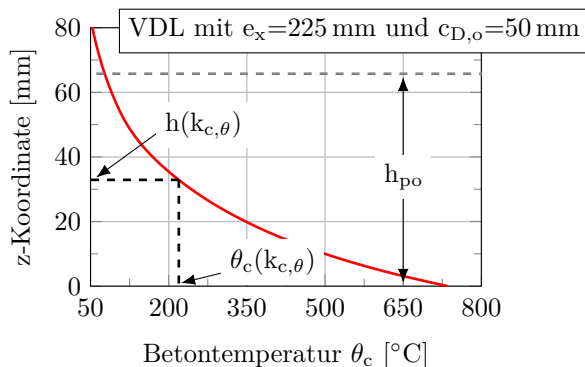


Abbildung 5.27: Temperaturgradient über die Höhe des Ausbruchkegels nach einer 30-minütigen Brandbeanspruchung gemäß ETK

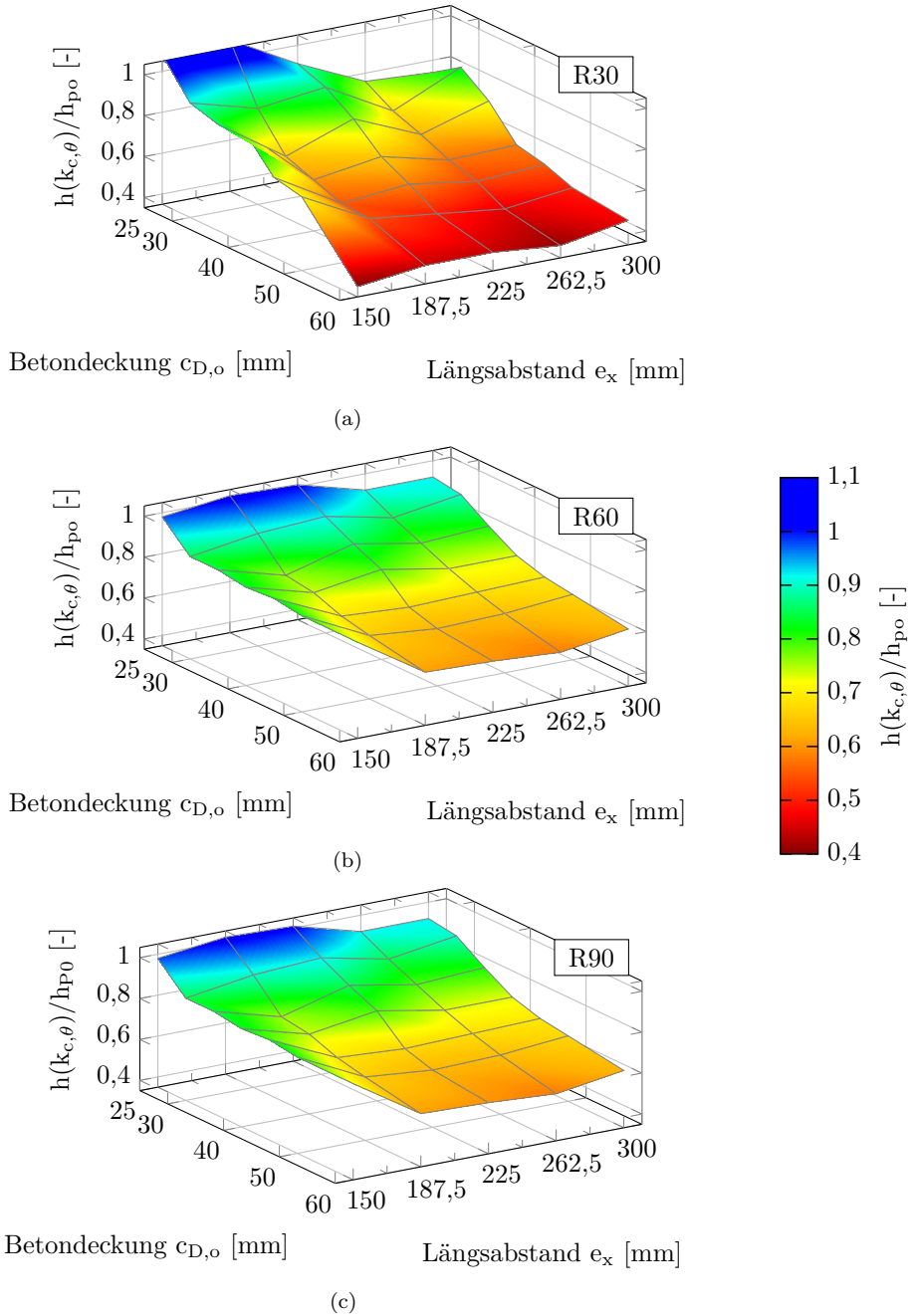


Abbildung 5.28: Verhältnis $\frac{h(k_{c,\theta})}{h_{po}}$ für die Ermittlung der Position der Betontemperatur für die Feuerwiderstandsdauern von (a) 30 Minuten, (b) 60 Minuten und (c) 90 Minuten

der jeweiligen Längsabstände des Parameterbereichs der jeweiligen Feuerwiderstandsdauern wird der Referenzpunkt für den maßgebenden Reduktionsfaktor $h(k_{c,\theta})$ mit der entsprechenden Höhe des Ausbruchkegels h_{po} bei Raumtemperaturbedingungen normiert. Das sich daraus ergebende Verhältnis $\frac{h(k_{c,\theta})}{h_{po}}$ in Abhängigkeit des Längsabstandes und der Betondeckung ist in Abbildung 5.28 dargestellt.

Mit diesem Verhältnis kann in Abhängigkeit des Längsabstandes und der Betondeckung des maßgebenden Referenzpunkts die Betontemperatur und damit der Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit ermittelt werden. Dabei weisen die Beziehungen der jeweiligen Feuerwiderstandsdauern zwei Charakteristiken auf. Zum einen verringert sich das Verhältnis $\frac{h(k_{c,\theta})}{h_{po}}$ mit einem größeren Längsabstand bei einer geringen Betondeckung und zum anderen reduziert sich unabhängig von der Feuerwiderstandsdauer das Verhältnis $\frac{h(k_{c,\theta})}{h_{po}}$ mit zunehmender Betondeckung unabhängig von Längsabstand. Diese zwei Charakteristiken des in Abbildung 5.28 dargestellten Verhältnisses sind im Wesentlichen auf die Höhe des Ausbruchkegels in Verbindung mit dem vorliegenden Temperaturgradienten der jeweiligen Feuerwiderstandsdauer zurückzuführen. Das erste Charakteristikum des Verhältnisses begründet sich in der Position des maßgebenden Referenzpunkts und in der Höhe des Ausbruchkegels. Aufgrund des linearen Zusammenhangs der Höhe des Ausbruchkegels und dem Längsabstand (siehe Tabelle 5.2) vergrößert sich die Höhe des Ausbruchkegels mit einem größeren Längsabstand. Dabei ist ausgehend von der brandbeanspruchten Fläche des Betongurts unabhängig vom Längsabstand dieselbe Position des Referenzpunkts maßgebend. Aus diesem Grund reduziert sich das Verhältnis mit einem größeren Längsabstand und hat einen unstetigen Verlauf zur Folge. Ebenso ist das zweite Charakteristikum des Verhältnisses $\frac{h(k_{c,\theta})}{h_{po}}$ auf die Höhe des Ausbruchkegels zurückzuführen. Neben dem Längsabstand wird die Höhe des Ausbruchkegels in Abhängigkeit der Betondeckung ermittelt (siehe Tabelle 5.2) und vergrößert sich mit einer höheren Betondeckung. Da mit zunehmender Betondeckung die Position des Referenzpunkts ausgehend von der beflamten Oberfläche des Betongurts nahezu gleich ist und bei einer geringen Betondeckung maximal die Höhe des Ausbruchkegels beträgt, verkleinert sich das Verhältnis mit zunehmender Betondeckung. Allerdings ist für eine vereinfachte Anwendung dieser allgemeingültigen Beschreibung der Position des Referenzpunkts der Temperaturgradient im Bereich der VDL erforderlich. Näherungsweise kann der Temperaturgradient in Abhängigkeit der Feuerwiderstandsdauer mit dem vereinfachten Verfahren gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* oder dem von *Kuhlmann et al. (2014)* entwickelten Ansatz ermittelt werden. Mit dieser Näherung kann ausschließlich der Temperaturgradient infolge einer Brandbeanspruchung auf der Unterseite des Betongurtes berechnet werden (siehe Abbildung 5.24(b)). Für eine möglichst vereinfachte Anwendung zur Ermittlung der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall ist ein Ansatz ohne vorherige Ermitt-

lung des Temperaturgradienten vorteilhaft. Aus diesem Grund wird ein vereinfachter Vorschlag zur Ermittlung des Reduktionsfaktors der Betondruckfestigkeit entwickelt wird.

Der vereinfachte Bemessungsvorschlag zur Ermittlung des Reduktionsfaktors der Betondruckfestigkeit zur vereinfachten Ermittlung der Schubtragfähigkeit im Brandfall basiert auf dem Reduktionsfaktor der Schubtragfähigkeit $\frac{P_{po}(\theta)}{P_{po}(20^\circ\text{C})}$. Dieser Reduktionsfaktor ist unter anderem die Grundlage für die Ermittlung des zuvor erläuterten Referenzpunkts. Der Reduktionsfaktor der Schubtragfähigkeit ist gleichbedeutend mit dem temperaturabhängigen Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit. Basierend auf diesem wird eine vereinfachte Beziehung für den Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit der jeweiligen Feuerwiderstandsdauer abgeleitet. In Abbildung 5.29 ist der Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit in Abhängigkeit der Betondeckung und des Längsabstandes der VDL der jeweiligen Feuerwiderstandsdauer dargestellt. Aus dieser graphischen Darstellung kann abgeleitet werden, dass der Längsabstand der VDL keinen signifikanten Einfluss auf den maßgebenden Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit hat. Im Wesentlichen beeinflusst die Betondeckung der VDL den maßgebenden Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit zur Abminderung der Schubtragfähigkeit der VDL bei Raumtemperaturbedingungen. Unter Berücksichtigung dieser Einflüsse werden die in Abbildung 5.29 dargestellten vereinfachten Beziehungen für den temperaturabhängigen Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit abgeleitet. Dabei hat die vereinfachte Beziehung für den Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit bei einer Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten einen konstanten Wert. Der Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit wird bei den Feuerwiderstandsdauern von 60 und 90 Minuten mit einem linearen Zusammenhang in Abhängigkeit der Betondeckung $c_{D,o}$ ermittelt. Auf Grundlage dieser Beziehungen für den Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit kann die Schubtragfähigkeit der VDL bei Raumtemperaturbedingungen abgemindert werden und somit die Schubtragfähigkeit für die Feuerwiderstandsdauern von 30, 60 und 90 Minuten ermittelt werden. Der vereinfachte Bemessungsvorschlag ist im Folgenden zusammenfassend dargestellt.

$$P_{po,fi,k} = P_{po,k}(f_{ck}(20^\circ\text{C})) \cdot k_{c,\theta} \quad (5.6)$$

mit $k_{c,\theta}$ für Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten : $k_{c,\theta} = 0,91$

Feuerwiderstandsdauer von 60 Minuten : $k_{c,\theta} = 0,75 + 0,002 \cdot c_{D,o}$

Feuerwiderstandsdauer von 90 Minuten : $k_{c,\theta} = 0,58 + 0,004 \cdot c_{D,o}$

Mit dem entwickelten Vorschlag zur vereinfachten Bemessung kann die Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen ermittelt werden. Dabei ist der entwickelte vereinfachte Bemessungsansatz im Gegensatz zur den normativen Regelungen der

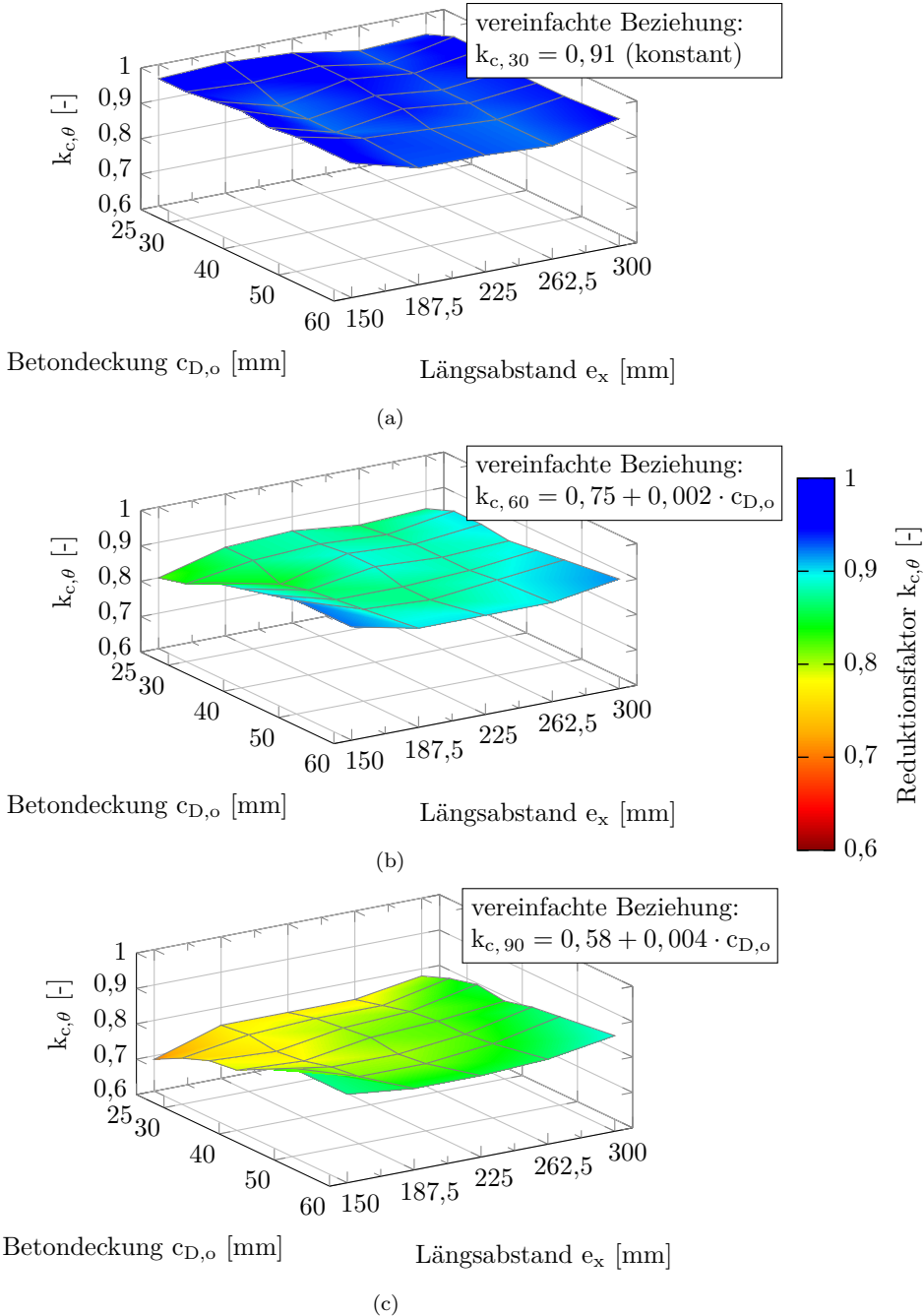


Abbildung 5.29: Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit für die Feuerwiderstandsdauern von (a) 30 Minuten, (b) 60 Minuten und (c) 90 Minuten

DIN EN 1994-1-2 (2010) für KBD im Brandfall mit einem Betonversagen unabhängig von einer Temperaturfeldermittlung. Ferner kann beispielsweise mit diesem vereinfachten Bemessungsansatz die vereinfachte Dübelkennlinie zum Schubtragverhalten der VDL von *Claßen und Hegger (2017b)* in Abhängigkeit der Feuerwiderstandsdauer abgemindert werden. Diese Dübelkennlinien können bei numerischen Simulationen zum Tragverhalten eines Verbundträgers mit VDL berücksichtigt werden, um das globale Tragverhalten zu bewerten.

5.4.4 Zusammenfassung

Ziel der numerischen Simulationen zum Schubtragverhalten der VDL war die Entwicklung eines vereinfachten Bemessungsvorschlags für die Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen im Brandfall. Mit den thermischen und mechanischen Simulationen sowie auf Grundlage des Ansatzes der vereinfachten Bemessung der Schubtragfähigkeit von KBD gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* wurde ein Vorschlag entwickelt, der eine vereinfachte Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen im Brandfall ermöglicht. In Analogie zum vereinfachten Bemessungsansatz der Schubtragfähigkeit von KBD gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* basiert der Vorschlag zur vereinfachten Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall auf der Bemessung bei Raumtemperaturbedingungen. Dabei wird die Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen mit einem Ausstanzversagen über den Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit für Normalbeton abgemindert. Zur Ermittlung des Reduktionsfaktors der Betondruckfestigkeit wurde eine vereinfachte Beziehung in Abhängigkeit der Feuerwiderstandsdauer und der Betondeckung der VDL entwickelt. Somit wird durch den entwickelten vereinfachten Bemessungsvorschlag der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall die Möglichkeit einer praktischen Anwendbarkeit von VDL bei effizienten und nachhaltigen Deckensystemen wie dem *InaDeck* verbessert.

5.5 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Für eine vertiefende Analyse des Schubtragverhaltens von VDL im Brandfall wurden in diesem Kapitel numerische Simulationen durchgeführt. Grundlage der theoretischen Untersuchungen sind die experimentellen Untersuchungen zum Schubtragverhalten bei erhöhten Temperaturen, anhand derer die Approximationsgüte der numerischen Modelle bewertet wurde. Mit dem entwickelten allgemeingültigen numerischen Modell wurde der Einfluss eines transienten Temperaturfelds auf das Schubtragverhalten der VDL mit einem Ausstanzversagen im Brandfall analysiert. Dieses Modell ist letztlich die Basis der Entwicklung des Bemessungsvorschlags zur vereinfachten Ermittlung der

Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen im Brandfall. Aus den numerischen Simulationen zum Schubtragverhalten der VDL (siehe Abschnitte 5.3 und 5.4) konnten die folgenden Schlussfolgerung abgeleitet werden.

Simulationen zum Schubtragverhalten der VDL

Aufbauend auf den Push-out-Versuchen zur Schubtragfähigkeit der VDL bei erhöhten Temperaturen wurde ein numerisches Modell basierend auf etablierten σ - ε -Beziehung sowie Modellierungsansätzen zur Simulation des Schubtragverhaltens im Brandfall entwickelt. Dieses numerische Modell wurde anhand der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit bei erhöhten Temperaturen mit einem Stahlversagen validiert. Darüber hinaus wurde die Approximationsgüte des entwickelten numerischen Modells auf Grundlage von Push-out-Versuchen zur Schubtragfähigkeit mit einem Ausstanzversagen bei Raumtemperaturbedingungen aus der Literatur von *Claßen et al. (2014a)* und *Feldmann et al. (2014)* bewertet. Das Schubtragverhalten mit einem Stahlversagen bei erhöhten Temperaturen sowie mit einem Ausstanzversagen bei Raumtemperaturbedingungen wird vom numerischen Modell in guter Übereinstimmung zu den experimentellen Untersuchungen approximiert. Aus der Analyse des Schubtragverhaltens der jeweiligen Versagensmechanismen konnte abgeleitet werden, dass mit dem numerischen Modell die charakteristischen Beanspruchungszustände eines Stahlversagens und eines Ausstanzversagens der VDL abgebildet werden. Somit wurde auf Grundlage der wissenschaftlich etablierten und anerkannten Modellierungsansätze sowie Beschreibung der Materialformulierungen ein allgemeingültiges numerisches Modell zur Beschreibung des Schubtragverhalten der VDL im Brandfall entwickelt.

Bemessungsvorschlag zur Schubtragfähigkeit im Brandfall

Mit dem allgemeingültigen numerischen Modell zum Schubtragverhalten der VDL im Brandfall wurde unter Berücksichtigung der abgeleiteten Erkenntnisse des Abschnittes 3.5.4 ein Vorschlag für eine vereinfachte Bemessung der Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall entwickelt. Der entwickelte Bemessungsvorschlag ist für ein Brandszenario gemäß der ETK anwendbar, bei dem der Betongurt eines inversen Verbunddeckensystems wie dem *InaDeck* beansprucht wird (Betongurt unten - Stahlträger oben). Dadurch entsteht im Betongurt im Bereich der VDL ein inhomogenes Temperaturfeld, dessen Auswirkung auf die Schubtragfähigkeit mit einem Ausstanzversagen mittels numerischer Simulationen bewertet wurde. Dabei werden die charakteristischen Beanspruchungszustände des Versagensmechanismus vom inhomogenen Temperaturfeld nicht beeinflusst. Dabei bildet sich ein Ausbruchkegel infolge der Schubbeanspruchung bei einem Temperaturgradienten aus.

Mit den Schlussfolgerungen zum Einfluss des homogenen Temperaturfelds und des

Abschnittes 3.5.4 wurde für den Versagensmechanismus Ausstanzen des Betons ein Bemessungsvorschlag entwickelt. Dieser basiert in Analogie zur Bemessung der Schubtragfähigkeit der KBD im Brandfall gemäß *DIN EN 1994-1-2 (2010)* auf einer Abminderung der Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen mittels des Reduktionsfaktors der Betondruckfestigkeit von Normalbeton. Auf Grundlage des entwickelten allgemeingültigen numerischen Modells wurde eine vereinfachte Beziehung abgeleitet, mit der der Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit in Abhängigkeit der Feuerwiderstandsdauer und der Betondeckung der VDL ermittelt werden kann. Schlussendlich wurde mit dem allgemeingültigen numerischen Modell zum Schubtragverhalten der VDL im Brandfall ein vereinfachter Bemessungsvorschlag entwickelt, der im Wesentlichen auf den geometrischen Parametern der VDL basiert.

Kapitel 6

Zusammenfassung, Schlussfolgerungen und Ausblick

6.1 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Verbundträger mit Verbunddübelleisten (VDL) sind eine attraktive Möglichkeit, um Verbundträger mit einem schlanken Betongurt zu realisieren und gleichzeitig hohe Schubkräfte in der Verbundfuge zwischen dem I-Profil und dem Betongurt zu übertragen. Durch die schlanken Betongurte, die aufgrund der VDL ermöglicht werden, wird außerdem eine nachhaltige und effiziente Bauweise realisiert. Trotz der Vorteile von Verbundträgern mit VDL gegenüber Verbundträgern mit den etablierten Kopfbolzendübeln (KBD) im Hinblick auf die effizientere Herstellung, die schlankere Bauweise und höhere Schubtragfähigkeit der Verbundmittel werden VDL nur vereinzelt in der Ingenieurpraxis verwendet. Dies begründet sich darin, dass derzeit keine technischen und normativen Grundlagen für die Bemessung der Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall vorhanden sind und somit eine Anwendung von VDL nur über eine Zustimmung im Einzelfall erfolgen kann. Deshalb werden Verbundträger oder Verbunddeckensysteme, die nachhaltiger und effizienter mit VDL gestaltet werden könnten, derzeit in anderen Bauweisen realisiert.

Wie im Stand der Technik und Forschung skizziert, wurden umfangreiche experimentelle Untersuchungen zum Schubtragverhalten von VDL bei Raumtemperaturbedingungen durchgeführt, um die wesentlichen Einflussfaktoren auf die Schubtragfähigkeit sowie den Versagensmechanismus der VDL zu identifizieren. Weiterhin wurden zur Bewertung des Tragverhaltens von Verbundträgern mit VDL im Brandfall großmaßstäbliche experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Allerdings wurde der Temperatureinfluss auf das Schubtragverhalten sowie den Versagensmechanismus der VDL mittels des Standard-Abscherversuchs (Push-out-Versuch) bisher nicht quantifiziert. Ziel der vorliegenden Forschungsarbeit war die Quantifizierung des Temperaturein-

flusses auf das Schubtragverhalten von VDL, um darauf basierend eine baupraktische Bemessung von VDL im Brandfall abzuleiten. Zur Bearbeitung dieser Zielsetzung wurde ein wissenschaftlicher Ansatz bestehend aus experimentellen Untersuchungen und numerischen Simulationen verwendet, der sich in vier Unterpunkte unterteilt. Im ersten Unterpunkt wurden experimentelle Detailuntersuchungen zum Schubtragverhalten von VDL bei erhöhten Temperaturen mit einem homogenen Temperaturfeld durchgeführt, mit denen der Einfluss der Temperatur auf die Schubtragfähigkeit sowie den Versagensmechanismus analysiert wurde. Im zweiten Unterpunkt wurden großmaßstäbliche experimentelle Untersuchungen zum Tragverhalten eines Verbundträgers mit VDL umgesetzt, um eine Übertragbarkeit der Erkenntnisse aus den Detailuntersuchungen und den Einfluss des Schubtragverhaltens auf das Tragverhalten des Verbundträgers mit VDL zu bewerten. Aufbauend auf den ersten beiden Unterpunkten wurden im dritten Unterpunkt numerische Simulationen durchgeführt, um ergänzend zu den experimentellen Untersuchungen das Schubtragverhalten vertiefend zu analysieren sowie weiterführend den Einfluss eines transienten Temperaturfelds auf das Schubtragverhalten im Brandfall zu bewerten. Basierend auf den Erkenntnissen der ersten Unterpunkte wurde im vierten Unterpunkt ein Bemessungsvorschlag für eine vereinfachte Ermittlung der Schubtragfähigkeit von VDL im Brandfall entwickelt, die eine Anwendung in der Ingenieurpraxis ermöglicht.

Im Zuge dieses wissenschaftlichen Ansatzes wurden insgesamt 30 Detailuntersuchungen zur Schubtragfähigkeit von VDL bei erhöhten Temperaturen und zwei großmaßstäbliche Untersuchungen zum Tragverhalten eines Verbundträgers mit VDL durchgeführt und analysiert. Dabei sind die Detailuntersuchungen die weltweit ersten Untersuchungen, die den Temperatureinfluss auf die Schubtragfähigkeit von VDL quantifizieren. Die wesentlichen Erkenntnisse der experimentellen Untersuchungen und numerischen Simulationen werden im Folgenden zusammengefasst und bewertet.

Detailuntersuchungen zum Schubtragverhalten von VDL

In den experimentellen Untersuchungen zum Schubtragverhalten der VDL wurden die Tragcharakteristik, der Einfluss der Temperatur auf die Schubtragfähigkeit und der Reibanteil an der Schubtragfähigkeit beurteilt. Dabei wurde der Einfluss der Brillenbewehrung sowie einer Reduktion der Querbewehrung in der Dübelzahnausnehmung auf das Schubtragverhalten bei Raumtemperaturbedingungen sowie mit homogenen Temperaturfeldern von 200 °C, 350 °C und 500 °C untersucht.

Bei den Detailuntersuchungen ist bei Raumtemperaturbedingungen als Versagensmechanismus ein Stahlversagen in Kombination mit dem sekundären Versagensmechanismus der Teilflächenpressung aufgetreten, der auf die dünne Stegdicke der VDL zurückzuführen ist. Bei Raumtemperaturbedingungen hat die Brillenbewehrung auf-

grund des Versagensmechanismus keinen Einfluss auf die Schubtragfähigkeit, wohingegen sich durch die Reduktion der Querbewehrung um 50 % die Schubtragfähigkeit um 12 % reduziert.

Infolge der Temperatureinwirkung bei den Push-out-Versuchen bleibt der Versagensmechanismus im Vergleich zu Raumtemperaturbedingungen unverändert. Dabei wird bei einer Verbundmitteltemperatur von 200 °C die Schubtragfähigkeit nicht signifikant reduziert. Bei einer Bauteiltemperatur der VDL von 350 °C wird die Schubtragfähigkeit um ca. 10 - 15 % reduziert. Wohingegen sich infolge der Temperatureinwirkung die Schubtragfähigkeit bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C signifikant um ca. 30 - 35 % reduziert. Im Gegensatz zu Raumtemperaturbedingungen hat die Reduktion der Querbewehrung bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C keinen Einfluss auf die Schubtragfähigkeit, die sich mit zunehmender Verbundmitteltemperatur reduziert. Außerdem wird bei Raumtemperaturbedingungen sowie bei erhöhten Temperaturen das Duktilitätskriterium für Verbundmittel gemäß der *DIN EN 1994-1-2 (2010)* erreicht.

Des Weiteren wurde der Traganteil an der Schubtragfähigkeit mit Push-out-Versuchen ermittelt, der durch Reibung zwischen dem I-Profil und dem Betongurt infolge der Schubbeanspruchung übertragen wird. Bei Raumtemperaturbedingungen sowie bei einer Verbundmitteltemperatur von 200 °C werden ca. 10 % der Schubtragfähigkeit über Reibung übertragen. Bei Verbundmitteltemperaturen von 350 °C und 500 °C ist der Traganteil an der Schubtragfähigkeit, der durch Reibung übertragen wird, zu vernachlässigen.

Tragverhalten eines Deckensystems mit VDL im Brandfall

Mit zwei großmaßstäblichen experimentellen Untersuchungen zum Tragverhalten eines Deckensystems mit VDL im Brandfall wurden zum einen die Auswirkung eines Naturbrandszenarios untersucht und zum anderen der Einfluss des Schubtragverhaltens der VDL auf das Tragverhalten des Deckensystems im Brandfall bewertet. Dabei wurde das Tragverhalten infolge eines entwickelten Naturbrandszenarios für den Hohlraum eines Deckensystems in Verbindung mit der ETK analysiert, wobei zur Realisierung der Brandbeanspruchung bei einem inversen Deckensystem ein von Grund auf neuer Versuchsaufbau entwickelt wurde. Schlussendlich wurde aus den Untersuchungen abgeleitet, dass das Naturbrandszenario unkritisch für die Tragfähigkeit des Deckensystems war.

Kennzeichnend für dieses Brandszenario war das Tragverhalten des Deckensystems. Das Deckensystem verformte sich zunächst entgegen der Belastung und danach nahm die Verformung signifikant bis zum Biegeversagen zu. Dieses Tragverhalten ist auf eine thermische induzierte Biegung des Deckensystems zurückzuführen, die in der Brandbe-

anspruchung des Verbundquerschnitts begründet ist. Das Tragverhalten bis zu einem Biegeversagen des Deckensystems wird im Wesentlichen durch die temperaturabhängigen Festigkeits- und Steifigkeitsreduktionen des Flansches verursacht. Trotz der hohen Bauteiltemperaturen der VDL von über 500 °C im Versagenszustand hat die Verbundfuge eine ausreichende Nachgiebigkeit, da kein Schlupf zwischen dem Betongurt und dem I-Profil aufgetreten ist. Dadurch wird das globale Tragverhalten des Deckensystems im Brandfall nicht durch das Schubtragverhalten der VDL beeinflusst.

Numerische Simulationen zu VDL im Brandfall

Auf Basis der etablierten wissenschaftlichen Modellierungsansätze und den Ansätzen zur Beschreibung des nichtlinearen Materialverhaltens von Baustahl, Betonstahl und Normalbeton wurde ein allgemeingültiges numerisches Modell zur Beurteilung des Schubtragverhalten von VDL im Brandfall abgeleitet, das anhand der Detailuntersuchungen und Push-out-Versuche aus der Literatur von *Claßen et al. (2014a)* und *Feldmann et al. (2014)* validiert wurde. Mit diesem Modell kann das Schubtragverhalten bei Raumtemperaturbedingungen sowie im Brandfall unabhängig von Versagensmechanismus beschrieben werden. Auf dieser Grundlage wurde der Einfluss eines transienten Temperaturfeldes auf das Schubtragverhalten der VDL mit einem Ausstanzversagen infolge einer Brandbeanspruchung gemäß der ETK bewertet. Im Zuge der Bewertung der Detailuntersuchungen (Push-out-Versuche) wurde abgeleitet, das unabhängig vom Temperaturfeld bei einem Stahlversagen der kritische Schnitt für die Bemessung maßgebend ist. Aus diesem Grund wurde ausschließlich der Einfluss eines Temperaturgradienten auf die Schubtragfähigkeit mit einem Ausstanzversagen analysiert. Aus diesen Untersuchungen wurde für den Versagensmechanismus des Ausstanzens des Betons abgeleitet, dass im Brandfall ebenfalls ein Ausbruchkegel auftritt. Im Wesentlichen wird die Schubtragfähigkeit mit einem Ausstanzversagen vom Temperaturgradienten über die Höhe des Ausbruchkegels in Abhängigkeit der Betondeckung beeinflusst.

Vereinfachtes Bemessungsverfahren für VDL im Brandfall

Bei der Bewertung der Detailuntersuchungen wurde abgeleitet, dass eine vereinfachte Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall auf Grundlage einer Abminderung des Bemessungswertes der Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen mit einem Reduktionsfaktor in Abhängigkeit der Bauteiltemperatur erfolgen kann. Die Gegenüberstellung der vereinfachten Ermittlung der Schubtragfähigkeit und der experimentell ermittelten Schubtragfähigkeit mit einem Stahlversagen zeigt eine gute Übereinstimmung, sodass sich dieser Ansatz für eine Anwendbarkeit der Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Stahlversagen im Brandfall eignet. Als

Grundlage für die Ermittlung des Reduktionsfaktors von Baustahl zur Abminderung der Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen kann vereinfachend die Temperatur im Dübelfuß der VDL verwendet werden, da der kritische Schnitt der VDL maßgebend bei einem Stahlversagen ist.

Basierend auf der Möglichkeit der Anwendbarkeit dieser vereinfachten Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall wurde mit numerischen Simulationen für den Versagensmechanismus Ausstanzen des Betons ein vereinfachter Bemessungsvorschlag entwickelt. Dieser Bemessungsansatz ist grundlegend für eine verbesserte praktische Anwendbarkeit von VDL bei Deckensystemen wie dem *InaDeck* mit einer Brandbeanspruchung gemäß der ETK entwickelt worden. Der vereinfachte Bemessungsvorschlag basiert ebenso auf einer Abminderung der Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen mit dem Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit. Für die Ermittlung des Reduktionsfaktors der Betondruckfestigkeit wurde eine vereinfachte Beziehung in Abhängigkeit der Feuerwiderstandsdauer und der Betondeckung der VDL entwickelt. Mit dieser Beziehung kann vereinfachend die Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen erfolgen.

6.2 Ausblick

Die durchgeführten experimentellen Untersuchungen und numerischen Simulationen dieser Forschungsarbeit haben bereits einen wesentlichen Erkenntnisgewinn zur Bewertung des Trag- und Verformungsverhalten von VDL infolge einer Schubbeanspruchung im Brandfall geliefert. Im Besonderen kann der hergeleitete Bemessungsvorschlag für zukünftige Regelungen dieses effizienten Verbundmittels verwendet werden und somit zur Steigerung der Anwendbarkeit von VDL in der Praxis führen. Allerdings ergeben sich aus den experimentellen Untersuchungen sowie numerischen Simulationen weitere Fragestellungen, die in weiteren Untersuchungen zu bearbeiten sind.

Mit den Detailuntersuchungen wurde erstmalig das Schubtragverhalten der VDL im Hochtemperaturbereich analysiert. Dabei wiesen die experimentellen Detailuntersuchungen im Unterschied zu einer realen Brandbeanspruchung mit einem transienten Temperaturfeld ein homogenes Temperaturfeld auf. Dieses Vorgehen wurde gewählt, um grundlegend den Temperatureinfluss auf das Schubtragverhalten der VDL zu quantifizieren. Darüber hinaus sollten weiterführende experimentelle Untersuchungen mit einem inhomogenen Temperaturfeld durchgeführt werden, um das Trag- und Verformungsverhalten zu untersuchen sowie die abgeleiteten Erkenntnisse aus den numerischen Simulationen hinsichtlich der Beanspruchungscharakteristiken der Versagensmechanismen zu verifizieren. Außerdem sind diese weiterführenden experimentellen Untersuchungen mit einem inhomogenen Temperaturfeld erforderlich, um eine Über-

führung des entwickelten Bemessungsvorschlags in technische und normative Bemessungsansätze zu ermöglichen. Basierend auf dem entwickelten Bemessungsvorschlag sowie den daraus abgeleiteten Erkenntnissen können diese experimentellen Untersuchungen gezielt konzipiert und realisiert werden.

Neben dem Einfluss der Temperatur wurde unter anderem die Auswirkung einer Reduktion der Querbewehrung untersucht, um eine einfachere und baupraktischere Herstellung der Querbewehrung der VDL mit Bewehrungsmatten zu ermöglichen. Aus den Detailuntersuchungen wurde abgeleitet, dass sich bei einem Stahlversagen die Differenz in der Schubtragfähigkeit der VDL mit einer unterschiedlichen Anzahl von Querstäben in der Dübelzahnausnehmung mit zunehmender Verbundmitteltemperatur reduziert. Um dieses Erkenntnis für VDL zu verallgemeinern, sind weiterführende experimentelle Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen notwendig, um den Temperatureinfluss in Verbindung mit einer reduzierten Anzahl von Querstäben in der Dübelzahnausnehmung auf ein Ausstanzversagen zu untersuchen.

Im Rahmen dieser Forschungsarbeit wurde das Schubtragverhalten von VDL mit üblichen baupraktischen Materialfestigkeit untersucht. Im Hinblick auf eine ressourcenschonende Nutzung von Materialien können hochfeste Materialien verwendet werden, um effizientere Verbundquerschnitte zu ermöglichen. Für die Realisierung solcher Verbundquerschnitte sind zunächst experimentelle Untersuchungen in Form von Push-out-Versuchen mit hochfesten Materialien im Brandfall erforderlich. Mit den experimentellen Untersuchungen soll zum einen das Trag- und Verformungsverhalten von VDL infolge einer Schubbeanspruchung im Brandfall und zum anderen die Übertragbarkeit der abgeleiteten Erkenntnisse dieser Forschungsarbeit verifiziert werden.

Bei den Detailanalysen der experimentellen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit der VDL wurden sowohl im Betondübel der VDL als auch an der VDL Schädigungsmechanismen in Form einer Pulverisierung des Betons sowie eines Abscherens des Verbundmittels dokumentiert. Mit den numerischen Simulationen wurde das Trag- und Verformungsverhalten der VDL ausreichend genau mit einer Festkörpermodellierung abgebildet. Allerdings bleiben bei der Modellierung des Push-out-Versuchs als Festkörper solche Schädigungsmechanismen unberücksichtigt. Um solche Schädigungsmechanismen im numerischen Modell zu berücksichtigen, ist die Entwicklung von mathematischen Formulierungen zur Beschreibung der Betonpulverisierung sowie des Abscherens des Verbundmittels erforderlich. Darüber hinaus sind phänomenologische Materialuntersuchungen bei Raumtemperaturbedingungen und im Brandfall erforderlich, um basierend auf diesen mathematischen Formulierungen zur Beschreibung des Materialverhaltens im numerischen Modell abzuleiten.

Literaturverzeichnis

Eigene Veröffentlichungen

Publikationen zum Thema dieser Forschungsarbeit:

- Mensing, M., Koh, S. K., Schaumann, P. und Meyer, P. (2021). Temperatureentwicklung in Hohlräumen abgehängter Decken sowie in Hohl- und Doppelböden und deren Auswirkungen auf das Tragverhalten innenliegender Stahlkonstruktionen, *Forschungsbericht P1139*, FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. (Hrsg.).
- Meyer, P. und Schaumann, P. (2020). Schubtragverhalten von Verbunddübelleisten in Klothoidenform bei erhöhten Temperaturen, *22. DAST-Kolloquium am Karlsruher Institut für Technologie, Deutscher Ausschluß für Stahlbau (Hrsg.), Frehner Consulting GmbH, Füssen*, S. 276–285.
- Schaumann, P., Mensinger, M. und Meyer, P. (2018). *Verbundträger und Deckensysteme - brandschutztechnische Bemessung*, Stahlbau Kalender 2018: Verbundbau Fertigung, Kuhlmann, U. (Hrsg.), Ernst & Sohn Verlag, Berlin, S. 523–567.
- Schaumann, P., Meyer, P., Mensinger, M. und Koh, S. K. (2018a). Experimental and numerical investigations on the load-bearing behaviour of an innovative prestressed composite slab system under a natural fire scenario, *Proceedings of the 10th International Conference on Structures in Fire (SiF), Ulster University, Belfast, UK, June 6-8, 2018*, S. 553–560.
- Schaumann, P., Meyer, P., Mensinger, M. und Koh, S. K. (2018b). Experimental investigations on the load-bearing behaviour of an innovative prestressed composite floor system in case of fire, *Proceedings of the 12th International Conference on Advances in Steel-Concrete Composite Structures (ASCCS 2018), Universitat de Politècnica de Valencia, Valencia, Spain, June 27-29, 2018*, S. 811–818.
- Schaumann, P., Meyer, P., Mensinger, M. und Koh, S. K. (2019a). Analyse des Tragverhaltens eines Deckensystems infolge eines Naturbrandszenarios für den Deckenhohlraum, *Bautechnik* **96** (Heft 1): S. 68–76.

Schaumann, P., Meyer, P., Mensinger, M. und Koh, S. K. (2019b). Experimental investigations on the shear capacity of composite dowels at elevated temperatures, *Proceedings of the 3th International Fire Safety Symposium (IFireSS 2019), Ottawa, Canada, 5-7 June 2019*, S. 276–285.

Schaumann, P., Meyer, P., Mensinger, M. und Koh, S. K. (2019c). Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Tragverhalten eines Deckensystems in Verbundbausweise infolge eines Naturbrandszenarios, *6th Symposium Structural Fire Engineering - TU Braunschweig*.

Schaumann, P., Meyer, P., Mensinger, M. und Koh, S. K. (2019d). Zum Schubtragverhalten von Verbunddübelleisten bei erhöhten Temperaturen, *Stahlbau* **88** (Heft 9): S. 851–858.

Publikationen zu weiteren Forschungsgebieten:

Espinos, A., Albero, V., Romero, M., Mund, M., Kleibömer, I., Meyer, P. und Schaumann, P. (2018). Numerical investigation on slender concrete-filled steel tubular columns subjected to biaxial bending, *Proceedings of the 12th International Conference on Advances in Steel-Concrete Composite Structures (ASCCS 2018), Universitat de Politecnica de Valencia, Valencia, Spain, June 27-29, 2018*, S. 337–342.

Espinos, A., Albero, V., Romero, M., Mund, M., Meyer, P. und Schaumann, P. (2018). Finite Element modelling of slender concrete-filled steel tubular columns under biaxial bending, *Proceedings of the 8th International Conference on Thin-Walled Structures (ICTWS 2018), Lisbon, Portugal, 24-27 July, 2018*, S. 337–342.

Espinos, A., Albero, V., Romero, M., Mund, M., Meyer, P. und Schaumann, P. (2019). Non-constant biaxial bending capacity assessment of CFST columns through interaction diagrams, *Steel and Composite Structures* **32** (No. 4): S. 521–536.

Espinos, A., Albero, V., Romero, M., Mund, M., Meyer, P., Schaumann, P. und Kleibömer, I. (2018). Fire Behaviour of Slender Concrete-Filled Steel Tubular Columns Under Biaxial Bending, *Proceedings of the 10th International Conference on Structures in Fire (SiF), Ulster University, Belfast, UK, June 6-8, 2018*, S. 569–576.

Kleibömer, I., Veenker, K., Munaretto, L. und Meyer, P. (2019). Kopplung von CFD- und FE-Modellen zur realitätsnahen Tragwerkssimulation am Beispiel eines Parkhauses, *6th Symposium Structural Fire Engineering - TU Braunschweig*.

Koh, S. K., Mensinger, M., Meyer, P. und Schaumann, P. (2019). Ermittlung einer Naturbrandkurve für Brände in abgehängten Decken und Systemböden, *Bautechnik* **96** (Heft 6): S. 429–437.

- Pehrs, I., Veenker, K. und Meyer, P. (2021). *Zeitgemäße Ingenieuransätze für den Brandschutz von Garagen*, Bauphysik Kalender 2021: Brandschutz, Foud, N. A. (Hrsg.), Ernst & Sohn Verlag, Berlin, S. 415–440.
- Sander, L., Zehfuß, J., Meyer, P. und Schaumann, P. (2021). Brandrisiko von E-Fahrzeugen und kraftstoffbetriebenen Fahrzeugen in offenen, oberirdischen Parkgaragen - Teil 1: Brandszenarien und Brandeinwirkungen, *Stahlbau* **90** (Heft 7): S. 486–497.
- Schaumann, P. und Meyer, P. (2020). Brandrisikoanalyse von oberirdischen Parkgaragen unter Berücksichtigung der E-Mobilität, *Tagungsband Braunschweiger Brandschutz-Tage 2020, Zehfuß, J. (Hrsg.), Heft 239, iBMB Braunschweig*, S. 227–253.
- Schaumann, P., Meyer, P., Zehfuß, J. und Sander, L. (2021). Untersuchung zur Tragfähigkeit offener Parkgaragen in Stahl- und Verbundbauweise unter Brandeinwirkungen von E-Fahrzeugen und kraftstoffbetriebenen Fahrzeugen, *Forschungsbericht*, Deutscher Ausschuss für Stahlbau e.V. (DASt), unveröffentlicht.
- Upmeyer, J., Kleibömer, I. und Meyer, P. (2019). Ingenieurmethoden im Parkhausbau, *Stahlbau* **88** (Heft 12): S. 1151–1159.
- Zehfuß, J., Sander, L., Gößwein, L., Schaumann, P. und Meyer, P. (2019). Bewertung von neuen Sicherheitsfaktoren zur Ermittlung der Brandlastdichte im Zuge der Novellierung von EN 1991-1-2 Anhang E, *Forschungsbericht*, Forschungsvorhaben Nr. P 52-5-4.206-2035/19.

Normen, Richtlinien und Bemessungshilfen

- CEN N697 (2019). CEN/TC 250/SC 4 - Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures, Meeting report London April 2019 - Dokumentennummer N697 (unveröffentlicht).
- CEN N751 (2019). CEN/TC 250/SC 4 - Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures, Meeting report London October 2019 - Dokumentennummer N751 (unveröffentlicht).
- DIBt (1991). Perfobond, *Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-26.1-23*, Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.
- DIBt (2000). Kombi-dübel, *Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-26.4-39*, Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.

- DIBt (2013). Verbunddübelleisten, *Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-26.4-56*, Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.
- DIBt (2018). Stahlverbundträger mit Verbunddübelleisten in Klothoiden- und Puzzleform, *Allgemeine Bauartgenehmigung Z-26.4-56*, Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.
- DIN EN 1363-1 (2012). *Feuerwiderstandsprüfungen - Teil 1: Allgemeine Anforderungen*, Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), Beuth Verlag GmbH, Berlin, Oktober 2012.
- DIN EN 1992-1-1 (2010). *Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*, Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), Beuth Verlag GmbH, Berlin, Januar 2011.
- DIN EN 1992-1-2 (2011). *Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken - Teil 1-1: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall*, Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), Beuth Verlag GmbH, Berlin, Januar 2011.
- DIN EN 1993-1-1 (2010). *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*, Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), Beuth Verlag GmbH, Berlin, Dezember 2010.
- DIN EN 1993-1-2 (2010). *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall*, Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), Beuth Verlag GmbH, Berlin, Dezember 2010.
- DIN EN 1994-1-1 (2010). *Eurocode 4: Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton. Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Anwendungsregeln für den Hochbau*, Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), Beuth Verlag GmbH, Berlin, Dezember 2010.
- DIN EN 1994-1-1/NA (2010). *Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 4: Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton. Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Anwendungsregeln für den Hochbau*, Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), Beuth Verlag GmbH, Berlin, Dezember 2010.
- DIN EN 1994-1-2 (2010). *Eurocode 4: Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton. Teil 1-2: Allgemeine Regeln, Tragwerksbemessung für*

- den Brandfall*, Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), Beuth Verlag GmbH, Berlin, Dezember 2010.
- DIN EN 1994-1-2/NA (2010). *Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 4: Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton. Teil 1-2: Allgemeine Regeln, Tragwerksbemessung für den Brandfall*, Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), Beuth Verlag GmbH, Berlin, Dezember 2010.
- DIN EN 1994-2 (2010). *Eurocode 4: Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton. Teil 2: Allgemeine Bemessungsregeln und Anwendungsregeln für Brücken*, Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), Beuth Verlag GmbH, Berlin, Dezember 2010.
- DIN EN ISO 3452-1 (2014). *Zerstörungsfreie Prüfung - Eindringprüfung - Teil 1: Allgemeine Grundlagen*, Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), Beuth Verlag GmbH, Berlin, September 2014.
- DIN N715 (2019). DIN-Normenausschuss Bauwesen - NA 005-08-99 AA Arbeitsausschuss Verbundbau (SpA zu CEN/TC 250/SC4), Sitzungsprotokoll - Dokumentennummer N715 (unveröffentlicht).
- GB 50010-2002 (2002). *Code for design of concrete structures*, National Standard, P25, China Building Science Academy, 20/02/2002.
- MBO (2002). *MBO - Musterbauordnung für die Länder der Bundesrepublik Deutschland*, Bauministerkonferenz (ARGEBAU), Version: November 2002, zuletzt geändert im Mai 2016.
- Model Code (2013). *fib Model Code for Concrete Structures*, Fédération Internationale du Béton. Ernst & Sohn, Berlin, Germany, 2013.
- MSysBöR (2005). *Muster-Systembödenrichtlinie (MSysBöR) - Muster-Richtlinie über brandschutztechnische Anforderungen an Systemböden*, Bauministerkonferenz (ARGEBAU), Fassung September 2005.

Monographien, Handbücher und Beiträge in Fachzeitschriften

- Abaqus - Documentation for Abaqus/Standard* (2019). Dassault Systèmes Simulia Corporation, Providence, Rhode Island, USA.

- Abaqus/Standard* (2019). Dassault Systèmes Simulia Corporation, Providence, Rhode Island, USA.
- Abramski, M., Friedrich, T., Kurz, W. und Schnell, J. (2010). Tragwirkung von Bonddübel für Sandwich-Verbunddecken mit großen Stegöffnungen, *Stahlbau* **79** (Heft 4): S. 248–258.
- Anderberg, Y. und Thelandersson, S. (1978). A Constitutive Law for Concrete at Transient High Temperature Conditions, *Forschungsbericht*, Division of Structural Mechanics and Concrete Construction, Bulletin 65, Lund Institute of Technology, Lund.
- Andrä, H.-P. (1985). Neuartige Verbundmittel für den Anschluss von Ortbetonplatten an Stahlträger, *Beton- und Stahlbetonbau* **80**: S. 325–328.
- Aschaber, M., Feist, C. und Hofstetter, G. (2007). Numerische Simulation des Verhaltens von Betontragwerken unter Brandeinwirkung, *Beton- und Stahlbetonbau* **102** (Heft 9): S. 578–587.
- Bahr, O., Schaumann, P., Bollen, B. und Bracke, J. (2013). Young’s modulus and Poisson’s ratio of concrete at high temperatures: Experimental investigations, *Materials and Design* **45**: S. 421–429.
- Berthelémy, J., Lorenc, W., Mensinger, M., Rauscher, S. und Seidl, G. (2011). Zum Tragverhalten von Verbunddübelleisten - Teil 1: Tragverhalten unter statischer Belastung, *Stahlbau* **80** (Heft 3): S. 172–184.
- Chen, L.-Z., Li, G.-Q. und Jiang, S.-C. (2012). Experimental investigations on the behaviour of headed stud shear connectors at elevated temperatures, *Proceedings of the 7th International Conference on Structures in Fire (SiF)*, Zürich, Schweiz, 6.-8. Juni 2012, S. 257–266.
- Chen, L.-Z., Ranzi, G., Jiang, S.-C., Tahmasebinia, F. und Li, G.-Q. (2015a). Behaviour and design of shear connectors in composite slabs at elevated temperatures, *Journal of Constructional Steel Research* **115**: S. 387–397.
- Chen, L.-Z., Ranzi, G., Jiang, S.-C., Tahmasebinia, F. und Li, G.-Q. (2015b). An experimental study on the behaviour and design of shear connectors embedded in solid slabs at elevated temperatures, *Journal of Constructional Steel Research* **106**: S. 57–66.
- Choi, S., Han, S., Kim, S., Nadjai, A., Ali, F. und Choi, J. (2009). Performance of shear studs in fire, *Application of Structural Fire Engineering, Prague, Czech Republic, 19-20 Februar, 2009*, S. 553–560.

- Christou, G., Wolters, K. und Borschart, Y. (2019). Verbunddübelleisten unter kombinierter Schub-Zug-Beanspruchung im gerissenen Beton, *Bauingenieur* **94**: S. 228–236.
- Christou, G., Wolters, K., Borschart, Y., Hegger, J., Feldmann, M., Kurz, W. und Claßen, M. (2021). Entwicklung eines konsistenten Bemessungsmodells für Verbunddübelleisten, *Bauingenieur* **96** (Nr. 6): S. 212–223.
- Claßen, M. (2016). *Zum Trag- und Verformungsverhalten von Verbundträgern mit Verbunddübelleisten und großen Stegöffnungen*, Dissertation, Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen.
- Claßen, M. (2018). Limitations on the use of partial shear connection in composite beams with steel T-sections and uniformly spaced rib shear connectors, *Journal of Constructional Steel Research* **142**: S. 99–112.
- Claßen, M., Adam, V., Kueres, D. und Hegger, J. (2017a). Zug-Schub-Interaktion von puzzleförmigen Verbunddübelleisten, *Beton- und Stahlbetonbau* **112** (Heft 6): S. 334–345.
- Claßen, M., Christou, G. und Hegger, J. (2017b). Composite dowels in cracked concrete - Experimental investigations, *Proceedings of the EUROSTEEL 2017, September 13-15, 2017, Copenhagen, Denmark*, S. 2329–2338.
- Claßen, M., Gallwoszus, J. und Hegger, J. (2014a). Einfluss von Querrissen auf das Schubtragverhalten von Verbunddübelleisten in schlanken Betongurten, *Beton- und Stahlbetonbau* **109** (Heft 12): S. 882–894.
- Claßen, M., Gallwoszus, J. und Hegger, J. (2014b). Zum Tragverhalten eines integrierten Verbunddeckensystems, *Bauingenieur* **89**: S. 125–133.
- Claßen, M., Gallwoszus, J., Hegger, J., Papakosta, A., Pyschny, D., Kuhnhenne, M. und Feldmann, M. (2014). Nachhaltigkeitsbewertung von Deckensystemen mit großen Spannweiten, *Bauingenieur* **89**: S. 91–101.
- Claßen, M. und Hegger, J. (2017a). Ausstanzen von Verbunddübelleisten im gerissenen Beton, *Stahlbau* **86** (Heft 3): S. 256–268.
- Claßen, M. und Hegger, J. (2017b). Modelle für das nichtlineare Verformungsverhalten von Verbunddübelleisten mit Ausstanzversagen, *Stahlbau* **86** (Heft 6): S. 459–469.
- Claßen, M. und Hegger, J. (2018). Shear Tests on Composite Dowel Rib Connectors in Cracked Concrete, *ACI Structural Journal* **115** (No. 3): S. 661–671.

- Claßen, M., Herband, M. und Stark, A. (2017). Dübelkennlinien von Verbunddübeln mit Stahlversagen, *Bauingenieur* **92**: S. 237–244.
- Claßen, M. und Herbrand, M. (2015). Shear behaviour of composite dowels in transversely cracked concrete, *Structural Concrete* **16** (No. 2): S. 195–206.
- Costa, J. D. D. (2018). *Structural Properties of Steel - Concrete Composite Joints*, Dissertation, Université du Luxembourg.
- Ehm, C. (1986). *Versuche zur Festigkeit und Verformung von Beton unter zweiaxialer Beanspruchung und hohen Temperaturen*, Dissertation, Technische Universität Braunschweig.
- Espinos, A. (2012). *Numerical analysis of the fire resistance of circular and elliptical slender concrete filled tubular columns*, Dissertation, Universitat Politecnica De Valencia.
- Feenstra, P. H. und de Borst, R. (1996). A Composite Plasticity Model for Concrete, *Journal of Solids and Structures* **33** (No. 5): S. 707–730.
- Feldmann, M., Gündel, M., Kopp, M., Hegger, J., Gallwoszus, J., Heinemeyer, S., Seidl, G. und Hoyer, O. (2014). Neue Systeme für Stahlverbundbrücken - Verbundfertigteilträger aus hochfesten Werkstoffen und innovativen Verbundmitteln, *Forschungsbericht P804*, FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. (Hrsg.).
- Feldmann, M., Hegger, J., Hechler, O. und Rauscher, S. (2007). Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von Verbundmitteln unter ruhender und nicht ruhender Belastung bei Verwendung hochfester Werkstoffe, *Forschungsbericht P621*, FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. (Hrsg.).
- Feldmann, M., Kopp, M., Hegger, J. und Claßen, M. (2019). Praxisreifes, integriertes Deckensystem für den Stahl- und Verbundbau, *Forschungsprojekt P1097*, Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. (FOSTA).
- Feldmann, M., Kopp, M. und Pak, D. (2016). Composite dowels as shear connectors for composite beams - background to the German technical approval, *Steel Construction* **9** (No. 2): S. 80–88.
- Feldmann, M., Möller, F., Möller, S., Collin, R., Hällmark, R., Kerokoski, O., Kozuch, M., Lorenc, W., Rowinski, S., Nilsson, M., Aström, L., Norlin, B., Seidl, G., Hehne, T., Hoyer, O., Stambuck, M. und Harju, T. (2013). Composite bridges with prefabricated decks (ELEM), *Forschungsbericht*, European Commission - Research Fund for Coal and Steel.

- Feldmann, M., Pak, D., Kopp, M., Schillo, N., Wirth, T., Seidl, G., Mensinger, M. und Koch, E. (2012). Eisenbahnüberführung Simmerbach, *Stahlbau* **81** (Heft 10): S. 737–747.
- Feldmann, M., Wolters, K., Kurz, W., Borschart, Y., Hegger, J., Claßen, M. und Christou, G. (2021). Konsistentes Bemessungsmodell für fertigungsoptimierte Verbunddübelleisten - Grundlagen für DASt-Richtlinie und Überführung in Eurocode 4, *Forschungsprojekt P1208*, Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. (FOSTA).
- Fink, J., Herrmann, P. und Juen, L. (2011). Entwicklung einer neuartigen Verbundfahrbahn für Eisenbahnbrücken, *Stahlbau* **80** (Heft 5): S. 309–316.
- Fink, J., Petraschek, T. und Ondris, L. (2007a). Push-Out Test Parametric Simulation Study of a New Sheet-Type Shear Connector.
- Fink, J., Petraschek, T. und Ondris, L. (2007b). Weitere neue Dübellformen für Verbundbau und numerische Simulationen von Push-Out-Versuchen mit Abaqus.
- Frangi, A., Fontana, M. und Mensinger, M. (2009). Innovative composite slab system with integrated installation floor, *Structural Engineering International* **19** (4): S. 404–409.
- Frangi, A., Knobloch, M., Raveglia, E., Fontana, M., Mensinger, M. und Schwindl, K. (2011). Composite Slab with Ingetrated Installation Floor Using Cellular Beams, *Composite Construction in Steel and Concrete VI*, S. 112–124.
- Franssen, J.-M. und Janssen, D. (2013). Prefabricated enduring composite beams based on innovative shear transmission (Preco-Beam) - Background-Document: B - Documentation of tests WP 4, *Forschungsbericht*, European Commission - Research Fund for Coal and Steel.
- Friedrich, T., Kornadt, O., Kurz, W. und Schnell, J. (2014). Entwicklung eines weitgespannten Sandwichdeckensystems mit integrierter Haustechnik in Verbundbauweise, *Beton- und Stahlbetonbau* **109** (Heft 10): S. 678–688.
- Geißler, K. (2014). *Handbuch Brückenbau - Entwurf, Konstruktion, Berechnung, Bewertung und Ertüchtigung*, Geißler, K. U. (Hrsg.), Ernst & Sohn.
- Gündel, M., Kopp, M., Feldmann, M., Gallwoszus, J., Hegger, J. und Seidl, G. (2014). Die Bemessung von Verbunddübelleisten nach neuer Allgemeiner bauaufsichtlicher Zulassung, *Stahlbau* **83** (Heft 2): S. 112–121.

- Haller, M., Cajot, L.-G., Raven, G., Lawson, M., Yandzio, E., Nüsse, G., Tengberg, C., Olsson, A., Beguin, P., Herbin, S., Ungermann, D. und Kalameya, J. (2007). Euro-Build in steel - Evaluation of client demand, sustainability and future regulations on the next generation of building design in steel, *Forschungsbericht*, European Commission, Abschlussbericht EGKS-Forschungsprojekt 7210-PR-381, Brüssel.
- Hanswille, G., Schäfer, M. und Bergmann, M. (2018). *Verbundtragwerke aus Stahl und Beton, Bemessung und Konstruktion*, Stahlbau Kalender 2018: Verbundbau Fertigung, Kuhlmann, U. (Hrsg.), Ernst & Sohn Verlag, Berlin, S. 87–329.
- Harmathy, T. Z. (1970). Thermal properties of concrete at elevated temperatures, *Journal of Materials* **5**: S. 47–74.
- Harnatkiewicz, P., Kopczynski, A., Kozuch, M., Lorenc, W. und Rowinski, S. (2011). Research on fatigue cracks in composite dowel shear connection, *Engineering Failure Analysis* **18**: S. 1279–1294.
- Hauf, G., Braun, M., Obiala, R., Cajot, L.-G., Eggert, F., Konrad, M. und Hechler, O. (2017). *CoSFB-Betondübel*, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart (Hrsg.): Stahlbau, Holzbau und Verbundbau: Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing Ulrike Kuhlmann., Ernst & Sohn Verlag, Berlin, S. 255–262.
- Hegger, J., Claßen, M., Feldmann, M., Döring, B., Schaumann, P., Sothmann, J., Bohne, D., Hargus, S., Barben, D. und Aarden, E. (2011). Integrierte und nachhaltigkeitsorientierte Deckensysteme im Stahl- und Verbundbau, *Stahlbau* **84** (Heft 10): S. 304–312.
- Hegger, J., Claßen, M., Gallwoszus, J., Feldmann, M., Pyschny, D., Döring, B., Schaumann, P., Sothmann, J., Weisheim, W., Bohne, D. und Hargus, S. (2013a). Integrierte und nachhaltigkeitsorientierte Deckensysteme im Stahl- und Verbundbau, *Forschungsbericht P879*, FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. (Hrsg.).
- Hegger, J., Claßen, M., Gallwoszus, J., Schaumann, P., Weisheim, W., Sothmann, J., Feldmann, M., Pyschny, D., Bohne, D. und Hargus, S. (2014). Multifunktionale Verbunddecke mit integrierter Gebäudetechnik, *Stahlbau* **83** (Heft 7): S. 452–460.
- Hegger, J., Claßen, M., Schaumann, P., Sothmann, J., Feldmann, M. und Döring, B. (2013). Entwicklung einer integrierten Verbunddecke für nachhaltige Stahlbauten, *Stahlbau* **82** (Heft 1): S. 11–17.

- Heinemeyer, S. (2011). *Zum Trag- und Verformungsverhalten von Verbundträgern aus ultrahochfestem Beton mit Verbunddübeln*, Dissertation, Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen.
- Heinemeyer, S., Gallwoszus, J. und Hegger, J. (2012). Verbundträger mit Puzzleleisten und hochfesten Werkstoffen, *Stahlbau* **81** (Heft 8): S. 91–101.
- Hillerborg, A., Modeer, M. und Petersson, P.-E. (1976). Analysis of Crack Formation and Crack Growth in Concrete by Means of Fracture Mechanics and Finite Elements, *Cement and Concrete Research* **6**: S. 773–782.
- Imagawa, Y., Ohyama, O. und Kurita, A. (2012). Mechanical Properties of Shear Stud during and after Fire, *Structural Engineering International* **4**: S. 487–492.
- Karge, C., Mansperger, T. und Stroetmann, R. (2020). Experimentelle Ermittlung des Trag- und Ermüdungsverhaltens von Othoverbundfahrbahnplatten, *22. DASt-Kolloquium am Karlsruher Institut für Technologie, Deutscher Ausschuss für Stahlbau DASt (Hrsg.), Frehner Consulting GmbH, Füssen*, S. 95–98.
- Karge, C. und Stroetmann, R. (2021). Numerische Simulation von Abscherversuchen mit Verbunddübeln, *Workshop SimFat 2021, Large-Scale Testing and Advanced Numerical Simulation in Fatigue and Fracture, 26. Februar 2021, 2021, Bochum, Deutschland*, S. 37–42.
- Kattenstedt, S. (2017). *Untersuchungen zur Modellierung und numerischen Simulation des Querkrafttragverhaltens von Stahlbetonbalken*, Dissertation, Technische Universität Dortmund.
- Kleibömer, I. (2018). *Zum Verbundverhalten ausbetonierter Hohlprofilstützen mit massivem Stahlkern im Brandfall*, Dissertation, Leibniz Universität Hannover.
- Kodur, V., Dwaikat, M. und Fike, R. (2010). High-Temperature Properties of Steel for Fire Resistance Modeling of Structures, *Journal of Materials in Civil Engineering* **5** : S. 423–434.
- Kohlmeyer, C. (2007). *Beitrag zum Tragverhalten von Verbundträgern im Bereich von großen Stegöffnungen unter besonderer Berücksichtigung der Querkrafttragfähigkeit des Stahlbetongurtes*, Dissertation, Technische Universität Braunschweig.
- Konrad, M. (2011). *Tragverhalten von Kopfbolzen in Verbundträgern bei senkrecht spannenden Trapezprofilblechen*, Dissertation, Universität Stuttgart.
- Kopp, M., Christou, G., Stark, A., Hegger, J. und Feldmann, M. (2018a). Integriertes Deckensystem für den Stahl- und Verbundbau, *Stahlbau* **87** (Heft 2): S. 136–148.

- Kopp, M., Wolters, K., Claßen, M., Hegger, J., Gündel, M., Gallwoszus, J., Heine-meyer, S. und Feldmann, M. (2018b). Composite dowels as shear connectors for composite beams - background to the design concept for static loading, *Journal of Constructional Steel Research* **147**: S. 488–503.
- Kordina, K. und Klingsch, W. (1983). Brandverhalten von Stahlstützen im Verbund mit Beton und von massiven Stahlstützen ohne Beton, *Forschungsbericht*, Projekt 35 / Studiengesellschaft für Anwendungstechnik von Eisen und Stahl e.V.
- Kožuch, M. und Lorenc, W. (2020). The behaviour of clothoid-shaped composite dowels: Experimental and numerical investigations, *Journal of Constructional Steel Research* **167**.
- Kueres, D., Stark, A., Herbrand, M. und Claßen, M. (2015). Numerische Abbildung von Beton mit einem plastischen Schädigungsmodell - Grundlegende Untersuchungen zu Normalbeton und UHPC, *Bauingenieur* **90**: S. 1–13.
- Kuhlmann, U., Hauf, G., Schaumann, P., Kirsch, T. und Sauerborn, N. (2014). Effiziente Verbundflachdeckenträgersysteme im Hochbau - Ganzheitliche Optimierung für Montage und Nutzung, *Forschungsbericht P771*, FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. (Hrsg.).
- Kurz, W., Mensinger, M., Sauerborn, I., Sauerborn, N. und Claßen, M. (2018). *Verbundträger und Deckensysteme*, Stahlbau Kalender 2018: Verbundbau Fertigung, Kuhlmann, U. (Hrsg.), Ernst & Sohn Verlag, Berlin, S. 435–522.
- Lechner, T. (2018). *Zur Anwendung von Verbunddübelleisten in schlanken Verbundträgern aus ultrahochfestem Beton*, Dissertation, Technische Universität München.
- Lechner, T., Gehrlein, S. und Fischer, O. (2016). Structural behaviour of composite dowels in thin UHPC elements, *Steel Construction* **9** (No. 2): S. 132–137.
- Lee, J. und Fenves, G. L. (1998). Plastic-Damage Model for Cyclic Loading of Concrete Structures, *Journal of Engineering Mechanics* **124** (No. 8): S. 892–900.
- Leonhardt, F., Andrä, W., Andrä, H.-P. und Harre, W. (1987). Neues, vorteilhaftes Verbundmittel für Stahlverbund-Tragwerke mit hoher Dauerfestigkeit, *Beton- und Stahlbetonbau* **82**: S. 326–331.
- Lorenc, W., Ignatowicz, R., Kubica, E. und Seidl, G. (2007). Numerical model of shear connection by concrete dowels, in Millpress (The Netherlands) (Hrsg.), *Structural Engineering and Computation* **3**, S. 1139–1144.

- Lorenc, W., Kozuch, M. und Rowinski, S. (2014a). The behaviour of puzzle-shaped composite dowels - Part I: Experimental study, *Journal of Constructional Steel Research* **101**: S. 482–499.
- Lorenc, W., Kozuch, M. und Rowinski, S. (2014b). The behaviour of puzzle-shaped composite dowels - Part II: Theoretical investigations, *Journal of Constructional Steel Research* **101**: S. 500–518.
- Lorenc, W., Kozuch, M. und Seidl, G. (2013). Zur Grenztragfähigkeit von Verbunddübeln mit Klothoidenform, *Stahlbau* **82** (Heft 3): S. 196–207.
- Lubliner, J., Oliver, J., Oller, S. und Onate, E. (1988). A Plastic-Damage Model for Concrete, *International Journal of Solids and Structures* **25** (No. 3): S. 299–326.
- Lungershausen, H. (1988). *Zur Schubtragfähigkeit von Kopfbolzendübeln*, Dissertation, Ruhr-Universität Bochum.
- Luo, G. und Mensinger, M. (2016). Anchorage of external reinforcement in the case of rigid clamping, *Steel Construction* **9** (No. 2): S. 122–131.
- Mangerig, I., Burger, S., Wagner, R., Wurzer, O. und Zapfe, C. (2011). Zum Einsatz von Betondübeln im Verbundbau (Teil 1) - Ruhende Beanspruchung, *Stahlbau* **80** (Heft 12): S. 885–893.
- Marecek, J., Chromiak, P. und Studnicka, J. (2006). Numerical model of perforated shear connector, *Progress in Steel, Composite and Aluminium Structures*, Taylor and Francis Group, London, S. 237–246.
- Mensinger, M., Fontana, M. und Frangi, A. (2010). Entwicklung eines multifunktionalen Deckensystems mit erhöhter Ressourceneffizienz, *Stahlbau* **79** (Heft 4): S. 282–297.
- Mirza, O., Uy, B. und Krezo, S. (2011). Experimental studies on the behaviour of headed stud shear connectors for composite steel-concrete beams under elevated temperatures, *Proceedings of the 7th International Conference on Steel & Aluminium Structures, Kuching, Sarawak, Malaysia, 13. - 15. Juli 2011*.
- Mises, R. (1913). Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand, *Nachricht von der Gesellschaft der Wissenschaft zu Göttingen* **4** (1): S. 582–592.
- Neuenschwander, M., Knobloch, M. und Fontana, M. (2010). Fire Behaviour of Concrete Filled Circular Hollow Section Columns with Massive Steel Core, *Proceedings of the Stability and Ductility of Steel Structures (SDSS'Rio 2010), Rio de Janeiro, Brazil, September 8-10, 2010*, S. 473–480.

- Neuenschwander, M., Knobloch, M. und Fontana, M. (2016). Suitability of the damage-plasticity modelling concept for concrete at elevated temperatures: Experimental validation with uniaxial cyclic compression tests, *Cement and Concrete Research* **79**: S. 57–75.
- Neuenschwander, M., Knobloch, M. und Fontana, M. (2017a). Generic model stress-strain relationship for concrete at elevated temperatures, *ACI Materials Journal* **114** (1): S. 3–14.
- Nguyen, H. T. und Kim, S. E. (2009). Finite element modeling of push-out tests for large stud shear connectors, *Journal for Constructional Steel Research* **65**: S. 1909–1920.
- Pfenning, S. (2019). *The Application of the Partial Connection Theory on Composite Beams in Fire Situations*, Dissertation, Technische Universität München.
- Pfenning, S., Tresch, J., Pennisi, L., Brunkhorst, S. und Mensinger, M. (2017). Influence of the degree of shear connection on the load carrying capacity of a composite beam in fire, *Proceedings of the XI Conference on Steel and Composite Construction, Coimbra Portugal*, S. 477–486.
- Raba, A. (2018). *Fatigue Behaviour of Submerged Axially Loaded Grouted Connections*, Dissertation, Leibniz Universität Hannover.
- Ricker, M. (2011). Numerische Untersuchungen zum Durchstanzen von gedrungenen Einzelfundamenten, *Bauingenieur* **86**: S. 443–453.
- Roik, K., Bergmann, R., Haensel, J. und Hanswille, G. (1993). *Verbundkonstruktionen - Bemessung auf der Grundlage des Eurocode 4 Teil 1-1*, S. 551–688.
- Roik, K., Breit, M. und Schwalbenhofer, K. (1984). Untersuchungen der Verbundwirkung zwischen Stahlprofil und Beton bei Stützenkonstruktionen in Wohnungsbau, *Forschungsbericht*, Forschungsvorhaben P51 / Institut für konstruktiven Ingenieurbau, Ruhr-universität Bochum.
- Roik, K. und Hanswille, G. (1983). Beitrag zur Bestimmung der Tragfähigkeit von Kopfbolzendübeln, *Der Stahlbau* **10**: S. 301–308.
- Rubert, A. und Schaumann, P. (1986). Structural steel and plane frame assemblies under fire action, *Fire Safety Journal* **10** : S. 173–184.
- Sargin, M. (1971). *Stress-Strain-Relationship for Concrete and Analysis of Concrete Sections*, Dissertation, Studies series / Solid Mechanics Division, Univerity of Waterloo.

- Schaumann, P. (1984). *Zur Berechnung stählerner Bauteile und Rahmentragwerke unter Brandbeanspruchung*, Dissertation, Ruhr-Universität Bochum.
- Schaumann, P., Sothmann, J. und Weisheim, W. (2014). Untersuchungen zum Tragverhalten eines integrierten und nachhaltigkeitsorientierten Verbunddeckensystem im Brandfall, *Bauingenieur* **89**: S. 102–115.
- Schaumann, P., Tabeling, F. und Kirsch, T. (2016). *Brandschutztechnische Bemessung im Stahl- und Stahlverbundbau nach Eurocode 3 und 4*, Bauphysik Kalender 2016: Brandschutz, Fouad, N. A. (Hrsg.), Ernst & Sohn Verlag, Berlin, S. 523–567.
- Schmitt, V., Seidl, G., Hever, M. und Zapfe, C. (2004). Verbundbrücke Pöcking - Innovative VFT-Träger mit Betondübeln, *Stahlbau* **73** (Heft 6): S. 387–393.
- Schneider, U. (1982). *Verhalten von Beton bei hohen Temperaturen*, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (Hrsg.), Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Schorr, J., Henneberg, J. und Seck, C. (2020a). Leitfaden zu Finite-Element-Berechnung im Verbundbau, 22. DAST-Kolloquium am Karlsruher Institut für Technologie, Deutscher Ausschuss für Stahlbau DAST (Hrsg.), Frehner Consulting GmbH, Füssen, S. S. 101–104.
- Schorr, J., Henneberg, J. und Seck, C. (2020b). *Leitfaden zur Dokumentation - Finite-Element-Berechnung im Verbundbau*, DAST - Deutscher Ausschuss für Stahlbau.
- Seidl, G. (2009). *Verhalten und Tragfähigkeit von Verbunddübeln in Stahlbetonträgern*, Dissertation, Wroclaw University of Science and Technology.
- Seidl, G., Hoyer, O., Zanon, R., Popa, N., Lorenc, W., Rowinski, S., Kożuch, M., Franssen, J.-M., Fohn, T., Carrasco, C. H., Farhang, A., Ikäheimon, J., Nüsse, G., Berthelley, J., Mangerig, I. und Wagner, R. (2012). Leitfaden PRECO+ - Brücken mit Verbunddübeln: Effiziente, robuste und ermüdungsfeste Stahlverbundkonstruktionen, *Forschungsbericht*, European Commission - Research Fund for Coal and Steel.
- Seidl, G. und Lorenc, W. (2018). Innovative Konstruktionen im Verbundbrückenbau mit Verbunddübeln, *Stahlbau* **87** (Heft 6): S. 547–554.
- Seidl, G., Mensinger, M., Koch, E. und Hugle, F. (2012). Eisenbahnüberführung Simmerbach - Pilotprojekt in VFT-Rail-Bauweise mit externer Bewehrung, *Stahlbau* **81** (Heft 2): S. 100–107.

- Seidl, G., Stambuk, M., Lorenc, W., Kołakowski, T. und Petzek, E. (2013). Wirtschaftliche Verbundbauweisen im Brückenbau – Bauweisen mit Verbunddübelleisten, *Stahlbau* **83** (Heft 7): S. 510–521.
- Seidl, G., Viefhues, E., Berthelley, J., Mangerig, I., Wagner, R., Lorenc, W., Kozuch, M., Franssen, J.-M., Janssen, D., Ikäheimon, J., Lundmark, R., Hecler, O. und Popa, N. (2013a). Prefabricated enduring composite beams based on innovative shear transmission (Preco-Beam), *Forschungsbericht*, European Commission - Research Fund for Coal and Steel.
- Sothmann, J. (2013). *Zur Modellierung geschützter und ungeschützter Verbunddecken-trägersysteme im Brandfall*, Dissertation, Leibniz Universität Hannover.
- Spille, J. und Zehfuß, J. (2019). Neuer Ansatz der thermischen Leitfähigkeit von Beton für die Brandschutzbemessung in Eurocode 2, *Bautechnik* **96** (Heft 4): S. 450–458.
- Springer, J., Reuke, H., Wolters, K. und Kopp, M. (2018). Besonderheiten der Stahlverbundkonstruktion des Parkhauses Coulinstraße in Wiesbaden, *Stahlbau* **87** (Heft 7): S. 695–703.
- Stempniewski, L. (2018). Modellierung von Push-Out-Versuchen mit ABAQUS, DAST-FEM Workshop Verbundbau.
- Stroetmann, R., Faßl, T. und Hüttig, L. (2016). *Nachhaltige Geschossbauten in Stahl- und Verbundbauweise*, Stahlbau Kalender 2016: Eurocode 3 - Grundnorm Werkstoffe und Nachhaltigkeit, Kuhlmann, U. (Hrsg.), Ernst & Sohn Verlag, Berlin, S. 571–665.
- Stroetmann, R., Karge, C. und Mansperger, T. (2018). Wirtschaftliche und dauerhafte Orthoverbundfahrbahnplatte mit Dübelleisten für Straßenbrücken, *Forschungsprojekt P1265*, Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. (FOSTA).
- Tabeling, F. (2014). *Zum Hochtemperaturverhalten dämmschichtbildender Brandschutzsysteme auf Stahlbauteilen*, Dissertation, Leibniz Universität Hannover.
- Thienel, K.-C. (1993). *Festigkeit und Verformung von BEton bei hoher Temperatur und biaxialer Beanspruchung - Versuche und Modellbildung*, Dissertation, Technische Universität Braunschweig.
- Ungermann, D., Strohlmann, I. und Brune, B. (2010). Stahldeckensysteme, *Stahlbau* **79** (Heft 10): S. 729–730.
- Wohlfahrt, H. und Schmidt, J. (2001). Simulation der Vorgänge im Schmelzbad beim Laserstrahlschweißen zur Vorhersage von Nahtausbildung, Gefüge, Verzug und

Schweißeigenspannungen, *Forschungsbericht*, AiF Projektnummer 11853 / Institut für Schweißtechnik, Technische Universität Braunschweig.

Wurzer, O. (1997). *Zur Tragfähigkeit von Betondübeln*, Dissertation, Universität der Bundeswehr, Institut für Konstruktiven Ingenieurbau.

Yasuda, S., Michikoshi, S., Kobayashi, Y. und Narihara, H. (2008). Experimental study on shear strength of headed stud shear connectors at high temperature, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)* **73** (630): S. 1417–1423.

Zapfe, C. (2001). *Trag- und Verformungsverhalten von Verbundträgern mit Betondübeln zur Übertragung der Längschubkräfte*, Dissertation, Universität der Bundeswehr, Fakultät für Bauingenieur und Vermessungswesen.

Zhang, B. und Bicanic, N. (2002). Residual Fracture Toughness of Normal- and High-Strength Gravel Concrete after Heating to 600 °C, *ACI Materials Journal* **99** (3): S. 217–226.

Zhao, B. und Kruppa, J. (1996). Experimental and numerical investigations of fire behaviour of steel and concrete composite beams, *Proceedings of the Engineering Foundation Conference*, S. 129–142.

Zhao, B. und Kruppa, J. (1997). Fire resistance of composite slabs with profiled steel sheet and of composite steel concrete beams - Part 2: Composite beams, *Forschungsbericht*, European Commission, Technical Steel Research EUR 16822.

Internetquellen

DB Bauzeitung (2008).

URL: <https://www.db-bauzeitung.de/>, Abruf am: 20.10.2019.

hock-ing.de (o. J.). , Abruf am: 20.10.2019.

Slimline Buildings (2019).

URL: <https://www.slimlinebuildings.com/PDF/en/bro-chures/Subfloor.pdf>, Abruf am: 20.10.2019.

Bezeichnungen

Abkürzungen

AbZ	Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung
aBG	Allgemeine Bauartgenehmigung
AiF	Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen
CDP	Concrete Damage Plasticity (Modell in ABAQUS)
CL	Verbunddübelleiste in Klothoidenform
DIBt	Deutsches Institut für Bautechnik
ET	Erhöhte Temperatur
ETK	Einheits-Temperaturzeitkurve
EV-Messung	Ersatzversuchskörper-Messung
FE-Software	Finite Element Software
InaDeck	Integriertes und nachhaltigkeitsorientiertes Deckensystem
KBD	Kopfbolzendübel
MBO	Musterbauordnung
MFL	Hydraulische Prüfmaschine, Kapazität 300 kN
PZ	Verbunddübelleiste in Puzzleform
PoV	Push-out-Versuch
PoV-R	Referenzserie der Push-out-Versuche
PoV-B	Serie ohne Brillenbewehrung der Push-out-Versuche
PoV-Q	Serie mit 50 % Reduktion der Querbewehrung der Push-out-Versuche
PoV-M	Serie zum Reibanteil der Push-out-Versuche
RT	Raumtemperatur
TE	Thermoelement
TGA	Technische Gebäudeausrüstung
VDL	Verbunddübelleiste
VFT-Bauweise	VerbundFertigTeil-Bauweise
ZiE	Zustimmung im Einzelfall

Lateinische Bezeichnungen

A	Querschnittsfläche
A_a	Fläche des Baustahlquerschnittes
A_b	Fläche der Querbewehrung
A_c	Fläche des Betonquerschnittes
A_D	Fläche des Betondübels in der Dübelzahnausnehmung
$A_{D,i}$	Mitwirkende Betonfläche
A_{Reib}	Reibfläche
A_{sf}	Querschnittsfläche der Querbewehrung des Betongurts
A_t	Fläche der Brillenbewehrung
b_{eff}	Effektive Breite
$c_{D,o}$	Betondeckung oberhalb der Verbunddübelleiste
$c_{D,u}$	Betondeckung unterhalb der Verbunddübelleiste
c_p	Spezifische Wärmekapazität
$c_{p,a}$	Spezifische Wärmekapazität von Baustahl
$c_{p,c}$	Spezifische Wärmekapazität von Normalbeton
C_{el}	Elastische Anfangssteifigkeit des Verbundmittels
d	Schädigungsparameter von Normalbeton des CDP-Modells
d_{KBD}	Durchmesser Kopfbolzendübel
d_t	Schädigungsparameter von Normalbeton des CDP-Modells für den Zugbereich
D	Duktilitätsparameter des Materialmodells von <i>Sargin (1971)</i>
e_x	Abstand der Verbundmittel in Längsrichtung
E	Elastizitätsmodul
E_a	Elastizitätsmodul von Baustahl
E_{cm}	Mittleres Elastizitätsmodul als Sekante
E_s	Elastizitätsmodul von Betonstahl
f_{au}	Charakteristischer Wert der Zugfestigkeit von Baustahl
f_{ay}	Charakteristischer Wert der Streckgrenze von Baustahl
f_{ck}	Charakteristischer Wert der Betondruckfestigkeit von Normalbeton
f_{cd}	Bemessungswert der Betondruckfestigkeit von Normalbeton
f_{cm}	Einaxiale Betondruckfestigkeit von Normalbeton
f_{ctm}	Einaxiale Betonzugfestigkeit von Normalbeton
f_{yd}	Bemessungswert der Streckgrenze von Baustahl
F	Kraft

F_{Ed}	Einwirkende Bemessungslast
F_L	Kraft Lasteinleitung
F_R	Reibkraft
$F_R(\theta)$	Reibkraft in Abhängigkeit der Temperatur
F_{Re}	Kraft Reactio infolge der Kraft der Lasteinleitung
g_k	Charakteristischer Wert des Eigengewichts
G_f	Bruchenergie von Normalbeton
h_c	Höhe des Betongurtes
h_D	Höhe des Verbundmittels bzw. des Dübelzahns
h_{sc}	Nennwert der Höhe des Dübels
h_{po}	Höhe des Ausbruchkegels
h_v	Höhe des Kopfbolzendübels
$k_{c,\theta}$	Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit von Normalbeton in Abhängigkeit der Temperatur
$k_{E,c,\theta}$	Reduktionsfaktor des E-Moduls von Normalbeton in Abhängigkeit der Temperatur
$k_{t,c,\theta}$	Reduktionsfaktor der Zugfestigkeit von Normalbeton in Abhängigkeit der Temperatur
$k_{u,\theta}$	Reduktionsfaktor der Streckgrenze von Baustahl bezogen auf den Verfestigungsbereich in Abhängigkeit der Temperatur
$k_{y,\theta}$	Reduktionsfaktor der Streckgrenze von Baustahl in Abhängigkeit der Temperatur
K_c	Formfaktor
l_{System}	Länge des statischen Systems
$l_{Versuch}$	Länge des Versuchskörpers
L	Länge
M_{pl}	Plastische Momententragfähigkeit
$M_{pl,Rd}$	Bemessungswert der plastische Momententragfähigkeit
$M_{pl,fi,Rd}$	Bemessungswert der plastische Momententragfähigkeit im Brandfall
P	Schubkraft
$P(20^\circ C)$	Schubkraft bei Raumtemperaturbedingungen
$P(\theta)$	Schubkraft in Abhängigkeit der Temperatur
$P_{Abtrieb}$	Abtreibende Kraft infolge Schubbeanspruchung
P_{Actio}	Einwirkende Kraft infolge Schubbeanspruchung
P_{el}	Schubkraft am Ende des linear-elastischen Bereichs

P_{Rk}	Charakteristischer Wert der Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen
P_{Rd}	Bemessungswert der Schubtragfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen
$P_{fi,k}$	Charakteristischer Wert der Schubtragfähigkeit im Brandfall
$P_{fi,Rd}$	Bemessungswert der Schubtragfähigkeit im Brandfall
P_{max}	Maximale Schubtragfähigkeit eines Verbundmittels
$P_{pl,k}$	Charakteristischer Wert für ein Stahlversagen der Verbunddübelleiste
$P_{po,k}$	Charakteristischer Wert für ein Ausstanzen des Betons der Verbunddübelleiste
$P_{Reactio}$	Reaktionskraft infolge einwirkender Schubbeanspruchung
$P_{sh,k}$	Charakteristischer Wert für ein Abscheren des Betons der Verbunddübelleiste
$P_{Rk(CL; PZ)}$	Charakteristischer Bemessungswert der Schubtragfähigkeit für die Klothoidenform oder die Puzzleform der Verbunddübelleiste
\bar{p}	Hydrostatischer Spannungszustand
\bar{q}	von-Mises Vergleichsspannung
q_k	Charakteristischer Wert der Nutzlast
t	Zeit
t_w	Stegdicke des I-Profiles
t_f	Flanschdicke des I-Profiles
$t_{Versagen}$	Zeitpunkt des Versagens
u	Verformung
u_{abs}	Absolute Verformung nach Durchführung des Versuchs
u_{el}	Elastischer Anteil der Verformung
u_{max}	Maximale Verformung
$u_{Messung}$	Gemessene Verformung
$u_{relativ, MFL}$	relative Verformung der Prüfmaschine
$u_{Versagen}$	Verformung zum Zeitpunkt des Versagens des Systems
w	Rissweite
z_{pl}	Plastische Nulllinie

Griechische Bezeichnungen

α, β, γ	Dimensionslose Variablen des CDP-Modells
α_{slab}	Koeffizient zur Berücksichtigung des rechteckigen Spannungsblocks
δ	Relativverformung
δ_{el}	Elastisches Verformungsvermögen
δ_{max}	Verformungsvermögen bei maximaler Schubtragfähigkeit
δ_{pl}	Plastisches Verformungsvermögen
δ_{u}	Verformungsvermögen
$\Delta\theta_{\text{a,t}}$	Inkrementelle Bauteiltemperatur von Baustahl
$\epsilon_{\text{ce},\theta}$	Grenzdehnung des Beton in Abhängigkeit der Temperatur
ϵ	Dehnung
ϵ_{a}	Dehnung von Baustahl
ϵ_{c1}	Dehnung bei einaxiale Betondruckfestigkeit von Normalbeton
ϵ_{ct}	Dehnung bei einaxiale Betonzugfestigkeit von Normalbeton
ϵ_{cu}	Bruchdehnung von Normalbeton
ϵ_{nom}	Nominelle Dehnung
ϵ_{wahr}	Wahre Dehnung
ϵ_{a}	Thermische Dehnung von Baustahl
ϵ_{c}	Thermische Dehnung von Normalbeton
η_{D}	Abminderungsfaktor der Betondübelfläche in Abhängigkeit der Form des Verbundmittels
η_{fi}	Ausnutzungsgrad im Brandfall
θ	Bauteiltemperatur
θ_{a}	Bauteiltemperatur von Baustahl
$\theta_{\text{Brandraum}}$	Temperatur des Brandraumes
θ_{Beton}	Bauteiltemperatur des Betons des Verbundquerschnitts
θ_{c}	Bauteiltemperatur von Normalbeton
θ_{Flansch}	Bauteiltemperatur des Flansches der I-Profils
θ_{Litze}	Bauteiltemperatur der Spannlitze des Verbundquerschnitts
θ_{Ref}	Referenztemperatur
θ_{Steg}	Bauteiltemperatur des Steges der I-Profils
θ_{VDL}	Bauteiltemperatur der Verbunddübelleiste der I-Profils
θ_{Ziel}	Zieltemperatur

λ	Wärmeleitfähigkeit
λ_a	Wärmeleitfähigkeit von Baustahl
λ_c	Wärmeleitfähigkeit von Normalbeton
μ	Reibbeiwert
ν	Querkontraktionszahl
ν_a	Querkontraktionszahl von Baustahl
ν_c	Querkontraktionszahl von Normalbeton
ρ	Rohdichte
ρ_a	Rohdichte von Baustahl
ρ_c	Rohdichte von Normalbeton
ρ_D	Bewehrungsgrad für ein Abscheren des Betons der Verbunddübelleiste
$\rho_{D,i}$	Bewehrungsgrad für ein Ausstanzen des Betons der Verbunddübelleiste
σ	Spannung
$\bar{\sigma}$	Effektive Spannung unter Berücksichtigung der Schädigung d
σ_a	Spannung von Baustahl
σ_{b0}	Spannung der zweiaxialen Betondruckfestigkeit
σ_c	Spannung von Normalbeton
σ_{c0}	Spannung der einaxialen Betondruckfestigkeit
σ_t	Zugspannung von Normalbeton
σ_{t0}	Spannung der einaxialen Betonzugfestigkeit
σ_{pm0}	Vorspannung einer Spannlitze
σ_{nom}	Nominelle Spannung
σ_{wahr}	Wahre Spannung
τ_{Reib}	Reibfestigkeit
$\tau_{Reib}(\theta)$	Reibfestigkeit in Abhängigkeit der Temperatur
τ_u	Verbundfestigkeit
$\tau_u(\theta)$	Verbundfestigkeit in Abhängigkeit der Temperatur
χ_x	Abminderungsfaktor für Ausbruchkegelüberschreitung in Längsrichtung
χ_y	Abminderungsfaktor für Ausbruchkegelüberschreitung in Querrichtung
Ψ	Dilatanzwinkel

Abbildungsverzeichnis

1.1	Verbundmittel zur Übertragung von Schubkräften zwischen Stahlprofil und Betongurt: (a) Kopfbolzendübel (<i>hock-ing.de, o. J.</i>), (b) Perfo-bondleiste (<i>Hauf et al., 2017</i>), (c) Verbunddübelleiste in Puzzleform (<i>Springer et al., 2018</i>)	2
2.1	VDL in Klothoidenform: (a) Herstellungsprozess (<i>Feldmann et al., 2014</i>), (b) Oberflanschlose I-Profile mit VDL, (c) Verbundquerschnitt mit VDL	8
2.2	Schematische Darstellung der VDL	9
2.3	Isometrien von Verbundträgern mit unterschiedlichen Verbundmitteln (ohne Bewehrung der Verbundmittel): (a) mit Perfo-bondleiste, (b) mit Kombi-Dübelleiste, (c) mit VDL	9
2.4	Versagensmechanismen der VDL infolge einer Schubbeanspruchung: (a) Stahlversagen mit schematischer Darstellung des kritischen Schnitts, (b) Ausstanzen, (c) Abscheren	11
2.5	Gegenüberstellung der Schubtragfähigkeit von VDL in Klothoidenform gemäß abZ (<i>DIBt, 2013</i>) und KBD gemäß <i>DIN EN 1994-1-1 (2010)</i> .	13
2.6	Gegenüberstellung der plastischen Momententragfähigkeit M_{pI} von Verbundträger mit verschiedenen I-Profilen und Verbundmitteln: (a) KBD, (b) VDL, (c) VDL	14
2.7	Brücke in Pöcking in VFT-Bauweise mit VDL in Klothoidenform: (a) Ansicht (<i>Gündel et al., 2014</i>), (b) Stahlträger des Verbundquerschnitts (<i>Schmitt et al., 2004</i>)	15
2.8	Eisenbahnbrücke über den Simmerbach in VFT-Rail [®] -Bauweise mit einer VDL in Klothoidenform: (a) Ansicht (<i>Gündel et al., 2014</i>), (b) Aufbau des Verbundquerschnitts (<i>Seidl, Mensinger, Koch und Hugle, 2012</i>) . .	16
2.9	Parkhaus Coulinstraße in Wiesbaden: (a) Stahlkonstruktion (<i>Springer et al., 2018</i>), (b) Oberflanschlose I-Profile mit VDL (<i>Springer et al., 2018</i>)	17
2.10	Gegenüberstellung bevorzugter Spannweiten für Deckensysteme (<i>Haller et al., 2007; Ungermann et al., 2010</i>)	19

2.11 Bürogebäude <i>WestEndDuo</i> in Frankfurt am Main: (a) Ansicht (<i>DB Bauzeitung</i> , 2008), (b) Inverses Verbunddeckensystem (<i>Mensingher et al.</i> , 2010)	20
2.12 Überblick über das integrierte und nachhaltige Deckensystem <i>InaDeck</i> mit den charakteristischen Bestandteilen	22
2.13 Geometrie und charakteristische Details der VDL	28
2.14 (a) Schematische Darstellung (Draufsicht) der Beanspruchung des Betons in der Dübelzahnausnehmung in Anlehnung an <i>Würzler (1997)</i> und <i>Heinemeyer (2011)</i> ; (b) Charakteristische Dübelkennlinien der Versagensmechanismen Ausstanzen des Betons und Stahlversagen (in Anlehnung an <i>Heinemeyer (2011)</i>)	32
2.15 Qualitative Dübelkennlinie eines Standard-Abscherversuchs gemäß <i>DIN EN 1994-1-1 (2010)</i> mit charakteristischen Kenngrößen	35
2.16 Querschnitte der Verbundträger mit VDL von <i>Franssen und Janssen (2013)</i> : (a) Querschnittstyp 1, (b) Querschnittstyp 2, (c) Querschnittstyp 3	38
2.17 Trag- und Erwärmungsverhalten der Versuche von <i>Franssen und Janssen (2013)</i> mit dem Querschnittstyp 3 gemäß Abbildung 2.16(c): (a) Durchbiegung in Feldmitte (RBS = Reaktives Brandschutzsystem; kF = keramische Fasern am Flansch), (b) Temperaturentwicklung am Flansch des I-Profiles in Feldmitte sowie der VDL im Auflagerbereich	39
2.18 Versuchskörper zur Tragwirkung des <i>InaDeck</i> unter ETK Einwirkung (<i>Hegger et al.</i> , 2013a; <i>Schaumann et al.</i> , 2014)	39
2.19 Temperaturentwicklung des <i>InaDeck</i> infolge einer Brandbeanspruchung unterhalb des Betonguts gemäß ETK: (a) Betongurt, (b) Stahlprofil (<i>Hegger et al.</i> , 2013a; <i>Schaumann et al.</i> , 2014)	40
2.20 Durchbiegung in Systemmitte des <i>InaDeck</i> infolge der Brandbeanspruchung unterhalb des Betongurts gemäß ETK (<i>Hegger et al.</i> , 2013a; <i>Schaumann et al.</i> , 2014)	41
2.21 Entwickelter Push-out-Versuch (PoV) mit nur einem Verbundmittel: (a) Single-Push-out-Versuchs (SPoV) von <i>Heinemeyer (2011)</i> , (b) Vergleich der Dübelkennlinien von einem Single-Push-out-Versuch und einem Push-out-Versuch	43
2.22 Entwickelter Push-out-Versuch mit nur einem Verbundmittel von <i>Claffen et al. (2017a)</i>	44
2.23 Dübelkennlinien von Push-out-Versuchen mit einer VDL in Puzzleform: (a) von <i>Schmitt et al. (2004)</i> respektive <i>Seidl (2009)</i> , (b) von <i>Feldmann et al. (2007)</i>	46

2.24	Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit von VDL in Puzzleform mit und ohne Wendelbewehrung von <i>Abramski et al. (2010)</i> : (a) Dübelkennlinien, (b) Versuchskörper mit Wendelbewehrung	47
2.25	Dübelkennlinien der Single-Push-out-Versuche (SPoV) sowie der Push-out-Versuche (PoV) von <i>Heinemeyer (2011)</i> zum Einfluss (a) der Dübelform und (b) Stegdicke t_w	49
2.26	Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit von VDL von <i>Heinemeyer (2011)</i> : (a) Dübelkennlinien mit unterschiedlichen Bewehrungsgraden der Dübelzahnausnehmung, (b) Detailanalyse der lokalen Tragmechanismen der VDL	50
2.27	Dübelkennlinien der Push-out-Versuche von <i>Seidl et al. (2013a)</i> bzw. <i>Lorenc et al. (2014a)</i> zum Einfluss (a) der Dübelform und (b) des Verhältnisses von e_x/h_D	51
2.28	Dübelkennlinien der Push-out-Versuche von <i>Seidl et al. (2013a)</i> und <i>Lorenc et al. (2014a)</i> zum Einfluss der (a) Stegdicke t_w und (b) des Bewehrungsgrades in der Dübelzahnausnehmung	52
2.29	Dübelkennlinien der Push-out-Versuche von <i>Lorenc et al. (2013)</i> bzw. <i>Kožuch und Lorenc (2020)</i> : (a) Stegdicke t_w von 15 mm, (b) Einfluss der Stegdicke t_w	54
2.30	Dübelkennlinien der Push-out-Versuche von <i>Feldmann et al. (2014)</i> mit: (a) Stahlversagen, (b) Ausstanzen des Betons	55
2.31	Dübelkennlinien der Push-out-Versuche: (a) von <i>Lechner (2018)</i> , (b) von <i>Karge et al. (2020)</i>	57
2.32	Push-out-Versuche von <i>Claßen et al. (2014a)</i> : (a) Dübelkennlinien, (b) Darstellung des Versagensmechanismus Ausstanzen	58
2.33	Dübelkennlinien der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit von VDL von <i>Claßen et al. (2017a)</i> (Schub-Zug-Interaktion) und <i>Claßen und Hegger (2017a)</i> (Risseinfluss)	60
2.34	Experimentelle Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von KBD im Brandfall: (a) Schematische Darstellung, (b) Exemplarischer Versuchsaufbau von <i>Chen et al. (2015b)</i>	63
2.35	Gemessene Temperatur des Brandraums und entlang der KBD der Push-out-Versuche von: (a) <i>Choi et al. (2009)</i> mit $\theta_{Ziel}(10\text{ mm}) = 600\text{ }^\circ\text{C}$, (b) <i>Chen et al. (2015b)</i> mit $\theta_{Ziel}(10\text{ mm}) = 500\text{ }^\circ\text{C}$	64
2.36	Dübelkennlinien der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen bezogen auf eine Kopfbolzendübeltemperatur in 5 mm Tiefe des Betongurts ausgehend vom Flansch von: (a) <i>Choi et al. (2009)</i> , (b) <i>Chen et al. (2012)</i> ($d_{KBD} = 19\text{ mm}$; $h_v = 100\text{ mm}$; $h_c = 150\text{ mm}$)	64

2.37	Reduktion der Schubtragfähigkeit von KBD in Abhängigkeit der Temperatur	65
2.38	Schematische Darstellung der einaxialen σ - ε -Beziehung von Normalbeton in Anlehnung an <i>DIN EN 1992-1-1 (2010)</i>	67
2.39	Theoretische Grundlagen des <i>CDP</i> -Modells: (a) Fließfläche in der Deviatorebene in Abhängigkeit des Formfaktors K_c , (b) Fließfläche in der biaxialen Spannungsebene, (c) Hyperbolische Potenzialfunktion (in Anlehnung an Abaqus - Documentation for Abaqus/Standard (2019) und <i>Kueres et al. (2015)</i>)	68
2.40	Numerisches Modell zur Simulation des Schubtragverhaltens von VDL auf Basis des Push-out-Versuchs: (a) Implementierung der Bewehrung sowie Elementierung, (b) Randbedingungen (<i>Claßen et al., 2014a</i>) . .	69
3.1	Isometrie des Versuchskörpers der Push-out-Versuche mit der Darstellung der relevanten Bewehrung der VDL (experimentell ermittelte Materialkennwerte siehe Anhang A)	75
3.2	Seitenansicht der Push-out-Versuche mit der Darstellung der symmetrischen Anordnung der Thermoelemente	76
3.3	Versuchsaufbau der Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen: (a) realer Versuchsstand mit Versuchskörper, (b) schematische Darstellung	79
3.4	Versuchsaufbau der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen sowie Positionierung der optischen Messsensoren zur Messung der Verformungen	80
3.5	Auswertung der EV-Messung: (a) Verformung des Prüfstandes, (b) Gegenüberstellung der gemessenen <u>D</u> übel <u>k</u> ennlinie (DKL) mit der relativen Dübelkennlinie bei einer Verbundmitteltemperatur von 200 °C . .	82
3.6	Versuchsablauf der Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen sowie erhöhten Temperaturen in Anlehnung an <i>DIN EN 1994-1-1 (2010)</i>	83
3.7	Beispielhafter Verlauf der Entwicklung ausgewählter Bauteiltemperaturen eines Push-out-Versuchs mit einer Zieltemperatur von 350 °C . . .	84
3.8	Dübelkennlinien der Versuchsserien der Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen bezogen auf ein Verbundmittel	85
3.9	Detailanalyse der VDL bei Raumtemperaturbedingungen; oben: Stahlzahn und Betondübel, mitte: Betondübel, unten: Stahlzahn: (a) Serie PoV-R bei $u_{Abs} = \sim 20$ mm, (b) Serie PoV-Q bei $u_{Abs} = \sim 16$ mm	89

3.10	Serie PoV-Q: (a) Draufsicht des Ausbruchkegels, (b) Komprimierter Beton vor dem Stahlzahn	91
3.11	Kraft-Verformungs-Kurven der Push-out-Versuche bei Raumtemperatur zur Ermittlung der Reibfestigkeit bzw. des Reibanteils an der Schubtragfähigkeit einer VDL	92
3.12	Dübelkennlinien der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen: (a) Serie PoV-R, (b) Serie PoV-B, (c) Serie PoV-Q	96
3.13	Gegenüberstellung der Dübelkennlinien der Versuchsserien der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen sowie bei Raumtemperaturbedingungen bezogen auf ein Verbundmittel	98
3.14	Detailanalyse der VDL bei erhöhten Temperaturen bei entsprechender Relativverformung u_{Abs} : (a) Serie PoV-R, (b) Serie PoV-Q	99
3.15	Detailanalyse der VDL bei einer Verbundmitteltemperatur von 500 °C: (a) Serie PoV-R, (b) Serie PoV-Q	100
3.16	Detailanalyse des Betondübels der VDL bei erhöhten Temperaturen bei entsprechender Relativverformung u_{Abs} : (a) Serie PoV-R, (b) Serie PoV-Q	101
3.17	Kraft-Verformungs-Kurven der Push-out-Versuche zur Ermittlung der Reibfestigkeit bzw. des Reibanteils an der Schubtragfähigkeit einer VDL bei erhöhten Temperaturen	103
3.18	Gegenüberstellung von (a) Dübelkennlinien mit gleichem Längsabstand und (b) normierten Dübelkennlinien	107
3.19	Reduktion der Schubtragfähigkeit von KBD und VDL in Abhängigkeit der Temperatur basierend auf der Literatur (<i>Zhao und Kruppa, 1997; Choi et al., 2009; Mirza et al., 2011; Imagawa et al., 2012; Chen et al., 2015b</i>) und dieser Forschungsarbeit	108
3.20	Schubtragfähigkeit der VDL in Abhängigkeit der Verbundmitteltemperatur im Vergleich zu Berechnungsansätzen für die <u>charakteristische</u> Schubtragfähigkeit der VDL (Stahlversagen = $P_{pl,k}$; Ausstanzen = $P_{po,k}$)	113
4.1	Temperatur-Zeitkurve des 95 %-Fraktilwertes der Kleinversuche des Naturbrandszenarios „Brand im Hohlraum“ und der Verlauf der Brandgastemperatur der experimentellen Untersuchung	119
4.2	Versuchskörper der großmaßstäblichen Untersuchungen zum Zeitpunkt der Herstellung	121
4.3	Querschnitt der Versuchskörper der experimentellen Untersuchungen mit den Positionen der Thermoelemente	122

4.4	Gegenüberstellung statischer Systeme zur Versuchsdurchführung: (a) Einbausituation des <i>InaDeck</i> , (b) Konzipierter Versuchsaufbau (F_L = Kraft <u>L</u> asteinleitung, F_{Re} = Kraft <u>R</u> eactio)	123
4.5	Konzipierter Versuchsaufbau der Brandversuche zur Bewertung des Tragverhaltens infolge des Naturbrandszenarios für den Hohlraum eines Deckensystems	124
4.6	Zeitlicher Ablauf der Brandprüfung mit der mechanischen Belastung sowie der Brandbeanspruchung der Versuchskörper	125
4.7	Entwicklung der Stahltemperaturen des halbierten I-Profiles infolge des Brandszenarios „Brand im Hohlraum“ in Verbindung mit der ETK	127
4.8	Entwicklung der Temperaturen im Betongurt infolge des Brandszenarios „Brand im Hohlraum“ in Verbindung mit der ETK: (a) Betongurtachse L-I gemäß Abbildung 4.3, (b) Bereich der VDL (Betonachse L-II; siehe Abbildung 4.3)	128
4.9	Schematische Darstellung (a) des Verbundquerschnitts und des Temperaturfelds bei einer Temperatur der VDL von (b) 200 °C, (c) 350 °C und (d) 500 °C	129
4.10	Verformungs-Zeit-Kurve und Bauteiltemperaturen des Flansches und der VDL des <i>InaDeck</i> infolge des Brandszenarios des Großversuchs	131
4.11	Gegenüberstellung der Schubtragfähigkeit der VDL im Brandfall für ein Stahl- und Ausstanzversagen auf Grundlage der Temperatur-Zeitkurven im Bereich der VDL (Betonachse L-II gemäß Abbildung 4.3)	134
5.1	Gegenüberstellung der Wärmeleitfähigkeit λ_c gemäß <i>DIN EN 1994-1-2 (2010)</i> und eines neuen Ansatzes aus Frankreich	142
5.2	(a) Querkontraktionszahl von Baustahl ν_a in Abhängigkeit der Temperatur nach <i>Wohlfahrt und Schmidt (2001)</i> , (b) Thermische Dehnung von Bau- und Betonstahl ε gemäß <i>DIN EN 1994-1-2 (2010)</i>	145
5.3	Schematische Darstellung der einaxialen σ - ε -Beziehung von Normalbeton in Abhängigkeit der Temperatur θ_c	146
5.4	Temperaturabhängiges Verhältnis der zwei axialen Druckfestigkeit zur einaxialen Druckfestigkeit von Normalbeton f_{b0}/f_{c0}	147
5.5	Temperaturabhängiger Reduktionsfaktor des E-Moduls von Normalbeton $k_{E,c,\theta}$ von <i>Bahr et al. (2013)</i> sowie der Ableitung aus den normativen Regelungen gemäß <i>DIN EN 1994-1-2 (2010)</i>	149
5.6	Temperaturabhängige Reduktionsfaktoren gemäß <i>DIN EN 1994-1-2 (2010)</i> (a) der Druckfestigkeit $k_{c,\theta}$ und (b) der Zugfestigkeit $k_{t,c,\theta}$	149

5.7	σ - ε -Beziehungen im Druckbereich von Normalbeton bei (a) Raumtemperaturbedingungen, (b) 300 °C, (c) 500 °C und (d) 700 °C	151
5.8	(a) σ - w -Beziehungen von <i>Hillerborg et al. (1976)</i> mit der Bruchenergie gemäß <i>Model Code (2013)</i> und (b) temperaturabhängige Bruchenergie von <i>Zhang und Bicanic (2002)</i>	153
5.9	σ - w -Beziehungen von <i>Hillerborg et al. (1976)</i> und gespiegelter Verlauf des Schädigungsparameters d_t	153
5.10	Temperaturabhängige Querkontraktionszahl von Normalbeton ν_c nach <i>Ehm (1986)</i>	154
5.11	Numerisches Modell des Push-out-Versuchs zur Schubtragfähigkeit der VDL bei erhöhten Temperaturen: (a) Implementierung der Geometrie und Kontaktbedingungen am Beispiel der Referenzserie; (b) Randbedingungen, Lastaufbringung und Vernetzung im Bereich der VDL	157
5.12	σ - ε -Beziehung des Baustahls und Materialkennwerte des Baustahls S355 und des Betonstahls B500 der numerischen Simulation der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen	159
5.13	σ - ε -Beziehung und σ - w -Beziehung und Materialkennwerte des Normalbetons C30/37 der numerischen Simulation der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen	160
5.14	Gegenüberstellung der Dübelkennlinien der experimentellen Untersuchungen und numerischen Simulationen der Serie PoV-R bei (a) Raumtemperaturbedingungen, (b) 200 °C, (c) 350 °C und (d) 500 °C	161
5.15	Bewertung der Dübelkennlinie der numerischen Simulation im Vergleich zur Dübelkennlinie der experimentellen Untersuchung am Beispiel der Serie PoV-R bei Raumtemperaturbedingungen	163
5.16	Gegenüberstellung der numerischen und experimentellen Schubtragfähigkeit der VDL der Push-out-Versuche unter Berücksichtigung einer Abweichung von 10 % bezogen auf den Mittelwert (MW) der experimentellen Untersuchungen	165
5.17	Gegenüberstellung des Verformungsvermögens der VDL der numerischen Simulation und experimentellen Untersuchung auf Basis des Verformungskriteriums des Anhangs B der <i>DIN EN 1994-1-1 (2010)</i>	167
5.18	Spannungsverteilung im kritischen Schnitt der VDL bei einer Bauteiltemperatur von 500 °C in (a) der Initiierungsphase und (b) im Versagenszustand	168
5.19	Plastische Verformungen der VDL der numerischen Simulation und der experimentellen Untersuchung der Serie PoV-R bei (a) Raumtemperaturbedingungen, (b) 200 °C, (c) 350 °C und (d) 500 °C	169

5.20	Gegenüberstellung der Ansicht des Ausbruchkegels des Betons der numerischen Simulation (links) und der experimentellen Untersuchung (rechts) bei (a) Raumtemperaturbedingungen, (b) 200 °C, (c) 350 °C und (d) 500 °C	170
5.21	Gegenüberstellung der Dübelkennlinien der experimentellen Untersuchungen mit einem Ausstanzversagen von (a) <i>Claßen et al. (2014a)</i> und (b) <i>Feldmann et al. (2014)</i> mit den numerischen Simulationen	172
5.22	Gegenüberstellung der Ansicht des Ausbruchkegels des Betons der numerischen Simulation (links) und der experimentellen Untersuchung (rechts) von (a) <i>Claßen et al. (2014a)</i> und (b) <i>Feldmann et al. (2014)</i>	174
5.23	Schematische Darstellungen (a) der Brandbeanspruchung des <i>InaDeck</i> zur Bewertung des Temperatureinflusses auf die Schubtragfähigkeit der VDL und (b) der Gegenüberstellung des Temperaturgradienten nach 90-minütiger Brandbeanspruchung gemäß ETK mit dem Ausbruchkegel	176
5.24	Numerisches Modell des Push-out-Versuchs zur Ermittlung der Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen im Brandfall: (a) Isometrie der Implementierung; (b) Seitenansicht mit charakteristischen Abmessungen	178
5.25	Temperaturfeld im Bereich der VDL nach einer 90-minütigen Brandbeanspruchung gemäß ETK mit einer schematischen Darstellung des Ausbruchkegels	180
5.26	Reduktion der Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen bei Feuerwiderstandsdauern von (a) 15 Minuten, (b) 30 Minuten, (c) 60 Minuten und (d) 90 Minuten	181
5.27	Temperaturgradient über die Höhe des Ausbruchkegels nach einer 30-minütigen Brandbeanspruchung gemäß ETK	182
5.28	Verhältnis $\frac{h(k_c, \theta)}{h_{PO}}$ für die Ermittlung der Position der Betontemperatur für die Feuerwiderstandsdauern von (a) 30 Minuten, (b) 60 Minuten und (c) 90 Minuten	183
5.29	Reduktionsfaktor der Betondruckfestigkeit für die Feuerwiderstandsdauern von (a) 30 Minuten, (b) 60 Minuten und (c) 90 Minuten	186
B.1	Anordnung der Thermolemente der Serie PoV-R der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit der VDL (a) am I-Profil sowie (b) im Betongurt	L
B.2	Anordnung der Thermolemente der weiteren Serien der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit der VDL (a) am I-Profil sowie (b) im Betongurt	LI

D.1	Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-R mit einer Zieltemperatur von 200 °C	LVI
D.2	Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-R mit einer Zieltemperatur von 350 °C	LVII
D.3	Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-R mit einer Zieltemperatur von 500 °C	LVIII
D.4	Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-B mit einer Zieltemperatur von 200 °C	LIX
D.5	Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-B mit einer Zieltemperatur von 350 °C	LX
D.6	Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-B mit einer Zieltemperatur von 500 °C	LXI
D.7	Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-Q mit einer Zieltemperatur von 200 °C	LXII
D.8	Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-Q mit einer Zieltemperatur von 350 °C	LXIII
D.9	Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-Q mit einer Zieltemperatur von 500 °C	LXIV
D.10	Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-M mit einer Zieltemperatur von 200 °C	LXV
D.11	Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-M mit einer Zieltemperatur von 350 °C	LXVI
D.12	Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-M mit einer Zieltemperatur von 500 °C	LXVII
E.1	Gegenüberstellung der Dübelkennlinien der experimentellen Untersuchung und numerischen Simulation der Serie PoV-B bei (a) Raumtemperaturbedingungen, (b) 200 °C, (c) 350 °C und (d) 500 °C	LXX
E.2	Gegenüberstellung der Dübelkennlinien der experimentellen Untersuchung und numerischen Simulation der Serie PoV-Q bei (a) Raumtemperaturbedingungen, (b) 200 °C, (c) 350 °C und (d) 500 °C	LXXI
F.1	σ - ε -Beziehung von Baustahl und Materialkennwerte von Baustahl S355 sowie Betonstahl B500 der numerischen Simulation der Push-out-Versuche von <i>Claßen et al. (2014a)</i>	LXXIV
F.2	σ - ε -Beziehung bzw. σ - w -Beziehung und Materialkennwerte von Beton C40/50 der numerischen Simulation der Push-out-Versuche von <i>Claßen et al. (2014a)</i>	LXXIV

F.3	σ - ε -Beziehung von Baustahl und Materialkennwerte von Baustahl S355 sowie Betonstahl B500 der numerischen Simulation der Push-out-Versuche von <i>Feldmann et al. (2014)</i>	LXXVI
F.4	σ - ε -Beziehung bzw. σ - w -Beziehung und Materialkennwerte von Beton C30/37 der numerischen Simulation der Push-out-Versuche von <i>Feldmann et al. (2014)</i>	LXXVI
F.5	σ - ε -Beziehung von Baustahl und Materialkennwerte des Baustahls S355 und Betonstahls B500 der numerischen Simulation der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen im Brandfall	LXXVIII
F.6	σ - ε -Beziehung bzw. σ - w -Beziehung und Materialkennwerte des Normalbetons C30/37 der numerischen Simulation der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen im Brandfall	LXXIX

Tabellenverzeichnis

2.1	Parameter der Push-out-Versuche von <i>Feldmann et al. (2007)</i>	45
2.2	Übersicht der Parameter der Push-out-Versuche von <i>Heinemeyer (2011)</i>	48
2.3	Übersicht der Parameter der Push-out-Versuche aus dem Forschungsprojekt Preco-Beam (<i>Seidl et al., 2013a; Lorenc et al., 2014a</i>)	51
2.4	Übersicht der Parameter der Push-out-Versuche von <i>Feldmann et al. (2013)</i> bzw. <i>Kožuch und Lorenc (2020)</i>	53
2.5	Übersicht der Parameter der Push-out-Versuche von <i>Feldmann et al. (2014)</i>	55
2.6	Übersicht der Parameter der Push-out-Versuche von <i>Claßen et al. (2014a)</i>	58
2.7	Übersicht der Parameter der Push-out-Versuche von <i>Claßen et al. (2017a)</i> und <i>Claßen und Hegger (2017a)</i>	59
2.8	Übersicht der experimentellen Untersuchungen zur Schubtragfähigkeit von KBD in Vollbetongurten bei Raumtemperaturbedingungen (RT) und erhöhten Temperaturen (ET) aus der Literatur	62
3.1	Übersicht der Parameter der Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen (RT) und erhöhten Temperaturen (ET; Bew. = Bewehrung)	77
3.2	Übersicht der charakteristischen Kennwerte der Dübelkennlinie der Versuchsserien der Push-out-Versuche bei Raumtemperaturbedingungen .	86
3.3	Reibkraft F_R und Reibfestigkeit τ_{Reib} aus der Versuchsserie zum Einfluss der Reibung auf die Schubtragfähigkeit der VDL bei Raumtemperaturbedingungen	92
3.4	Übersicht der maximalen Schubtragfähigkeit P_{max} und Anfangssteifigkeit C_{el} der VDL bei erhöhten Temperaturen (Ergebnisse bei Raumtemperaturbedingungen siehe Tabelle 3.2)	97
3.5	Reibkraft F_R und Reibfestigkeit τ_{Reib} der Versuchsserie zum Einfluss der Reibung auf die Schubtragfähigkeit der VDL bei erhöhten Temperaturen	104
4.1	Übersicht der charakteristischen Zeitpunkte der Verformungs-Zeit-Kurve der Achse IV gemäß Abbildung 4.10 mit den entsprechenden Temperaturen des Flansches sowie der VDL des I-Profiles und der Spannlitze . .	132

5.1	Gegenüberstellung der Schubtragfähigkeit und des Verformungsvermögens der numerischen Simulation und der Push-out-Versuche von <i>Clayden et al. (2014a)</i> und <i>Feldmann et al. (2014)</i>	173
5.2	Parameterbereich zur Ermittlung der Betontemperatur θ_c bzw. des Reduktionsfaktors der Betondruckfestigkeit $k_{c,\theta}$ zur vereinfachten Bemessung der Schubtragfähigkeit der VDL in Puzzelform (PZ) mit einem Ausstanzversagen	179
A.1	Materialkennwerte der einzelnen Querschnittsteile der Detailuntersuchungen zur Schubtragfähigkeit der VDL des Kapitels 3	XLVI
A.2	Materialkennwerte der einzelnen Querschnittsteile der großmaßstäblichen experimentellen Untersuchungen des Kapitels 4	XLVII
C.1	Übersicht der Verformungen bei der maximalen Schubtragfähigkeit der VDL $u(P_{\max})$ ($=u_{P_{\max}}$) und bei Widererreichen von 90% der Schubtragfähigkeit $u(0,9 \cdot P_{\max})$ ($=u_{0,9 \cdot P_{\max}}$) der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen	LIV

Anhang A

Ergänzende Darstellung zu den experimentellen Untersuchungen - Materialkennwerte

- A.1 Materialkennwerte der Detailuntersuchungen zur Schubtragfähigkeit von VDL**
- A.2 Materialkennwerte der großmaßstäblichen Untersuchungen zur Systemtragwirkung eines Verbundträgers mit VDL**

A.1 Materialkennwerte der Detailuntersuchungen zur Schubtragfähigkeit von VDL

In Tabelle A.1 sind die experimentell ermittelten Materialkennwerte der Detailuntersuchungen zur Schubtragfähigkeit der VDL, die in Abschnitt 3.2.1 erläutert werden, dargestellt. Die Herstellung der Push-out-Versuchskörper der Detailuntersuchungen erfolgte aufgrund der Anzahl in zwei Betonagen. Die Materialkennwerte (Druckfestigkeit sowie E-Modul) des Betons wurden bei beiden Betonagen ermittelt.

Tabelle A.1: Materialkennwerte der einzelnen Querschnittsteile der Detailuntersuchungen zur Schubtragfähigkeit der VDL des Kapitels 3

Material (Nominalwerte)	Mechanische Materialkennwerte (Messwerte)	
Stahl IPE220 (S355)	$f_{ay,Steg} = 456 \frac{N}{mm^2}$ $f_{au,Steg} = 538 \frac{N}{mm^2}$ $E_{a,Steg} = 199.321 \frac{N}{mm^2}$	$f_{ay,Flansch} = 428 \frac{N}{mm^2}$ $f_{au,Flansch} = 537 \frac{N}{mm^2}$ $E_{a,Flansch} = 197.343 \frac{N}{mm^2}$
Beton (C30/37)	Betonage A (Serie PoV-R und PoV-B)	Betonage B (Serie PoV-Q und PoV-M)
	$f_{c,cube,m}(28\text{ d}) = 36 \frac{N}{mm^2}$ $f_{c,cyl,m}(28\text{ d}) = 26,8 \frac{N}{mm^2}$ $E_c(28\text{ d}) = 22.000 \frac{N}{mm^2}$	$f_{c,cube,m}(28\text{ d}) = 38 \frac{N}{mm^2}$ $f_{c,cyl,m}(28\text{ d}) = 33 \frac{N}{mm^2}$ $E_c(28\text{ d}) = 22.300 \frac{N}{mm^2}$
Bewehrung $\varnothing 8$ (B500)	$f_{s,0,2,k,m} = 551 \frac{N}{mm^2}$ $f_{s,t,m} = 648 \frac{N}{mm^2}$ $E_s = 202.412 \frac{N}{mm^2}$	

Messwerte jeweils Mittelwerte von drei Versuchen

A.2 Materialkennwerte der großmaßstäblichen Untersuchungen zur Systemtragwirkung eines Verbundträgers mit VDL

In Tabelle A.2 sind die experimentell ermittelten Materialkennwerte der experimentellen Untersuchungen zur Systemtragwirkung eines Verbundträgers mit VDL, die in Abschnitt 4.2.3 erläutert werden, dargestellt.

Tabelle A.2: Materialkennwerte der einzelnen Querschnittsteile der großmaßstäblichen experimentellen Untersuchungen des Kapiels 4

Material (Nominalwerte)	Mechanische Materialkennwerte (Messwerte)
Stahl HE800A (S355)	$f_{ay} = 446 \frac{N}{mm^2}$ $f_{au} = 546 \frac{N}{mm^2}$ $E_a = 210.000 \frac{N}{mm^2}$ ***
Beton (C50/60)	$f_{c,cube,m}(28\text{ d}) = 75,5 \frac{N}{mm^2}$ * $f_{c,cube,m}(113\text{ d}) = 77,4 \frac{N}{mm^2}$ *, ** $f_{c,cyl,m}(28\text{ d}) = 70,4 \frac{N}{mm^2}$ * $E_c(28\text{ d}) = 45.500 \frac{N}{mm^2}$ *
Bewehrung $\varnothing 8, \varnothing 16$ (B500)	$f_{s,0,2,k,m} = 551 \frac{N}{mm^2}$ * $f_{s,t,m} = 648 \frac{N}{mm^2}$ * $E_s = 202.412 \frac{N}{mm^2}$ *
Spannstahl $\varnothing 12$ (St1660/1860)	$f_{p,0,2,k} = 1660 \frac{N}{mm^2}$ *** $f_{p,0,2,k} = 1860 \frac{N}{mm^2}$ *** $E_p = 196.000 \frac{N}{mm^2}$ ***

* Mittelwerte von drei Versuchen

** Ermittlung am Tag der Brandprüfung

*** Nominalwerte des Materials

Anhang B

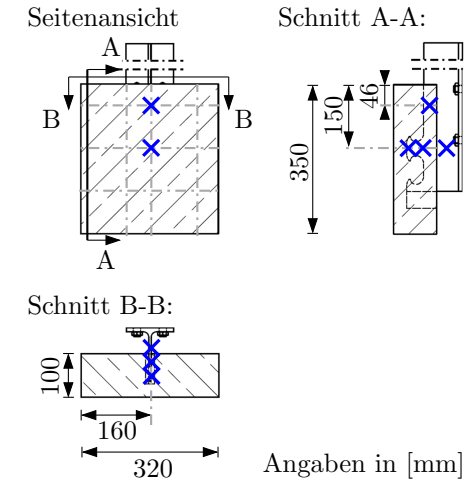
Ergänzende Darstellung zu den experimentellen Untersuchungen - Anordnung der Thermoelemente

B.1 Anordnung der Thermoelemente des Push-out-Versuchs der Referenzserie (PoV-R)

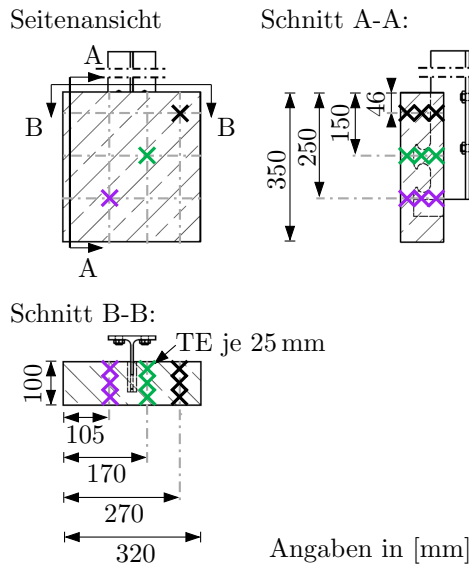
B.2 Anordnung der Thermoelemente des Push-out-Versuchs der weiteren Versuchsserien

Die in Abschnitt 3.2.1 dargestellte Anordnung der Thermoelemente am Stahl sowie im Betongurt entspricht der Anordnung der Thermoelemente der Serie PoV-R (siehe Abbildung B.1). Mit dieser Anordnung der Thermoelemente ist bei der Serie PoV-R überprüft worden, ob mit dem gewählten Verlauf der Ofentemperatur ein möglichst homogenes Temperaturfeld der Push-out-Versuche erzielt wird. Dadurch konnte bei den weiteren Versuchsserien (Serie PoV-B, Serie PoV-Q und Serie PoV-M) die Anzahl der Thermoelemente reduziert werden, da bei gleichen Randbedingungen ein ähnliches Temperaturfeld erreicht wird. Der reduzierte Aufbau der Thermoelemente ist in Abbildung B.2 dargestellt.

B.1 Anordnung der Thermoelemente des Push-out-Versuchs der Referenzserie (PoV-R)



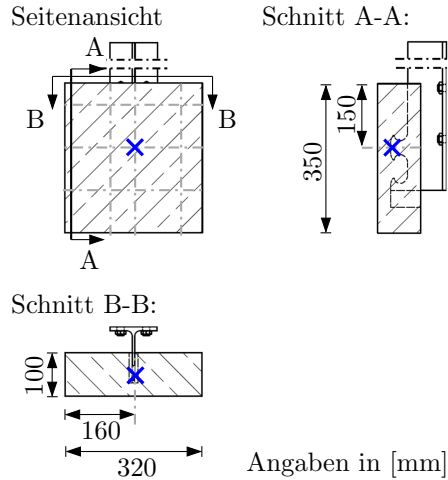
(a)



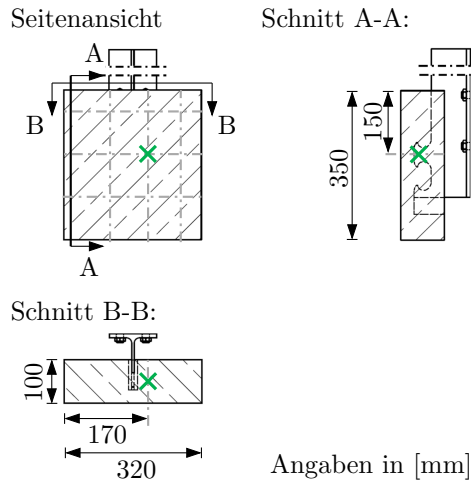
(b)

Abbildung B.1: Anordnung der Thermoelemente der Serie PoV-R der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit der VDL (a) am I-Profil sowie (b) im Betongurt

B.2 Anordnung der Thermoelemente des Push-out-Versuchs der weiteren Versuchsserien



(a)



(b)

Abbildung B.2: Anordnung der Thermoelemente der weiteren Serien der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit der VDL (a) am I-Profil sowie (b) im Betongurt

Anhang C

Ergänzende Darstellung zu den experimentellen Untersuchungen - Auswertung der Dübelkennlinien

C.1 Auswertung des Verformungsverhaltens der Dübelkennlinien

C.1 Auswertung des Verformungsverhaltens der Dübelkennlinien

In Tabelle C.1 sind Kennwerte der Dübelkennlinien der Push-out-Versuche dargestellt, die in Abschnitt 3.4 erläutert werden. Zu den Kennwerten der Dübelkennlinien zählen die Verformung bei der maximalen Schubtragfähigkeit der VDL $u(P_{\max})$ und die Verformung bei Widererreichen von 90 % der Schubtragfähigkeit $u(0,9 \cdot P_{\max})$.

Tabelle C.1: Übersicht der Verformungen bei der maximalen Schubtragfähigkeit der VDL $u(P_{\max})$ ($=u_{P_{\max}}$) und bei Widererreichen von 90 % der Schubtragfähigkeit $u(0,9 \cdot P_{\max})$ ($=u_{0,9 \cdot P_{\max}}$) der Push-out-Versuche bei erhöhten Temperaturen

Versuchs- serie	Nummer	$\theta_{\text{Ref}} = 200\text{ }^{\circ}\text{C}$		$\theta_{\text{Ref}} = 350\text{ }^{\circ}\text{C}$		$\theta_{\text{Ref}} = 500\text{ }^{\circ}\text{C}$	
		$u_{P_{\max}}$ [mm]	$u_{0,9 \cdot P_{\max}}$ [mm]	$u_{P_{\max}}$ [mm]	$u_{0,9 \cdot P_{\max}}$ [mm]	$u_{P_{\max}}$ [mm]	$u_{0,9 \cdot P_{\max}}$ [mm]
PoV-R	1	10,5	15,4	11,5	15,7	10	13,2
	2	10	14	11	14	18,1	17,6
PoV-B	1	9	12,9	11,5	14,3	16	21,9
	2	-*	-*	9	17	13,3	17,6
PoV-Q	1	8,9	13,3	11,5	16	7,5	20,7
	2	7,5	10,8	7,5	11,4	16,5	16,9

* Herstellungsfehler

Anhang D

Ergänzende Darstellung zu den experimentellen Untersuchungen - Temperaturverläufe der Push-out-Versuche

- D.1 Temperaturverläufe der Push-out-Versuche der Referenzserie (PoV-R)**
- D.2 Temperaturverläufe der Push-out-Versuche der Serie ohne Brillenbewehrung (PoV-B)**
- D.3 Temperaturverläufe der Push-out-Versuche der Serie mit 50 % Reduktion der Querbewehrung (PoV-Q)**
- D.4 Temperaturverläufe der Push-out-Versuche zum Einfluss des Reibanteils (PoV-M)**

Die weiteren Temperaturverläufe der jeweiligen Push-out-Versuche des Abschnittes 3 sind ergänzend in diesem Anhang dargestellt. Grundlage ist der in Anhang B dargestellte Aufbau der Thermoelemente zur Messung der Bauteiltemperaturen in der Erwärmungs- sowie Belastungsphase der Push-out-Versuche.

D.1 Temperaturverläufe der Push-out-Versuche der Referenzserie (PoV-R)

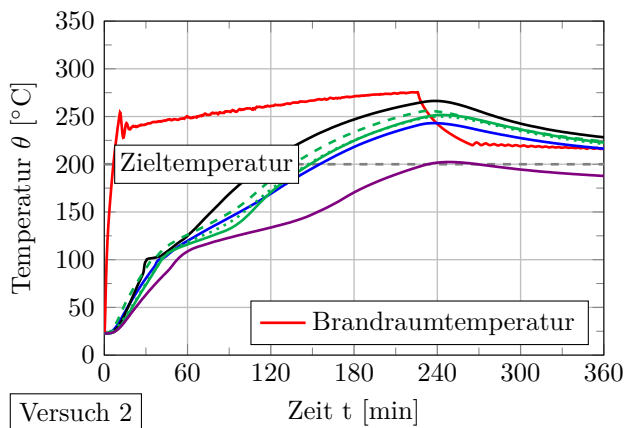
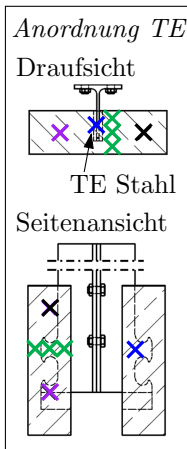
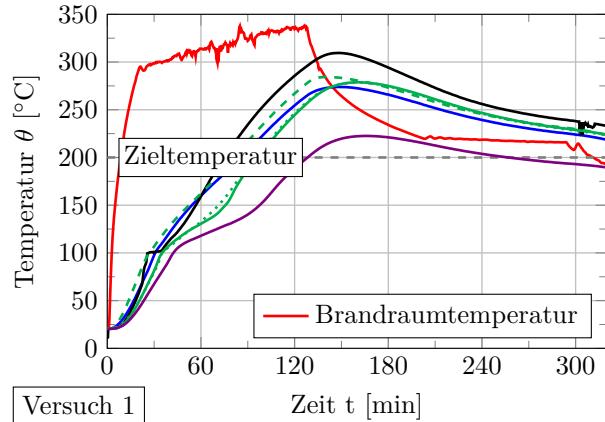
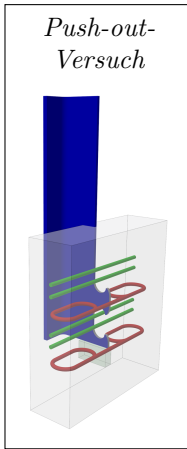


Abbildung D.1: Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-R mit einer Zieltemperatur von 200 °C

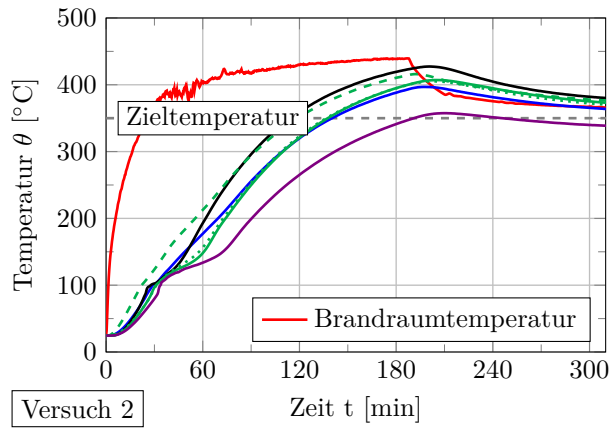
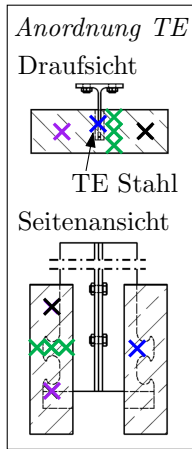
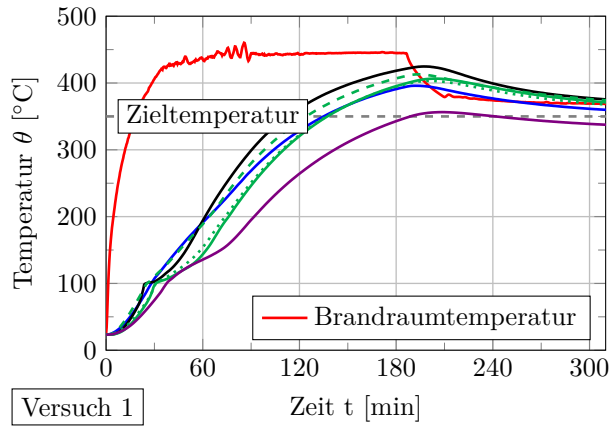
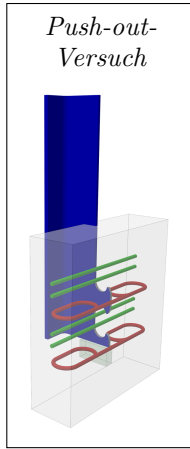


Abbildung D.2: Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-R mit einer Zieltemperatur von 350 °C

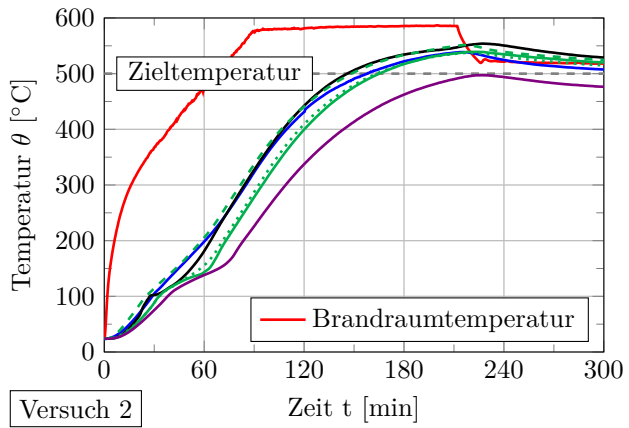
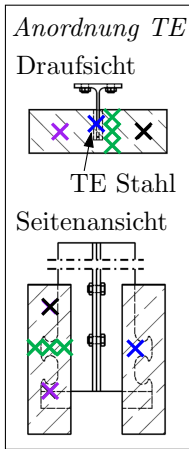
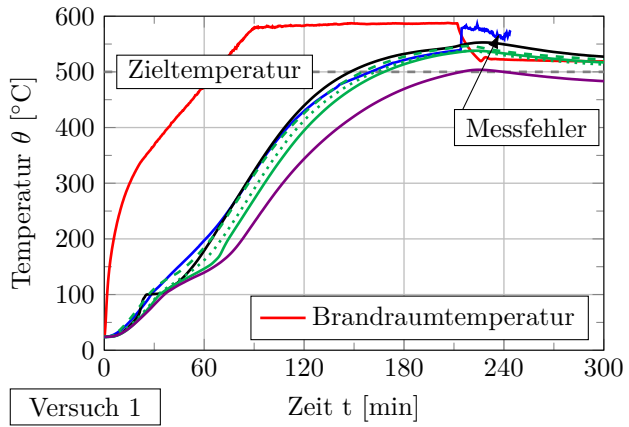
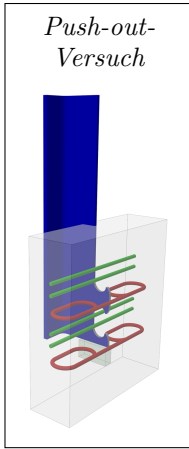


Abbildung D.3: Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-R mit einer Zieltemperatur von 500 °C

D.2 Temperaturverläufe der Push-out-Versuche der Serie ohne Brillenbewehrung (PoV-B)

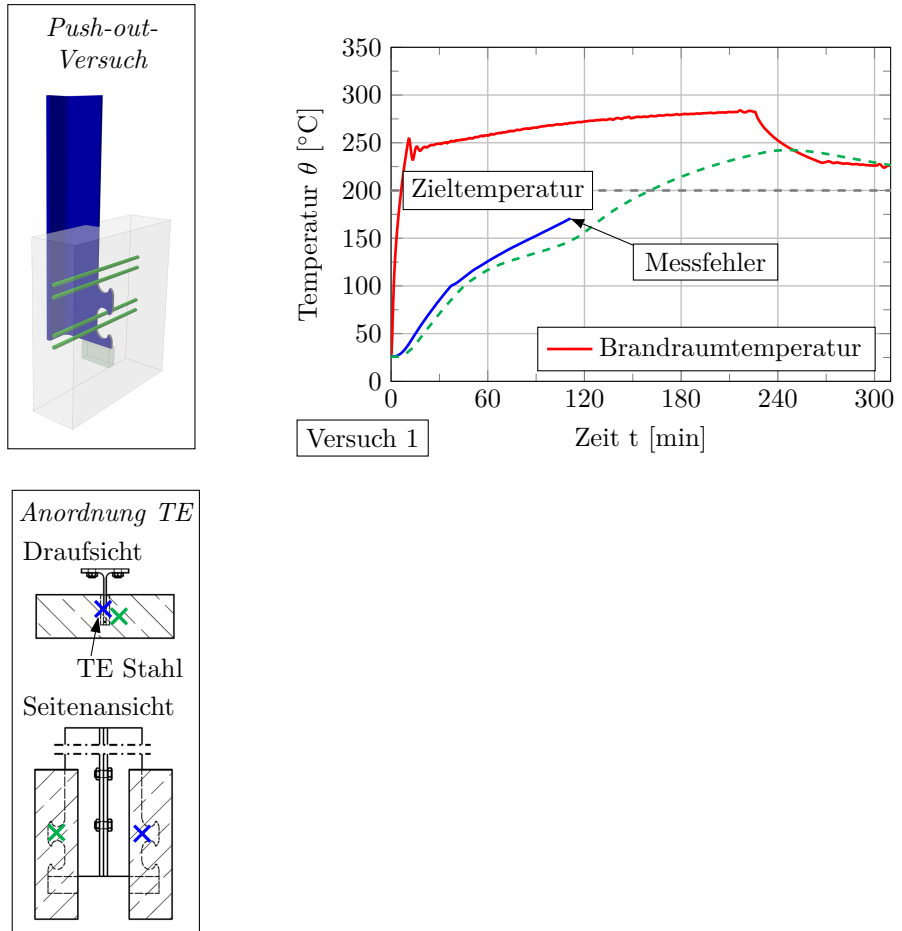


Abbildung D.4: Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-B mit einer Zieltemperatur von 200 °C

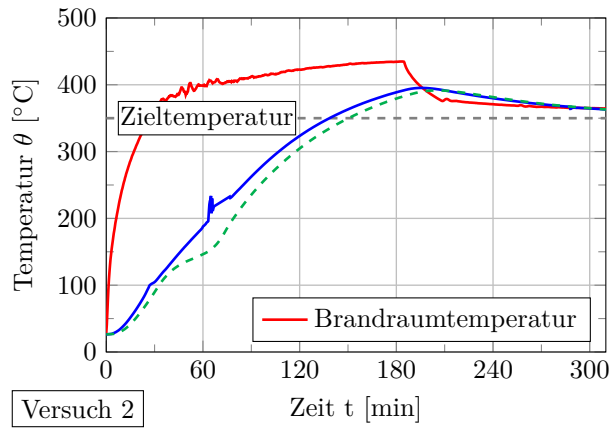
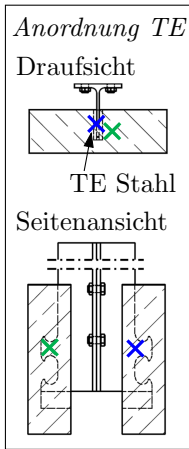
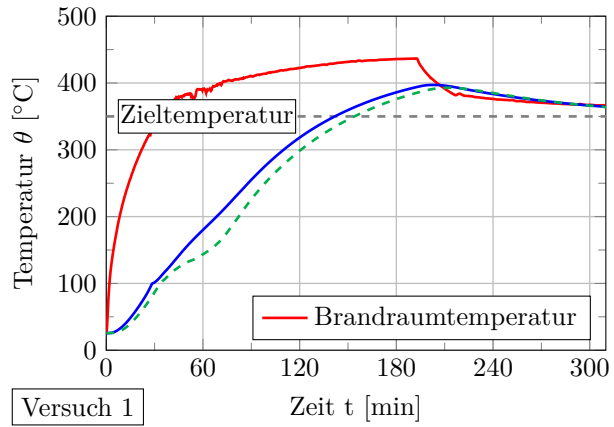
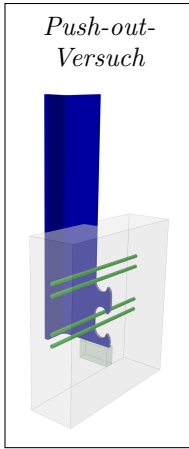


Abbildung D.5: Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-B mit einer Zieltemperatur von 350 °C

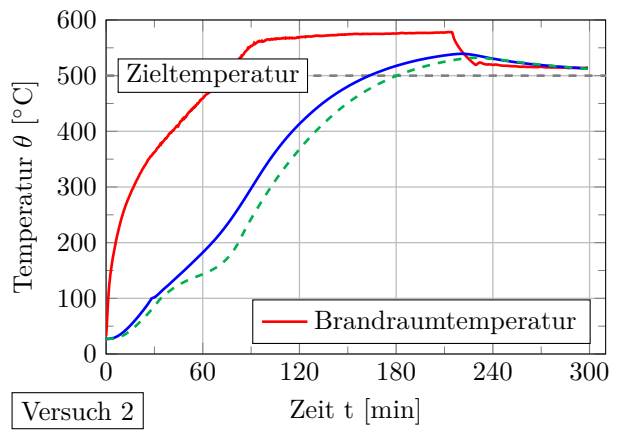
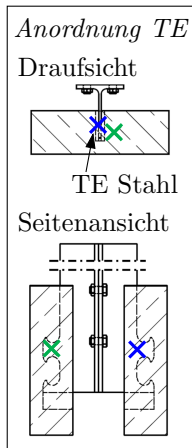
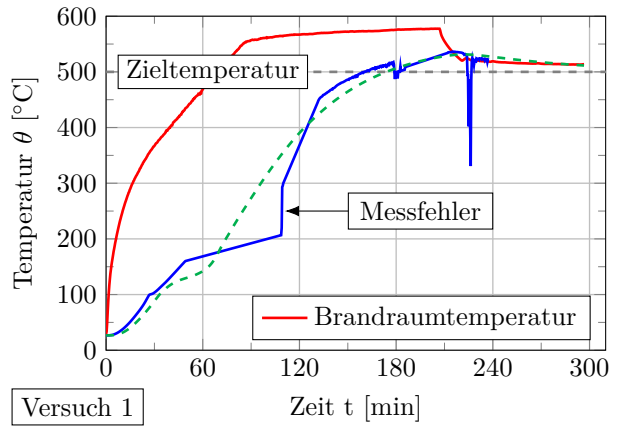
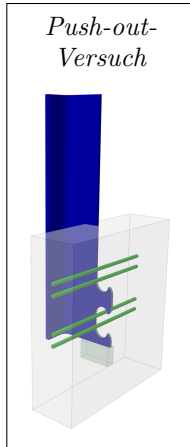


Abbildung D.6: Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-B mit einer Zieltemperatur von 500 °C

D.3 Temperaturverläufe der Push-out-Versuche der Serie mit 50 % Reduktion der Querbewehrung (PoV-Q)

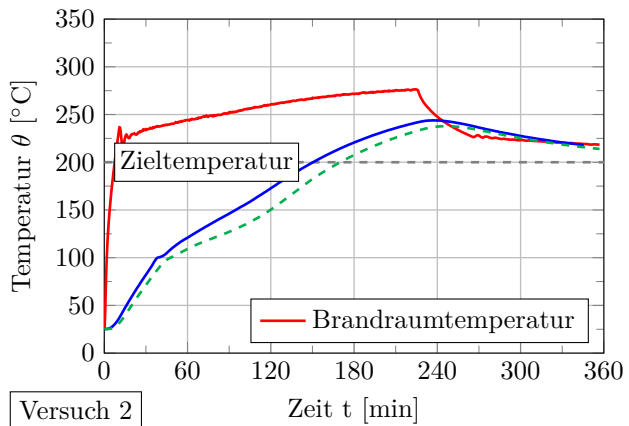
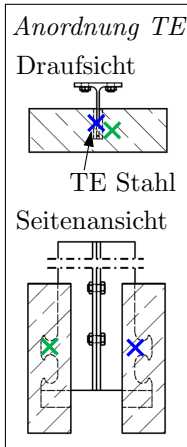
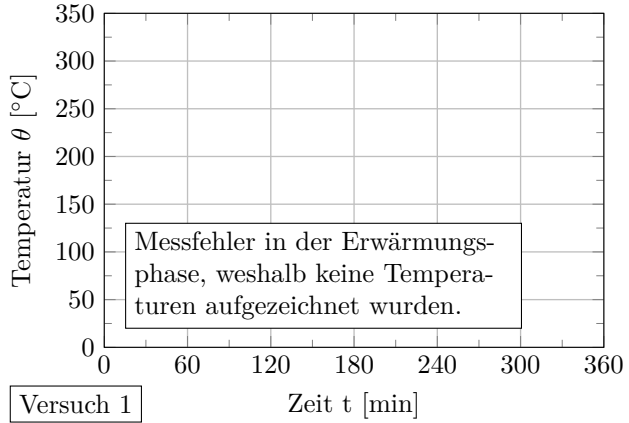
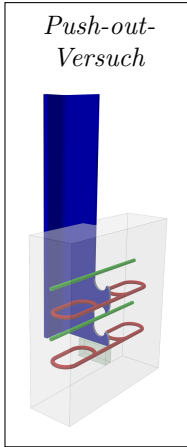


Abbildung D.7: Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-Q mit einer Zieltemperatur von 200 °C

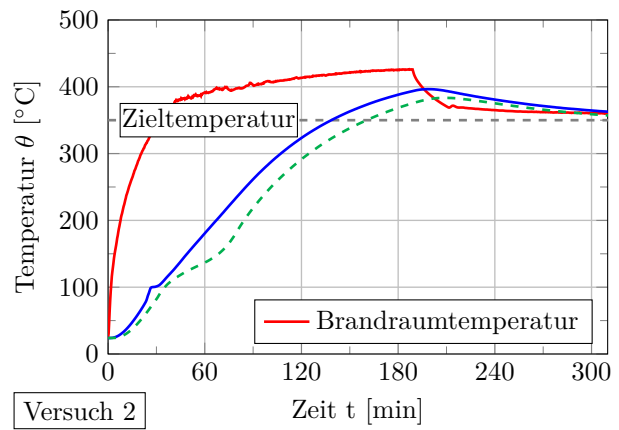
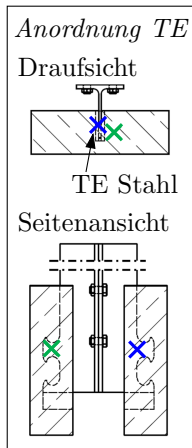
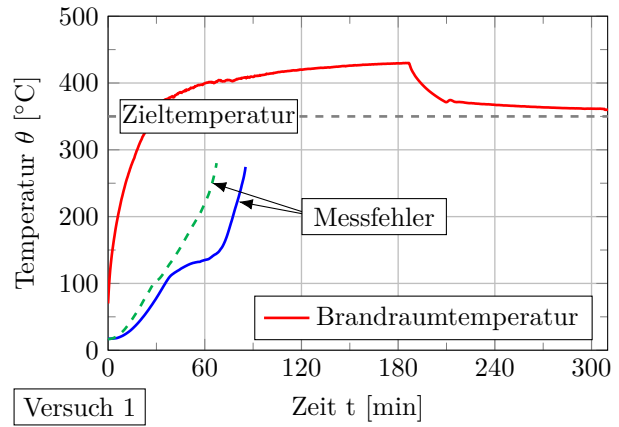
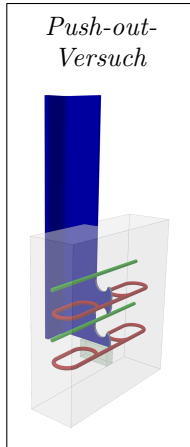


Abbildung D.8: Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-Q mit einer Zieltemperatur von 350 °C

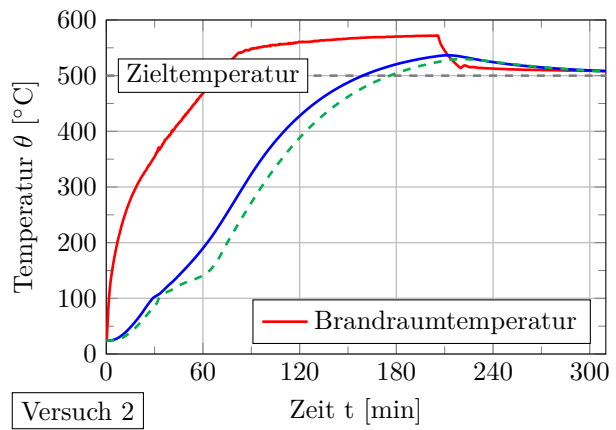
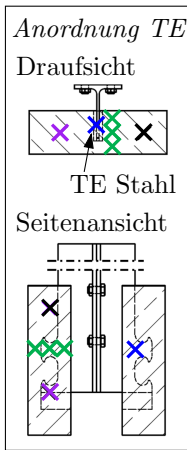
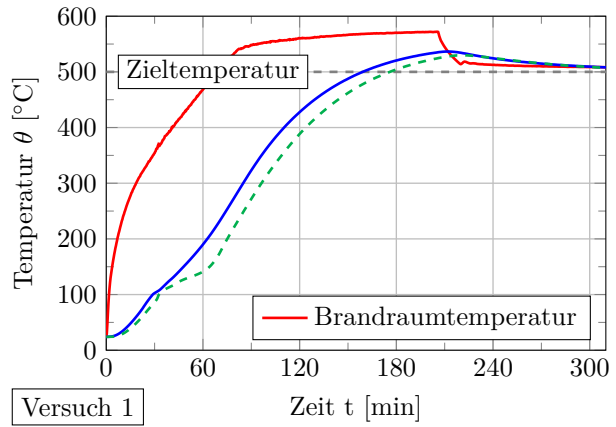
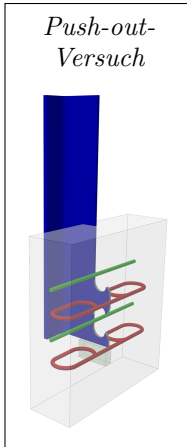


Abbildung D.9: Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-Q mit einer Zieltemperatur von 500 °C

D.4 Temperaturverläufe der Push-out-Versuch³ zum Einfluss des Reibanteils (PoV-M)

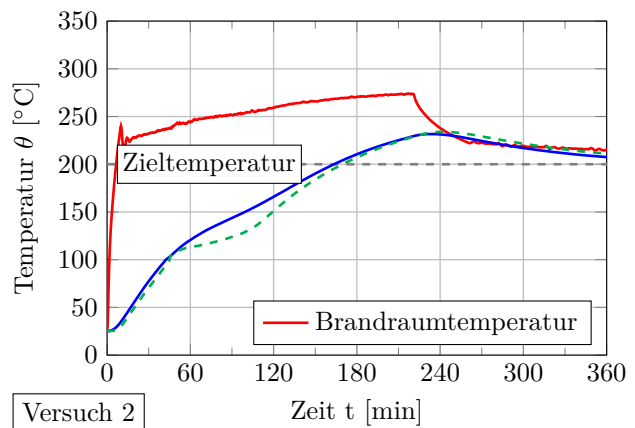
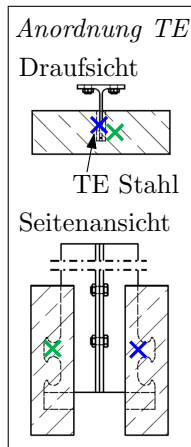
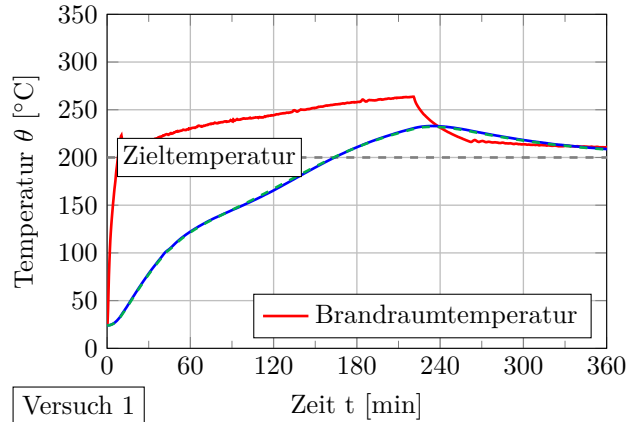
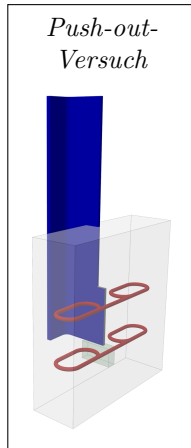


Abbildung D.10: Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-M mit einer Zieltemperatur von 200 °C

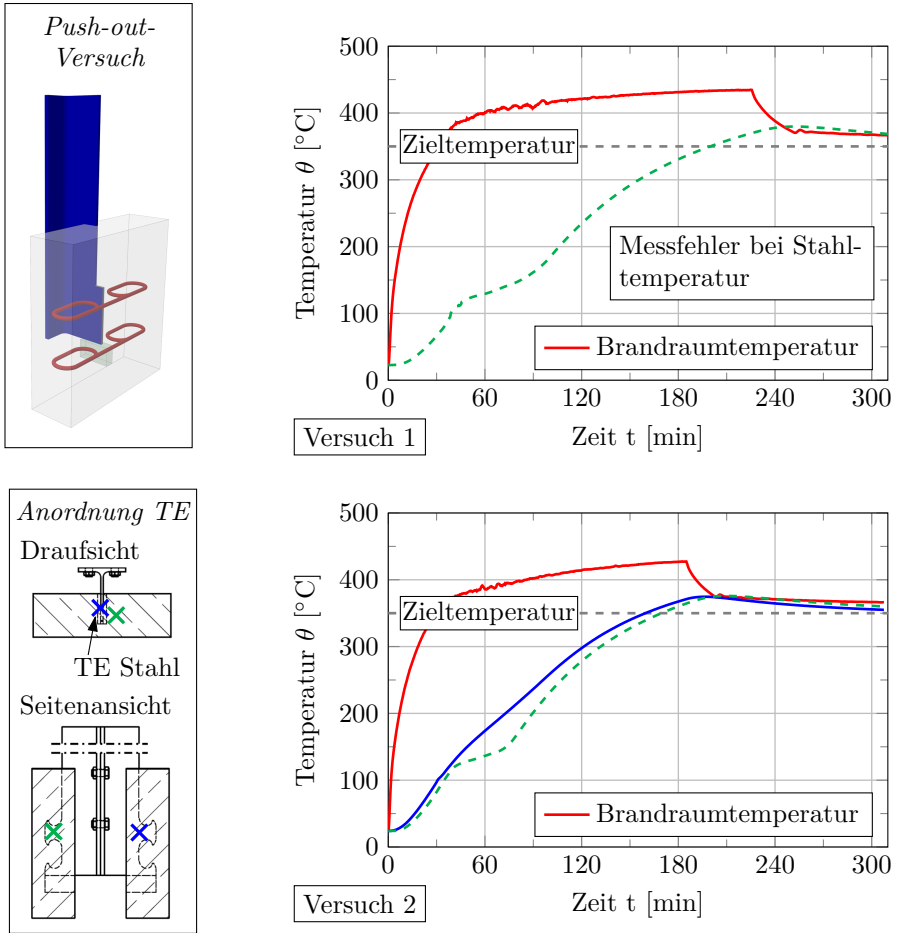


Abbildung D.11: Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-M mit einer Zieltemperatur von 350 °C

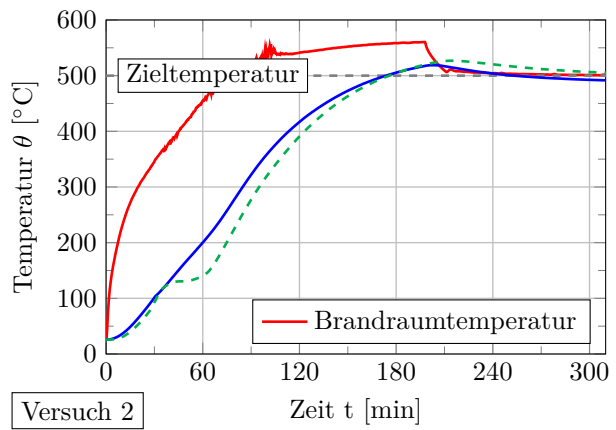
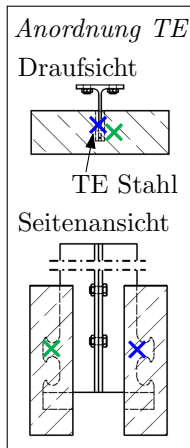
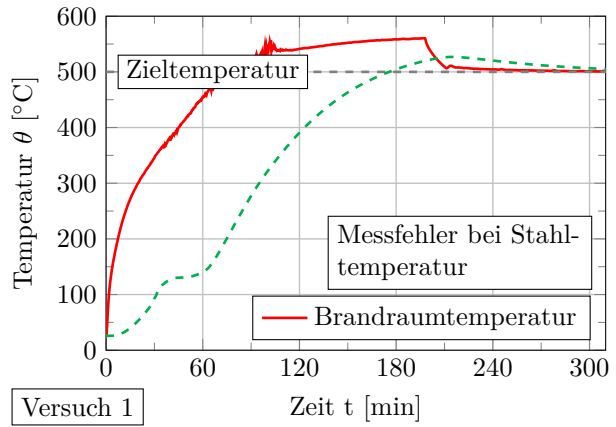
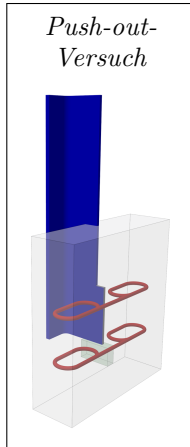


Abbildung D.12: Temperatur-Zeitkurven der Bauteiltemperaturen der Push-out-Versuche der Serie PoV-M mit einer Zieltemperatur von 500 °C

Anhang E

Ergänzende Darstellung zu den numerischen Simulationen - Dübelkennlinien der Push-out-Versuche

- E.1 Dübelkennlinien der experimentellen Untersuchungen und der numerischen Simulation der Serie ohne Brillenbewehrung (PoV-B)**
- E.2 Dübelkennlinien der experimentellen Untersuchungen und der numerischen Simulation der Serie mit 50 % reduktion der Querbewehrung (PoV-M)**

E.1 Dübelkennlinien der experimentellen Untersuchungen und der numerischen Simulation der Serie ohne Brillenbewehrung (PoV-B)

In Abbildung E.1 werden die Dübelkennlinien der experimentellen Untersuchungen mit den numerischen Simulationen zur Schubtragfähigkeit der VDL der Serie PoV-B miteinander verglichen. Die numerischen Simulationen sind die Basis des Vergleichs der Schubtragfähigkeit der VDL der Abbildung 5.16 des Abschnittes 5.3.3.

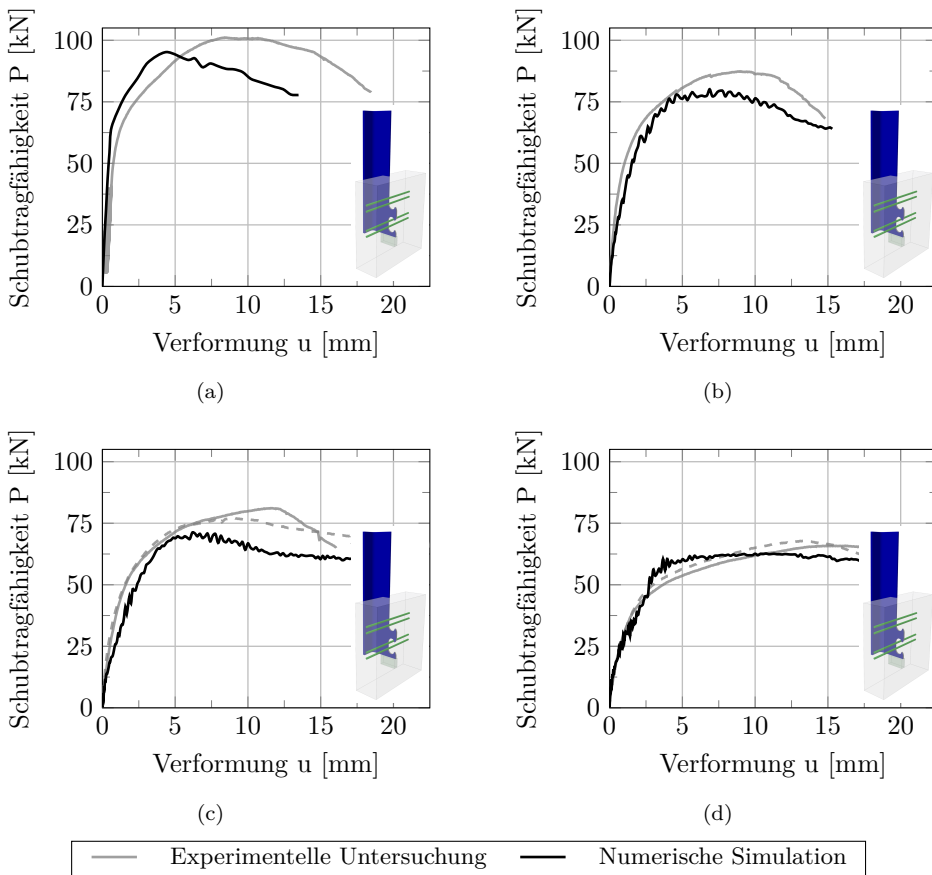


Abbildung E.1: Gegenüberstellung der Dübelkennlinien der experimentellen Untersuchung und numerischen Simulation der Serie PoV-B bei (a) Raumtemperaturbedingungen, (b) 200 °C, (c) 350 °C und (d) 500 °C

E.2 Dübelkennlinien der experimentellen Untersuchungen und der numerischen Simulation der Serie mit 50 % Reduktion der Querbewehrung (PoV-Q)

In Abbildung E.2 werden die Dübelkennlinien der experimentellen Untersuchungen mit den numerischen Simulationen zur Schubtragfähigkeit der VDL der Serie PoV-Q miteinander verglichen. Die numerischen Simulationen sind die Basis des Vergleichs der Schubtragfähigkeit der VDL der Abbildung 5.16 des Abschnittes 5.3.3.

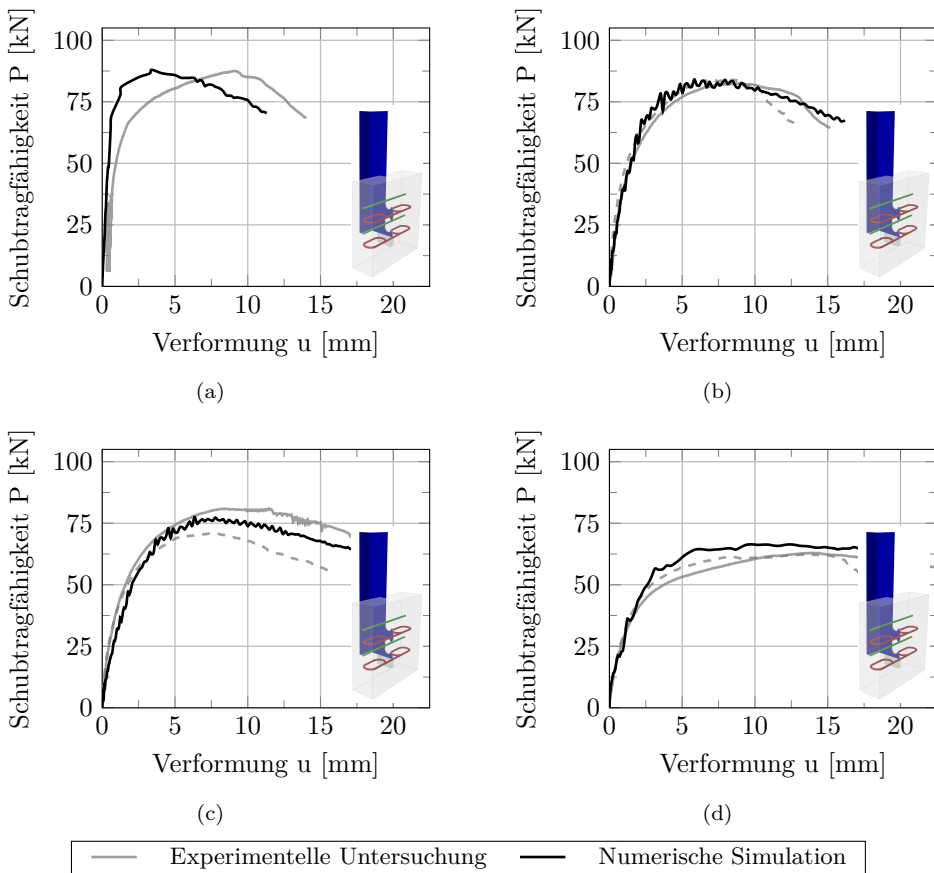


Abbildung E.2: Gegenüberstellung der Dübelkennlinien der experimentellen Untersuchung und numerischen Simulation der Serie PoV-Q bei (a) Raumtemperaturbedingungen, (b) 200 °C, (c) 350 °C und (d) 500 °C

Anhang F

Ergänzende Darstellung zu den numerischen Simulationen - Kennwerte der Push-out-Versuche aus der Literatur

F.1 Modellparameter der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit der VDL von *Claßen et al. (2014a)*

F.2 Modellparameter der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit der VDL von *Feldmann et al. (2014)*

F.3 F.3 Modellparameter der numerischen Simulation zur Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen im Brandfall

Zur Verifizierung der auf Basis der experimentellen Untersuchungen dieser Forschungsarbeit abgeleiteten Ansätze zur Modellierung des Schubtragverhaltens von VDL sind Vergleichsrechnungen zur Überprüfung der Ansätze anhand experimenteller Untersuchungen aus der Literatur von *Claßen et al. (2014a)* und *Feldmann et al. (2014)* durchgeführt worden. Für die numerischen Simulationen sind die Modellparameter, zu denen die Materialkennwerte und die implementierten konstitutiven Beziehungen zählen, erforderlich. Grundlage der numerischen Modelle sind die von *Claßen et al. (2014a)* und *Feldmann et al. (2014)* experimentell ermittelten Materialkennwerte von Baustahl, Betonstahl und Normalbeton, die für die Vergleichsrechnungen verwendet werden (siehe Abschnitt 5.3.4).

F.1 Modellparameter der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit der VDL von Claßen et al. (2014a)

In Abbildung F.1 und Abbildung F.2 sind die Kennwerte respektive die Modellparameter der numerischen Modelle der Push-out-Versuche von Claßen et al. (2014a) zur Schubtragfähigkeit der VDL in Puzzleform dargestellt, die die Grundlage der numerischen Simulation des Abschnittes 5.3.4 sind.

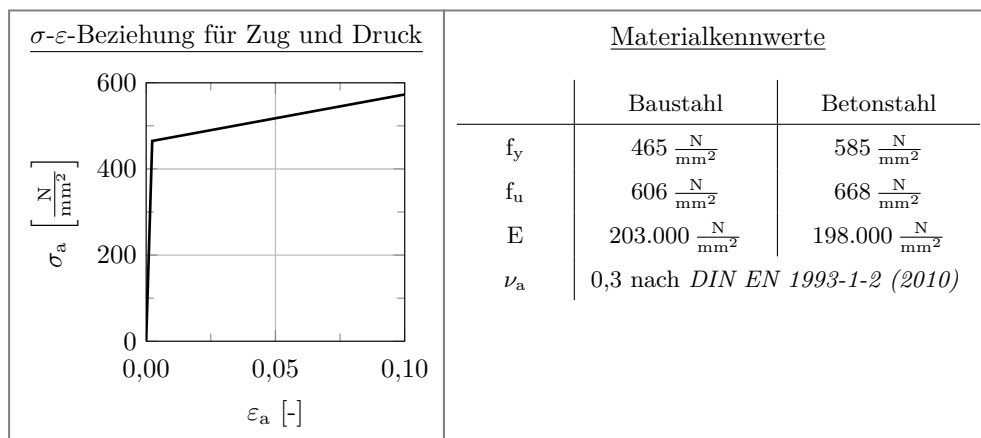


Abbildung F.1: σ - ε -Beziehung von Baustahl und Materialkennwerte von Baustahl S355 sowie Betonstahl B500 der numerischen Simulation der Push-out-Versuche von Claßen et al. (2014a)

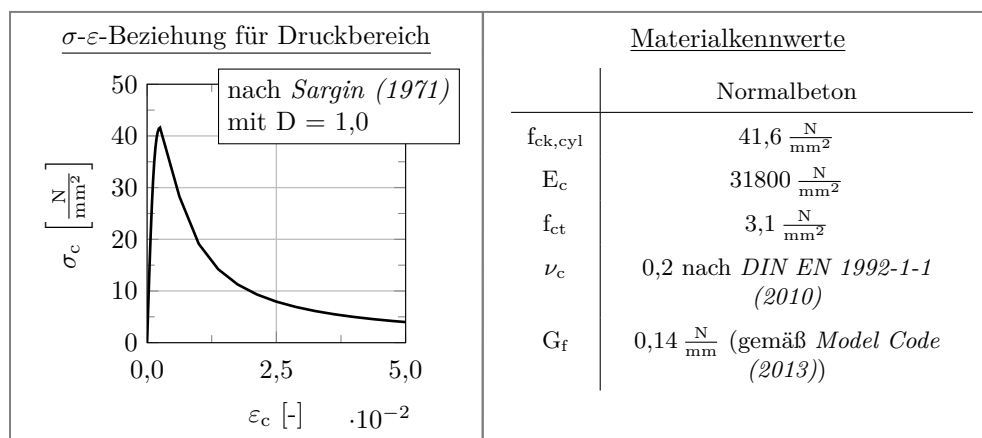


Abbildung F.2: σ - ε -Beziehung bzw. σ -w-Beziehung und Materialkennwerte von Beton C40/50 der numerischen Simulation der Push-out-Versuche von Claßen et al. (2014a)

Fortsetzung Abbildung F.2

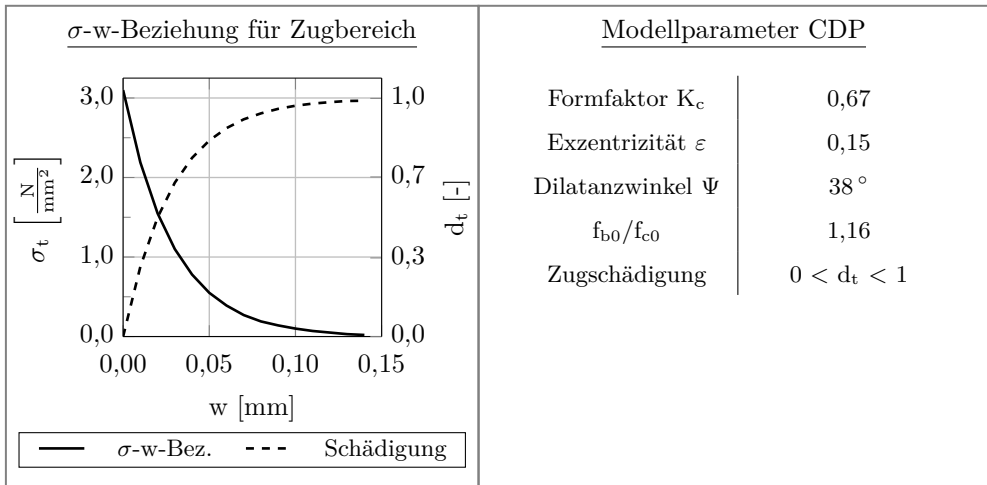


Abbildung F.2: σ - ε -Beziehung bzw. σ -w-Beziehung und Materialkennwerte von Beton C40/50 der numerischen Simulation der Push-out-Versuche von Claßen et al. (2014a)

F.2 Kennwerte der numerischen Simulation der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit von VDL von Feldmann et al. (2014)

In Abbildung F.3 und Abbildung F.4 sind die Modellparameter der numerischen Modelle der Push-out-Versuche von *Feldmann et al. (2014)* zur Schubtragfähigkeit der VDL in Klothoidenform dargestellt.

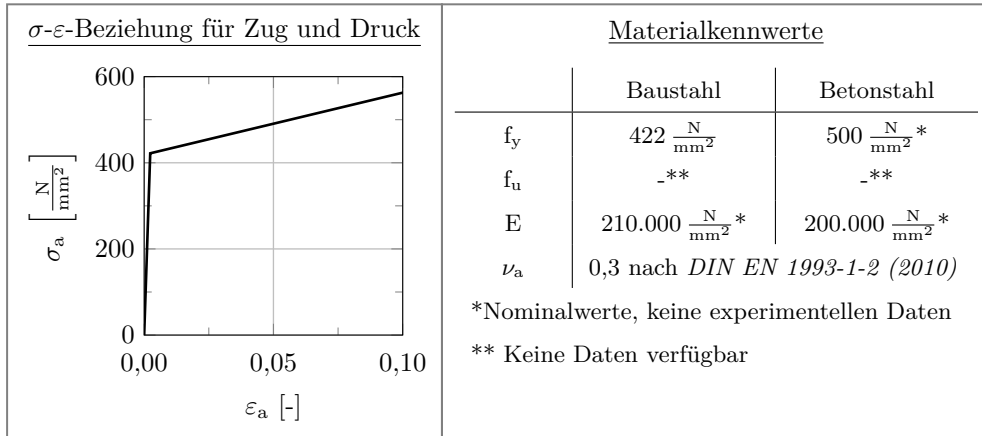


Abbildung F.3: σ - ε -Beziehung von Baustahl und Materialkennwerte von Baustahl S355 sowie Betonstahl B500 der numerischen Simulation der Push-out-Versuche von *Feldmann et al. (2014)*

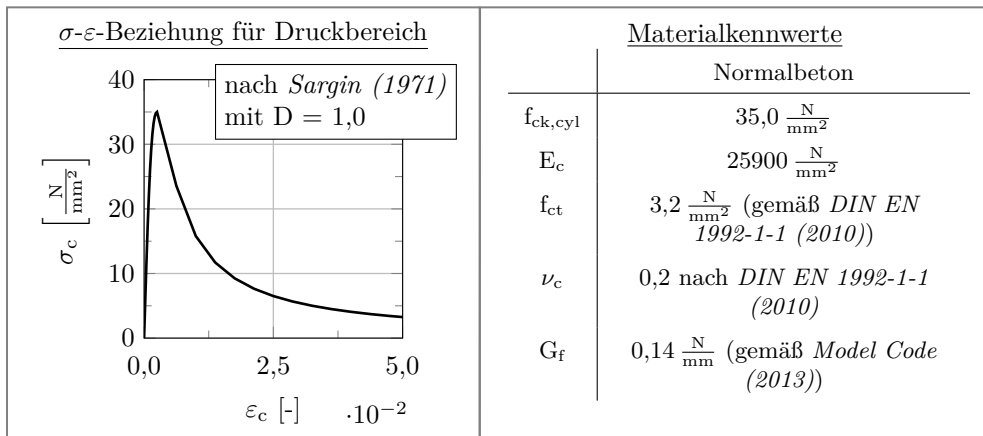


Abbildung F.4: σ - ε -Beziehung bzw. σ - w -Beziehung und Materialkennwerte von Beton C30/37 der numerischen Simulation der Push-out-Versuche von *Feldmann et al. (2014)*

Fortsetzung Abbildung F.4

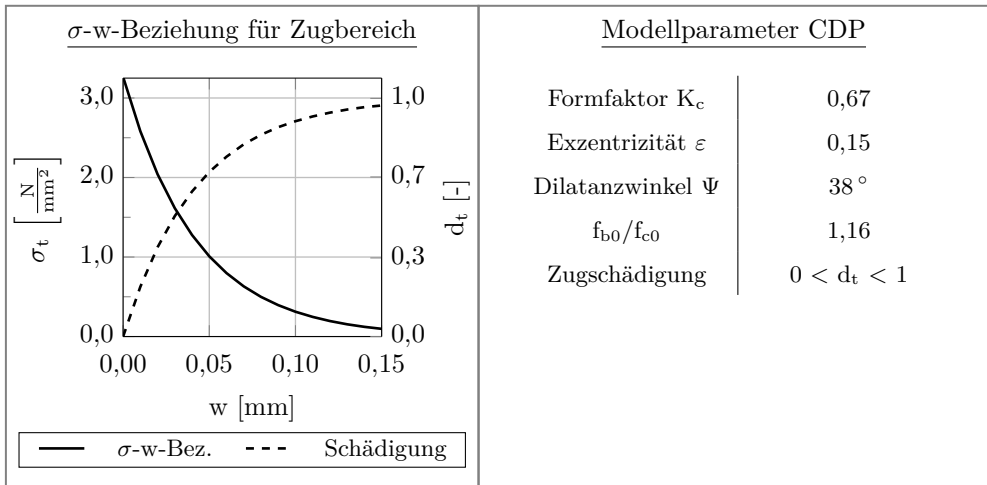


Abbildung F.4: σ - ε -Beziehung bzw. σ -w-Beziehung und Materialkennwerte von Beton C30/37 der numerischen Simulation der Push-out-Versuche von *Feldmann et al. (2014)*

F.3 Modellparameter der numerischen Simulation zur Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen im Brandfall

In Abbildung F.5 und Abbildung F.6 sind die Modellparameter zur Bewertung des Einflusses eines Temperaturgradienten auf die Schubtragfähigkeit der VDL in Puzzelleform mit einen Ausstanzversagen dargestellt, die die Grundlage der numerischen Simulationen des Abschnitt 5.4 sind.

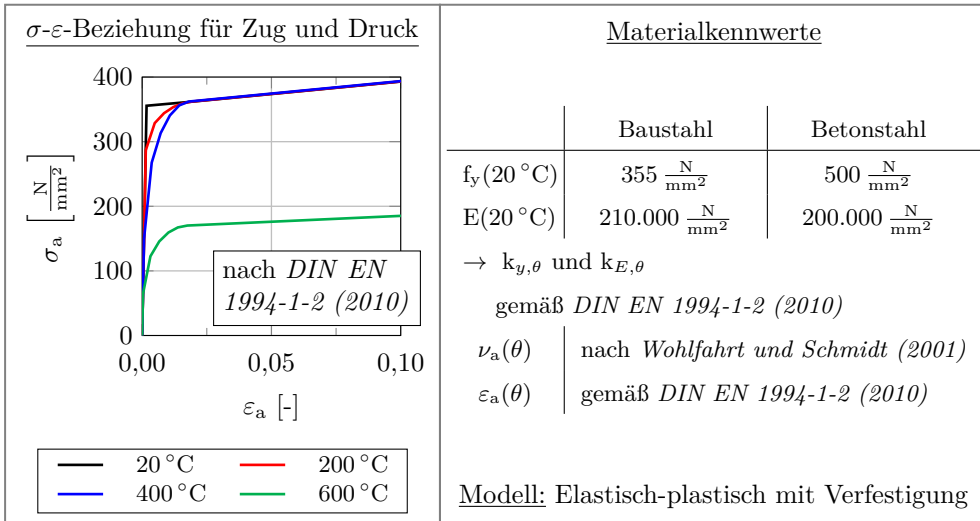


Abbildung F.5: σ - ε -Beziehung von Baustahl und Materialkennwerte des Baustahls S355 und Betonstahls B500 der numerischen Simulation der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen im Brandfall

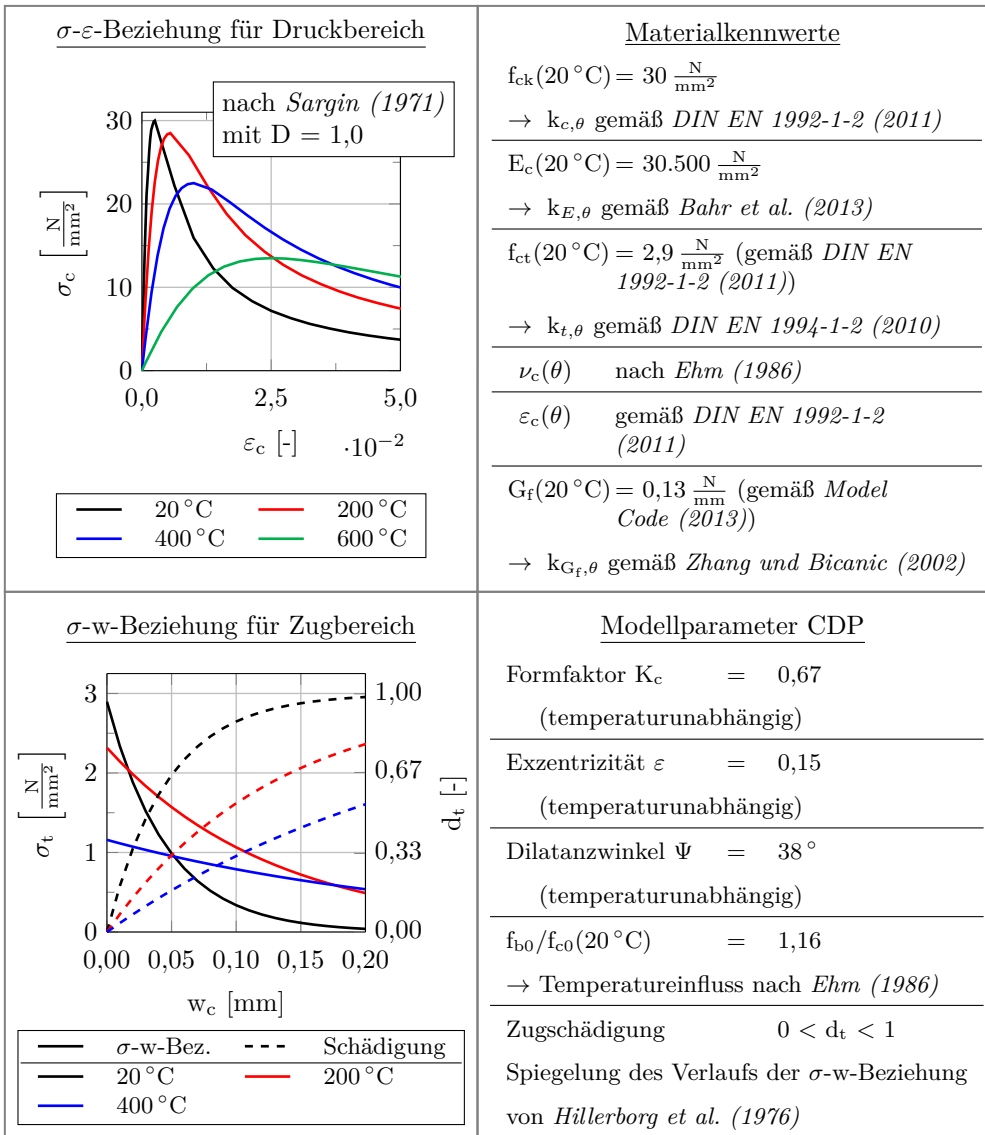


Abbildung F.6: σ - ε -Beziehung bzw. σ - w -Beziehung und Materialkennwerte des Normalbetons C30/37 der numerischen Simulation der Push-out-Versuche zur Schubtragfähigkeit der VDL mit einem Ausstanzversagen im Brandfall