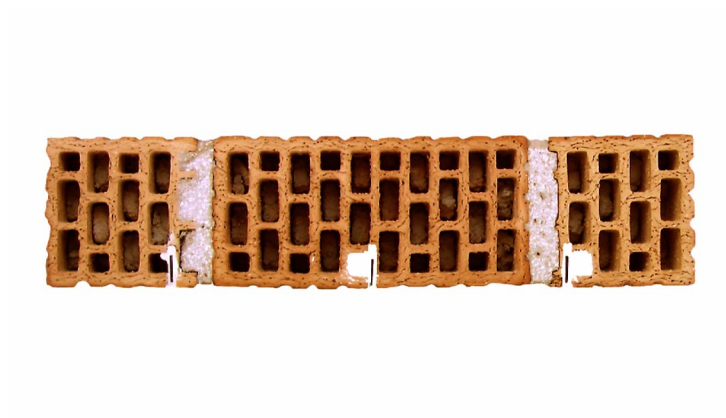


Mauerwerk unter Druckstoßbelastung – Tragverhalten und Berechnung mit Verstärkung durch Kohlefaserlamellen

Markus Romani



Universität der Bundeswehr München
Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen

Thema der Dissertation: Mauerwerk unter Druckstoßbelastung –
Tragverhalten und Berechnung mit Verstärkung
durch Kohlefaserlamellen

Verfasser: Markus Romani

Promotionsausschuss:

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Geralt Siebert
1. Berichterstatter: Prof. Dr. rer. nat. Klaus Thoma
2. Berichterstatter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Manfred Keuser

Tag der Prüfung: 10. April 2008

Mit der Promotion erlangter akademischer Grad:

Doktor der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)

Neubiberg, den 10. April 2008

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit am Fraunhofer-Institut für Kurzzeitdynamik, Ernst-Mach-Institut, Efringen-Kirchen.

Vor allem bei Herrn Prof. Dr. rer. nat. Klaus Thoma möchte ich mich bedanken, der mir die Gelegenheit gab, diese Arbeit zu verfassen, und sie über die gesamte Zeit fachlich betreut hat. Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Manfred Keuser möchte ich für die Übernahme des Koreferates und Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Geralt Siebert für die Leitung des Prüfungsausschusses danken.

Für die stets hilfsbereite Unterstützung in den unterschiedlichsten technischen und administrativen Fragestellungen danke ich an dieser Stelle allen Mitarbeitern des Ernst-Mach-Instituts. Für die stets hilfreichen fachlichen Diskussionen zu meiner Arbeit bedanke ich mich besonders bei Herrn Dr.-Ing. Christoph Mayrhofer sowie Herrn Prof. Dr.-Ing. Harald Schuler.

Zum Schluss einen ganz besonderen Dank an meine Eltern und meine Familie für die Unterstützung während der Entstehung dieser Arbeit.

Efringen-Kirchen, April 2008

Markus Romani

Inhalt

1	Einleitung	1
1.1	Motivation	1
1.2	Stand des Wissens	2
1.3	Zielsetzung und Aufbau der Arbeit	8
2	Eigenschaften und Untersuchung der Ausgangsstoffe	13
2.1	Mauerstein	13
2.2	Mörtel	16
2.3	Mauerwerk	17
2.3.1	Schubtragfähigkeit	17
2.3.2	Druckfestigkeit.....	18
2.3.3	Biegefestigkeit von Mauerwerk.....	19
2.4	Materialeigenschaften bei dynamischer Belastung.....	21
2.4.1	Schubtragfähigkeit	21
2.4.2	Biegetragverhalten von Mauerwerk	22
2.5	Eigenschaften der CFK-Lamellen	24
2.5.1	Zugversuche	26
2.5.2	Druckversuche	27
2.6	Klebstoff	28
3	Experimentelle Bauteiluntersuchungen mit statischer Belastung.....	31
3.1	Kleinkörperversuche – Bruchebene parallel zur Lagerfuge	31
3.2	Tragfähigkeit von Mauerwerk unter vollflächiger, statischer Belastung.....	37
3.2.1	Versuchsprogramm und -aufbau.....	38
3.2.2	Versuchsergebnisse.....	41
3.3	Untersuchung der Verbundfestigkeit.....	49
3.3.1	Versuchsprogramm.....	50
3.3.2	Versuchsergebnisse.....	52
3.4	Mitwirkung des Mauerwerkssteins.....	59
4	Experimentelle Bauteiluntersuchungen mit dynamischer Belastung.....	63
4.1	Versuchsprogramm und Versuchsaufbau	65
4.2	Versuchsergebnisse zum dynamischen Trag- und Verformungsverhalten	69

5	Berechnungsmodell bei statischer Belastung.....	81
5.1	Kenntnisstand Berechnungsmodelle.....	81
5.2	Tragfähigkeit bei Biegebeanspruchung	86
5.2.1	Ideal-linear-elastische Spannungs-Dehnungs-Beziehung im Zustand I	88
5.2.2	Ideal-linear-elastische Spannungs-Dehnungs-Beziehung im Zustand II.....	91
5.2.3	Ansatz und Einfluss des Elastizitätsmoduls	94
5.3	Modell zum Endverankerungsversagen	95
5.4	Einfluss der Bogenwirkung auf die Tragfähigkeit.....	101
5.5	Plattentragwirkung mit zweiachsiger Lastabtragung	109
5.6	Ermittlung des Last-Verformungsverhaltens	111
5.6.1	Modell zum Last-Verformungsverhalten.....	111
5.6.2	Nachrechnung des Last-Verformungsverhaltens der Bauteilversuche mit statischer Belastung	113
6	Berechnungsmodell für Druckstoßbelastungen.....	117
6.1	Normierte Schädigungskennlinien mit dem Ein-Masse- Schwinger-Modell.....	118
6.2	Dynamisches Tragverhalten asymmetrisch, linear-elastisch verstärkter Mauerwerkskörper	128
6.2.1	Berechnungsmodell zum Widerstandsverhalten	128
6.2.2	EMS-Modell und Vergleich mit Bauteilversuchen.....	137
6.3	Tragverhalten bei beidseitiger Verstärkung und idealer Druckstoßbelastung.....	144
7	Numerische Simulation von verstärktem Mauerwerk bei Druckstoßbelastung	149
7.1	Einleitung	149
7.2	Modellbildung und Simulationsergebnisse	150
8	Zusammenfassung und Ausblick.....	157
9	Literatur.....	161
10	Notation	169
11	Anhang	175

1 Einleitung

1.1 Motivation

Aufgrund der weltweit geänderten sicherheitspolitischen Situation hat die Bedeutung der Sicherheitsforschung in den vergangenen Jahren deutlich zugenommen. Scheinbar weit entfernte Konflikte führen inzwischen auch national zu einer erhöhten Gefährdung der kritischen Infrastruktur und der Gebäude des öffentlichen Interesses. Die Anschläge auf das Verkehrsnetz von Madrid 2004 und London 2005 haben dabei gezeigt, dass die größte Gefährdung durch Explosionsbelastungen mit Sprengstoffen besteht.

Die Bausubstanz innerstädtischer Gebäude besteht überwiegend aus Mauerwerk. Die Tragfähigkeit des Mauerwerks bei horizontalen Belastungen ist im Vergleich zur Tragfähigkeit bei vertikaler Belastung wesentlich geringer. Bei einer Druckstoßbelastung durch Sprengstoff ergibt sich hieraus für einen Großteil der Bausubstanz ein sehr kritischer Belastungsfall. Dieser erfordert, zur Vermeidung des Bauteilversagens, in der Regel eine nachträgliche Verstärkung.

Bisherige Verstärkungskonzepte haben meist Nachteile beim Verstärkungsziel, der Erhöhung der Tragfähigkeit oder der Art und dem Aufwand der Applikation. In dieser Arbeit wird ein Verfahren für bestehendes Mauerwerk untersucht, das eine einfache, nachträgliche Verstärkung und eine gezielte Erhöhung der Tragfähigkeit ermöglicht. Zur nachträglichen Verstärkung werden leistungsfähige Kohlefaserlamellen (CFK-Lamellen) als interne Biegezugverstärkung in einem einfachen Applikationsverfahren eingesetzt. Das Verstärkungskonzept ist in Abbildung 1.1 dargestellt.

Bei den bestehenden Verstärkungskonzepten ist die Bewertung der Tragfähigkeit einer konkreten Verstärkungsmaßnahme meist nur auf Grundlage von Bauteilversuchen möglich. Für das in dieser Arbeit betrachtete Verstärkungskonzept wird deshalb ein analytisches Berechnungskonzept auf Grundlage weniger, allgemein zugänglicher Eingabegrößen und der experimentellen Charakterisierung des Verbundverhaltens entwickelt. Hiermit ist eine praxisgerechte Ermittlung

der Tragfähigkeit für unterschiedliche Mauerwerksgeometrien und der erforderlichen Anzahl an Kohlefaserlamellen möglich.

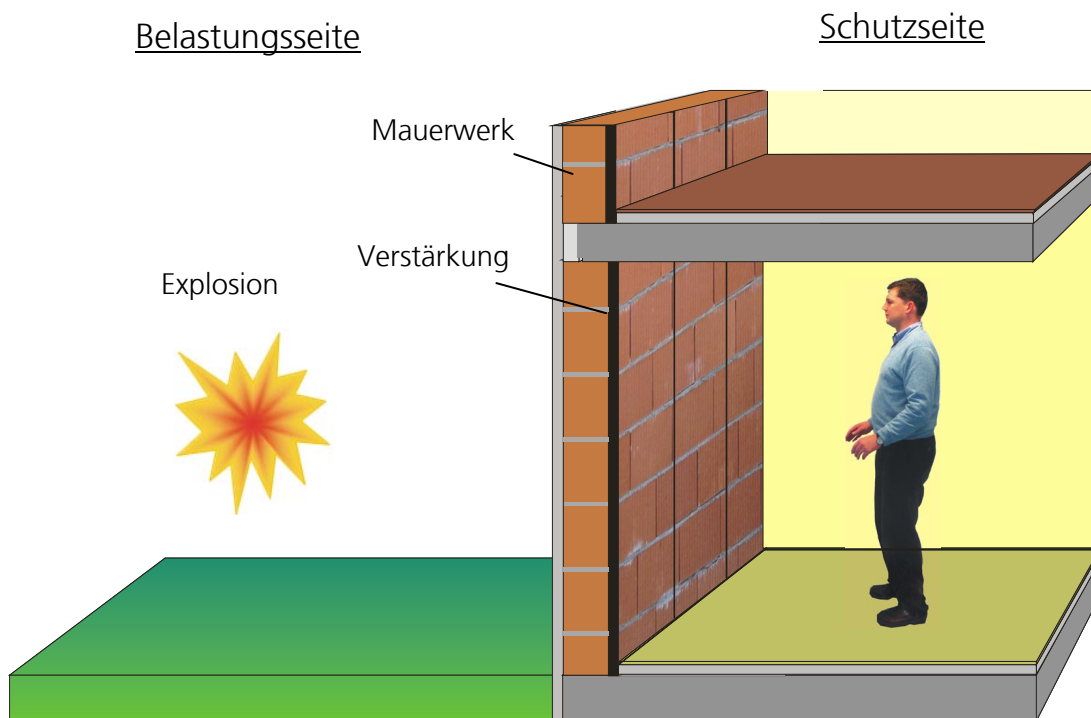


Abbildung 1.1: Darstellung eines Explosionsereignisses mit Einwirkung auf eine verstärkte Mauerwerksstruktur.

1.2 Stand des Wissens

Zur Verstärkung von Mauerwerk existiert eine Reihe von unterschiedlichen Verstärkungsverfahren. Die meisten dieser Verstärkungsverfahren wurden dabei für übliche horizontale Einwirkungen wie Erddruck und Windlast oder für die dynamische Einwirkung »Erdbeben« entwickelt.

Die Verstärkungsverfahren unterscheiden sich neben der Zielrichtung der Belastungsart und den verwendeten Verstärkungsmaterialien auch in der Art der Applikation. Hierbei können oberflächlich auf der Mauerwerks-oberfläche angeordnete Verstärkungen und im Mauerwerk eingelegte Verstärkungen unterschieden werden. Bei der Verstärkung mit Stahlarmierungen werden beispielsweise Stahlstäbe entweder in die Lagerfugen (MAYRHOFER [40]) eingelegt oder bei einer Anordnung senkrecht zur Lagerfuge in größeren Aussparungen des Mauerwerks angeordnet. Die

Aussparungen müssen dabei durchlaufend sein. Beide Verfahren können nur bei der Herstellung einer Mauerwerkswand angewendet werden. Bei anderen Verfahren zur Biegezugverstärkung werden nachträglich armierte Ergänzungsschichten auf dem Mauerwerk angebracht (GUNKLER [24]), vollflächig Geotextilien appliziert (vgl. CEMP-ED [9]) oder Gewebe aus Glas- (GF), Aramid- (AF) oder Kohlenstoff-Fasern (CF) (z. B. KOLSCH [33] und [34]; HAMOUSH ET AL. [26] ROKO ET AL. [52], TUMIALAN ET AL. [76]) aufgeklebt. Nachteilig bei einer flächigen Applikation auf Mauerwerk ist der hohe Applikationsaufwand für eine nachträgliche Verstärkung. Um einen tragfähigen Untergrund für das Verstärkungsmaterial zu erhalten, muss die Mauerwerksoberfläche großflächig freigelegt und später erneut verputzt werden.

In einigen Verstärkungsverfahren werden Mauerwerkskörper mit Lamellen aus Glasfaser, Aramidfaser oder Kohlenstoff-Fasern verstärkt (HAMILTON ET AL. [25]). Die Verstärkung erfolgt dabei oberflächlich durch Aufkleben der Lamellen. Als Versagen werden ein Delaminieren der Lamellen, Biegedruckversagen des Mauerwerks bei hohen Verstärkungsanteilen und Zugversagen der CFK-Lamelle genannt.

Interne Verstärkung durch eingeklebte Bauteile, z. B. aus Glasfaserstäben, werden von TURCO ET AL. [77], TUMIALAN ET AL. [73] und [75] angegeben. Auch bei diesen Verstärkungsverfahren wird eine Delamination der Verstärkung beschrieben.

Die meisten dieser Verfahren wurden bisher nur für statische Belastungen untersucht. Untersuchungen für dynamische Belastungen beziehen sich häufig auf Belastungen durch Erdbeben. In diesen Untersuchungen werden Schubwände (vgl. Abbildung 1.2) wie z. B. von SCHWEGLER [62] und [63], aber auch zyklische Beanspruchungen von VELAZQUEZ-DIMAS ET AL. [79] und vollflächige Verstärkungen mit Geweben bei einer Plattentragwirkung (EHSANI [17], GILSTRAP ET AL. [23]) untersucht.

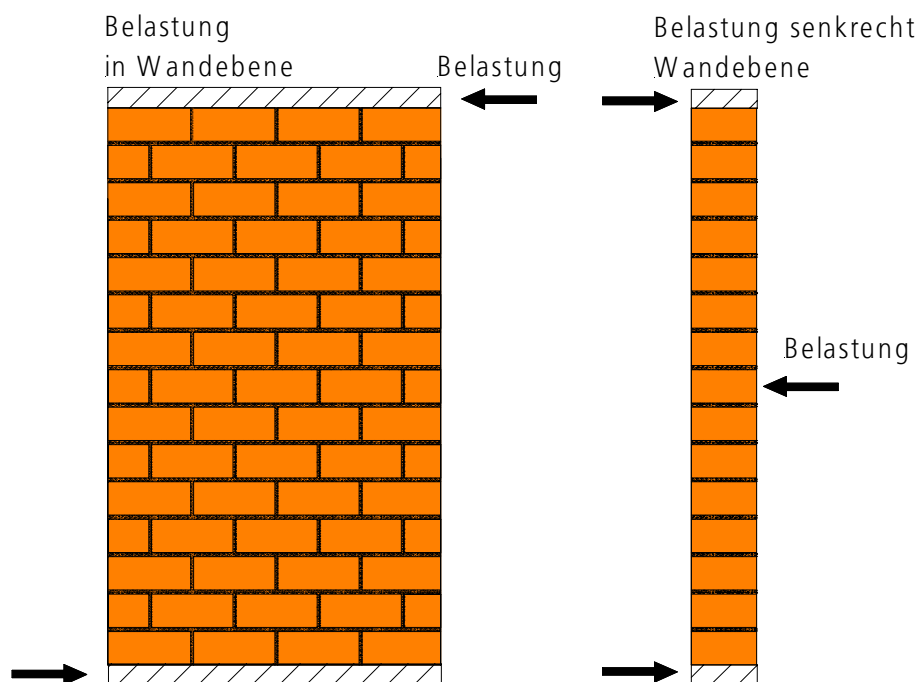


Abbildung 1.2: Belastung in Wandebene (Schubwand) und Belastung senkrecht zur Wandebene.

Zur Verstärkung von Mauerwerk bei Detonationen wurden meist andere Verstärkungsmaterialien, wie beispielsweise mit Stahl bewehrte Mauerwerkswände von REICHENBACH ET AL. [50] und MAYRHOFER [40], [41] oder polymere Werkstoffe wie von CRAWFORD ET AL. [11] und DINAN ET AL. [15], untersucht. In einigen Untersuchungen werden CFK-Lamellen oder CF-Gewebe zur Verstärkung bei Detonationen verwendet. Es wird aber nicht Mauerwerk, sondern Stahlbeton, wie zum Beispiel in der Untersuchung von MOSALAM ET AL. [44], verstärkt. Erst seit wenigen Jahren werden Verstärkungskonzepte mit hochfesten Fasern bei Mauerwerk und Belastungen durch Detonationen untersucht, wie etwa von CONLEY ET AL. [10]. Betrachtet werden meist vollflächige Verstärkungskonzepte mit Geweben. Bei anderen Untersuchungen erfolgt die Verstärkung für Explosionsbelastungen durch extern aufgeklebte Gewebeklebebahnen aus Glas-, Aramid- oder Kohlenstoff-Fasern (OSWALD ET AL. [47], EL-DOMIATY ET AL. [16], PATOARY ET AL. [48]) und eingeklebte GFK-Stangen (CARNEY ET AL. [8], SILVA ET AL. [64]). Oberflächlich aufgeklebte Lamellen werden z. B. von MUSZYNSKI [45] untersucht. Eine Übersicht zu Verstärkungsmöglichkeiten mit Faserverbundwerkstoffen für Explosionsbelastungen kann ROMANI ET AL. [54] entnommen werden. Die zuvor dargestellten Verstärkungsverfahren eignen sich meist nur

eingeschränkt für eine nachträgliche und baupraktische Verstärkung von Mauerwerk mit einer Gefährdung durch eine Detonation. Entweder ist ein großer Applikationsaufwand durch eine großflächige Aufbereitung der Wandoberfläche notwendig, oder die Verfahren müssen bei der Bauteilherstellung direkt eingebaut werden und eignen sich somit nicht als nachträgliches Verstärkungskonzept.

Ein effizientes Verstärkungsverfahren stellt die in den vergangenen Jahren für Stahlbetonbauteile immer häufiger eingesetzte Verstärkung durch nachträglich applizierte CFK-Lamellen dar. Für die Verstärkung einachsiger lastabtragender Bauteile wurden CFK-Lamellen mit einer unidirektionalen Anordnung der Fasern im Matrixwerkstoff entwickelt. Die Applikation der CFK-Lamellen kann durch externes Aufkleben oder durch Einkleben in zuvor eingefräste Schlitze (Schlitzverfahren, interne Verstärkung) erfolgen. Beide Verfahren sind in Abbildung 1.3 dargestellt. Die Applikation erfolgt als Biegezugverstärkung auf der Schutzseite. Das Prinzip der Verstärkung ist in Abbildung 1.4 abgebildet.

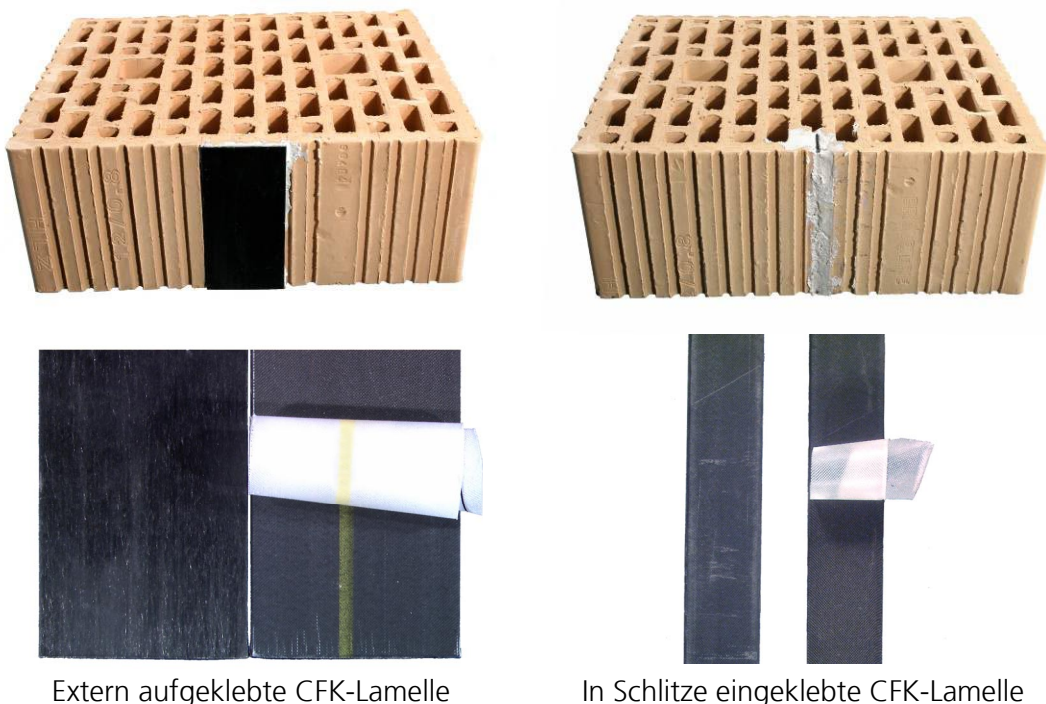


Abbildung 1.3: Externe und in eingefräste Schlitze eingeklebte Applikation von CFK-Lamellen in einen Hochlochziegel mit Darstellung der jeweiligen CFK-Lamellen.

Da die CFK-Lamellen sehr hohe Zugfestigkeiten aufnehmen können und die Verbundtragfähigkeit beschränkt ist, ergab sich bei Untersuchungen im Stahlbetonbau mit externer Verklebung bei statischer Belastung als Versagensursache ein Ablösen der CFK-Lamelle. Von BLASCHKO [5] wurde daraufhin ein Verfahren für Stahlbeton untersucht, bei dem die CFK-Lamellen in eingefräste Schlitze eingeklebt wurden und die Verbundfestigkeit erhöht werden konnte.

Draufsicht:

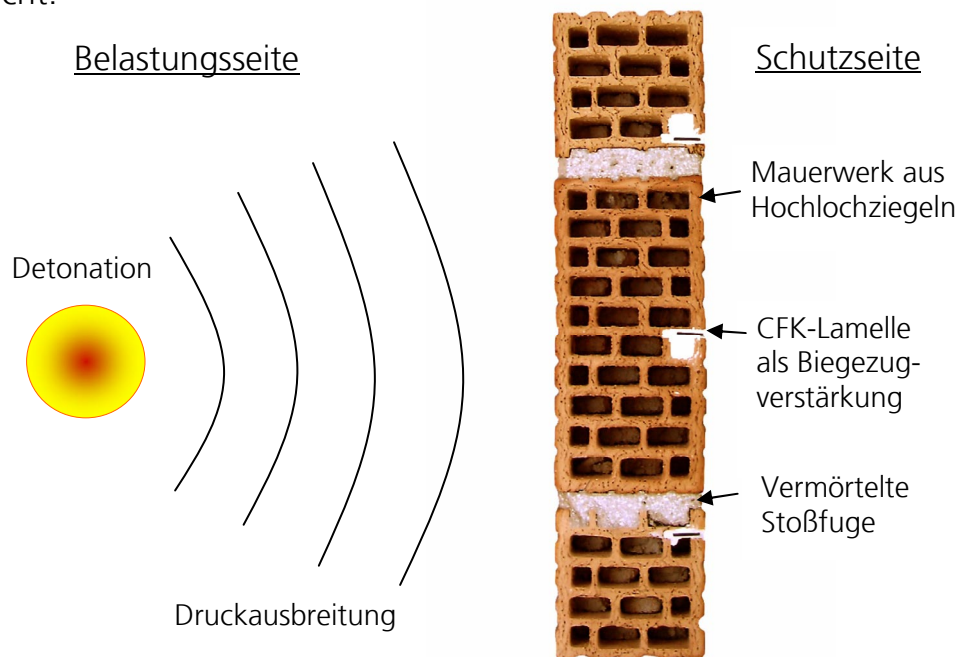


Abbildung 1.4: Prinzip des Verstärkungsverfahrens – Detonation von Sprengstoff auf der Belastungsseite und Mauerwerk aus Hochlochziegeln mit in Schlitzen eingeklebten CFK-Lamellen auf der Schutzseite.

Bisher wurde die interne Verstärkung von Mauerwerk durch CFK-Lamellen bei Explosionsbeanspruchungen nicht untersucht. Aus Untersuchungen mit statischer Belastung für Stahlbeton und dem dort ermittelten sehr guten Verbundverhalten lässt sich allerdings ableiten, dass dieses Verfahren eine baupraktisch und technisch gute Möglichkeit der Verstärkung von Mauerwerk bei Beanspruchungen durch Sprengstoffdetonationen darstellt.

Aus den zuvor dargestellten Verstärkungsmethoden können Hinweise zum Tragverhalten von Mauerwerk mit interner Verstärkung durch CFK-

Lamellen bei Druckstoßbelastungen abgeleitet werden. CARNEY ET AL. [8] untersuchten Mauerwerkskörper mit extern aufgeklebten GFK-Gewebebahnen und in die Mörtelfugen nachträglich eingeklebten Stangen aus GFK für statische Belastung senkrecht zur Wandebene und für Beanspruchungen durch Detonation. Ergebnisse der Untersuchung waren, dass bei nicht ausreichender Verankerung der Verstärkung an den Umfassungsbauteilen die Ausbildung einer Bogentragwirkung nicht möglich war, Gewebeverstärkung den Trümmerwurf reduziert und eine Erhöhung des Gewebeanteils eine Erhöhung der Tragfähigkeit ergibt.

EL-DOMIATY ET AL. [16] untersuchten im Freifeld insgesamt acht unbewehrte und mit FVK verstärkte Wände aus Betonsteinen bei Explosionsbeanspruchungen. Zur Verstärkung wurden drei Verfahren betrachtet: die Verstärkung durch in die Lagerfugen nachträglich eingeklebte GFK-Stangen, in Streifen aufgeklebte GFK-Gewebe und eine Kombination aus beiden Verfahren. Die Mauerwerkskörper wurden am Kopf- und Fußpunkt durch ein Betonlager gehalten, aber nicht schubfest verbunden. Untersucht wurden unterschiedliche Schlankheiten der Prüfkörper, Ladungsmengen und -abstände. In den Versuchen wurde ein Rückschwingen beobachtet. Dieser Effekt wurde allerdings nicht näher untersucht.

Für das Versagen von Mauerwerkskörpern mit einer Verstärkung durch Faserverbundwerkstoffe werden in den zuvor dargestellten Untersuchungen Zugversagen des Verstärkungsmaterials, Druckversagen und Schubversagen des Mauerwerks angegeben. Weiterhin wird gerade bei oberflächlich verstärktem Mauerwerk ein Delaminieren der Verstärkung beschrieben. Gerade bei Beanspruchungen durch eine Detonation wird ein Rückschwingen der Bauteile angegeben. CARNEY ET AL. [8] geben zudem an, dass eine Bogentragwirkung sich nur bei sehr guter Anbindung an die Umfassungsbauteile ausbildet.

In einigen Untersuchungen werden Berechnungsmodelle für statische beziehungsweise dynamische Belastungen vorgestellt. Die Biegetragfähigkeit wird für statische Belastungen z. B. von TRIANTAFILLOU [71] und HAMILTON ET AL. [25] für eine gerissene Biegezugzone auf Grundlage von Gleichgewichtsbedingungen bestimmt. Die Tragfähigkeit konnte mit diesen Modellen für oberflächige Verstärkung mit guter Übereinstimmung zu Versuchen bestimmt werden. Berechnungsgrundlagen für eine Berechnung des Last-Verformungsverhaltens werden dabei nicht angegeben. Das Tragverhalten bei einer Explosionsbeanspruchung wird von

EL-DOMIATY ET AL. [16], OSWALD ET AL. [47] und TAN ET AL. [69] mit einem »Ein-Masse-Schwinger (EMS)«-Modell untersucht. Für das EMS-Modell wird eine gute Übereinstimmung zwischen Modell und den Versuchen beschrieben. Das EMS-Modell benötigt als Eingangsgröße das Widerstandsverhalten des Bauteils. Dies wird bei diesen Untersuchungen durch Versuche ermittelt. Wie das Widerstandsverhalten als Last-Verformungsverhalten für andere Verstärkungsanteile und Bauteilgeometrien ermittelt werden kann, wird in diesen Untersuchungen nicht dargestellt. Einzig ein Berechnungsmodell für bewehrtes Mauerwerk von MAYRHOFER [40], [41] und REICHENBACH ET AL. [50] gibt, ausgehend von einem geringen Versuchsumfang, ein Modell, mit dem sich eine Vielzahl von Bauteilen berechnen lässt, an. Das Modell führt die Bewegungsgleichung des EMS-Modells auf eine normierte Bewegungsgleichung zurück. Mit einer bekannten Widerstandsfunktion lässt sich eine Vielzahl anderer, im Tragverhalten ähnlicher Geometrien berechnen. Aufgrund der Normierung unterliegt dieses Modell ebenfalls Beschränkungen im Verlauf der Widerstands- und Belastungsfunktion.

1.3 Zielsetzung und Aufbau der Arbeit

Das Verstärkungsverfahren von in Schlitzten eingeklebten CFK-Lamellen bietet zahlreiche Vorteile. Im Gegensatz zu den zuvor dargestellten Verfahren sind eine einfache, nachträgliche Applikation und eine flexible Anpassung der Verstärkung an eine Belastung möglich. Allerdings ist dieses Verfahren bislang noch nicht als Biegezugverstärkung von Mauerwerk und für Belastungen durch Detonationen untersucht worden. Um dieses Verfahren praxisgerecht verwenden zu können, muss deshalb das Tragverhalten untersucht und ein praxisgerechtes Berechnungsmodell für dynamische Belastungen entwickelt werden. Das Berechnungsmodell muss dabei das Tragverhalten ausreichend genau abbilden und eine Dimensionierung nachträglich zu verstärkender Mauerwerkskörper ermöglichen. Ein Schwerpunkt wird auf dynamische Belastungen gelegt, wie sie durch die Detonation von Sprengstoff in einigem Abstand vom Mauerwerk erfolgt.

Bei Verstärkungsverfahren für eine statische Belastung ist die Bestimmung des Last-Verformungsverhaltens nicht erforderlich, da einzig die Bruchlast des Bauteils zur Bestimmung der Tragfähigkeit ermittelt werden muss. Für die meisten in Abschnitt 1.2 beschriebenen Modelle aus der Literatur mit

einer statischen Belastung wurde deshalb kein Modell für das Last-Verformungsverhalten entwickelt. Gerade aber das statische Last-Verformungsverhalten ist für Berechnungsmodelle auf Basis des Ein-Masse-Schwingers erforderlich. Die in Abschnitt 1.2 dargestellten Untersuchungen für Belastungen mit Detonationen bestimmen das Last-Verformungsverhalten der Bauteile durch statische Bauteilversuche. Das Last-Verformungsverhalten dieser Versuche wird dann als Widerstandsverhalten für das EMS-Modell verwendet. Diese Berechnungen beziehen sich dann allerdings nur auf das statisch geprüfte Bauteil.

Das Ziel dieser Untersuchung ist es deshalb, durch eine möglichst allgemeingültige Ermittlung des Last-Verformungsverhaltens eine breite Verwendbarkeit des EMS-Modells für Mauerwerk bei Belastungen durch Detonationen zu ermöglichen. Zur Ermittlung des Last-Verformungsverhaltens werden deshalb die maßgebenden Versagensfälle ermittelt und ein Modell zur Bestimmung des Last-Verformungsverhaltens bei statischer Belastung entwickelt. Aus den Untersuchungen in Abschnitt 1.2 ergibt sich, dass aufgrund der hohen Zugfestigkeit der CFK-Lamelle als Versagensmechanismus vor allem die Verbundfestigkeit zwischen CFK-Lamellen und Mauerwerk von Bedeutung ist. Dieser Versagensfall wird aus diesem Grund näher untersucht.

Wie die Untersuchung von EL-DOMIATY ET AL. [16] gezeigt hat, können bei dynamischen Belastungen asymmetrisch verstärkte Bauteile zurückschwingen. Aus den Bauteilversuchen in der hier durchgeführten Untersuchung ergab sich, dass die Mauerwerkskörper ebenfalls signifikant entgegen der Belastungsrichtung zurück- und durchschwingen können. Im Gegensatz zu den üblichen EMS-Modellen muss deshalb nicht nur das Verformungsmaximum, sondern auch das erste Verformungsminimum zur Bestimmung der Tragfähigkeit berücksichtigt werden. Hieraus ergibt sich, dass ein Last-Verformungsverhalten für asymmetrisch verstärkte Bauteile auch für eine Verformung entgegen der Belastungsrichtung bestimmt werden muss. Bisherige EMS-Modelle setzen einen Bauteilwiderstand nur bis zur Bruchlast an. Gerade bei geringen Belastungsdauern und Biegefestigkeiten kann die Tragfähigkeit bis zum Umkippen einer Mauerwerkswand noch erheblich größer sein. Das Ziel ist es, die genannten Trageffekte ebenfalls in eine Widerstandsfunktion einzubinden.

Aus den zuvor dargestellten Zielen der Arbeit ergibt sich der folgende Aufbau der Arbeit. In Abschnitt 2 werden die Eigenschaften der verwendeten Materialien entweder aus Berechnungsmodellen, Literaturangaben oder eigenen Untersuchungen bestimmt.

Durch Versuche an Mauerwerkskörpern in Abschnitt 3, ohne und mit CFK-Lamellen, werden das Tragverhalten und die Versagensmechanismen untersucht. Aus Versuchen an unverstärkten Mauerwerkskörpern ergibt sich hieraus die Biegezugfestigkeit des verwendeten Mauerwerks und dessen Biegesteifigkeit. Ergänzt wird dieser Abschnitt durch Verbundversuche mit statischer Belastung, in denen die Verbundtragfähigkeit in Abhängigkeit von der Verbundlänge untersucht wird.

Die Grundlage zur Überprüfung eines Berechnungsmodells mit dynamischer Belastung bilden die Stoßrohrversuche des Abschnittes 4. In diesen Versuchen wird das dynamische Tragverhalten für Druckstoßbeanspruchungen mit geringer Belastungsdauer untersucht. In Abschnitt 5 wird ein Modell für das Last-Verformungsverhalten bei statischer Belastung entwickelt. Das Verfahren ermittelt das Last-Verformungsverhalten als Eingangsgröße für eine dynamische Berechnung mit dem EMS-Modell. Das Berechnungsmodell wird durch die Versuchsergebnisse der statisch belasteten Prüfkörper des Abschnittes 3 überprüft. Das Berechnungsmodell kann dabei neben einer Beanspruchung durch Biegemomente auch für Belastungen durch Normalkräfte angewendet werden.

In Abschnitt 6 wird ein Berechnungsmodell für Belastungen durch Druckstoßbelastungen entwickelt, das neben der positiven Auslenkung in der Belastungsrichtung auch das Rückschwingverhalten der asymmetrisch, linear-elastisch verstärkten Mauerwerkskörper berücksichtigt. Mit dem Berechnungsmodell werden die Stoßrohrversuche, dargestellt in Abschnitt 4, nachgerechnet. Um die Anwendbarkeit des Modells von MAYRHOFER [40] auch für dieses Verstärkungsverfahren zu überprüfen, werden, ausgehend von experimentell ermittelten Widerstandsfunktionen, in Abschnitt 6.1 Schädigungskriterien nach dem Modell von MAYRHOFER [40] entwickelt und mit den dynamischen Bauteilversuchen verglichen. In Abschnitt 6.2 wird das erweiterte Ein-Masse-Schwinger-Modell für asymmetrisch-linear-elastisch verstärktes Mauerwerk vorgestellt und durch eine Nachrechnung des Last-Verformungs-Verlaufs von Versuchen überprüft. Die Möglichkeiten des Berechnungsmodells und die Tragwirkung von asymmetrisch-linear-elastisch verstärktem Mauerwerk werden in Abschnitt 6.3 vorgestellt.

In Abschnitt 7 erfolgt eine abschließende Simulation der Prüfkörper mit einem »Wave Propagation Code«, um die Untersuchung von Trageffekten zu ermöglichen. Die Ergebnisse der Arbeit werden in Abschnitt 8 zusammengefasst. Die Literaturstellen sind in Abschnitt 9 zusammengestellt. Notationen werden in Abschnitt 10 beschrieben. Die Dokumentation der Versuchsergebnisse kann dem Abschnitt 11 entnommen werden.

2 Eigenschaften und Untersuchung der Ausgangsstoffe

Als Baustoffe für die untersuchten Mauerwerkswände wurden Hochlochziegel (Hlz) nach DIN 105-Hlz B 12- 0,9 5 DF (240) und die Mörtelgruppe II ausgewählt. Die Auswahl der Ziegel und des Mörtels erfolgte aufgrund der häufig bei gefährdeten Gebäuden anzutreffenden Außenwände aus Mauerwerk dieses Typs.

Die Auswahl zwischen der externen und der in Schlitze eingeklebten Applikation von CFK-Lamellen erfolgte zugunsten der in Schlitzen eingeklebten Variante auf Grundlage der Untersuchung von ROMANI ET AL. [53]. Für die Untersuchung wurden die CFK-Lamelle Typ B+B Carboplus 160/2800 und der Epoxidharzklebstoff MC-DUR 1280 ausgewählt. Dieses Verstärkungssystem ist durch eine allgemeine bauaufsichtliche Zulassung [7] für Stahlbetonstrukturen im Bauwesen eingeführt. Die für diese Untersuchung maßgebenden Materialeigenschaften wurden durch eigene Versuche bestimmt oder, soweit möglich und sinnvoll, der Literatur entnommen.

2.1 Mauerstein

Aufgrund der Vielzahl an möglichen Stein-Steinformat-Mörtel-Kombinationen werden exemplarisch ein Mauerwerk aus Hochlochziegel, Format 5 DF, und die Mörtelgruppe II für diese Untersuchung gewählt. Diese Kombination wird als typisch für ältere Baustrukturen angesehen, für die häufig nachträgliche Verstärkungen erforderlich sind. Aufgrund des großen Lochanteils der gewählten Ziegel wird von ungünstigeren Verbundeigenschaften der Verbundpartner Mauerstein, Klebstoff und CFK-Lamelle im Vergleich zu Vollsteinen ausgegangen. Durch das geringere Gewicht der Ziegel im Vergleich zu Vollziegeln gleicher Dicke wird mehr kinetische Energie in das Mauerwerk eingekoppelt. Somit kann auch für die Belastung durch Druckstoßbelastungen von ungünstigeren dynamischen Trageigenschaften im Vergleich zu Mauerwerk aus Vollziegeln ausgegangen werden. Für die Untersuchung wurde der Steintyp DIN 105-Hlz B 12- 0,9 5 DF (240) verwendet.

Der verwendete Hochlochziegel ist in Abbildung 2.1 dargestellt. Der Wärmedämmziegel entspricht der Druckfestigkeitsklasse 12 und der Rohdichteklasse 0,9. Das Lochbild entsprach Typ B nach DIN V 105-2. Der Lochanteil des Steines, bezogen auf die Gesamtfläche, wurde mit etwa 49 Prozent ermittelt. Für die Mauersteine Hlz B 12- 0,9 5 DF wurde die Druckfestigkeit in Stegrichtung ermittelt. Die Belastungsseiten der Steine wurden zur Ermittlung der Druckfestigkeit eben und parallel geschliffen, entsprechend DIN EN 772-1:2000, Abs. 7.2.4.

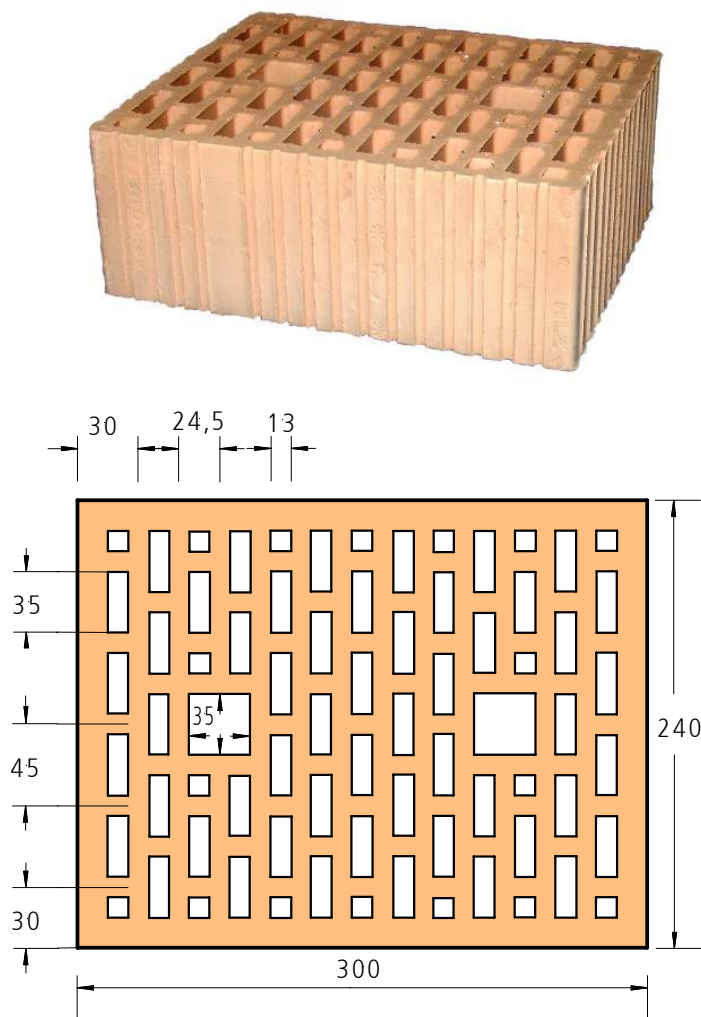


Abbildung 2.1: Verwendeter Hochlochziegel Hlz B 12- 0,9 5 DF und ermitteltes Lochbild.

Die Einzelergebnisse dieser Prüfung sind in Tabelle 11.1 dargestellt. Die Mittelwerte können der Tabelle 2.1 entnommen werden. Der Druck-Elastizitätsmodul $E_{c,st}$ des Mauersteins und die Bruchstauchung $\epsilon_{c,stu}$ wurden durch einen Druckversuch mittels Dehnungsmessung an der kurzen und langen Steinseite gemessen. Die Normdruckfestigkeit mit dem Formfaktor 0,8 ergibt sich zu 19,2 MPa und liegt somit im mittleren Drittel des von SCHUBERT [59] für diesen Mauersteintyp angegeben Wertebereichs von 7,4 MPa bis 26 MPa. Von SCHUBERT [59] ist ebenfalls eine Zusammenstellung der Querdehnzahl ν für Hochlochziegel mit Werten zwischen 0,11 und 0,20 zu finden.

Tabelle 2.1: Mittelwerte der Druckversuche an Hochlochziegeln Hlz B 12- 0,9 5 DF.

	F_{br} [kN]	$\epsilon_{c,st,u}$ [%]	$f_{c,st}$ [MPa]	$f_{c,st}^{1)}$ [MPa]	$E_{c,st}$ [MPa]
Mittelwert	1660	0,29%	23,9	19,2	8847
Variationskoeffizient [%]	9,5	33,8	9,5	9,5	28,2

¹⁾ Mit Formfaktor 0,8.

Zur Beurteilung des Ziegelmaterials wurden Zugversuche an herausgeschnittenen Scherben durchgeführt. Die Prüfkörper wurden aus dem Stegmaterial mehrer Ziegel an unterschiedlichen Stellen herausgeschnitten. Die mittleren Eigenschaften sind in der Tabelle 2.2 zusammengefasst. Es wurde eine Bruchdehnung von 0,055 Prozent ermittelt. Eine Probe vor dem Versuch und ein typischer Längs- und Querdehnungsverlauf sind in Abbildung 2.2 dargestellt.

Tabelle 2.2: Mittelwerte der Zugversuche an Scherben der Hlz B 12- 0,9 5 DF Steine.

	$E_{t,s}$ [MPa]	$f_{t,s}$ [MPa]	$\epsilon_{t,s,u}$ [%]	$\epsilon_{q,s}$ [%]	ν_s [-]	ρ_s [g/cm ³]
Mittelwert	9827	5,67	0,055	-0,002	0,04	1,56
Variationskoeffizient [%]	12,0	12,7	13,3	21,6	21,5	2,05
Messwerte	6	10	6	3	3	10

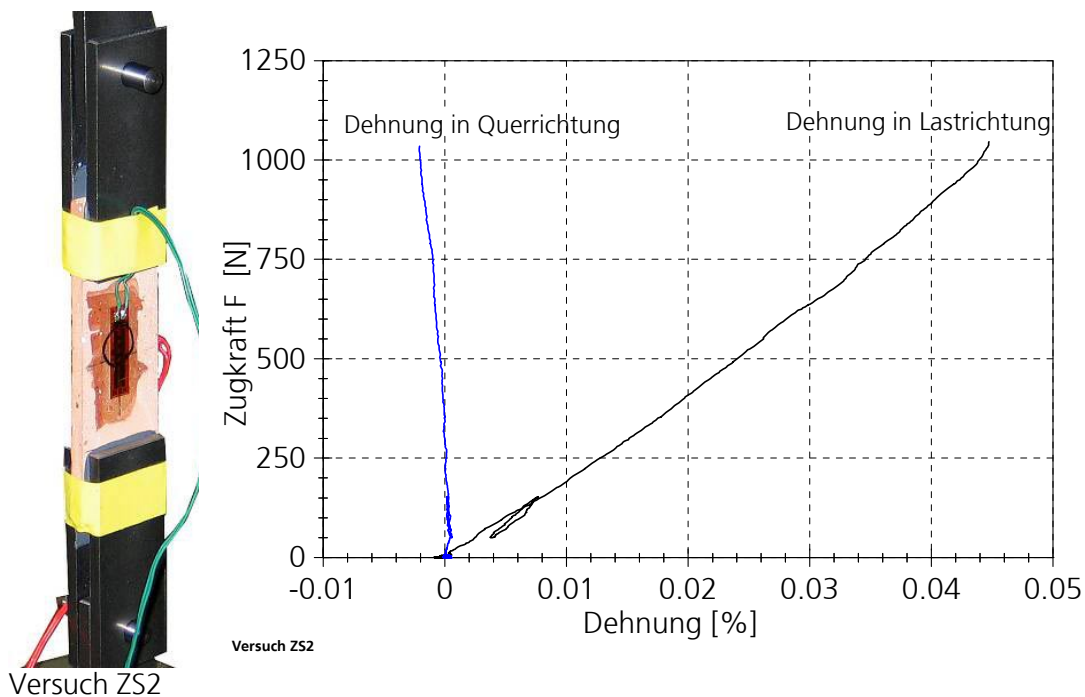


Abbildung 2.2: Zugversuch einer Ziegelscherbe mit Dehnungsmessstreifen und typischer Verlauf der Längs- und Querdehnung bis zum Bruch.

2.2 Mörtel

Als Mörtel wurde ein Normalmörtel der Mörtelgruppe II mit 2 Anteilen Kalk, 1 Anteil Zement und 8 Anteilen Sand gewählt. Die Ermittlung der Biegezug- und Druckfestigkeit erfolgte für Mörtelproben der Mauerwerkskörper des Abschnittes 3.2 und 4 in Anlehnung an DIN EN 1015-11:1999. Die Einzelergebnisse dieser Prüfung sind in Tabelle 11.8 und in Tabelle 11.16 dargestellt. Die Mittelwerte der Mörtelproben aller Prüfkörper können der Tabelle 2.3 entnommen werden.

Der Längsdehnungsmodul kann nach SCHUBERT [59] für Normalmörtel wie folgt angegeben werden:

$$E_{\ell} = 2100 \cdot f_c^{0,7} \quad (2.1)$$

Hieraus ergibt sich ein Längsdehnungsmodul E_{ℓ} von ungefähr 12 600 MPa.

Tabelle 2.3: Mittelwerte der Mörtel Eigenschaften der Prüfkörper des Abschnittes 3.2 und des Abschnittes 4.

	$\rho_{m\ddot{o}}$ [g/cm ³]	$f_{B,m\ddot{o}}$ [MPa]	$f_{c,m\ddot{o}}$ [MPa]
Mittelwert	1,79	4,12	12,9
Variationskoeffizient [%]	1,4	10,9	14,1

2.3 Mauerwerk

2.3.1 Schubtragfähigkeit

Für die Schubtragfähigkeit von Mauerwerk sind zwei Belastungsrichtungen zu unterscheiden (vgl. Abbildung 1.2). Schubwände werden in Wandebene durch eine horizontale Belastung beansprucht. Diese Art der Belastung ist bei dieser Untersuchung nicht von Interesse und wird aus diesem Grund nicht weiter verfolgt. Die Schubtragfähigkeit unterliegt, wie die meisten anderen Eigenschaften von Mauerwerk, großen Streuungen. So wird von GUNKLER [24] z. B. für Ziegelmauerwerk ohne Normalkrafteinfluss mit der Mörtelgruppe II ein Wert der Schubtragfähigkeit von 0,36 MPa angegeben. STÖCKL ET AL. [66] geben für Hlz-Mauerwerk mit der Mörtelgruppe II bei trockenen Steinen hingegen einen Wert von 0,2 MPa an. Für unverstärktes Mauerwerk wird in DIN 1053-100:2004-08 für die charakteristische Schubfestigkeit auf Grundlage des Coulombschen Reibungsgesetzes folgende Gleichung angegeben:

$$f_{vk} = f_{vko} + \mu_{Reib} \cdot \sigma_{Dd} \quad (2.2)$$

mit

f_{vko} : abgeminderte Haftscherfestigkeit

μ_{Reib} : Reibungsbeiwert, der für alle Mörtelarten zu 0,6 angesetzt werden darf

σ_{Dd} : Bemessungswert der zugehörigen Druckspannung an der Stelle der maximalen Schubspannung; für Rechteckquerschnitte $\sigma_{Dd} = N_{Ed}/A$ mit A als überdrücktem Querschnitt und N_{Ed} , dem Bemessungswert der einwirkenden Normalkraft

Für unverstärktes Mauerwerk ohne Normalkraft, wie es bei den Bauteilversuchen in dieser Untersuchung verwendet wird, kann somit eine charakteristische Schertragfähigkeit von

$$f_{vk} = f_{vk0} = 0,08 \text{ MPa} \quad (2.3)$$

berechnet werden. Dieser Wert entspricht der 5-Prozent-Fraktile der Schubtragfähigkeit.

2.3.2 Druckfestigkeit

Die Druckfestigkeit von Mauerwerk durch eine Druckbelastung senkrecht zur Lagerfuge wurde bisher für viele und sehr unterschiedliche Mauerstein-Mauermörtel-Kombinationen untersucht, so dass eine Vielzahl von Ergebnissen zur Verfügung steht. Eine Übersicht zur Berechnung der Druckfestigkeit unterschiedlicher Mauerwerksarten kann zum Beispiel SCHUBERT [59] entnommen werden. Als Berechnungsansatz hat sich hierbei die folgende Gleichung bewährt:

$$f_{c,mw} = a \cdot f_{c,st}^b \cdot f_{c,mö}^c \quad (2.4)$$

mit

$f_{c,mw}$: Mauerwerksdruckfestigkeit

$f_{c,st}$: trockene Steindruckfestigkeit mit Formfaktor

$f_{c,mö}$: Mörteldruckfestigkeit

a, b, c: Beiwerte

Als Eigenschaftswerte von Mauerwerk werden in einer Zusammenstellung für diverse Mauerstein-Mauermörtel-Kombinationen von SCHUBERT [59] folgende Werte für die Beiwerte a, b und c zu Mauerwerk aus Hochlochziegeln mit Normalmörtel bei einer Schlankheit von $\lambda = 10$ angegeben:

$$a = 0,55$$

$$b = 0,56$$

$$c = 0,46$$

Mit den in den Abschnitten 2.1 und 2.2 angegebenen Werten ergibt sich hiermit die rechnerische Druckfestigkeit des Mauerwerks zu $f_{c,mw} = 8,7 \text{ MPa}$. Aufgrund der unterschiedlichen Druckfestigkeiten von Lochziegeln entlang der geometrischen Hauptachsen sind die Druckfestigkeiten des Mauerwerks in anderen Belastungsrichtungen bis um circa 60 Prozent geringer.

2.3.3 Biegefestigkeit von Mauerwerk

Für die Biegefestigkeit von Mauerwerk sind die in Abbildung 2.3 dargestellten Beanspruchungsrichtungen »parallele Lagerfugenbeanspruchung« und »senkrechte Lagerfugenbeanspruchung« zu unterscheiden. Die Biegefestigkeit wird bei senkrechter Lagerfugenbeanspruchung von der Biegezugfestigkeit bzw. Biegehaftzugfestigkeit zwischen dem Mörtel und dem Mauerstein bestimmt.

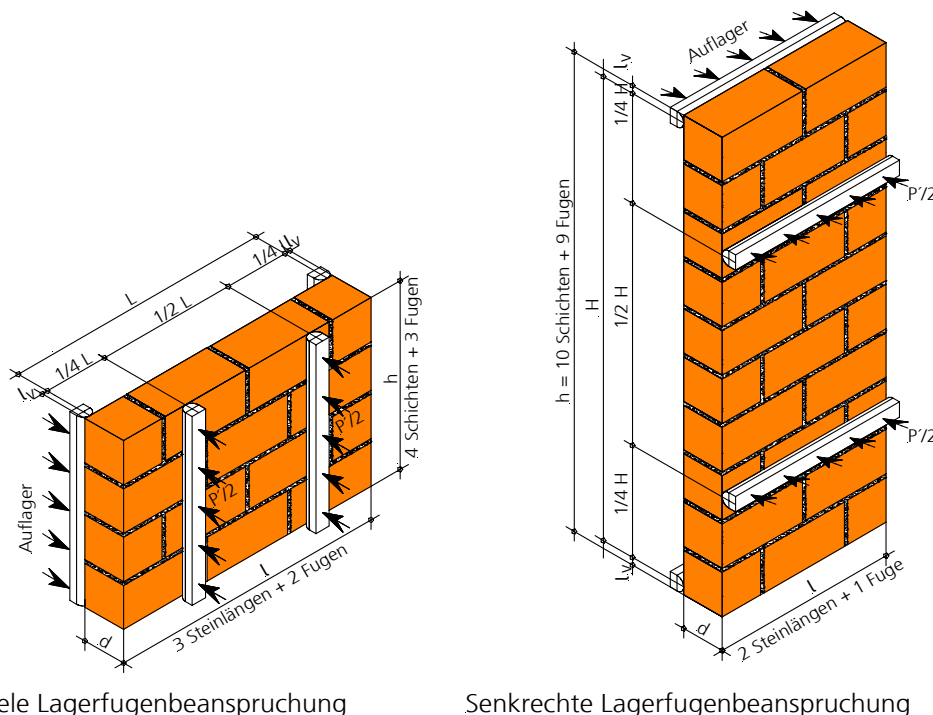


Abbildung 2.3: Parallele und senkrechte Lagerfugenbeanspruchung für die Bestimmung der Biegezugfestigkeit nach DIN EN 1052-02:1999.

Die Biegezugfestigkeit ist, neben den Materialeigenschaften, auch von ausführungsbedingten Einflüssen wie dem Vornässen der Mauersteine (SATTI ET AL. [55], HASELTINE [27]) und der vollständigen Vermörtelung abhängig. Die Wasseraufnahme der Mauersteine entzieht dem Mörtel Wasser, so dass durch das schnelle Austrocknen des Mörtels und dem erhöhten Schwinden die Tragfähigkeit herabgesetzt werden kann. Eine nicht vollständige Vermörtelung der Fugen reduziert die Verbundfläche und somit die Biegetragfähigkeit.

SCHUBERT [58] gibt in einer Literaturlauswertung bestehender Untersuchungen Biegefestigkeiten für unterschiedliche Mauerstein-Mauermörtel-Kombinationen an. Als maßgebend für das Versagen von unverstärktem Mauerwerk werden für die Belastung parallel zur Lagerfuge die Tragfähigkeit des Verbundes zwischen Lagerfugenmörtel und Mauerstein und die Biegezugfestigkeit der Mauersteine genannt. Bei senkrechter Lagerfugenbeanspruchung wird als häufigstes Versagen das Überschreiten der Haftzugfestigkeit zwischen Lagerfugenmörtel und Mauerstein genannt. Die Steinbiegezugfestigkeit wird nur bei Dünnbettmauerwerk und geringer Steinfestigkeit maßgebend. Es werden mittlere Biegezugfestigkeiten senkrecht zur Lagerfuge von 0,12 MPa für Porenbetonsteine mit Normalmörtel (NM) IIa/III bis 0,58 MPa für Hochlochziegeln (2DF) mit NM IIa/III angegeben. Der Streubereich für Hochlochziegel mit Mauermörtel NM IIa/III beträgt für acht ausgewertete Versuche für das Format 2 DF 0,19 MPa bis 1,16 MPa. Für Steinhöhen von Hochlochziegeln von 238 mm werden Biegezugfestigkeiten von 0,07 MPa bis 0,52 MPa angegeben. Die Unterschiede zwischen den einzelnen Hochlochziegeln werden auf das unterschiedliche Lochbild und die sich hieraus ergebende unterschiedliche Wirkung von Mörteldornen zurückgeführt. Bei Biegezugbeanspruchung parallel zur Lagerfuge werden Mittelwerte von 0,22 MPa für Hochlochziegel mit einer Steinhöhe von 238 mm bis 1,12 MPa für das Format 2DF angegeben. Ebenso wie bei senkrechter Lagerfugenbeanspruchung sind die Streuungen der Einzelwerte recht groß von 0,54 MPa bis 2,18 MPa für das Format 2DF und 0,11 MPa bis 0,38 MPa für Hochlochziegel mit Steinhöhe 238 mm.

Aufgrund der geringen Biegezugfestigkeit ist eine Belastung senkrecht zur Lagerfuge nach DIN 1053-100:2004-08 nicht zulässig, so dass hierfür keine Festigkeiten angegeben werden. Auf eine detaillierte Literaturbeschreibung zu biegebeanspruchtem Mauerwerk ohne Verstärkung wurde weitestgehend verzichtet und auf die Literaturstellen in den einzel-

nen Abschnitten verwiesen. Eine detaillierte Literaturzusammenstellung enthalten die Arbeiten von SCHÖNER [57], ANSTÖTZ [1] und TONN [70].

In dieser Untersuchung wird die Tragfähigkeit senkrecht zur Lagerfuge betrachtet, da sich bei lang gestreckten, vierseitig gelagerten Mauerwerkswänden in der Mauerwerksmitte eine einachsige Spannrichtung mit senkrechter Lagerfugenbeanspruchung einstellt und diese Art der Belastung für Mauerwerk besonders kritisch ist. Gerade bei einer Explosionsbeanspruchung wird dieser Bereich dann am meisten geschädigt. Die Tragfähigkeit bei senkrechter Lagerfugenbeanspruchung wurde an Prüfkörpern untersucht, um die Biegezugfestigkeit und Biegesteifigkeit und die Wirksamkeit der Verstärkungsverfahren zu erfassen. Diese Bauteilversuche sind in Abschnitt 3.1 für eine Vier-Punkt-Biegeprüfung und in Abschnitt 3.2 für eine vollflächige Belastung dargestellt und wurden in Anlehnung an DIN EN 1052-02:1999 durchgeführt. Um typisch hergestelltes Mauerwerk zu untersuchen, wurden die Mauerwerkssteine nicht vorgegast.

2.4 Materialeigenschaften bei dynamischer Belastung

Im Gegensatz zu Untersuchungen mit Beton (vgl. z.B. SCHULER [61]) sind nur wenige Untersuchungen von Mauerwerk und dessen Komponenten zur Ermittlung dynamischer Materialeigenschaften bekannt. Der überwiegende Anteil der Untersuchungen betrachtet dabei periodische Belastungen oder beschränkt sich auf die Untersuchung der Tragfähigkeit ganzer Bauteile, ohne die Materialeigenschaften des Mauerwerks und der Bestandteile zu untersuchen. In VOLKMANN [81] wird eine Untersuchung von DEDE ET AL. [12] angeführt, nach der die dynamische Festigkeit von Betonsteinen bei Biegung um 1,19, bei Schub um 1,00 und bei Druck um 1,12 höher ist. Angaben, auf welche Dehnraten oder Belastungsgeschwindigkeiten sich die Werte beziehen, werden nicht gemacht.

2.4.1 Schubtragfähigkeit

Zur Schubtragfähigkeit sind einige Untersuchungen für unverstärktes Mauerwerk für dynamische Belastungen durchgeführt worden. Einige Arbeiten untersuchten unverstärkte und FVK-verstärkte Schubwände für Erdbebenbeanspruchungen (z. B. GHANEM ET AL. [18]). Für diese Unter-

suchungen wurden meist zyklische Belastungen aufgebracht (z. B. MAIO [38], BASTIDAS ET AL. [3]). Von GILBERT ET AL. [22] wird über Scherversuche mit Triplet-Prüfkörpern berichtet, an denen bei einer Belastungsdauer von 1 ms eine bis zu vierfache Scherfestigkeit im Vergleich zur Scherfestigkeit bei statischer Belastung ermittelt wurde. Die Versuche wurden zur Untersuchung von Impact durch Fahrzeuge an Brückengeländern aus Mauerwerk durchgeführt. BEATTIE ET AL. [4] berichten über Triplet-Scherversuche mit dynamischer Belastung. Eine Zusammenstellung von Ergebnissen früherer Untersuchungen und der ermittelten Ergebnisse ist in Abbildung 2.4 dargestellt.

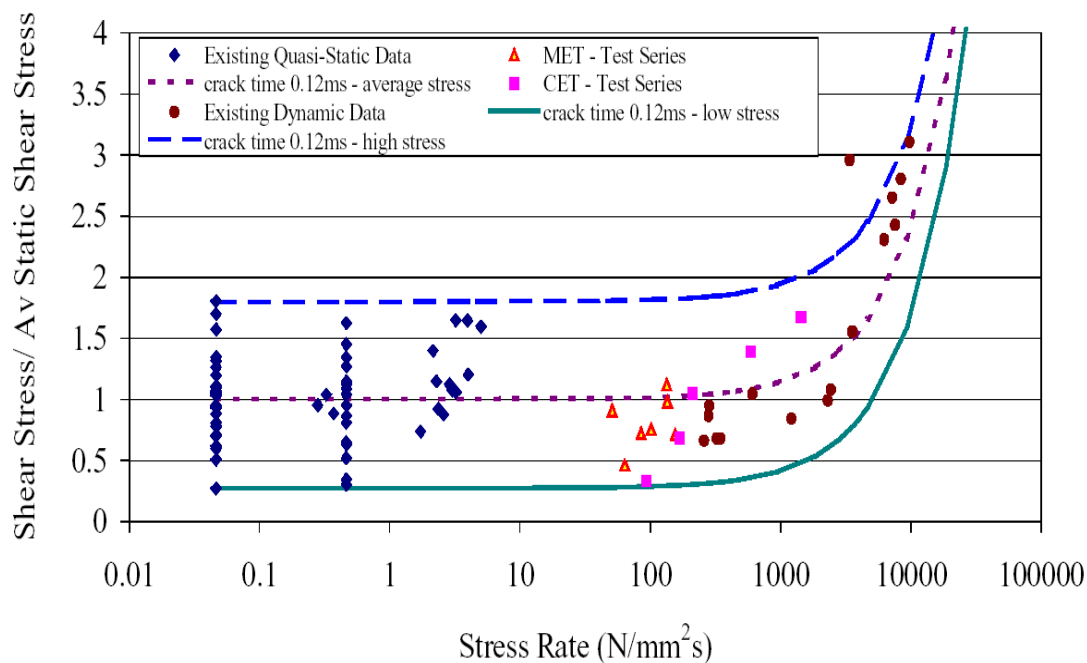


Abbildung 2.4: Veränderung der Scherspannung bezogen auf die Spannungrate (aus BEATTIE ET AL. [4]).

2.4.2 Biegetragverhalten von Mauerwerk

In diversen Untersuchungen (z. B. ASBURY ET AL. [2], DENNIS ET AL. [13], VOLKMANN [81]) wurde die Tragfähigkeit unverstärkter und teilweise auf unterschiedliche Arten verstärkter Mauerwerkswände bei Explosionsbeanspruchungen bestimmt. Diese Arbeiten untersuchten dabei nicht den Einfluss dynamischer Belastungen auf die Festigkeitseigenschaften und Steifigkeitseigenschaften des Mauerwerks, sondern nur die Tragfähigkeit

für die jeweils gewählten Druck-Zeit-Verläufe und Mauerwerksart. Ein Grund für diese bisher nur unzureichend untersuchten Materialeigenschaften bei dynamischen Belastungen ist die große Streubreite der Materialeigenschaften, die eine Ermittlung von dehnratenabhängigen Materialeigenschaften bei Mauerwerk deutlich erschwert.

Einen Überblick über durch Druckstoßbelastungen beanspruchtes Mauerwerk ohne und mit Stahlbewehrung, geprüft in Freilandversuchen und Stoßrohrversuchen, wird von WESEVICH ET AL. [82] gegeben. Mit einer Zusammenstellung von Versuchsergebnissen wurde im Rahmen dieser Arbeit eine Datenbank von Versuchen an Mauerwerk erstellt. Die Prüfkörper wurden entsprechend der beobachteten Schädigung in Klassen eingestuft. Eingetragen wurden Versuche mit einer ein- und zweiachsigen Lastabtragung. Um die unterschiedlichen Geometrien der Prüfkörper zu berücksichtigen, wurde ein normierter Spitzenüberdruck P_{bar} und eine auf die positive Phase t_+ bezogenener normierter Impuls $I_{\text{bar},+}$ berechnet. Mit den normierten Werten der Versuche wurden Druck-Impuls-Kurven für verschiedene Schädigungen erstellt. Der Impuls wurde hierbei auf die Zeitdauer der positiven Phase t_+ bezogen. Bei dem dimensionslosen $P_{\text{bar}}-I_{\text{bar},+}$ -Diagramm ergab sich eine Neigung der Asymptote des Impulses, so dass einigen Werten des Impulses zwei Punkte auf einer Kurve zugeordnet werden können (vgl. Abbildung 2.5). Dies wurde mit den unterschiedlichen negativen Impulsbereichen der aufgetragenen Versuche begründet, die zu einer unterschiedlichen Aufteilung des Gesamtimpulses führen.

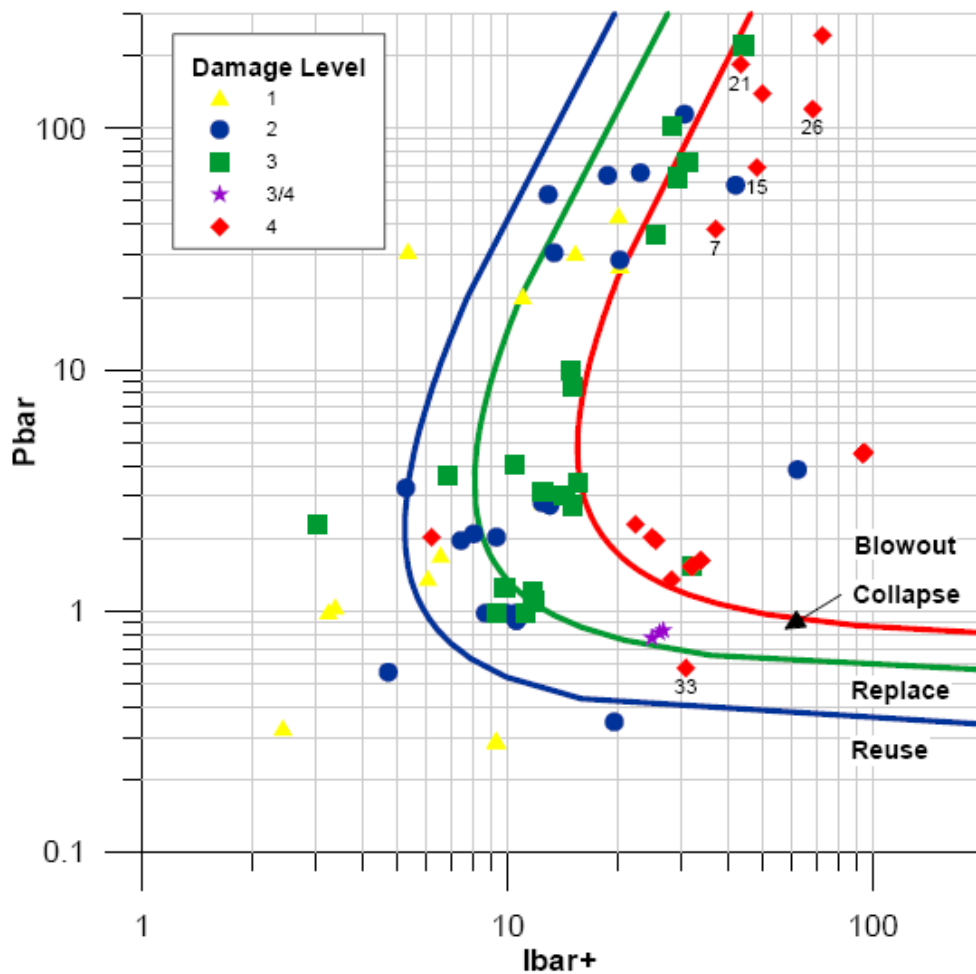


Abbildung 2.5: Druck-Impuls-Kurven für unterschiedliche Schädigungslevels und Versuchswerte von unverstärktem, einachsiger gespanntem Mauerwerk, entnommen aus WESEVICH ET AL. [82].

2.5 Eigenschaften der CFK-Lamellen

Im Bauwesen üblich sind CFK-Lamellen, die aus einer Matrix und unidirektional ausgerichteten Kohlenstoff-Fasern bestehen. CFK-Lamellen besitzen ein hervorragendes Verhältnis von Zugfestigkeit zu Gewicht. Die Festigkeitseigenschaften von Faser-Verbund-Kunststoffen hängen nicht nur von der verwendeten Faser, sondern ebenso von dem verwendeten Matrixwerkstoff und dem Faservolumenanteil ab. In dieser Untersuchung wird die in Tabelle 2.4 aufgeführte und in Abbildung 2.6 dargestellte CFK-Lamelle der Firma Bilfinger & Berger verwendet.

Tabelle 2.4: Verwendete CFK-Lamelle; Bezeichnungen und Herstellerangaben nach [7].

Typ	b_R/t_R [mm]	$E_{R,t}$ [MPa]	$f_{R,t}$ [MPa]	$\epsilon_{R,t,u}$ [%]
B+B Carboplus	20/2,0	$\geq 173\ 000$	≥ 2830	$> 1,7$

mit

b_R : Breite der CFK-Lamelle

t_R : Dicke der CFK-Lamelle

$E_{R,t}$: Mittelwert Elastizitätsmodul in Faserrichtung

$f_{R,t}$: charakteristische Zugfestigkeit in Faserrichtung

ϵ_u : Bruchdehnung

Die CFK-Lamelle besitzt einen Anteil von ≥ 68 Volumenprozent an Kohlenstoff-Fasern (CF), die unidirektional in einem Harzsystem aus Exoxidharz angeordnet sind. Die verwendete CFK-Lamelle verfügt über eine strukturierte Abreißfolie. Diese Abreißfolie ermöglicht einen reduzierten Aufwand bei der Applikation, da ein Anschleifen und ein anschließendes Reinigen bzw. Entfetten der CFK-Lamelle entfällt.

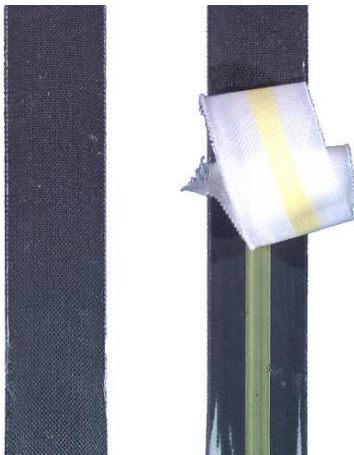


Abbildung 2.6: Verwendete CFK-Lamelle B+B Carboplus der Firma Bilfinger & Berger ohne und mit Schutzfolie, Querschnitt $b_R/t_R = 20/2,0$ mm.

2.5.1 Zugversuche

Zur Ermittlung der Zugfestigkeit und des Elastizitätsmoduls der CFK-Lamelle wurden Zugversuche an CFK-Lamellen durchgeführt. Mit jeweils zwei Dehnungsmessstreifen wurde die Dehnung in Belastungsrichtung ermittelt. Hieraus wurde der Zug-Elastizitätsmodul nach Gleichung (2.5) im elastischen Verformungsbereich bestimmt. Die Zugfestigkeit der CFK-Lamelle wurde aus der Bruchlast $F_{R,t,u}$ nach Gleichung (2.6) bestimmt. Die Spannung und der Zug-Elastizitätsmodul wurden auf den Lamellenquerschnitt vor Versuchsbeginn bezogen. Die Querschnittsabmessungen der CFK-Lamelle betragen $b_R = 20,2$ mm und $t_R = 2,2$ mm und wiesen eine maximale Abweichung von 0,1 mm auf. Die Prüfung erfolgte in Anlehnung an DIN EN ISO 527-4:1997-7. In Tabelle 2.5 sind die Mittelwerte der Zugversuche dargestellt.

Tabelle 2.5: Mittelwert der Zugversuche an CFK-Lamellen.

Anzahl	Bruchlast $F_{R,t,u}$ [kN]	E-Modul $E_{R,t}$ [MPa]	Zugfestigkeit $f_{R,t}$ [MPa]	Bruchdehnung $\epsilon_{R,t,u}$ [%]
5	98,4	154 339	2191	1,46

$$E_{R,t} = \frac{F_{t,2} - F_{t,1}}{b_R \cdot t_R \cdot (\epsilon_{t,2} - \epsilon_{t,1})} \quad (2.5)$$

$$f_{R,t} = \frac{F_{R,t,u}}{b_R \cdot t_R} = \frac{F_{R,t,u}}{A_R} \quad (2.6)$$

mit

$E_{R,t}$: Elastizitätsmodul der CFK-Lamelle bei einer Dehnung

$F_{R,t,u}$: Zugkraft der CFK-Lamelle im Bruchzustand

$F_{t,1}, F_{t,2}$: Zugkraft der CFK-Lamelle bei der Dehnung $\epsilon_{t,1}$ bzw. $\epsilon_{t,2}$

A_R : Querschnittsfläche CFK-Lamelle

In Abbildung 2.7 ist das Spannungs-Dehnungsverhalten der Einzelversuche dargestellt. Die Einzelergebnisse können der Tabelle 11.2 entnommen werden. Die Dehnungen sind auf der Abszisse dargestellt. Zur besseren Ansicht wurden die einzelnen Versuche dabei jeweils um 0,5 mm/m versetzt angeordnet. Auf der Ordinate wurde die Spannung, bezogen auf den Querschnitt der CFK-Lamelle vor dem Versuchsbeginn,

aufgetragen. Die Spannungen und Dehnungen in der CFK-Lamelle wurden auf die Querschnittsfläche A_R des jeweiligen Prüfkörpers bezogen.

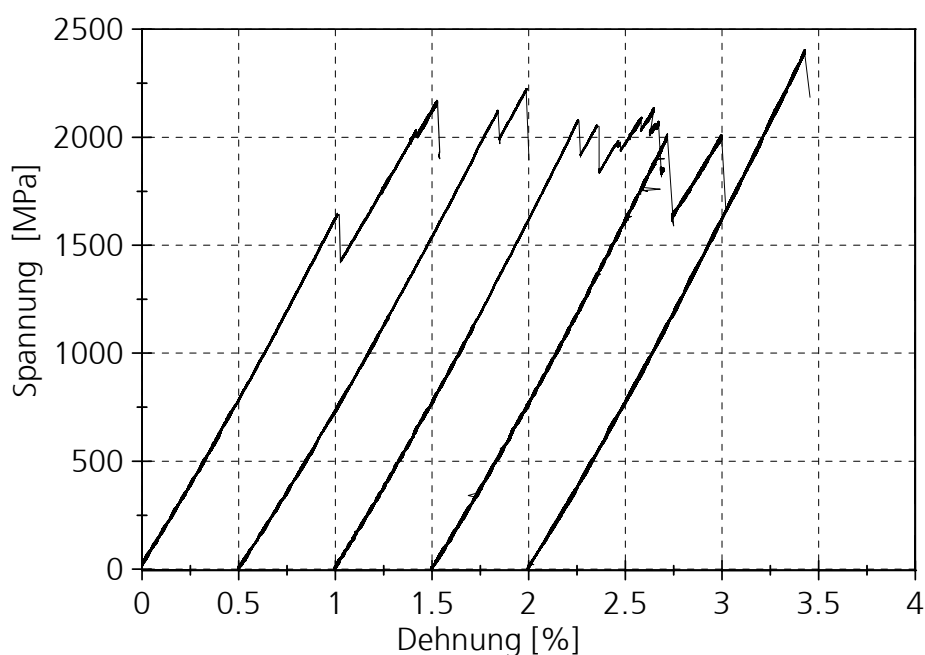


Abbildung 2.7: Spannungs-Dehnungs-Verlauf (um 0,5 Prozent versetzt dargestellt) der geprüften CFK-Lamellen.

2.5.2 Druckversuche

Aufgrund der asymmetrischen, linear-elastischen Verstärkung der Mauerwerkskörper ist bei einer Explosionsbeanspruchung mit einem Rückschwingen des Mauerwerks zu rechnen, bei dem die als Zugband wirkende CFK-Lamelle durch Druckspannungen beansprucht wird. Aus diesem Grund wurde für die CFK-Lamelle die Druckfestigkeit an sechs Prüfkörpern ermittelt. Die Einzelergebnisse sind in Tabelle 11.3 dargestellt. Die Mittelwerte der Prüfkörper sind in Tabelle 2.6 angegeben. Der Versuchsaufbau mit einem Prüfkörper nach dem Versagen und eine Detailaufnahme des Versagens sind in Abbildung 2.8 dargestellt. Die Ermittlung der Druckfestigkeit erfolgte nach Gleichung (2.7).

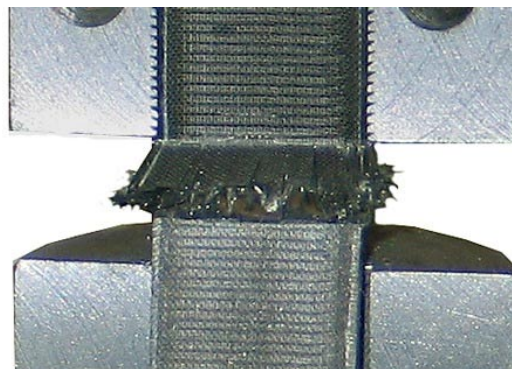
$$f_{R,C} = \frac{F_{R,C,U}}{b_R \cdot t_R} \quad (2.7)$$

mit

$F_{R,c,u}$: Druckkraft im Bruchzustand

Tabelle 2.6: Mittelwerte der Druckversuche an der CFK-Lamelle.

	$F_{R,c}$	x_{br}	$f_{R,c}$
	[kN]	[mm]	[MPa]
Mittelwert	25,8	0,54	579
Variationskoeffizient [%]	11,9	20,6	11,9



Detailansicht der Bruchstelle

Abbildung 2.8: Druckversuch einer CFK-Lamelle und Darstellung der Druckschädigung.

2.6 Klebstoff

Als Klebstoffe zur Verklebung von CFK-Lamellen im Bauwesen werden aufgrund der einfachen Anwendbarkeit nahezu ausschließlich Epoxidharzklebstoffe verwendet. Epoxidharzklebstoffe härten ohne Pressdruck aus, was für eine nachträgliche Verstärkung bestehender Bauwerke von Vorteil ist, da keine aufwendigen Klemmvorrichtungen erforderlich sind. Die bauüblichen Epoxidharzklebstoffe verfügen zudem über einen Quarzsandanteil, der auch eine die Fuge füllende Verklebung ermöglicht. Im Stahlbetonbau sind Verstärkungssysteme mit CFK-Lamellen und abgestimmten Epoxidharzklebstoffen bereits durch allgemeine bauaufsichtliche Zulassungen eingeführt (z. B. [7]). Nachteilig wirken sich höhere Temperaturen auf das Tragverhalten von Epoxidharzklebstoffen aus. So geben beispielsweise TADEU ET AL. [68] an, dass bei einer Temperatur von

60 °C eine Beton-Stahl-Verbindung fast die Hälfte der Anfangsscherfestigkeit verliert. Da bei dem untersuchten Verfahren die Verstärkung in der Regel im Gebäudeinneren erfolgt und die Verstärkung nur für einmalige, kurzzeitdynamische Belastung erfolgt, kann der Einfluss der Temperatur auf die Verbundfestigkeit unberücksichtigt bleiben.

Zur Verstärkung von Mauerwerk im Schlitzverfahren sind erhebliche Mengen des relativ teuren Epoxidharzklebstoffs erforderlich. Dies liegt an den im Mauerstein, zur Erhöhung des Wärmeschutzes, häufig angeordneten Hohlräumen, die beim Einkleben der CFK-Lamelle teilweise verfüllt werden müssen (vgl. Abbildung 2.9). Zur Verminderung der Materialkosten wird für die Verklebungen deshalb die Verwendung geeigneter Mörtel angestrebt. Von ROMANI ET AL. [53] wurde ein Vergussmörtel und ein Epoxidharzklebstoff in Zug-Druck-Verbundversuchen untersucht. Für den Vergussmörtel ergab sich ein Adhäsionsversagen. Verklebungen mit Epoxidharzklebstoff versagten im Mauerwerksuntergrund. Es wurde deshalb der Zweikomponenten-Epoxidharzklebstoff MC-DUR 1280 der Firma MC Bauchemie gewählt, der auf die CFK-Lamelle abgestimmt ist. Die vom Hersteller angegebenen Eigenschaften des Klebstoffes sind in der Tabelle 2.7 dargestellt.



Abbildung 2.9: Mit einem Epoxidharzklebstoff in einen Hochlochziegel eingeklebte CFK-Lamelle.

Tabelle 2.7: Herstellerangaben zum Klebstoff MC-DUR 1280, bezogen auf +20 °C und 50 Prozent relative Feuchte.

Dichte	Druckfestigkeit bei t = 7 Tage	Biegefestigkeit bei t = 7 Tage	Elastizitätsmodul
[g/cm ³]	[MPa]	[MPa]	[MPa]
ca. 1,7	98	53	ca. 7900

3 Experimentelle Bauteiluntersuchungen mit statischer Belastung

Die Untersuchung des Last-Verformungsverhaltens unverstärkter und verstärkter Mauerwerkskörper bei einer statischen Belastung stellt in dieser Arbeit nur einen Teilschritt zur Bewertung der eigentlichen Belastung durch Druckstoßbelastungen dar. Das Last-Verformungsverhalten ist als Widerstandsverhalten eine Eingangsgröße für ein späteres Modell mit Belastungen durch Druckstoß. Zusätzlich kann durch diese Versuche das Tragverhalten, die Art des Bauteilversagens und die grundsätzliche Eignung des Verfahrens betrachtet werden.

3.1 Kleinkörperversuche – Bruchebene parallel zur Lagerfuge

In einer Voruntersuchung an Kleinprüfkörpern wurden das Versagensverhalten und die Trag- und die Verformungseigenschaften von unverstärktem und durch CFK-Lamellen verstärktem Mauerwerk untersucht. Insgesamt wurden elf Prüfkörper in vier Versuchsreihen geprüft. Die Abmessungen der Prüfkörper betragen $b/d_w/\ell = 610/240/1240$ mm. Die Applikation der CFK-Lamelle erfolgte bei allen Prüfkörpern gleich und wird im Folgenden exemplarisch für alle Versuchskörper kurz dargestellt. Mit einer Schlitzfräse wurde ein 3 mm breiter und 25 mm tiefer Schlitz gefräst. Der Schlitz wurde mit ölfreier Druckluft gesäubert. Die Verklebung erfolgte mit einem Zweikomponenten-Epoxidharzklebstoff. Nachdem der Klebstoff in den Schlitz bzw. Hohlraum eingefräst wurde, erfolgt das Eindrücken der CFK-Lamelle in den Schlitz und das Säubern von herausgequollenem Klebstoff an der Bauteiloberfläche. Bei drei Versuchsreihen wurde der Anteil μ_R der CFK-Lamellen am Gesamtquerschnitt von 0,030 Prozent bis 0,091 Prozent untersucht. Die Anzahl der CFK-Lamellen wurde von $n = 1$ bis 3 verändert. Der Anteil der CFK-Lamellen am Gesamtquerschnitt A_w wurde wie folgt ermittelt:

$$\mu_R = \frac{n \cdot b_R \cdot t_R}{b \cdot d_w} = \frac{n \cdot A_R}{A_w} \quad (3.1)$$

mit

n: Anzahl der CFK-Lamellen

- b: Breite des Mauerwerks
- d_w : Wanddicke des Mauerwerks
- A_w : Querschnittsfläche des Mauerwerksstreifens

Die Prüfung zur Bestimmung der Biegefestigkeit erfolgte in Anlehnung an DIN EN 1052-2; Oktober 1999. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 3.1 und Abbildung 3.2 dargestellt. Um horizontale Reibung am vertikalen Auflager zu verhindern, wurde dort in zwei Lagen PE-Folie angeordnet. Die Belastung wurde mit Hydraulikkolben, jeweils im Abstand $a = 250$ mm vom Auflager, kraftgesteuert aufgebracht. Die Verformung der Prüfkörper wurde mit jeweils einem induktiven Wegaufnehmer mit einem Messbereich von 50 mm auf jeder der beiden Mauerwerkseiten gemessen. Die Messung der Verformung erfolgte bezogen auf die geometrische Mitte der Wanddicke. Für die Bruchverformung wurde der Mittelwert der beiden Wegaufnehmer ermittelt. Es wurde das in Tabelle 3.1 dargestellte Versuchsprogramm geprüft:

Tabelle 3.1: Versuchsprogramm der Kleinkörperversuche mit einer Vier-Punkt-Biegeprüfung bei statischer Belastung.

Versuchsreihe	Anzahl Versuche [–]	Anzahl n CFK-Lamellen [–]	Anteil μ_R CFK-Lamellen [%]
MST	3	–	0
MS1T	3	1	0,030
MS2T	3	2	0,061
MS3T	2	3	0,091

Die Mittelwerte der einzelnen Versuchsreihen sind in Tabelle 3.2 dargestellt. Die Verformung x_{br} wurde für den Zeitpunkt der maximalen gemessenen Kolbenkraft F_{br} angegeben. Der Sekanten-Elastizitätsmodul für die Belastung senkrecht zur Wandebene wurde bei ca. 1/3 der Bruchlast ermittelt. Die Tragfähigkeitssteigerung, bezogen auf die unverstärkte Versuchsreihe MST, ist in Tabelle 3.3 dargestellt. Eine Zusammenstellung der Einzelergebnisse der Versuchsreihen kann der Tabelle 11.4 entnommen werden.

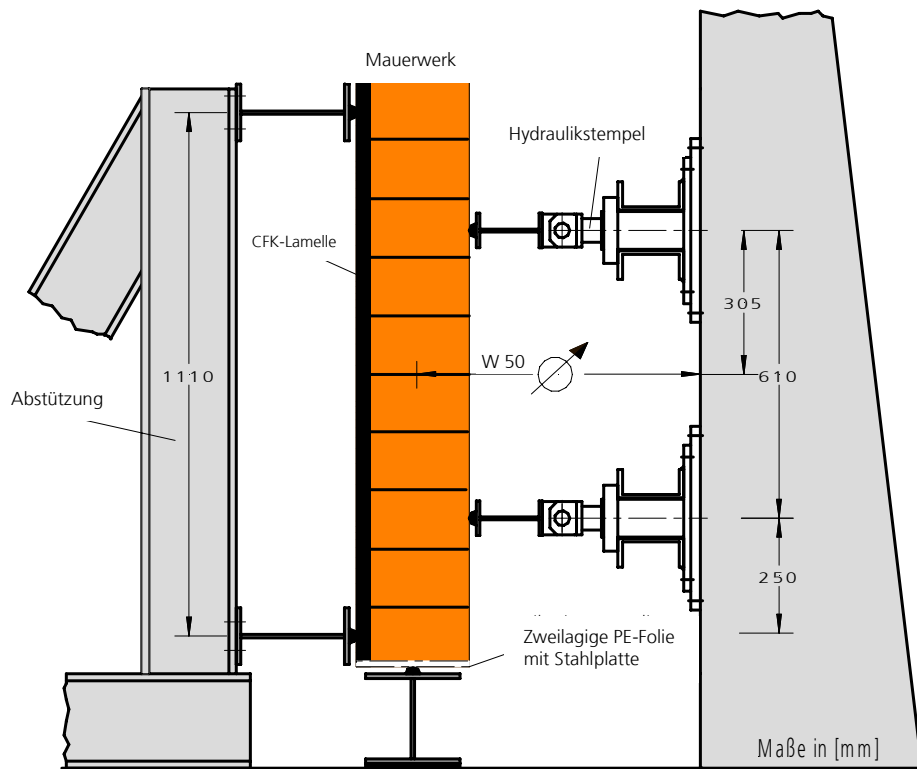


Abbildung 3.1: Prinzipskizze des Versuchsaufbaus der Vier-Punkt-Biegeprüfung in Anlehnung an DIN EN 1052-2; Oktober 1999.

Tabelle 3.2: Mittelwerte der Vier-Punkt-Biegeprüfung von unverstärkten und verstärkten Mauerwerksprüfkörpern.

Versuchsreihe	Traglast F_{br} pro Kolben [kN]	Verformung x_{br} [mm]	E-Modul $E_{mw}^{1)}$ [MPa]
MST	3,81	2,9	294
MS1T	43,8	10,9	341
MS2T	47,5	10,1	419
MS3T	52,5	10,9	414

¹⁾ Sekanten-Elastizitätsmodul bei 1/3 der Traglast F_{br} .

Die maximale Biegezugspannung $\sigma_{B,br}$ der unverstärkten Mauerwerkskörper wurde mit 0,16 MPa wie folgt ermittelt:

$$\sigma_{B,br} = \frac{M_{br}}{W} \quad (3.2)$$

mit dem Biegemoment M_{br} in Mauerwerksmitte bei F_{br} und dem Widerstandsmoment für einen Rechteckquerschnitt:

$$M_{br} = F_{br} \cdot a \quad (3.3)$$

$$W = \frac{b \cdot d_w^2}{6} \quad (3.4)$$

Tabelle 3.3: Traglast F_{br} und Bruchverformung x_{br} , bezogen auf die Werte der Versuchsreihe MST ohne CFK-Lamellen.

Versuchsreihe	auf MST bezogene Traglast F_{br} [-]	auf MST bezogene Bruchverformung x_{br} [-]
MST	1,0	1,0
MS1T	11,5	3,8
MS2T	12,5	3,5
MS3T	13,8	3,8

Die Prüfkörper der Versuchsreihe MST (ohne Verstärkung) versagten durch ein Biegezugversagen zwischen dem Mauerstein und der Mörtelfuge im Bereich zwischen der Lasteinleitung und dem Auflager (Abbildung 3.3). Als Biegezugfestigkeiten wurden Einzelwerte zwischen 0,11 MPa und 0,25 MPa ermittelt. Die Biegezugfestigkeiten liegen im unteren Streubereich der von SCHUBERT [58] für Hochlochziegel mit NM IIa angegebenen Werte.



Abbildung 3.2: Eingebauter Prüfkörper vor der Vier-Punkt-Biegeprüfung mit Darstellung der Verformungsmessung.

Bei den mit CFK-Lamellen verstärkten Prüfkörpern wurde eine deutlich höhere Bruchlast und Bruchverformung beobachtet als bei den unverstärkten Prüfkörpern. Das Versagen trat bei allen Versuchen zwischen Auflager und Lasteinleitung durch ein Biegeschubversagen in Kombination mit einem Herauslösen der CFK-Lamelle auf. Das Versagen wurde eingeleitet durch einen Riss in einer dem Auflager nahen Lagerfuge. Der an dieser Stelle entstehende Versatz führte in Kombination mit der Zugkraft in den CFK-Lamellen zu einem Herauslösen der CFK-Lamellen. Das beschriebene Versagensverhalten ist in Abbildung 3.3 (rechte Abbildung) dargestellt. Es wurde bei einigen Versuchen mit einem Verankerungsversagen der CFK-Lamelle eine keilförmige Bruchfläche

beobachtet. Ein solches Versagen der Verankerung in Kombination mit einem Biegezugversagen in der Lagerfuge ist in Abbildung 3.4 dargestellt.



MST-2 (unverstärkt)



MS2T-2 (Verstärkung zwei CFK-Lamellen)

Abbildung 3.3: Unverstärkter Prüfkörper MST-2 mit Biegezugversagen in der Lagerfuge (links) und Prüfkörper MS2T-2 mit kombiniertem Biegeschubversagen im unteren Auflagerbereich (rechts).



Abbildung 3.4: Versagen einer Lagerfuge mit keilförmiger Bruchflächen im Endverankerungsbereich für den Versuch MS1T-1 mit einer CFK-Lamelle.

In Abbildung 3.5 sind für die einzelnen Versuche auf der Ordinate die Bruchlasten pro Lasteinleitung und auf der Abszisse die Verformungen bei

der Bruchlast dargestellt. Es ist zu erkennen, dass im Vergleich zu der Versuchsreihe MST ohne CFK-Verstärkung eine deutlich höhere Tragfähigkeit bei ebenfalls höherer Bruchverformung vorhanden war.

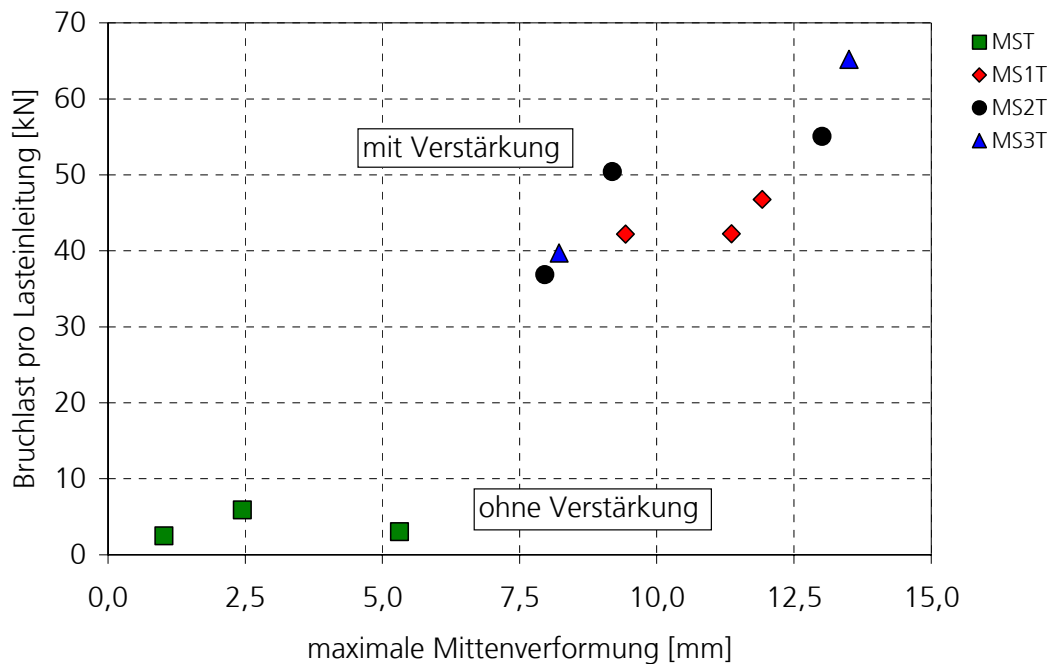


Abbildung 3.5: Bruchlasten der unverstärkten und verstärkten Mauerwerkskörper, aufgetragen über die Verformung in Wandmitte bei der Bruchlast.

3.2 Tragfähigkeit von Mauerwerk unter vollflächiger, statischer Belastung

Die Bewertung der dynamischen Tragfähigkeit kann mit einem Ein-Masse-Schwinger Modell erfolgen. Hierzu sind der Last-Zeit-Verlauf der Belastung, die Masse und das Widerstandsverhalten des Bauteils erforderlich. Während die Masse und deren Verteilung zumeist bekannt ist, der Last-Zeit-Verlauf gemessen beziehungsweise für eine Druckausbreitung im Freifeld zum Beispiel nach KINNEY ET AL. [32] berechnet werden kann, ist das Widerstandsverhalten als Last-Verformungsbeziehung häufig nicht bekannt. Das Ziel dieses Untersuchungsabschnittes ist es, durch die Prüfung von Mauerwerkswänden mit einer vollflächigen, statischen Belastung das Trag- und Verformungsverhalten zu untersuchen. Hieraus wird dann ein Modell zur Beschreibung des Widerstandsverhaltens entwickelt.

3.2.1 Versuchsprogramm und -aufbau

Zur Ermittlung des Widerstandsverhaltens wurden neun statische Versuche mit einer vollflächigen Belastung senkrecht zur Mauerwerksebene durchgeführt. Neben dem Last-Verformungsverhalten wurde durch aufgeklebte Dehnungsmessstreifen (DMS) auf den eingeklebten CFK-Lamellen für einige Versuche der Dehnungsverlauf entlang der CFK-Lamellen ermittelt. Hierzu wurden DMS mit einer Länge von 20 mm vor dem Einkleben der CFK-Lamelle auf die CFK-Lamellen aufgeklebt. Die Messungen geben Aufschluss über die Verbundwirkung und Spannungsübertragung von der eingeklebten CFK-Lamelle ins umgebende Mauerwerk bei einer statischen Biegebeanspruchung. Die Anordnung der DMS ist in Tabelle 11.5 und 11.6 dargestellt. Als Bezug für die Abstände der DMS wurde die geometrische Mitte des Prüfkörpers, entsprechend Abbildung 3.6, gewählt. Die Abmessungen der Prüfkörper wurden mit $b/d_w/\ell = 1210/240/1870$ mm festgelegt. Die Auswahl der Prüfkörpergeometrie erfolgte entsprechend den Prüfmöglichkeiten am Stoßrohr des Fraunhofer Ernst-Mach-Instituts und ist mit der Anordnung der CFK-Lamellen in Abbildung 3.6 dargestellt.

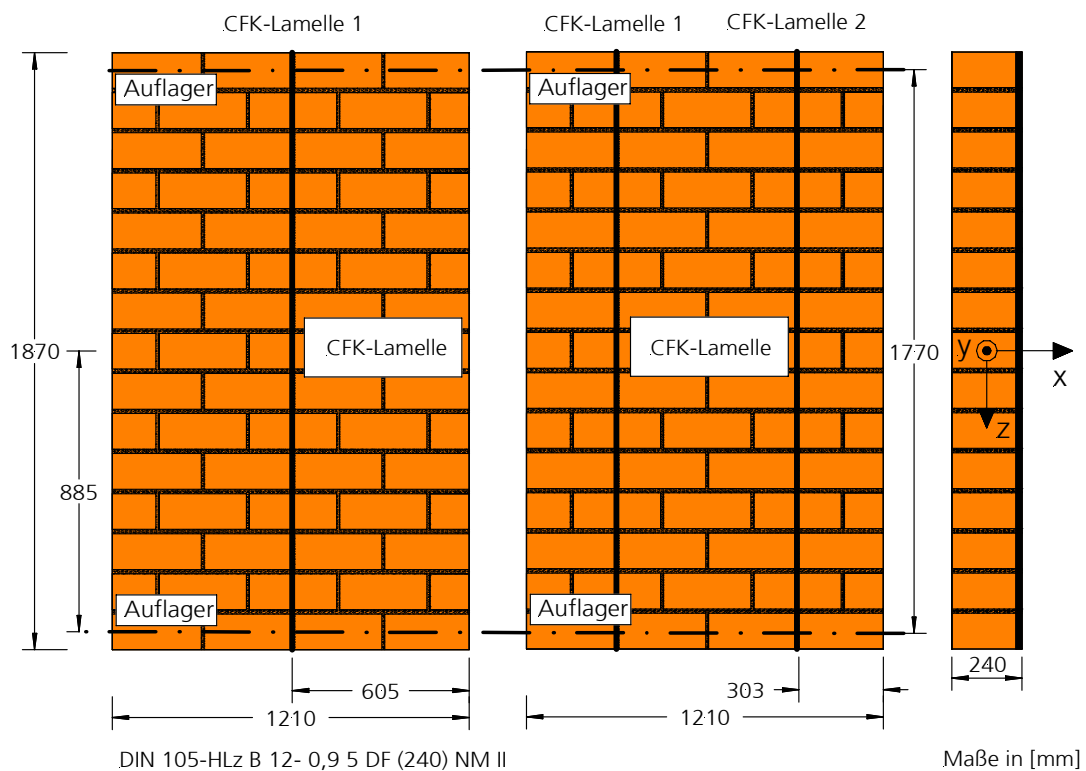


Abbildung 3.6: Abmessungen der Prüfkörper der Bauteilversuche mit Anordnung der CFK-Lamellen und gewählte Lage des Koordinatensystems.

Die Anordnung der CFK-Lamellen wurde so gewählt, dass Mauerwerksabschnitte gleicher Breite verstärkt wurden. Die CFK-Lamelle musste hierzu entsprechend Abbildung 3.6 teilweise in Stoßfugen eingeklebt werden. Der Einfluss von Stoßfugen auf die Verbundtragfähigkeit wird in Abschnitt 3.3 betrachtet. Das Versuchsprogramm dieses Untersuchungsabschnittes ist in Tabelle 3.4 zusammengestellt.

Tabelle 3.4: Versuchsprogramm der Bauteilversuche an Mauerwerk mit vollflächig statischer Belastung durch ein Luftkissen.

Versuchsreihe	Prüfkörper	Anzahl CFK-Lamellen	μ_R [%]	Lage DMS ¹⁾
MS	W3	–	–	–
	W4			
	W5			
MS1	W2	1	0,015	z = 0 mm
	W6			verteilt über die CFK-Lamelle
	W9			Auflagerbereich und bei z = 0 mm
MS2	W1	2	0,031	z = 0 mm
	W7			verteilt über die CFK-Lamelle
	W8			Auflagerbereich und bei z = 0 mm

¹⁾ Vgl. Tabelle 11.5 und 11.6.

Die Spannweite betrug 1770 mm. Die Lagerung erfolgte frei drehbar, ohne eine Behinderung der Verdrehung am Fuß- und Kopfpunkt der Prüfkörper, um zusätzliche, unbekannte Einflüsse durch die Lagerungsbedingungen zu vermeiden. Die Belastung erfolgte durch ein Luftkissen, dessen Luftdruck bis zum Versagen des Prüfkörpers erhöht wurde. Das 150 mm dicke Luftkissen wurde in einem Zwischenraum geringerer Dicke

eingelegt, um Eigenspannungen des Luftkissens bei der Verformung zu vermeiden. Zur Verminderung von Reibung wurden zwei Lagen PE-Folie zwischen dem Luftkissen und dem Mauerwerk eingelegt. Der Luftdruck im Luftkissen wurde gleichmäßig erhöht und durch ein Druckmanometer ermittelt. Die Messung der Verformung in Wandmitte (bei $z = 0$ mm) erfolgte durch einen induktiven Wegaufnehmer auf der Wandoberfläche. Die Versuchseinrichtung ist in Abbildung 3.7 dargestellt.

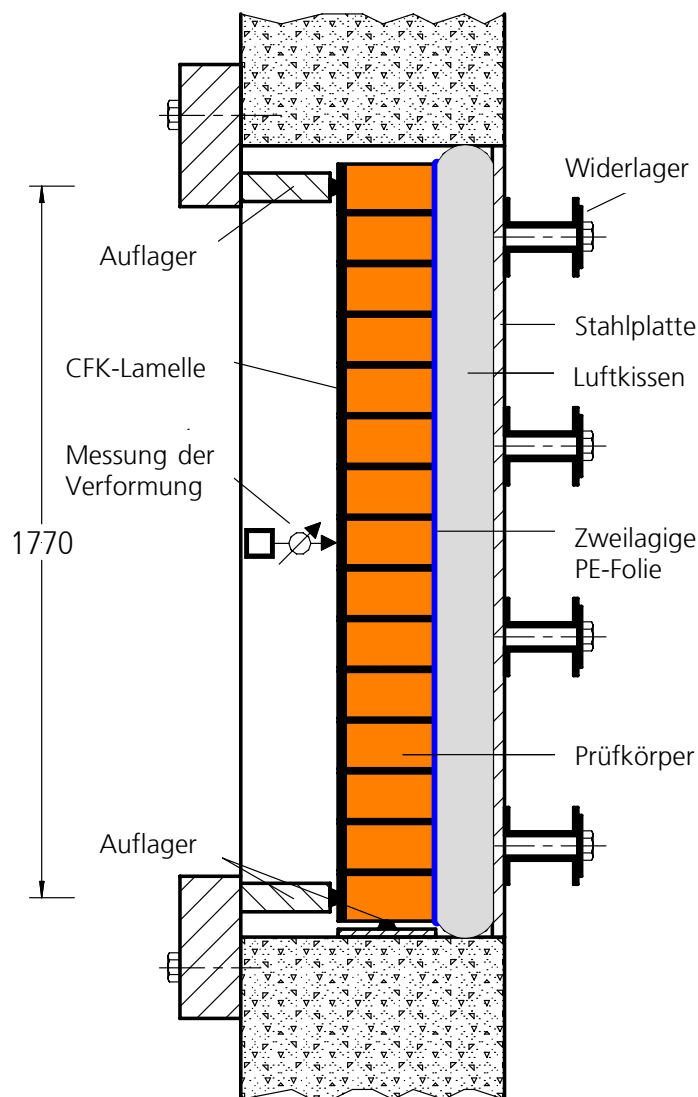


Abbildung 3.7: Versuchsaufbau und Prüfeinrichtung zur vollflächig statischen Belastung der Prüfkörper mit einem Luftkissen.

3.2.2 Versuchsergebnisse

Die unverstärkten Prüfkörper der Versuchreihe MS versagten durch ein Biegezugversagen in der Lagerfuge zwischen dem Mörtel und den Hochlochziegeln. Das Strukturversagen des Mauerwerkskörpers erfolgt erst bei einer weiteren Auslenkung durch ein Umkippen. Dieses Umkippen ist abhängig von der Wanddicke. Bei freier Verdrehung und ohne äußere Normalkraft wirkt als Widerstand nach dem Biegezugversagen nur das Eigengewicht der Prüfkörperhälften der Belastung entgegen. Als Bruchlast wird deshalb die Traglast beim Erreichen der Biegezugfestigkeit festgelegt.

Bei den mit einer und zwei CFK-Lamellen verstärkten Prüfkörpern der Versuchsreihe MS1 und MS2 trat ein Endverankerungsversagen der CFK-Lamelle ein. Das Endverankerungsversagen wurde durch diagonale Risse in den Ziegeln eingeleitet. Das Versagen erfolgte durch ein komplettes Herauslösen der eingeklebten CFK-Lamelle mit Teilen des Mauerwerksuntergrundes. Das Endverankerungsversagen wurde durch ein Biegezugversagen in einer Lagerfuge eingeleitet. Das Versagen mit und ohne eine Biegezugverstärkung ist für den Versuch MS-W3 und MS2-W8 in Abbildung 3.8 dargestellt. Weitere Darstellungen von Prüfkörpern nach dem Versuch können Abbildung 11.17 entnommen werden.



Versuch MS-W3; (ohne CFK-Lamelle)



Versuch MS2-W8; (zwei CFK-Lamellen)

Abbildung 3.8: Versagen ohne (links) und mit einer Verstärkung durch zwei CFK-Lamellen (rechts) nach der Prüfung mit einer vollflächigen, statischen Belastung durch ein Luftkissen.

Eine Übersicht der Last-Verformungs-Kurven der geprüften Bauteile ist in Abbildung 3.9 dargestellt. Den maximalen Druck, die Verformung, die Biegespannung und die mittlere Dehnung der CFK-Lamelle beim Maximaldruck werden als Mittelwert in Tabelle 3.5 angegeben.

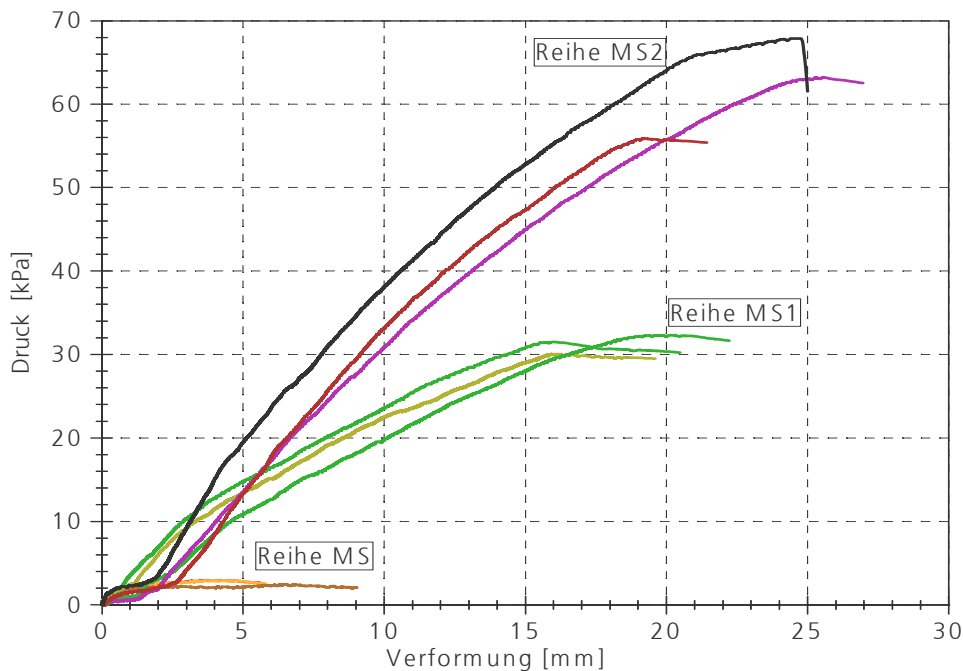


Abbildung 3.9: Last-Verformungs-Verlauf der Prüfkörper der Versuchsreihen MS (ohne CFK-Lamelle), MS1 (eine CFK-Lamelle) und MS2 (zwei CFK-Lamellen) aus den Bauteilversuchen mit einer vollflächigen, statischen Belastung.

Tabelle 3.5: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für die Bauteilversuche mit vollflächiger, statischer Belastung.

Versuchsreihe	Bruchlast	Bruchverformung	mittlere Dehnung CFK-Lamelle	Versagen
	$p_{s,br}$ [kPa]	$x_{s,br}$ [mm]	$z = 0$ mm [%]	
MS	2,8	4,7	–	Biegezugversagen
MS1	31,5	17,5	0,543	Endverankerung
MS2	62,5	23,1	0,632	Endverankerung

Die Biegebrandspannung der unverstärkten Mauerwerkskörper wurde mit $\sigma_{B,br} = 0,12$ MPa wie folgt ermittelt:

$$\sigma_{B,br} = \frac{M_{br}}{W} \quad (3.5)$$

mit dem Biegemoment M_{br} in Mauerwerksmitte bei $p_{s,br}$ und dem Widerstandsmoment W für einen Rechteckquerschnitt:

$$M_{br} = \frac{p_{s,br} \cdot \ell^2}{8} \quad (3.6)$$

$$W = \frac{b \cdot d_w^2}{6} \quad (3.7)$$

Bei Prüfkörpern mit Dehnungsmessstreifen wurde bei $z = 0$ mm die mittlere Dehnrage ermittelt. Es wurde für die Versuchsreihe MS1 eine mittlere Dehnrage von $5,58 \times 10^{-5}$ 1/s und für die Versuchsreihe MS2 eine mittlere Dehnrage von $5,26 \times 10^{-5}$ 1/s bestimmt. Die einzelnen Last- bzw. Dehnungs-Verformungs-Kurven können der Abbildung 11.1 bis Abbildung 11.12 entnommen werden. Die einzelnen Dehnungen der CFK-Lamellen im Bruchzustand sind in Tabelle 11.9 dargestellt. Die Einzelergebnisse der Versuche enthält Tabelle 11.11.

Tabelle 3.6: Bruchlast und Bruchverformung bezogen auf die Versuchsreihe MS ohne CFK-Lamelle.

Versuchsreihe	auf Reihe MS bezogene mittlerer Bruchlast $p_{s,br}$ [-]	auf Reihe MS bezogene Bruchverformung $x_{s,br}$ [-]
MS	1,0	1,0
MS1	11,3	3,7
MS2	22,3	4,9

Die Tabelle 3.5 und die Tabelle 3.6 zeigen, dass durch die Applikation der CFK-Lamellen die Tragfähigkeiten und die Bruchverformungen deutlich erhöht werden. Während eine Verdoppelung des CFK-Anteils, anders als

bei den Kleinkörperversuchen aus Abschnitt 3.1, fast eine Verdoppelung des Maximaldrucks ergibt, sind die Bruchverformung und die Dehnung der CFK-Lamelle in Wandmitte für die Versuchsreihe MS2 nur etwas größer als bei der Versuchsreihe MS1.

Der Unterschied in der Erhöhung der Tragfähigkeit in Abhängigkeit der Anzahl der CFK-Lamellen zu den Kleinkörperversuchen liegt an der geringeren Querkraftbeanspruchung im Auflagerbereich. Die Querkraftbeanspruchung bei den Kleinkörperversuchen führte zu einem Versatz zwischen den Bruchflächen und somit zu einem frühzeitigeren, von der Anzahl der CFK-Lamelle nur gering beeinflussten, Versagen (vgl. Abbildung 3.3).

Das Versagen der verstärkten Prüfkörper erfolgte durch ein Endverankerungsversagen. Zur Beurteilung dieses Versagens wurden in den Auflagerbereichen der Prüfkörper MS1-W9 und MS2-W8 Dehnungsmessstreifen (DMS) angeordnet. Die Anordnung erfolgte jeweils in einer Lagerfuge und in Steinmitte. In Abbildung 11.13 bis Abbildung 11.16 sind für die verstärkten Prüfkörper mit über der Spannweite verteilten DMS die Dehnungsverteilungen bei verschiedenen Belastungen von 5 kPa bis zum Bruch dargestellt. In Abbildung 3.10 sind die gemessenen Dehnungen für den Versuch MS1-W9 von der Prüfkörpermitte ($z = 0$ mm) bis zum oberen Auflager ($z = -885$ mm) für verschiedene Laststufen dargestellt. Eine deutliche Dehnungszunahme der CFK-Lamelle im Endverankerungsbereich trat bei diesem Versuch nach dem Erreichen des Maximaldruckes am oberen Auflager auf. Die Dehnung der CFK-Lamelle an der Stelle $z = 0$ mm (DMS 4.1) erreichte ebenfalls nach dem Maximalwert der Druckes die maximalen Dehnung. Aus der Abbildung 3.10 ist zu erkennen, dass nach dem Maximaldruck von 30,2 kPa die Dehnungsverteilung ungleichmäßiger wird und bis kurz vor dem Bruch auf ein Dehnungsplateau von etwa 0,25 Prozent ansteigt. Dies entspricht einer mittleren Zugkraft der CFK-Lamelle in diesem Bereich von etwa 17 kN. Das Dehnungsplateau gibt die Dehnung in der CFK-Lamelle nach der Verbundentfestigung im Mauerwerksuntergrund und vor dem Herausbrechen der CFK-Lamelle wieder. Die CFK-Lamelle wurde an einer Stelle eingeklebt, in der ebenfalls Stoßfugen vorhanden sind. Ob diese Stoßfugenbereiche einen Einfluss auf das Dehnungsverhalten der CFK-Lamelle haben, wird durch Zug-Druck-Verbundversuche in Abschnitt 3.3 betrachtet.

Wie beim Prüfkörper MS1-W9 wurde auch beim Prüfkörper MS2-W8 die Dehnungsverteilung der CFK-Lamellen an den Auflagern ermittelt. In Abbildung 3.11 sind die Dehnungen der CFK-Lamelle in der oberen Prüfkörperhälfte für Belastungszeitpunkte von 10 kPa bis zum Verankerungsversagen dargestellt. Das Endverankerungsversagen wurde bei einem Druck von 65,8 kPa eingeleitet. Ab dieser Laststufe bildet sich bis zum Bruch, wie beim Prüfkörper MS1-W9, ein Dehnungsplateau am Auflager bei einer ähnlichen Dehnung von circa 0,28 Prozent aus. Dies entspricht einer mittleren Zugkraft von etwa 19 kN. Ähnlich wie beim Versuch MS1-W9 ergibt sich kurz vor dem Versagen ein ungleichmäßiger Verlauf, bevor eine Entfestigung, gekennzeichnet durch die Bildung des Dehnungsplateaus, erfolgte. Der Beginn der Verankerungszone wandert mit steigender Laststufe in Richtung des Auflagers, wie die Dehnungsverläufe der Laststufen 60 kPa bis 68 kPa zeigen. Beim Verankerungsversagen liegt der Beginn der Verankerungszone bei circa $z = -685$ mm. Die Dehnungen in der Mitte der Spannweite bei $z = 0$ mm sind hingegen um circa 31 Prozent höher als beim Versuch MS1-W9.

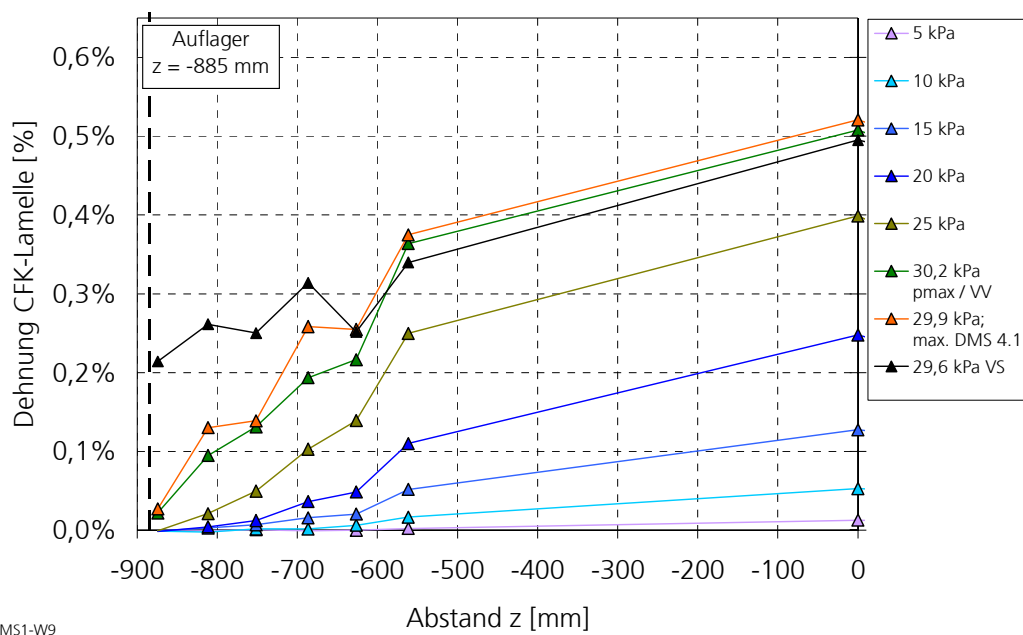


Abbildung 3.10: Dehnungen der CFK-Lamelle des Prüfkörpers MS1-W9 bei unterschiedlichen Laststufen in der oberen Prüfkörperhälfte.

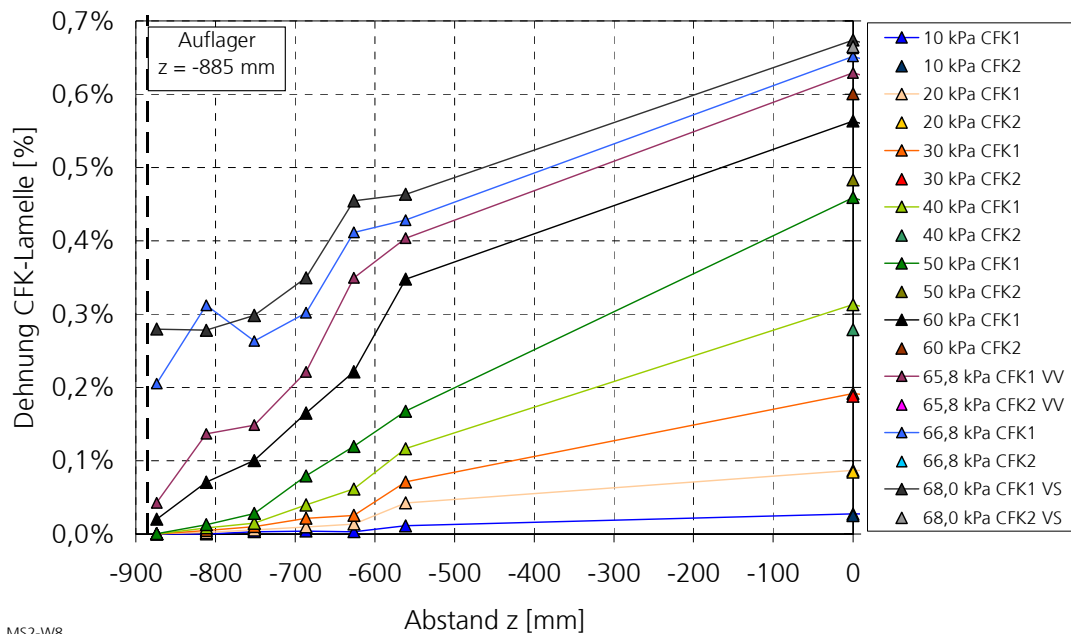


Abbildung 3.11: Dehnungen der CFK-Lamelle des Prüfkörpers MS2-W8 bei unterschiedlichen Laststufen in der oberen Prüfkörperhälfte.

Aus den ermittelten Dehnungsverteilungen im Endverankerungsbereich lässt sich schließen, dass das Verankerungsversagen bei einer Dehnung im Bereich von etwa 0,25 Prozent bis 0,30 Prozent im Auflagerbereich eingeleitet wird. Zur Untersuchung des Verankerungsversagens wurden die in Abschnitt 3.3 dargestellten Zug-Druck-Verbundversuche durchgeführt und mit den Bauteilversuchen im Abschnitt 3.2 und Abschnitt 4 verglichen.

In Abbildung 3.12 sind alle gemessenen Dehnungen der CFK-Lamellen über den Abstand z beim Verankerungsversagen gegenübergestellt. Abbildung 3.12 zeigt, dass trotz deutlich unterschiedlichem Anteil der CFK-Lamellen am Gesamtquerschnitt das Dehnungsplateau in einem ähnlichen Bereich von etwa 0,25 Prozent bis 0,30 Prozent auftritt.

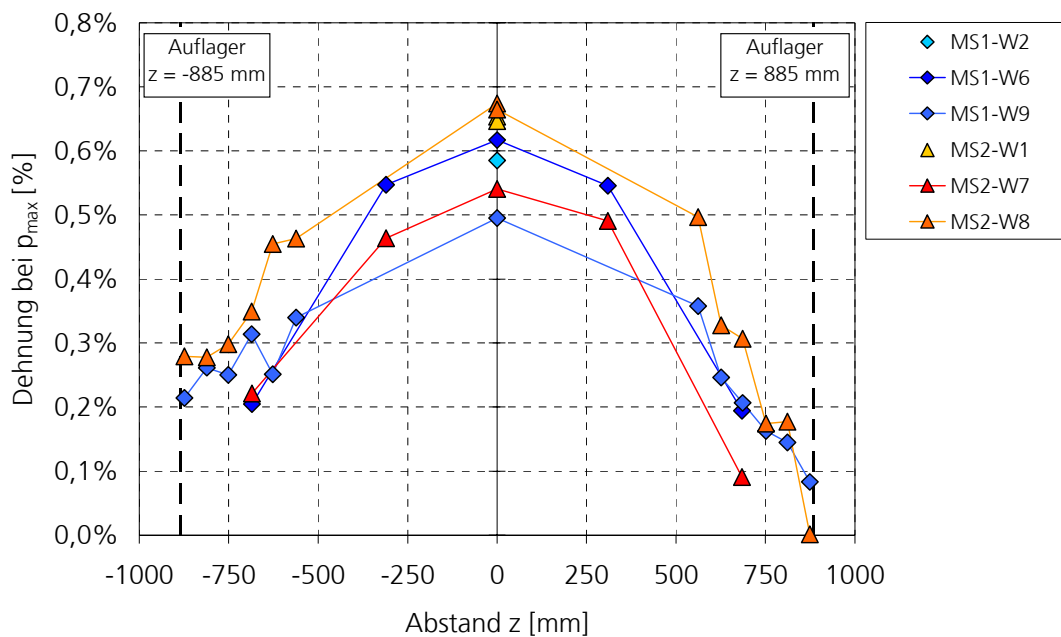


Abbildung 3.12: Übersicht der Dehnungen entlang der CFK-Lamellen der einzelnen Prüfkörper bei vollflächig, statischer Belastung und nach der Ausbildung des Dehnungsplateaus.

Aus den Dehnungsmessungen der Bauteilversuche mit vollflächiger, statischer Belastung ist die Dehnungsverteilung entlang der CFK-Lamelle bekannt. Die experimentell ermittelten Dehnungen sind Mittelwerte über den Messbereich der Dehnungsmessstreifen von 20 mm. Eine Messung lokaler Spannungsspitzen im Rissbereich erfolgte nicht. Eine Untersuchung zur Delamination von FVK mit externer Applikation auf dem Mauerwerk von ROKO ET AL. [52] zeigt die Dehnungsverteilung und Spannungsspitzen. Ein qualitativ ähnliches Verhalten ist auch bei einer internen Verstärkung durch CFK-Lamellen vorhanden. Die nicht-lineare Dehnungszunahme der CFK-Lamelle ist mit steigender Belastung an verschiedenen Stellen für den Versuch MS1-W9 in Abbildung 3.13 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass an dem dem Auflager nahen Bereich die Dehnung erst kurz vor dem Endverankerungsversagen deutlich überproportional zunimmt.

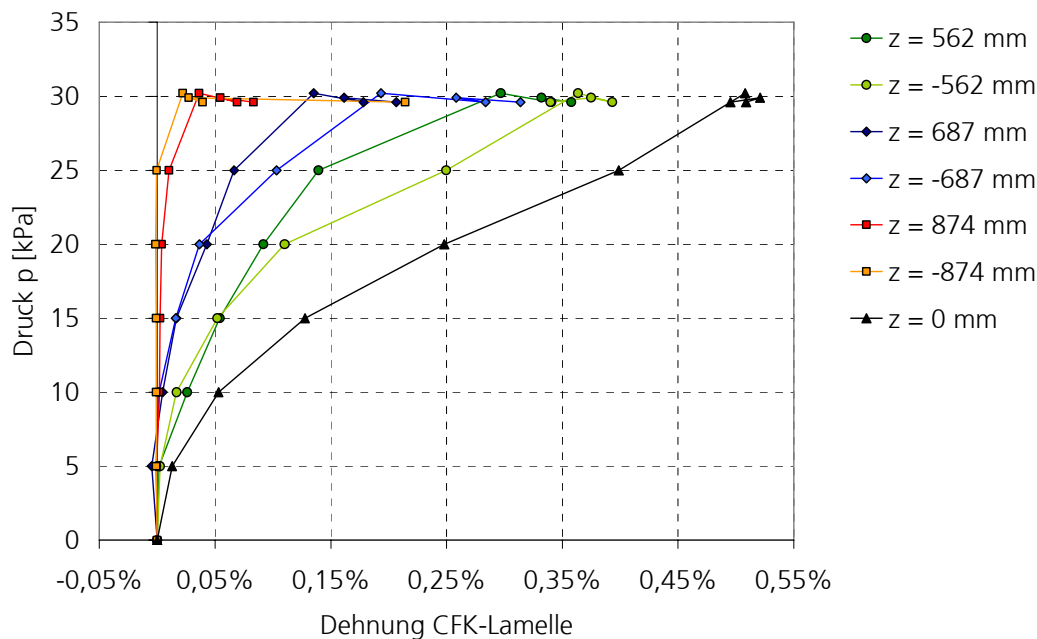
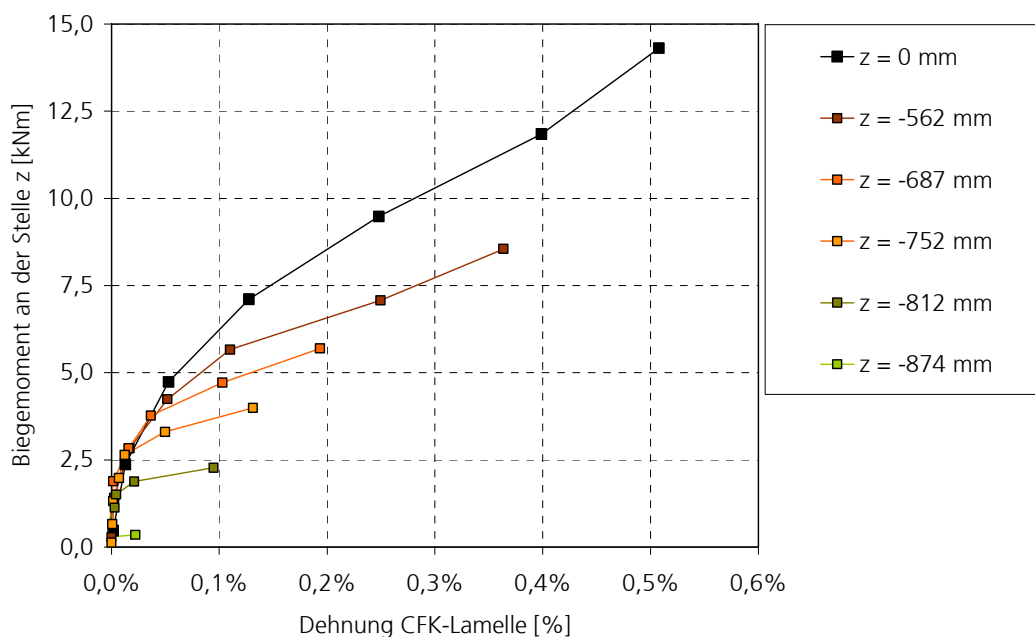


Abbildung 3.13: Statische Belastung und die daraus resultierenden Dehnungen in der CFK-Lamelle für die auf der CFK-Lamelle verteilten Dehnungsmessstreifen des Versuchs MS1-W9.

Durch die Verklebung der CFK-Lamelle mit dem Ziegel mittels Epoxidharz wird eine steife Verbindung geschaffen. Es kann davon ausgegangen werden, dass die Verbindung hinreichend steif ist, so dass bei einer Belastung beide Fügepartner an einer Klebestelle die gleiche Dehnung erfahren. Da allerdings die Bruchdehnungen des Ziegelmaterials mit 0,055 Prozent (Abschnitt 2.1) und der CFK-Lamelle mit 1,46 Prozent (Abschnitt 2.5.1) unterschiedlich sind, tritt ab dem Erreichen der Bruchdehnung des Ziegelmaterials eine Entfestigung im Untergrund des Mauerwerks ein. Durch Reibung zwischen den Bruchflächen werden auch nach der Entfestigung Spannungen in die CFK-Lamelle eingeleitet.

In Abbildung 3.14 sind für die obere Prüfkörperhälfte des Versuchs MS1-W9 das in den Querschnittsbereichen der DMS-Messstellen einwirkende Biegemoment über die jeweilige Dehnung der CFK-Lamelle aufgetragen. Jede quadratische Markierung entspricht hierbei einer Laststufe von 5 kPa bis zur letzten Markierung bei der Bruchlast von 30,2 kPa. Für ungeschädigtes, verstärktes Mauerwerk ist ein Dehnungszustand der CFK-Lamelle einem Biegemoment des Querschnittes zugeordnet. Bildet sich in einer Lagerfuge ein Riss aus, so erhöht sich die Zugspannung der CFK-Lamelle im Rissbereich. Die durch die Rissbildung erhöhte Zugspannung in der CFK-Lamelle wird ebenfalls in die Bereiche neben dem Riss eingeleitet.

Es erfolgt in den seitlichen Querschnittsbereichen eine Mitwirkung des Mauerwerks, die zu einer Reduktion der Zugspannung in der CFK-Lamelle führt. Hieraus wird abgeleitet, dass die Abweichung der einzelnen Dehnungsmessstellen vom Momenten-Dehnungs-Verlauf an der Stelle $z = 0 \text{ mm}$ somit eine Ursache der zusätzlichen Einleitung von Zugspannungen aufgrund geschädigter Lagerfugen ist.



MS1-W9

Abbildung 3.14: Biegemomente an der Stelle z , aufgetragen mit den gemessenen Dehnungen der oberen Prüfkörperhälfte für den Versuch MS1-W9.

3.3 Untersuchung der Verbundfestigkeit

Aus den Kleinkörper- und Bauteilversuchen ergab sich, dass die Tragfähigkeit durch die Tragfähigkeit im Endverankerungsbereich der Prüfkörper begrenzt wird. Das Endverankerungsversagen erfolgte dabei im Maueruntergrund und stellt aufgrund des Aufbaus des Mauerwerks und der Lochsteine eine Versagensart mit einer komplexen Bruchfläche dar. Aus diesem Grund wurde die Tragfähigkeit der Verbindung zwischen CFK-Lamellen und Mauerwerk durch 21 Zug-Druck-Verbundversuche mit einer statischen Belastung untersucht.

3.3.1 Versuchsprogramm

Das Versuchsprogramm dieser Untersuchung ist in Tabelle 3.7 dargestellt. Es wurden in vier Mauerwerkskörper jeweils drei bis fünf CFK-Lamellen eingeklebt und in einem Zug-Druck-Verbundversuch geprüft. Wegen der Anordnung der CFK-Lamellen in den einzelnen Mauerwerkskörpern ergaben sich zudem unterschiedliche Randabstände der CFK-Lamellen von der freien Bauteilkante der Mauerwerkskörper. Aufgrund der nicht-linearen Scherspannungsverteilung bei Verankerungsverklebungen wurde die Verbundlänge variiert und bei einigen Prüfkörpern die Dehnung der CFK-Lamelle entlang der Verbundlänge mittels Dehnungsmessstreifen gemessen. Gemessen wurden der Ausziehweg zwischen der CFK-Lamelle und der Mauerwerksoberkante und die Ausziehlast. Im Anschluss an diese Versuche wurden weitere drei Mauerwerkskörper mit zwei zusätzlichen Steinlagen hergestellt und jeweils eine CFK-Lamelle mit einer Verankerungslänge von 496 mm und 748 mm mittig eingeklebt und später geprüft.

Tabelle 3.7: Versuchsprogramm Zug-Druck-Verbundversuche zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Endverankerungen eingeklebter CFK-Lamellen.

Versuchsreihe	Mauerwerkskörper	Anzahl n Prüfkörper	Verankerungslänge l_a [mm]
AH1	1	5	369
AH2	2	5	241
AH3	3	5	113
AH4	4	3	497
AHL1 ¹⁾	2	2	496
AHL2 ¹⁾	1	1	748

¹⁾ Prüfung mit Lukas-Kolben.

Bei einigen Prüfkörpern wurden Dehnungsmessstreifen entlang der CFK-Lamelle aufgeklebt, um Angaben über die Spannungsübertragung in den Bauteiluntergrund zu erhalten. Neben der Variation der Verbundlänge wurden CFK-Lamellen auch an Mauerwerksstellen mit Stoßfugen eingeklebt, um den möglichen Einfluss der Stoßfugen auf die Tragfähigkeit

beurteilen zu können. Die Lage der Stoßfuge wurde so gewählt, dass sich das Ende der CFK-Lamelle in einer Stoßfuge befand. Dies erfolgte entsprechend den durchgeführten Mauerwerksversuchen, bei denen sich die Endbereiche der CFK-Lamellen ebenfalls in einer Stoßfuge befanden. Um den Versuchsaufwand für diese Untersuchung gering zu halten, wurden zwischen drei bis fünf Verbundversuche an einem 740 mm breiten Mauerwerkskörper durchgeführt. Hieraus ergaben sich Randabstände zur freien Bauteilkante zwischen 150 mm bis 460 mm. Der Versuchsaufbau und die Anordnung der CFK-Lamellen sind in Abbildung 3.15 und Abbildung 3.16 dargestellt. Vor dem Beginn der Verankerungslänge wurde eine nicht verklebte Vorhaltelänge von einer Steinreihe angeordnet. Die Druckkraft wurde über eine Stahlplatte vollflächig in den Mauerwerkskörper eingeleitet. Aus der Untersuchung der Verbundfestigkeit wird ein Versagenskriterium für die Berechnung des Endverankerungsversagens in Abschnitt 5.3 abgeleitet.

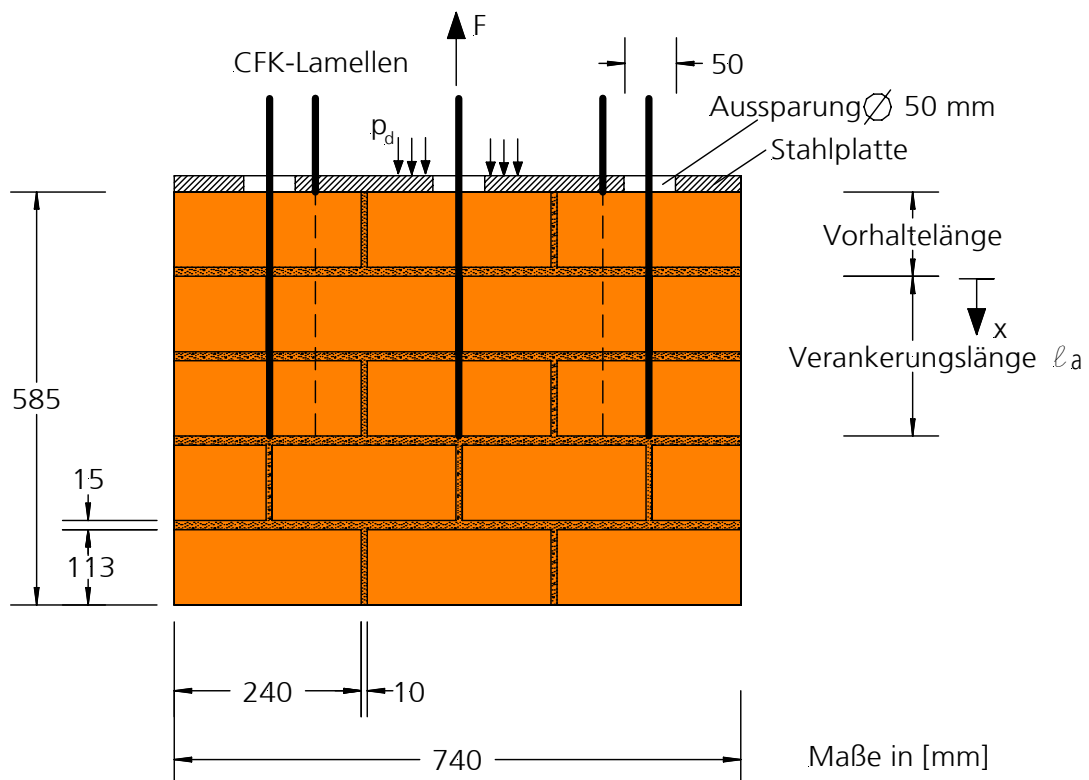


Abbildung 3.15: Anordnung der CFK-Lamelle im Mauerwerkskörper, Lasteinleitung und Definition der Verankerungslänge.



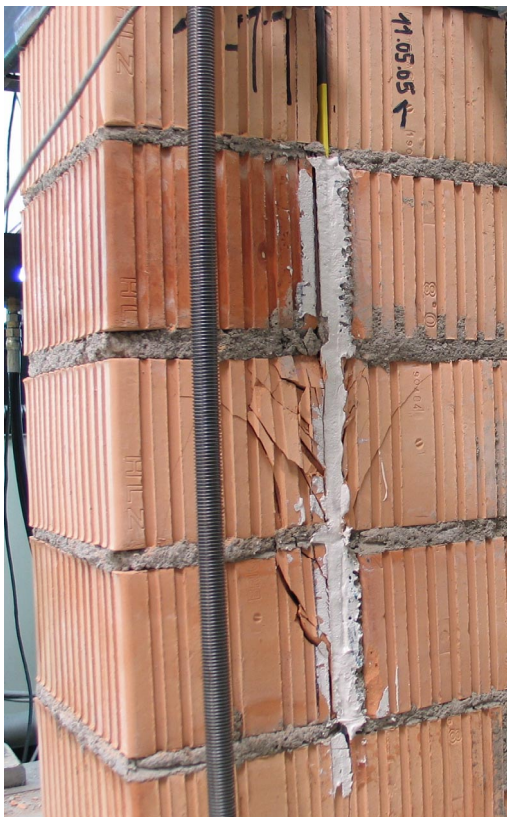
Abbildung 3.16: Versuchsaufbau eines Zug-Druck-Verbundversuchs am Beispiel des Versuchs AH3-13 mit einer Verankerungslänge von 113 mm (entspricht einer Steinhöhe ohne Lagerfuge).

3.3.2 Versuchsergebnisse

Da bei einigen Versuchen der Verbund zwischen CFK-Lamelle und Mauerwerk durch Dehnungsmessstreifen gestört wurde, wird die Bruchlast $F_{a,br}$ in eine modifizierte Bruchlast F_a umgerechnet. Hierzu wird die Bruchlast $F_{a,br}$ auf die effektiv verklebte Verbundfläche bezogen. Aufgrund der geringen Dicke t_R der CFK-Lamelle wird davon ausgegangen, dass eine Kraftübertragung über die Dicke der CFK-Lamelle dabei nicht erfolgt. Die gesamte Fläche ΔA_{DMS} aller applizierten Dehnungsmessstreifen eines Prüfkörpers wurde aus den ausgemessenen Klebeflächen der einzelnen Dehnungsmessstreifen ermittelt.

$$F_a = F_{a,br} \cdot \frac{2 \cdot l_a \cdot b_R}{2 \cdot l_a \cdot b_R - \Delta A_{DMS}} \quad (3.8)$$

Die Mittelwerte der Versuchsreihen sind in Tabelle 3.8 und die Einzelergebnisse dieser Untersuchung in Tabelle 11.12 dargestellt. Die mittlere Scherspannung $\tau_{a,m}$ wurde auf die Bruchlast F_a bezogen. Der Ausziehweg bezieht sich auf den Bruchzustand bei der Zugkraft $F_{a,br}$. Das typische Rissbild der Zug-Druck-Verbundversuche nach dem Versuch kann der Abbildung 3.17 entnommen werden.



Rissbild des Versuchs AH1-11 mit einer nahe dem Rand angeordneten CFK-Lamelle; Verbundlänge 3 Steinreihen



Rissbild des Versuchs AH2-22; Verbundlänge 2 Steinreihen

Abbildung 3.17: Typische Rissbilder der Zug-Druck-Verbundversuche am Beispiel des Versuchs AH1-11 mit einer nahe dem Rand eingeklebten CFK-Lamelle und des Versuchs AH2-22.

Tabelle 3.8: Mittelwerte der Zug-Druck-Verbundversuche der einzelnen Versuchsreihen.

Versuchsreihe	ℓ_a [mm]	$F_{a,br}$ [kN]	F_a [kN]	$\tau_{a,m}$ [MPa]	v [mm]
AH3	113	11,2	11,6	2,40	1,19
AH2	241	24,2	25,3	2,48	0,63
AH1	363	26,7	27,2	1,72	0,97
AH4	496	31,0	31,9	1,48	1,41
AHL1	496	32,7	32,7	1,48	–
AHL2	748	35,4	35,4	1,06	–

In Abbildung 5.7, Abschnitt 5 sind die modifizierten Bruchlasten der Verbundversuche über die Verankerungslänge aufgetragen. Aus Abbildung 5.7 kann entnommen werden, dass die Bruchlast nicht-linear mit steigender Verankerungslänge zunimmt. Es wurde beobachtet, dass die Streuung der Versuchsergebnisse innerhalb der einzelnen Versuchsreihen mit den unterschiedlich großen Bruchflächen zu korrelieren scheint. Je größer die Bruchfläche, desto höhere Bruchlasten wurden ermittelt. Ein Einfluss durch die Applikation in vermörtelte Stoßfugen konnte nicht beobachtet werden. Bis auf die Versuchsreihe AH4 wurden die größten Ausziehlasten beim größten Randabstand von 460 mm ermittelt. Bei der Versuchsreihe AH4 trat die größte Ausziehlast beim zuerst durchgeführten Versuch mit einem Randabstand von 225 mm auf.

Es wurde ein ausgeprägtes Nachbruchverhalten aufgrund der Reibung zwischen den Bruchflächen beobachtet. Das Nachbruchverhalten ist für den Versuch AH2-22 in Abbildung 3.18 dargestellt. Nach der maximalen Ausziehlast wurden mittlere Ausziehkräfte von circa 5,3 kN (AH3), 8,8 kN (AH2), 8,8 kN (AH1) und 8,3 kN (AH4) ermittelt. Die mittleren Ausziehkräfte nach dem Bruch wurden von der Verformung beim Versagen bis zum Ende der Wegaufzeichnung bei etwa 7 mm ermittelt.

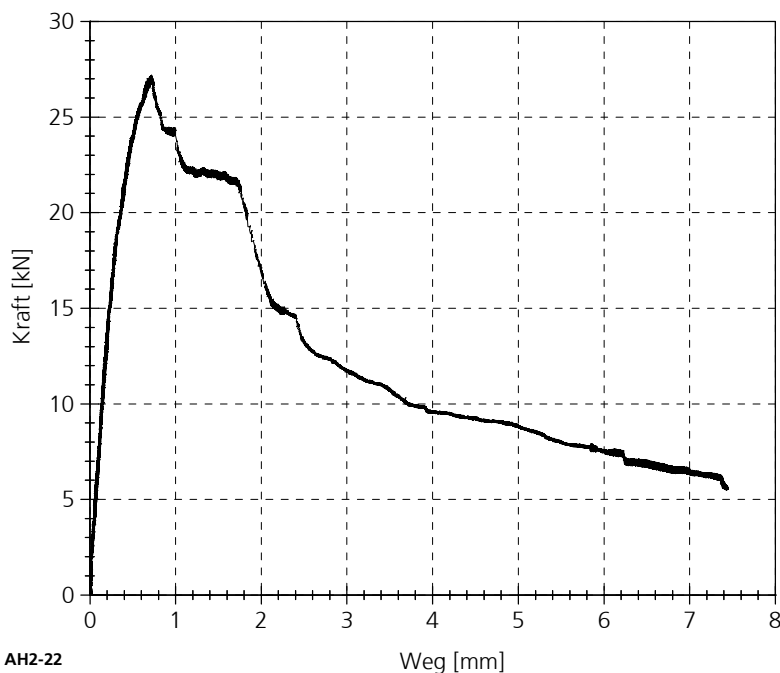


Abbildung 3.18: Last-Verformungs-Verlauf des Versuchs AH2-22, Zugkraft F_a über Ausziehweg.

In Abbildung 3.19 sind die mittleren Scherspannungen $\tau_{a,m}$ über die Verankerungslänge l_a für die Bruchlast dargestellt. Ausgefüllte Symbole geben CFK-Lamellen an, die in Bereichen in einer Stoßfuge angeordnet sind. Die dargestellten Spannungen wurden auf die Breite b_R der CFK-Lamelle und die Verankerungslänge l_a bezogen und wie folgt ermittelt:

$$\tau_{a,m} = \frac{F_a}{2 \cdot b_R \cdot l_a} \quad (3.9)$$

Bei der Ermittlung der mittleren Scherspannung wurde davon ausgegangen, dass eine Lastübertragung, aufgrund der geringen Dicke t_R der CFK-Lamelle, über die Dicke der CFK-Lamelle nicht erfolgt.

Aufgrund der nicht-linearen Dehnungsverteilung entlang der CFK-Lamelle ergibt sich eine nicht-lineare Scherspannungsverteilung. Die Dehnungsverteilungen entlang der CFK-Lamelle wurden für den Bruchzustand und für verschiedene Endverankerungslängen in der Abbildung 3.20 zusammengestellt. Die Dehnungsverteilungen der einzelnen Versuche mit

DMS wurden für ausgewählte Laststufen in Abbildung 11.18 bis Abbildung 11.22 dargestellt.

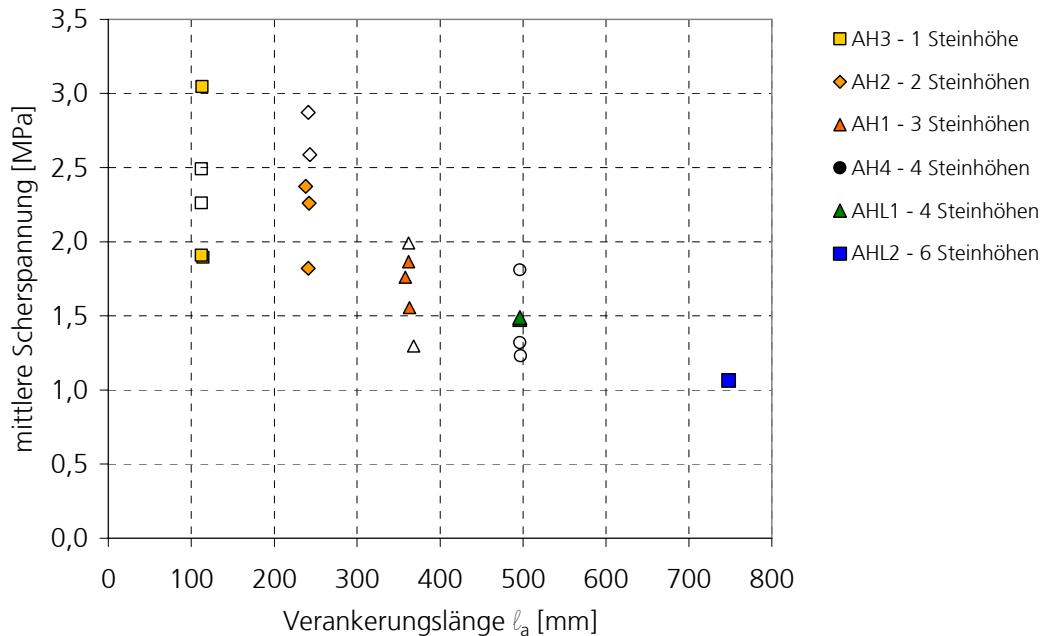


Abbildung 3.19: Mittlere Scherspannung der Einzelversuche, aufgetragen über die Verankerungslänge der Zug-Druck-Verbundversuche.

In Abbildung 3.21 ist der Dehnungsverlauf entlang der CFK-Lamelle des Versuchs AH1-51 für verschiedene Belastungszeitpunkte angegeben. Durch die gestrichelten, vertikalen Linien werden die Lagerfugen dargestellt. Die Lasteintragung erfolgt im Wesentlichen in der ersten Steinlage. Eine Dehnungsabnahme in den Mauersteinen aufgrund der Lagerfugen ist nur in geringem Umfang festzustellen.

Bei den Bauteilversuchen des Abschnittes 3.2 wurden beim Endverankerungsversagen Dehnungsplateaus im Bereich von etwa 0,25 Prozent bis 0,30 Prozent ermittelt. Aus den Verbundversuchen ergibt sich hieraus eine Endverankerungslänge zwischen der Versuchsreihe AH3 ($l_a = 113$ mm) und AH2 ($l_a = 241$ mm).

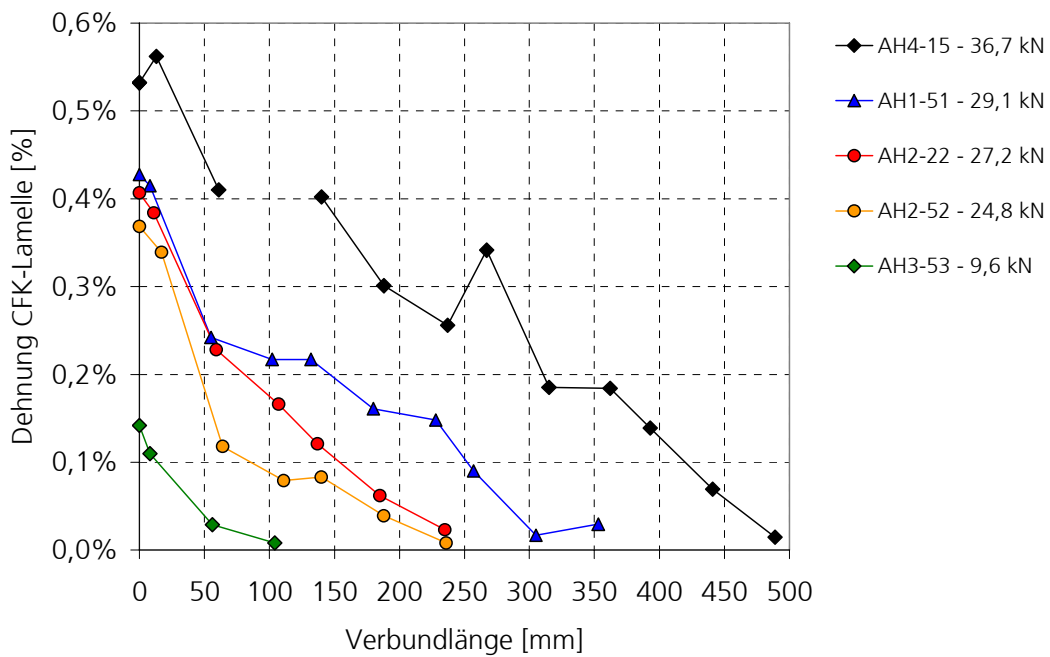


Abbildung 3.20: Dehnungsverlauf entlang der eingeklebten CFK-Lamelle im Bruchzustand für verschiedene Verankerungslängen.

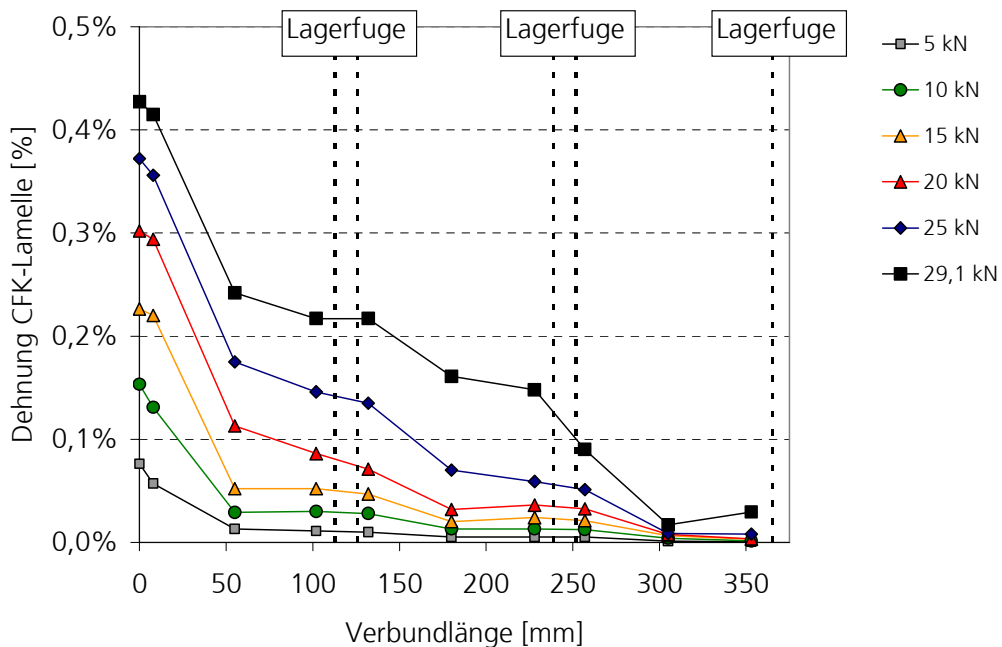


Abbildung 3.21: Dehnungsverlauf entlang der eingeklebten CFK-Lamelle für den Versuch AH1-51 bei unterschiedlichen Zugkräften.

Für den Versuch AH4-15 ($l_a = 496 \text{ mm}$) ist in Abbildung 3.22 der Dehnungsverlauf mit ansteigender Zugkraft an den einzelnen Dehnungsmessstreifen dargestellt. Aus den überproportionalen Dehnungszunahmen an den einzelnen Messstellen kann entnommen werden, bei welcher Last dort eine Entfestigung eintrat. Es ist weiterhin zu erkennen, dass im Bereich der Bruchlast eine Entfestigung an den Stellen DMS 10 bis 13 erfolgt. Diese Messstellen befinden sich am eingeklebten Ende der CFK-Lamelle. Die Entfestigung erfolgt nach und nach von der Lasteinleitung hin zum Ende der CFK-Lamelle.

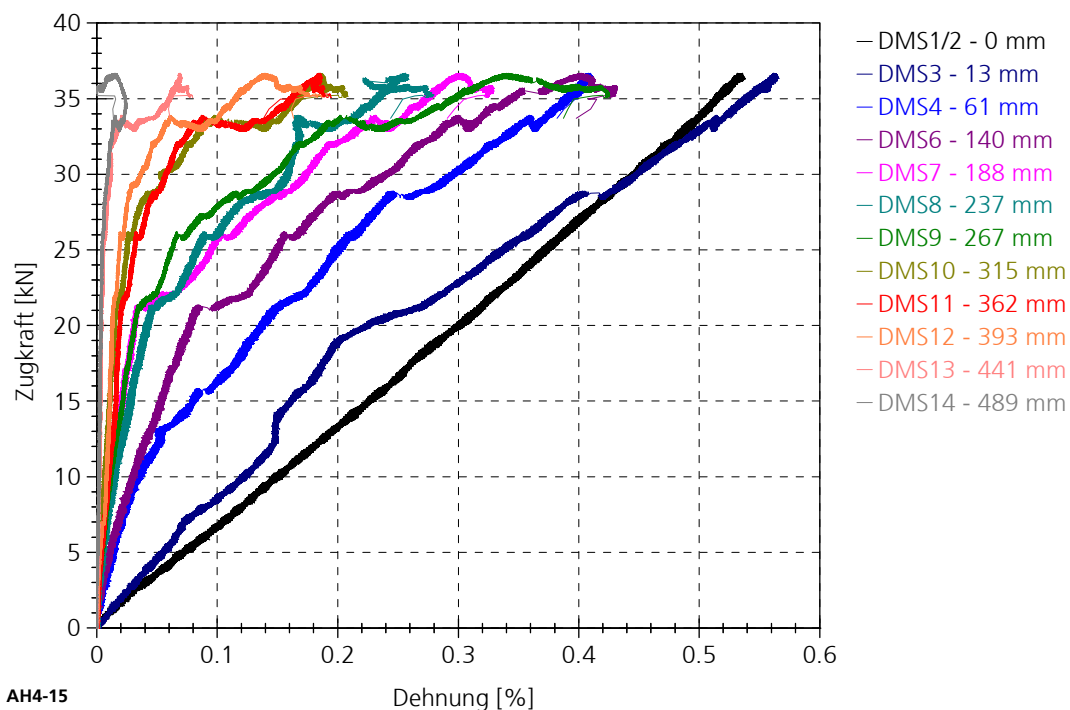


Abbildung 3.22: Zugkraft-Dehnungs-Verlauf der einzelnen Dehnungsmessstreifen für den Versuch AH4-15.

Werden aus dem Zugkraft-Dehnungs-Verlauf der Abbildung 3.22 die Zugkräfte entnommen, bei denen an den einzelnen Messstellen die erste überproportionale Dehnungszunahme erfolgt, und über die Lage der Messstelle aufgetragen, so erhält man das in Abbildung 3.23 dargestellte Diagramm über den Verlauf der Länge der Verbundentfestigung, ausgehend von der Stelle der Lasteinleitung und Lage der DMS.

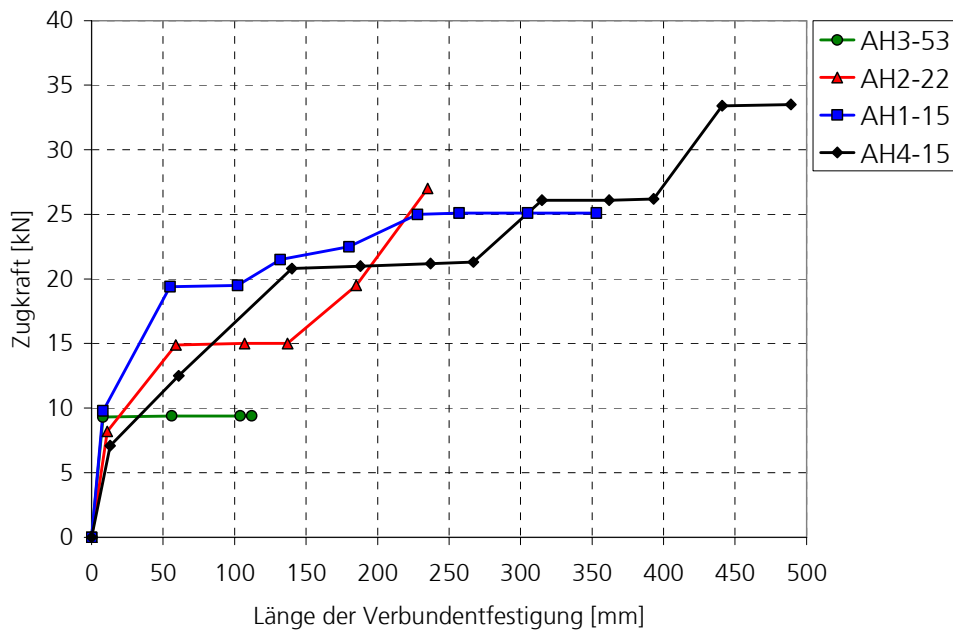


Abbildung 3.23: Zugkraft über die Länge der Verbundfestigung für die Zug-Druck-Verbundversuche mit Dehnungsmessstreifen.

3.4 Mitwirkung des Mauerwerkssteins

Die Bruchdehnung der CFK-Lamelle mit 1,46 Prozent, entsprechend Abschnitt 2.5.1, und die Bruchdehnung des Scherbenmaterials des Hochlochziegels mit etwa 0,055 Prozent nach Abschnitt 2.1 sind deutlich unterschiedlich. Aus diesem Grund ist davon auszugehen, dass auch eine Entfestigung der Verbindung durch eine Überschreitung der Bruchdehnung des Scherbenmaterials erfolgt, bevor ein Versagen der CFK-Lamelle eintritt.

Um das Schädigungsverhalten im Hochlochziegel bis zum Zugversagen der CFK-Lamelle zu untersuchen, wurde ein Zugversuch an einer in einen Mauerstein eingeklebten CFK-Lamelle durchgeführt. Die Ermittlung des Dehnungsverlaufs erfolgte durch Dehnungsmessstreifen, die außerhalb und im Hochlochziegel auf der CFK-Lamelle aufgeklebt wurden. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 3.24 dargestellt. Eine Prinzipskizze mit dem qualitativen Dehnungsverlauf und die verwendeten Bezeichnungen sind in Abbildung 3.25 dargestellt. Die Dehnung der CFK-Lamelle über

die gemessenen Dehnungen im Hochlochziegel kann der Abbildung 3.26 entnommen werden.



Rissausbildung nach dem Versuch

Abbildung 3.24: Versuchsaufbau zur Untersuchung der Verbundwirkung und Prüfkörper mit Rissbild nach dem Versuch.

In Abbildung 3.27 ist die in den Hochlochziegel eingeleitete Dehnung auf der Abszisse dargestellt. Das Verhältnis der in Steinmitte gemessenen zur eingeleiteten Dehnung der CFK-Lamelle wird auf der Ordinate angegeben. Der Verhältniswert gibt an, wieviel der eingeleiteten Dehnung der CFK-Lamelle in der Mitte des Hochlochziegels noch vorhanden ist. Erfasst wird hierbei auch die Entfestigung des Verbundes zwischen der CFK-Lamelle und dem Hochlochziegel. Aus der Ermittlung der Eigenschaften des Scherbenmaterials in Abschnitt 2.1 ergab sich eine Bruchdehnung von circa 0,055 Prozent für das Ziegelmaterial. Aus dem Verbundversuch kann entnommen werden, dass bis circa 0,10 Prozent eine gleichmäßige Dehnungszunahme in Steinmitte erfolgt. Zwischen 0,10 Prozent und 0,17 Prozent erfolgt eine überproportionale Dehnungszunahme, die auf eine Entfestigung des Verbundes von der Außenseite des Hochlochziegels aus hindeutet. Bei etwa 0,17 Prozent beginnt die Entfestigung in Steinmitte. Eine Übertragung von Scherspannungen erfolgt bis zum Bruch der CFK-Lamelle nur noch über den Reibverbund der Bruchflächen.

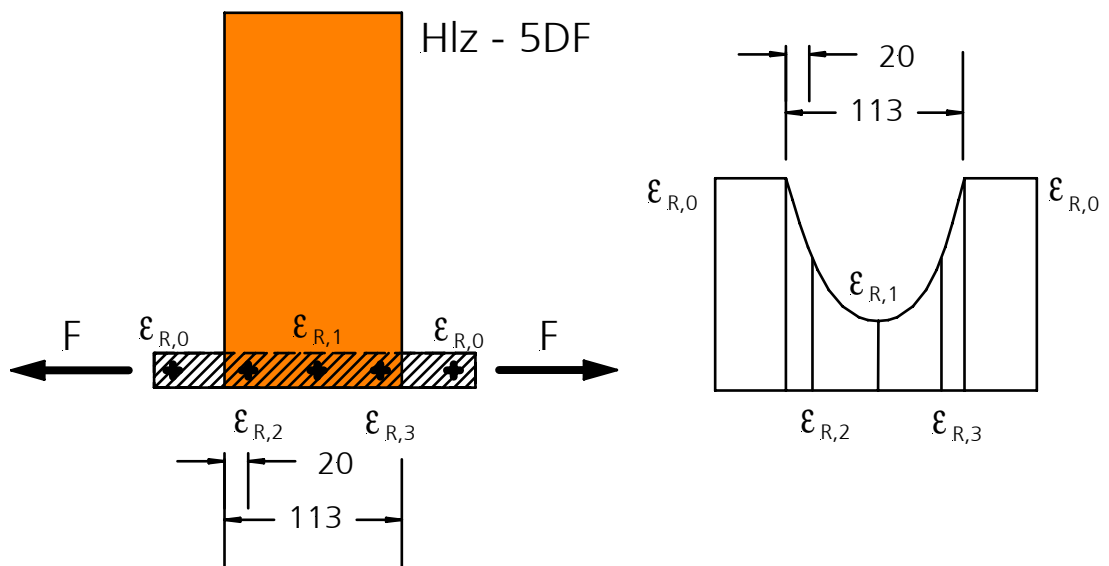


Abbildung 3.25: Prinzipskizze des Prüfkörpers, Bezeichnungen und qualitativer Dehnungsverlauf entlang der CFK-Lamelle.

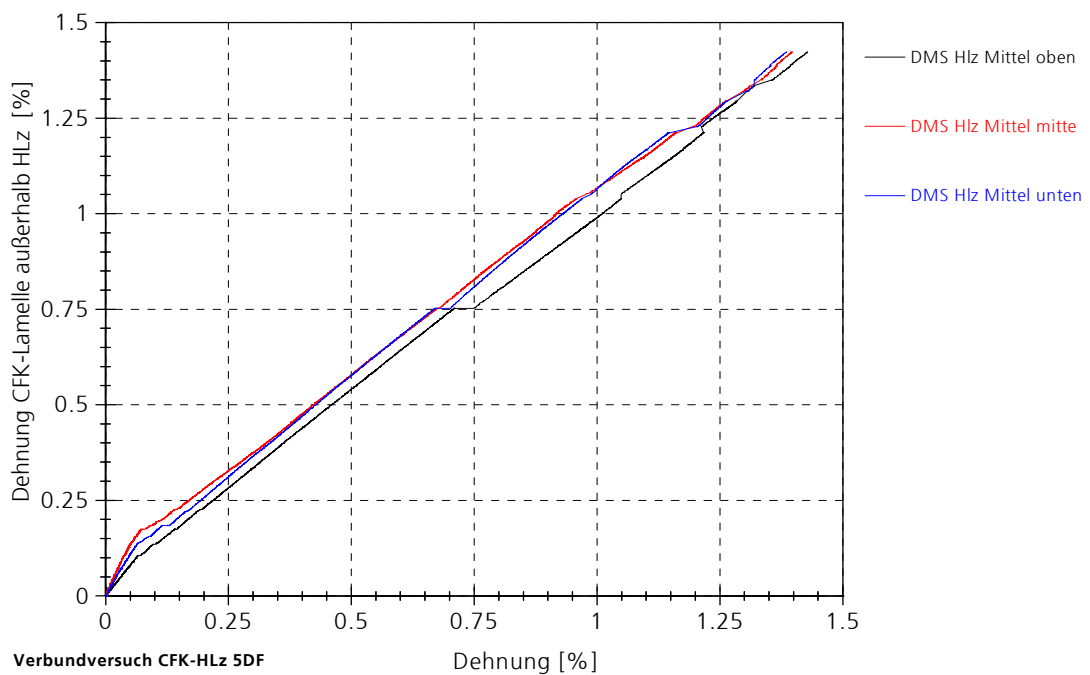


Abbildung 3.26: Mittlere eingeleitete Dehnung der CFK-Lamelle, aufgetragen über die Dehnung der CFK-Lamelle in der Mitte des Hochlochziegels.

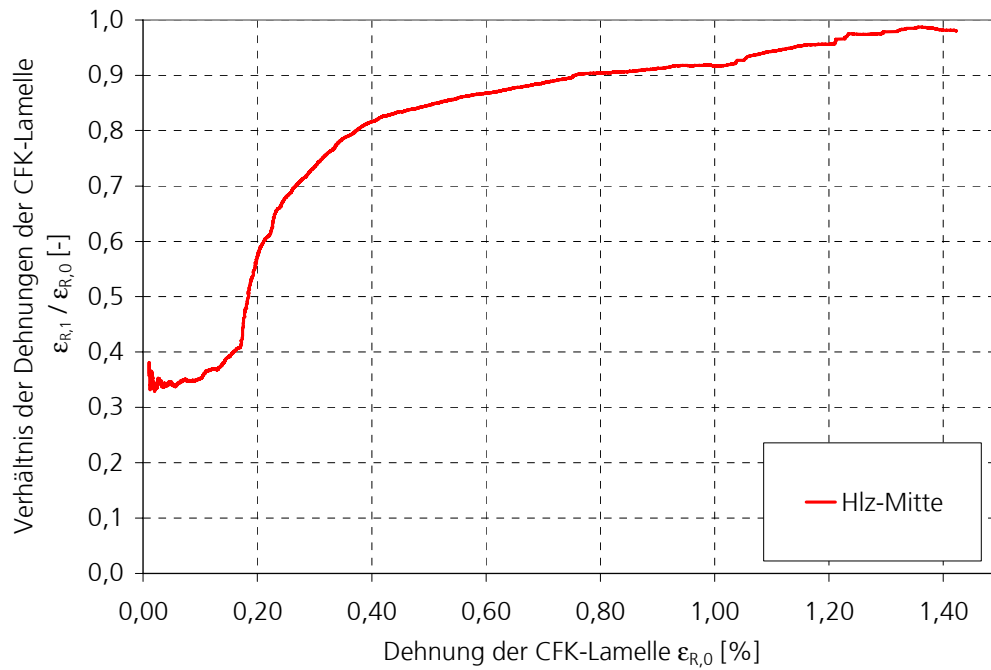


Abbildung 3.27: Dehnung $\epsilon_{R,1}$ der CFK-Lamelle in der Mitte des Hochlochziegels, bezogen auf und aufgetragen über die eingeleitete Dehnung $\epsilon_{R,0}$.

4 Experimentelle Bauteiluntersuchungen mit dynamischer Belastung

Die experimentelle Simulation von Detonationsbelastungen erfolgte durch ein mit Luftdruck betriebenes Stoßrohr. Mit der verwendeten Prüfeinrichtung kann ein Druck-Zeit-Verlauf einer Belastung durch Druckstoßbelastungen inklusive der Unterdruckphase reproduzierbarer simuliert werden. Bei dem Stoßrohr wird, in einem in der Länge verstellbaren und durch eine Membran abgetrennten Kompressionsteil, Luft komprimiert. Wird ein festgelegter Druck erreicht, so wird die Membran aufgesprengt. Es entwickelt sich anschließend eine Luftdruckwelle mit ebener Stoßfront, die durch die Rohrerweiterung von einer Beruhigungszone mit 1,0 m Durchmesser auf einen Durchmesser von 2,4 m vergrößert wird. Am Ende des Stoßrohrs befindet sich eine Objektwand aus Stahlbeton mit einer Öffnung, in der der Prüfkörper eingebaut und durch die Druckstoßbelastung beansprucht wird.

Die Messung des reflektierten Spitzenüberdruckes über die Zeit erfolgt durch zwei in den Objektträger seitlich eingelassene Druckgeber. Mit dem verwendeten Stoßrohr können reflektierte Spitzenüberdrücke von 5 kPa bis 260 kPa aufgebracht und Druck-Zeit-Verläufe simuliert werden, die einer Detonation von 100 kg bis 2500 kg TNT in den Abständen von 35 m bis 50 m entsprechen.

Für die Untersuchung wurden Mauerwerkskörper mit gleichem Aufbau und gleicher Anordnung der CFK-Lamellen, wie bei den statischen Bauteilversuchen in Abschnitt 3.2, hergestellt und geprüft. Somit ist ein direkter Vergleich der Prüfkörper möglich. Das Widerstandsverhalten der statisch geprüften Mauerwerkskörper kann zudem für eine dynamische Bewertung aus den Bauteilversuchen verwendet werden.

Das Ziel der Untersuchungen am Stoßrohr ist es, die dynamische Tragfähigkeit der unverstärkten und verstärkten Mauerwerkskörper zu untersuchen. Hierzu wurden Druck-Impuls-Kombinationen gesucht, bei denen die Grenztragfähigkeit erreicht wird. Anders als bei einer statischen Untersuchung ist bei dynamischen Belastungen eine kontinuierliche Belastungserhöhung bis zum Versagen hin innerhalb eines Versuchs nicht möglich. Bereits vor einem Versuch ist eine Festlegung der Druck-Impuls-Kombination erforderlich. Deshalb sind zur Minimierung des Versuchsaufwandes Belastungsstufen an einem Prüfkörper erforderlich. Die

Auswahl der Belastung zur Prüfung eines nicht vorbelasteten Prüfkörpers im Grenzzustand der Tragfähigkeit erfolgt auf Grundlage von Prüfkörper gleichen Aufbaus, die mit verschiedenen Belastungsstufen geprüft wurden.

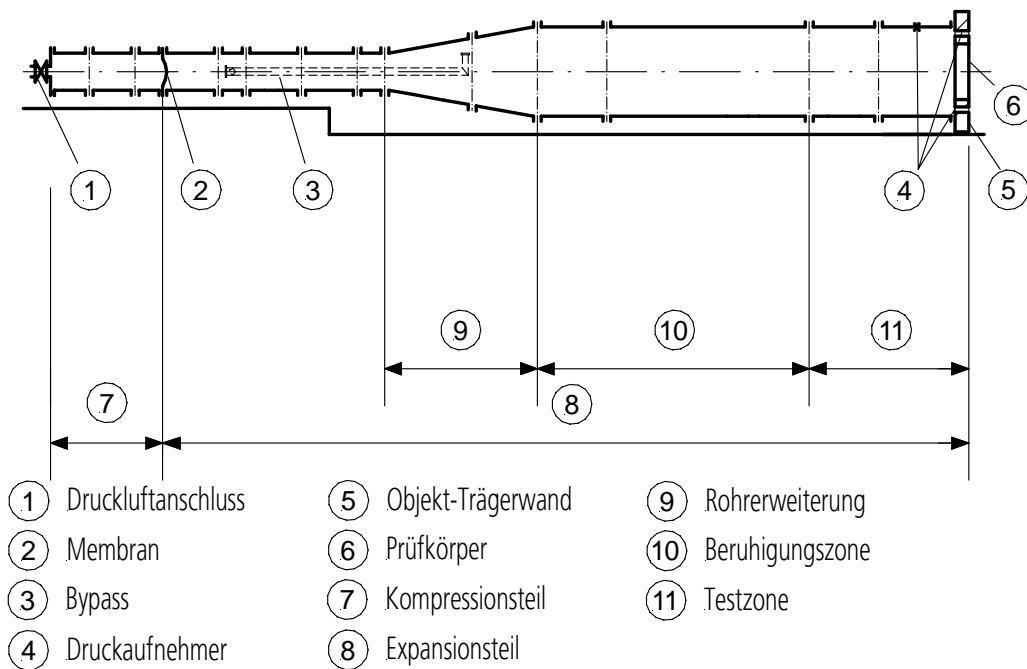


Abbildung 4.1: Prinzipskizze und Abbildung des Stoßrohrs mit einem Objektträger aus Stahlbeton und einem Metallprüfrahmen zur Prüfung von Sicherheitssonderverglasung.

4.1 Versuchsprogramm und Versuchsaufbau

Insgesamt wurden neun Mauerwerkswände untersucht. Die Abmessungen der Wände betragen wie bei den Versuchen des Abschnitts 3.2 $b/d_w/L = 1210/240/1870$ mm. Die Geometrie und die Lage der CFK-Verstärkung können Abbildung 3.6 entnommen werden. Die Prüfung mit dynamischer Belastung am Stoßrohr erfolgte mit dem gleichen Objektträger, den gleichen Lagerungsbedingungen und ebenfalls einer Spannweite ℓ von 1770 mm wie bei den statischen Versuchen in Abschnitt 3.2. Der Versuchsaufbau ist Abbildung 4.2 dargestellt.

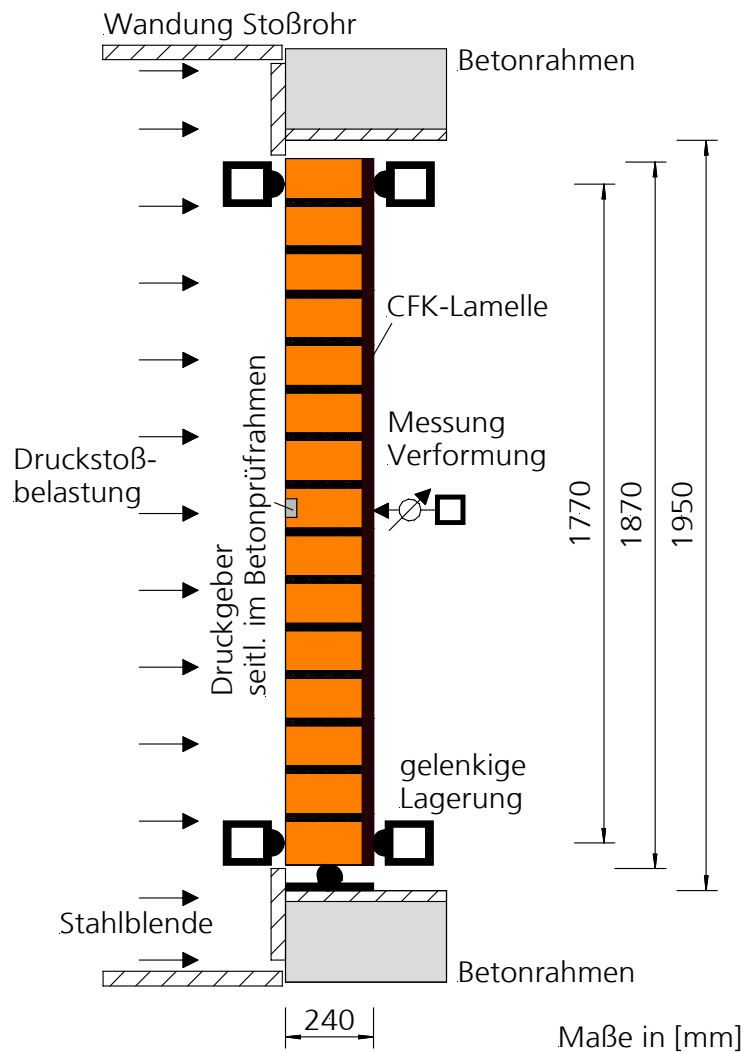


Abbildung 4.2: Versuchsaufbau und Prüfkörpergeometrie der Bauteilversuche bei einer Druckstoßbelastung im Stoßrohr.

Der Prüfkörper schloss bündig mit der dem Druck zugewandten Seite des Betonrahmens ab. Die Lagerung erfolgte in Anlehnung an DIN EN 1052-2 ohne eine Behinderung der Verdrehung. Durch ein kurzes Kompressions-teil wurde eine geringe Belastungsdauer erzielt. Hiermit wurden Belastungen durch Druckstoßbelastungen angestrebt, die über einen möglichst hohen reflektierten Spitzenüberdruck bei geringer positiver Druckdauer verfügen und somit Belastungen bei geringen Ladungs-abständen entsprechen. Das Versuchsprogramm der dynamischen Ver-suche ist in Tabelle 4.1 dargestellt.

Tabelle 4.1: Versuchsprogramm der Bauteilversuche mit Druckstoßbelastung im Stoßrohr.

Versuchs-reihe	Prüfkörper	Anzahl CFK-Lamellen	μ_R [%]	Lage DMS ¹⁾
MD	W1	–	–	–
	W2			
	W3			
MD1	W6	1	0,015	verteilt über die CFK-Lamelle
	W7			–
	W8			z = 0 mm
MD2	W4	2	0,031	–
	W5			verteilt über die CFK-Lamelle
	W9			z = 0 mm

¹⁾ Vgl. Tabelle 11.14.

Bei Prüfkörpern mit Dehnungsmessstreifen an der Stelle $z = 0$ mm wurden die mittleren Dehnraten ermittelt. Für die Laststufe, bei der ein Versagen eintrat, wurde für die Versuchsreihe MD1 eine mittlere Dehnraten von 0,35 1/s und für die Versuchsreihe MD2 eine mittlere Dehnraten von 0,41 1/s ermittelt. Dies entspricht einer Dehnraten, die dem Bereich der Strukturdynamik zugeordnet wird.

Für den ersten Prüfkörper einer Versuchreihe wurde durch die Erhöhung des Luftdruckes im Kompressionsteil bei den einzelnen Versuchen eine sukzessive Erhöhung der Belastung bis zum Versagen aufgebracht. Wurde bei diesen sukzessiv belasteten Prüfkörpern eine größere Schädigung festgestellt, wurde von einer Belastungsstufe im Grenzbereich der Tragfähigkeit ausgegangen. In einer weiteren Belastungsstufe wurde der Prüfkörper dann bis zum Versagen geprüft. Bei einigen Prüfkörpern wurde eine niedrige Vorbelastung im elastischen Verformungsbereich aufgebracht, bevor eine Laststufe im Bereich der Grenztragfähigkeit gewählt wurde. Dies erfolgte, um ebenfalls Angaben für das Verformungsverhalten im elastischen Verformungsbereich zu erhalten.

Bei den Versuchsreihen MD1 und MD2 wurden jeweils bei zwei Prüfkörpern die CFK-Lamellen mit DMS versehen, um die Dehnungen entlang der CFK-Lamelle beziehungsweise in Wandmitte zu bestimmen. Die genaue Anordnung der DMS ist in Tabelle 11.14 dargestellt. DMS-Messungen im Auflagerbereich erfolgten nicht, da die Prüfung am Stoßrohr erst nach der Bauteiluntersuchung mit statischer Belastung erfolgen konnte und deshalb ein Verankerungsversagen noch nicht als bruchursächlich angenommen wurde. Das Prüfalger, das Gewicht und die vor dem jeweils ersten Versuch, im eingebauten Zustand, ermittelte Eigenschwingzeit sind in Tabelle 11.15 angegeben. Die Eigenschwingzeit T_n kann wie folgt ermittelt:

$$T_n = 2 \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{m}{c}} \quad (4.1)$$

mit

m: Masse pro Flächeneinheit

c: Federsteifigkeit pro Flächeneinheit

Die Anregung der Prüfkörper erfolgte durch Anschlagen mit einem Hammer in Prüfkörpermitte. Mit einem Wegaufnehmer wurde die Schwin-

gung aufgezeichnet und hieraus die Eigenschwingzeit im eingebauten Zustand ermittelt. Aus der gemessenen Eigenschwingzeit T_n kann bei bekannter Masse und Geometrie eine dynamische Biegesteifigkeit $El_{ef,d}$ des Verbundbauteils ermittelt werden. Die Federsteifigkeit c eines mittig angeregten Einfeldträgers der Spannweite ℓ und der Biegesteifigkeit $El_{ef,d}$ beträgt für eine gelenkige Lagerung:

$$c = \frac{48 \cdot El_{ef,d}}{\ell^3} \cdot \frac{1}{b \cdot L} \quad (4.2)$$

Mit der Federsteifigkeit c für einen durch eine Einzellast mittig angeregten Einfeldträger kann mit der gemessenen Eigenschwingzeit T_n die Biegesteifigkeit El_{ef} der Verbundquerschnitte ermittelt werden.

$$El_{ef,d} = \frac{\pi^2 \cdot \ell^3 \cdot m \cdot b \cdot L}{12 \cdot T_n^2} \quad (4.3)$$

In Tabelle 4.2 sind die dynamische Biegesteifigkeit $El_{ef,d}$ und eine auf das Trägheitsmoment eines homogenen Querschnittes bezogene Biegesteifigkeit angegeben. Letzterer Wert stellt einen dynamisch ermittelten Elastizitätsmodul des gesamten Verbundquerschnittes dar. Aufgrund der geringen Anzahl an Messungen und der stark streuenden Messergebnisse kann ein Einfluss der Verstärkung auf die effektive Biegesteifigkeit $El_{ef,d}$ nicht angegeben werden.

Tabelle 4.2: Aus der gemessenen Eigenschwingzeit der Prüfkörper der Druckstoßprüfung berechnete Steifigkeitswerte.

Versuchsreihe	Anzahl Messwerte	$El_{ef,d}$ [MN m ²]	$12 El_{ef,d} / bd_w^3$ [MPa]
MD	2	2,34	1680
MD1	3	1,72	1237
MD2	3	2,48	1778

4.2 Versuchsergebnisse zum dynamischen Trag- und Verformungsverhalten

Das dynamische Tragverhalten wurde durch die Messung der Verformung in Wandmitte und die Messung der Dehnungen der CFK-Lamellen untersucht. Die Prüfung einiger Mauerwerkskörper durch sich steigende Belastungsstufen ermöglichte es zudem, das Trag- und Verformungsverhalten bei geringen Verformungen und das Schädigungsverhalten bei sich steigenden Laststufen zu bewerten. Die Abbildung 4.3 und die Abbildung 4.7 zeigen das typische Schädigungsbild der unverstärkten und verstärkten Mauerwerkskörper nach einer Druckstoßbelastung im Stoßrohr.

Als positive Verformung wird im Folgenden die Verformung in Belastungsrichtung und als negative Verformung die Verformung entgegen der Belastungsrichtung definiert. Der Begriff »Verformungsmaximum« wird im Folgenden für die erste maximale Verformung eines Versuchs entsprechend dem in Abbildung 3.6 dargestellten Koordinatensystem verwendet und durch die Variable $x_{1,max}$ beschrieben. Analog wird der Begriff »Verformungsminimum« mit der Variablen $x_{1,min}$ im Folgenden für die erste negative, minimale Verformung eingeführt. Als Rückschwingen wird beim Auftreten eines Verformungsminimums der Bereich zwischen $x_{1,max}$ und $x_{1,min}$ bezeichnet. Als Durchschwingen wird der Verformungsbereich zwischen 0 und $x_{1,min}$ definiert.

Als Versagen wurde bei den unverstärkten Prüfkörpern der Versuchsreihe MD ein Biegezugversagen der Lagerfugen zwischen Mauerstein und Mörtelschicht ermittelt. Bei der Versuchsreihe MD ohne Verstärkung wurde die Biegezugfestigkeit zwischen Mörtel und Mauerstein der Versuchskörper überschritten. War die Auslenkung zu groß, so fiel der Versuchskörper nach außen, ansonsten schloss sich die Lagerfuge und der Prüfkörper klappte in seine Ausgangslage zurück, ohne dass eine bleibende, signifikante Verformung ermittelt wurde. Dieses Tragverhalten erfolgte aufgrund der Wirkung des Eigengewichts. In Abbildung 4.3 ist der unverstärkte Prüfkörper MD-W3 nach der Prüfung mit geöffneter Lagerfuge und im umgekippten Zustand dargestellt.



Abbildung 4.3: Unverstärkter Prüfkörper MD-W3 mit typischem Biegezugversagen zwischen Mauerstein und Mörtel in einer Lagerfuge nach einer Druckstoßbeanspruchung im Stoßrohr.

Bei den einseitig asymmetrisch-elastisch verstärkten Prüfkörpern der Versuchsreihen MD1 mit einer und MD2 mit zwei CFK-Lamellen wurden zwei unterschiedliche Versagensmechanismen beobachtet:

- Endverankerungsversagen, ausgehend von einem Biegeriss in einer Lagerfuge (vgl. Abbildung 4.7)
- Zugversagen der CFK-Lamelle an einer Lagerfuge

Bei der Versuchsreihe MD1 mit einer CFK-Lamelle erfolgte das Versagen durch ein Endverankerungsversagen der CFK-Lamelle. Es wurden nach dem Verformungsmaximum, soweit kein Versagen eintrat, ein Rückschwingen und Durchschwingen des Prüfkörpers entgegen der Belastungsrichtung beobachtet.

Beim Prüfkörper MD1-W6 wurde die Last in etwa 5-kPa-Schritten bis zum Versagen erhöht und neben der Mittenverformung die Dehnung entlang der CFK-Lamelle aufgezeichnet. In Abbildung 4.4 ist das Verformungsverhalten für sich erhöhende Druckstoßbelastungen des Prüfkörpers MD1-W6 dargestellt. Ein ähnliches Verformungsverhalten wurde bei allen asymmetrisch verstärkten Mauerwerkskörpern beobachtet. Mit zunehmender Laststufe steigt die positive Mittenverformung $x_{1,max}$ und Verformung $x_{1,min}$ an. Im negativen Verformungsbereich wird die CFK-Lamelle durch Druckspannungen belastet. Bei ausreichend großer negativer Vorverformung kann eine Schädigung der CFK-Lamelle eintreten und bei einer erneuten Zugbeanspruchung zu einem vorzeitigen Zugversagen der CFK-Lamelle führen. Das Versagen erfolgte im Auflagerbereich bei einer Laststufe von 48 kPa, durch ein Herausbrechen der CFK-Lamelle mit Teilen des Mauerwerks, und trat bei einer Verformung von etwa 18,5 mm nach dem Verformungsmaxima $x_{1,max}$ und dem Verformungsminimum $x_{1,min}$ auf (vgl. Abbildung 4.4). Das späte Versagen ist auf eine nachlaufende Druckluftwelle bei circa 110 ms und 170 ms und eine Vorschädigung durch die Laststufen zuvor zurückzuführen, die aufgrund der Prüfung in dem geschlossenen System eines Stoßrohrs vorhanden waren. Da das Verformungsmaximum $x_{1,max}$ nur geringfügig unterhalb der Verformung beim Versagen bei 215 ms liegt, kann davon ausgegangen werden, dass eine Laststufe geringfügig oberhalb von 48 kPa zum Versagen führt.

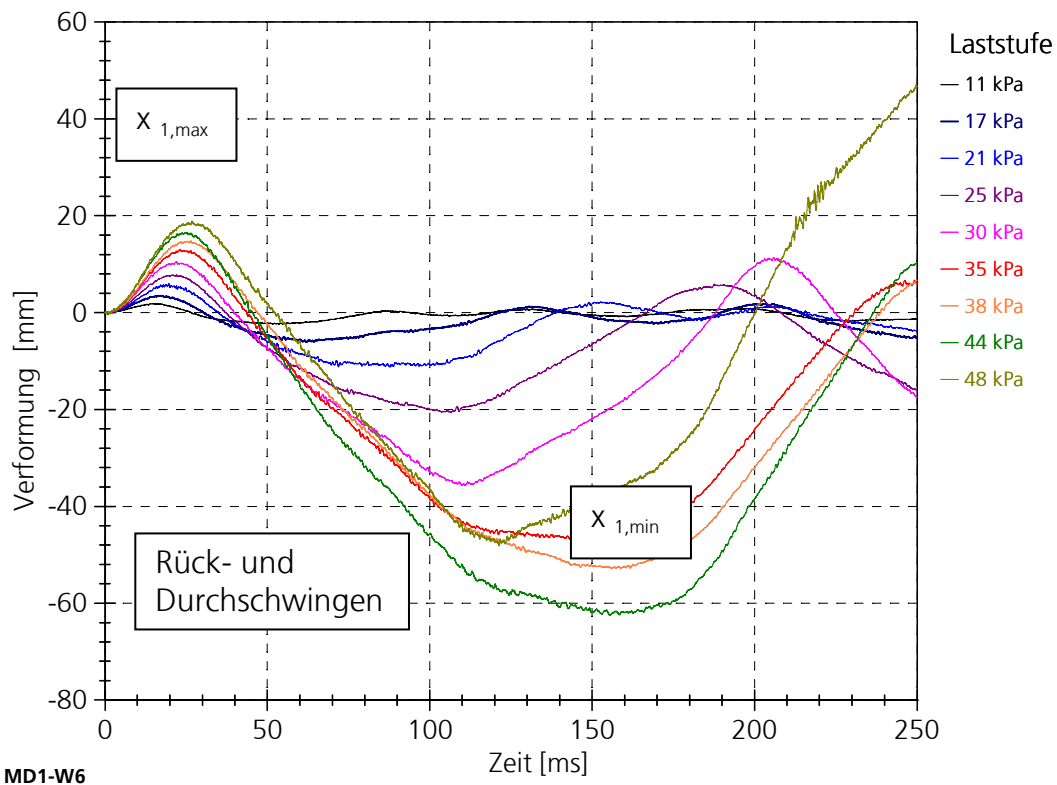


Abbildung 4.4: Typischer Verformungsverlauf, aufgetragen über die Zeit, des mit einer CFK-Lamelle verstärkten Prüfkörpers MD1-W6 für unterschiedlichen Laststufen des reflektierten Spitzenüberdrucks.

Aus den Dehnungsmessungen der CFK-Lamelle, dargestellt in Abbildung 4.5, ergibt sich für die Laststufe 21 kPa bei 14 ms ein plötzlicher Dehnungssprung. Die Verformung an der Stelle $z = 0$ mm entspricht zu diesem Zeitpunkt mit einem Wert von 4,5 mm etwa der mittleren Bruchverformung von 4,7 mm für unverstärkte, statisch geprüfte Mauerwerkskörper der Versuchsreihe MS aus Abschnitt 3.2. Die CFK-Lamelle übernimmt somit nach der Rissbildung des Mauerwerks einen erhöhten Anteil der Zugspannungen der Biegezugzone.

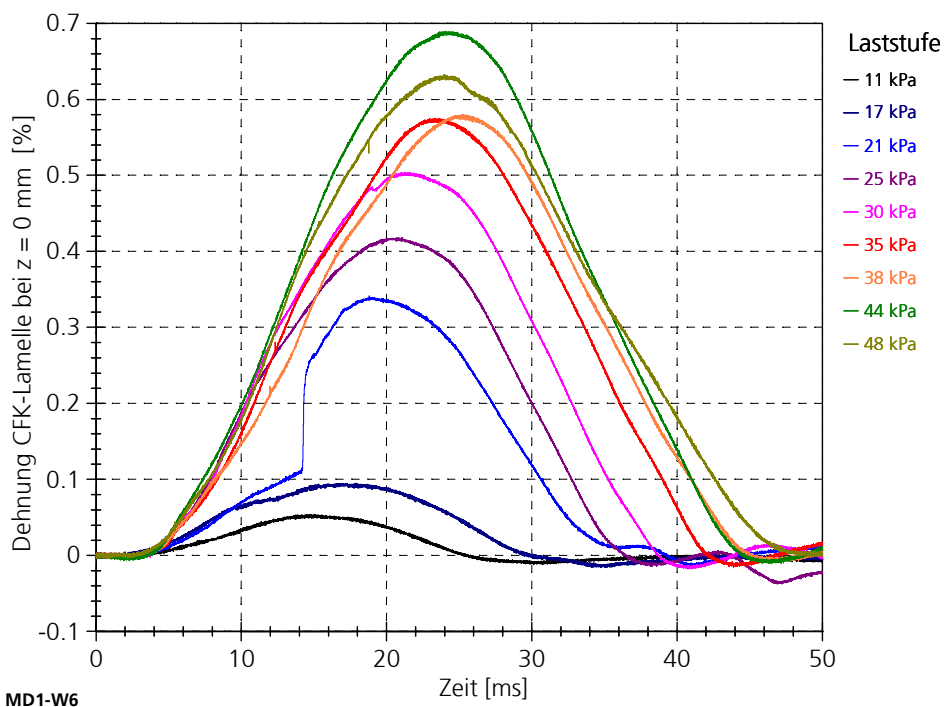


Abbildung 4.5: Dehnungsverlauf an der Stelle $z = 0$ mm (Bauteilmitte) des mit einer CFK-Lamelle verstärkten Prüfkörpers MD1-W6 für unterschiedliche Laststufen des reflektierten Spitzenüberdrucks.

Dass die Bruchlast etwas oberhalb von 48 kPa liegt, wurde durch die anschließenden Versuche des nicht vorbelasteten Versuchskörpers MD1-W7 mit einer Laststufe von 54 kPa und des gering vorbelasteten Prüfkörpers MD1-W8 mit 52 kPa bestätigt. Die Last (blaue Linie), die Verformung in Mauerwerkmitte (grüne Linie) und die Dehnung der CFK-Lamelle in Bauteilmitte (rote Linie), bezogen auf die Zeit, sind für den Versuch MD1-W8 in Abbildung 4.6 dargestellt. Beim Dehnungsverlauf ist bei etwa 6 ms der zuvor bereits beschriebene Dehnungssprung aufgrund Rissbildung festzustellen. Bei etwa 20 ms reduziert sich die Dehnung in der CFK-Lamelle aufgrund des Endverankerungsversagens. Die Verformung zeigt ab 26 ms starke Schwankungen. Zu diesem Zeitpunkt ist bereits das Endverankerungsversagen eingetreten. Eine Kraftübertragung zwischen CFK-Lamelle und Mauerwerk erfolgt noch über Reibung.

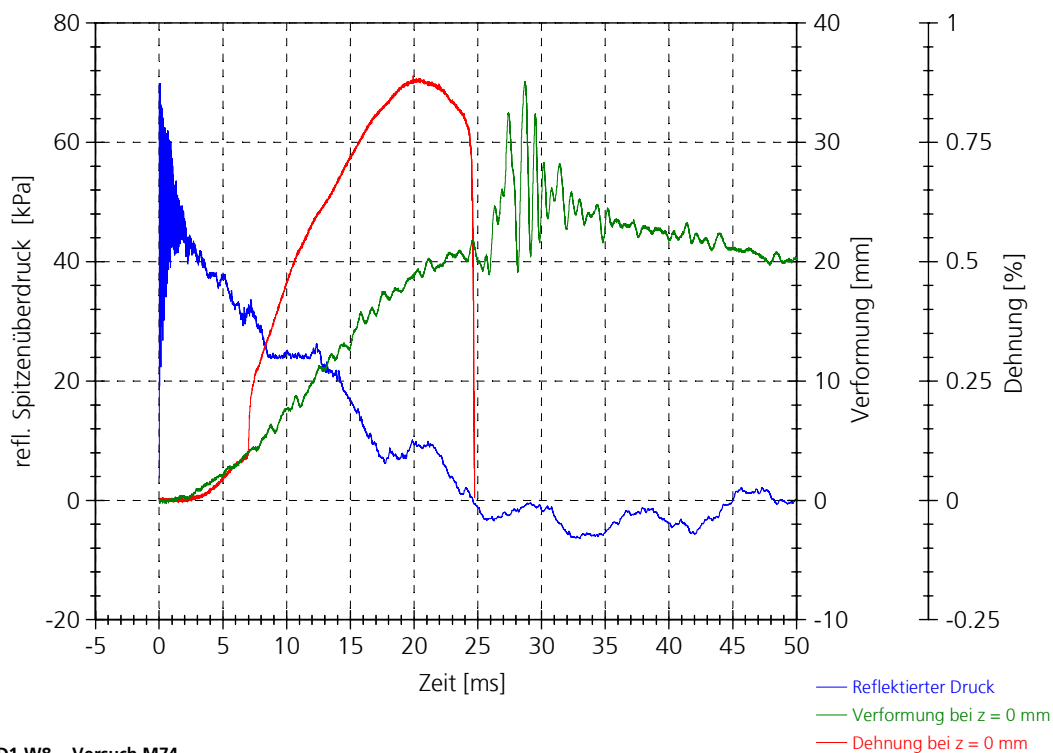


Abbildung 4.6: Prüfkörper MD1-W8 – Versuch M74 mit einem reflektiertem Spitzenüberdruck von 52 kPa und einem positiven reflektierten Impuls von 550 kPa ms; Belastung, Verformung und Dehnung der CFK-Lamelle in Bauteilmitte, bezogen auf die Zeit.

Das typische Versagen der Versuchsreihe MD1 trat durch ein Verankerungsversagen, eingeleitet durch ein Biegezugversagen, in einer Lagerfuge ein und ist in Abbildung 4.7 dargestellt. Die mittlere Verformung betrug zu diesem Zeitpunkt etwa 21 mm. Die Verformung lag somit oberhalb der mittleren Bruchverformung der statisch belasteten Prüfkörper der Versuchsreihe MS1 mit 17,5 mm.



Abbildung 4.7: Endverankerungsversagen am oberen Auflager des Prüfkörpers MD1-W2 nach einer Druckstoßbelastung im Stoßrohr.

Anders als bei der Versuchsreihe MD1 mit einer CFK-Lamelle wurde bei der Versuchsreihe MD2 mit zwei CFK-Lamellen neben einem Verankerungsversagen auch ein Versagen der CFK-Lamelle beobachtet. Beim Prüfkörper MD2-W5 wurden DMS auf einer der beiden CFK-Lamellen angeordnet. In Abbildung 4.8 ist das Verformungs-Zeitverhalten dieses Versuches und das ausgeprägte Rückschwingverhalten für verschiedene Belastungsstufen dargestellt. In Abbildung 4.9 ist der Dehnungsverlauf der CFK-Lamellen für den Prüfkörper in Prüfkörpermitte bei $z = 0$ mm für die einzelnen Laststufen über die Zeit aufgetragen dargestellt. Wie auch beim Versuch MD1-W5 wurde bei einer Laststufe von etwa 20 kPa ein Dehnungssprung ermittelt. Der Dehnungssprung trat auch hier mit einer Verformung von 3,4 mm in dem Bereich der Bruchverformung der unverstärkten, statisch geprüften Prüfkörper der Versuchsreihe MS auf. Im Vergleich zur Versuchsreihe MD1 wurde bei dieser Versuchsreihe eine

wesentlich größere Verformung $x_{1,\min}$ ermittelt. Nach einer Belastungsstufe von 50 kPa wurde direkt auf eine Laststufe von 70 kPa erhöht. Es wurde eine stumpf abgetrennte CFK-Lamelle und eine deutliche Schädigung im Endverankerungsbereich beobachtet. Aus diesem Grund kann bei diesem Versuch von einer Vorschädigung durch eine Druckbeanspruchung der CFK-Lamelle mit vorzeitigem Zugversagen ausgegangen werden. Die Vorschädigung trat aufgrund des Durchschwingens bei der Vorbelastung von 50 kPa ein.

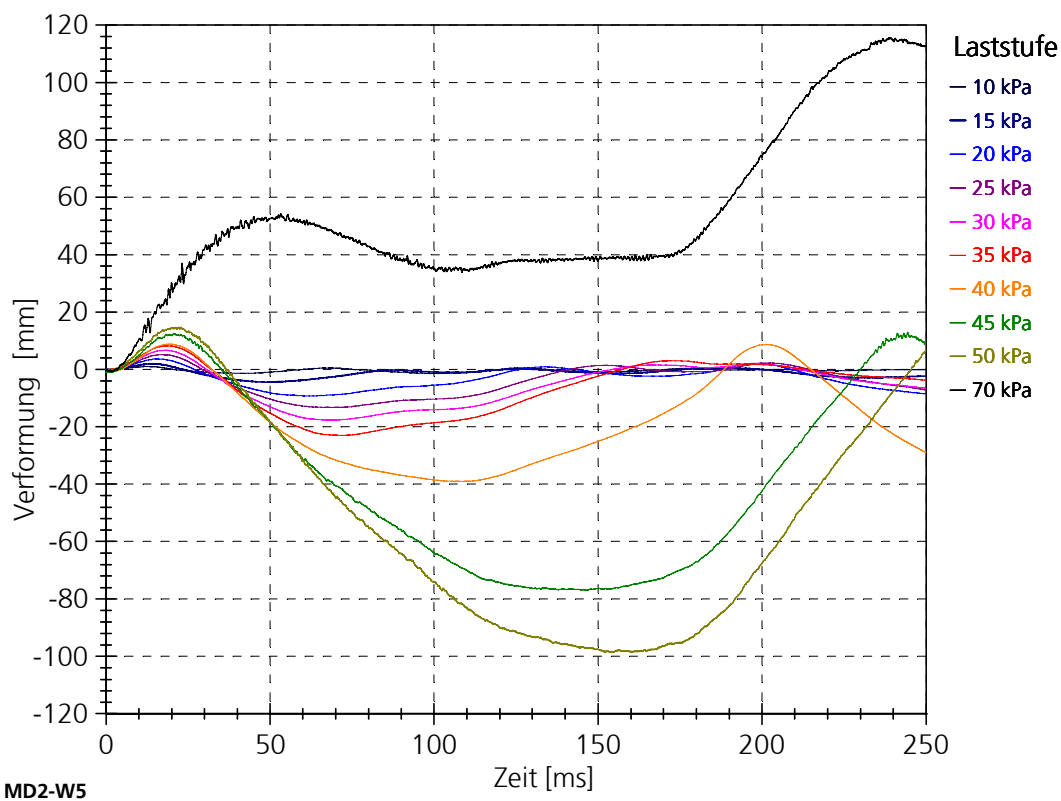


Abbildung 4.8: Verformungsverlauf, aufgetragen über die Zeit, des mit zwei CFK-Lamellen verstärkten Prüfkörpers MD2-W5 für unterschiedlichen Laststufen.

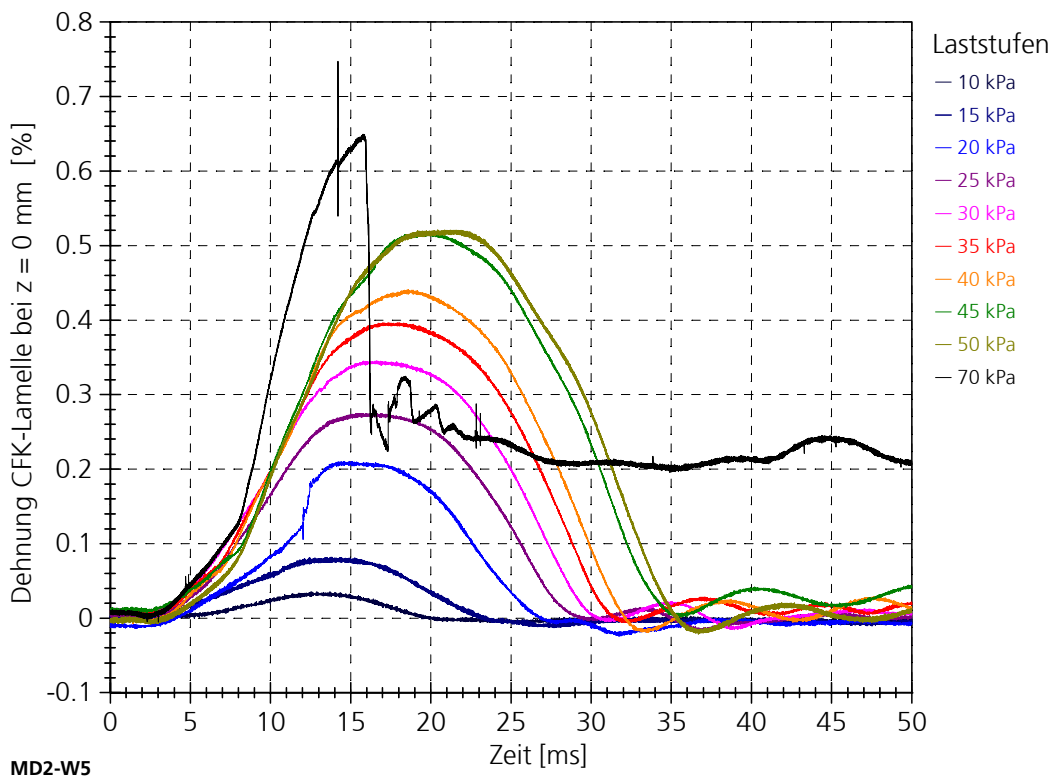


Abbildung 4.9: Dehnungsverlauf an der Stelle $z = 0$ mm (Bauteilmitte) des mit zwei CFK-Lamellen verstärkten Prüfkörpers MD2-W5 für unterschiedliche Laststufen.

Dieser Versuch zeigt, dass das Durchschwingen des Mauerwerks für eine spätere, erneute Zugbeanspruchung der CFK-Lamelle kritisch sein kann. Ursache hierfür sind die große Verformung entgegen der Belastungsrichtung und die geringere Druckfestigkeit der CFK-Lamelle im Vergleich zur Zugfestigkeit. Der Prüfkörper MD2-W9 wurde nach einer geringen Vorbelastung direkt mit einer Laststufe von 70 kPa geprüft. Das Versagen erfolgte durch ein Endverankerungsversagen ohne ein Umkippen der Prüfkörperhälften. Das Verformungsmaximum lag mit 19,6 mm unterhalb der statisch gemessenen Bruchverformung der Versuchsreihe MS2 mit 23,7 mm. Das Verformungsminimum war im Betrag deutlich geringer als bei den Laststufen 45 kPa und 50 kPa des Prüfkörpers MD2-W5. Aus dem Versuch MD2-W9 ergibt sich im Vergleich zu den Versuchen mit mehreren Vorbelastungen der Versuchsreihe MD2, dass die Vorschädigung zu einer Erhöhung der maximalen Verformung führt. Ein Vergleich der Versuchsreihen MD1 mit einer CFK-Lamelle und MD2 mit zwei CFK-Lamellen zeigt, dass die Tragfähigkeit durch eine zweite CFK-Lamelle erhöht wird.

In der Abbildung 4.10 sind die Verformungsmaxima $x_{1,max}$ und Verformungsminima $x_{1,min}$ der einzelnen Laststufen der Versuchsreihen dargestellt. Die Verformungsminima einer Versuchsreihe wurden dabei mit dem gleichen, allerdings nicht ausgefüllten, Symbol gekennzeichnet wie die Verformungsmaxima. Berücksichtigt wurde hierbei die erste positive und negative Auslenkung des Prüfkörpers. Die Art des Versagens wurde durch »VV« für Verankerungsversagen und »BV« für Biegeversagen aufgetragen. Die unverstärkten Prüfkörper kippten bei einer Belastungstufe von ca. 30 kPa um. Da das Messsystem die Verformung nur bis 100 mm aufnehmen konnte, sind diese Versuche nicht dargestellt. Etwas größer dargestellte Symbole kennzeichnen Laststufen, bei denen ein Versagen eintrat und der Prüfkörper nicht beziehungsweise nur im elastischen Verformungsbereich vorbelastet wurde. Es ist zu erkennen, dass die unverstärkten Prüfkörper der Versuchsreihe MD höhere Verformungen $x_{1,max}$ bei gleicher Laststufe aufweisen als die beiden verstärkten Versuchsreihen MD1 und MD2. Die mit zwei CFK-Lamellen verstärkten Wände weisen dabei eine etwas geringere Verformung $x_{1,max}$ als die Versuchsreihe MD1 auf. Bei den verstärkten Prüfkörpern mit mehreren Vorbelastungen ist vor allem beim Verformungsminimum im Vergleich zu den nicht bzw. gering vorbelasteten Prüfkörpern ein deutlicher Einfluss von Vorschädigungen durch eine deutliche Verformungszunahme zu beobachten.

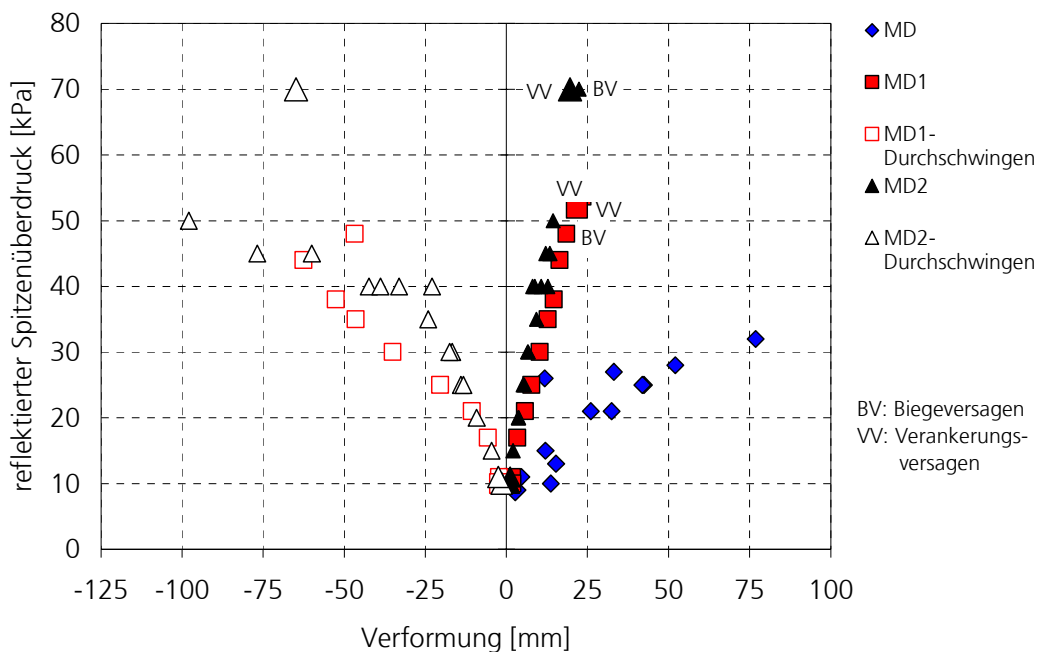


Abbildung 4.10: Minimale und maximale Verformungen an der Stelle $z = 0$ mm (Bauteilmitte) für die einzelnen Laststufen der Prüfkörper und Laststufen.

Die Belastungsseite weist eine geringere Biegezugfestigkeit auf als die Schutzseite. Aufgrund der Druckwelle erfährt der Wandkörper eine positive Verformung und die CFK-Verstärkung auf der Schutzseite wird gedehnt. Da das Last-Verformungsverhalten der CFK-Lamellen nahezu linear-elastisch ist, kann der Mauerwerkskörper zurückfedern. Dieses Verhalten kann durch eine Unterdruckphase während des Zurückschwingens verstärkt werden. Da die Biegezugfestigkeit der unverstärkten Seite der Lagerfuge gering ist im Vergleich zur verstärkten Seite, ist die negative Verformung im Betrag größer als die positive Verformung. Aufgrund des Durchschwingens erfährt die CFK-Verstärkung eine Stauung. Auf der unverstärkten Belastungsseite des Mauerwerks erfolgt, aufgrund der fehlenden Biegezugverstärkung, ein Öffnen der Lagerfuge. Dies kann vermieden beziehungsweise reduziert werden, indem eine zusätzlich Verstärkung auf der Belastungsseite appliziert wird. Die Maßnahme einer zusätzlichen Verstärkung auf der Belastungsseite wird in Abschnitt 6.3 an einem Beispiel untersucht. Das beschriebene Tragverhalten ist in Abbildung 4.4 und Abbildung 4.11 dargestellt.

Verformungsverhalten:

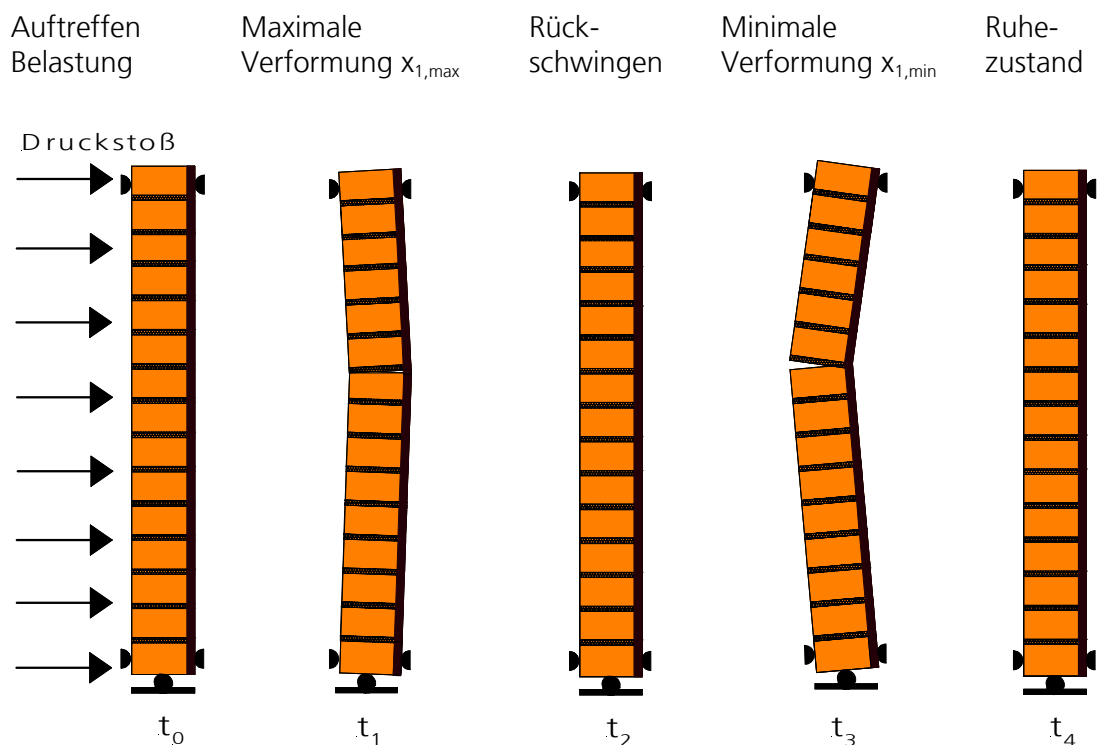


Abbildung 4.11: Beobachtetes Tragverhalten und mögliche Versagensarten asymmetrisch-linear-elastisch verstärkter Mauerwerkskörper bei der Stoßrohrprüfung.

Im Folgenden wird der Zusammenhang zwischen der Verformung und der Dehnung der CFK-Lamelle dargestellt. In Abbildung 4.12 sind die Dehnungen der CFK-Lamellen und die Verformung an der Stelle $z = 0$ mm beim ersten Verformungsmaximum aufgetragen. Es ist zu erkennen, dass bei den mit Laststufen geprüften Prüfkörpern MD1-W6 und MD2-W5 bei gleicher Verformung eine nahezu gleiche Dehnung der CFK-Lamelle vorliegt. Die Dehnung der CFK-Lamelle korreliert somit unabhängig vom untersuchten Anteil der CFK-Lamelle mit der Verformung. Vor allem die letzten drei bis vier Belastungsstufen dieser beiden Versuche zeigen im Vergleich zu den Prüfkörpern MD1-W8 und MD2-W9 mit einer geringen Vorbelastung einen Einfluss der zuvor durchgeführten Laststufen auf das Dehnungs-Verformungs-Verhalten.

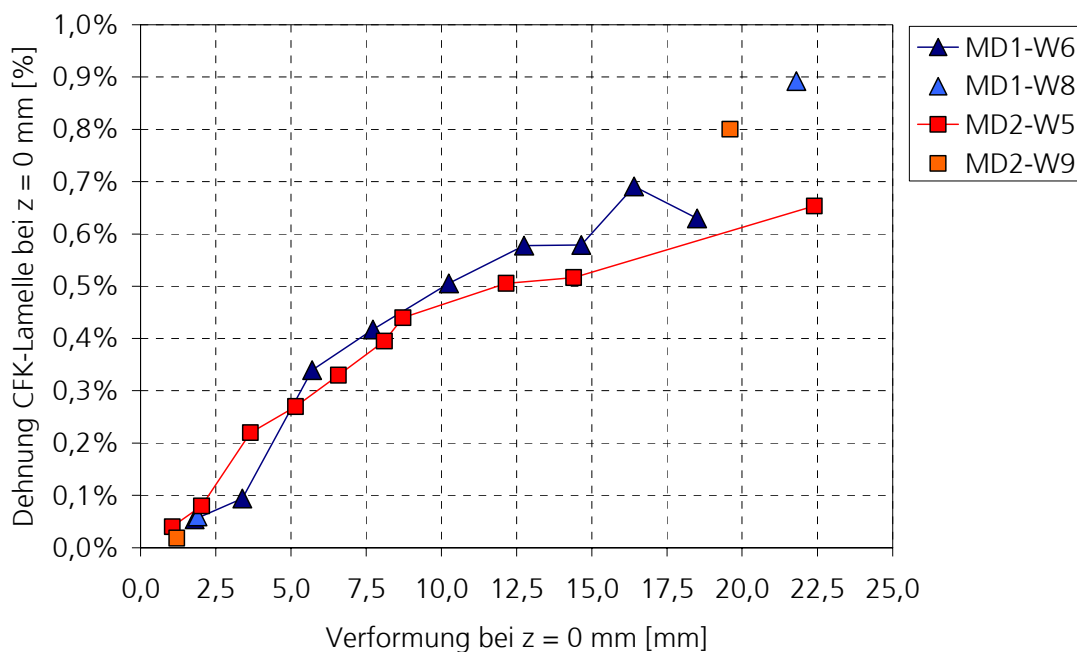


Abbildung 4.12: Dehnung in der CFK-Lamelle, bezogen auf die Verformung $x_{1,max}$ bei $z = 0$ mm (Bauteilmitte) für die einzelnen Laststufen der Prüfkörper MD1-W6, MD1-W8 (eine CFK-Lamelle) und MD2-W5, MD2-W9 (zwei CFK-Lamellen).

Die Versuchsergebnisse der einzelnen Versuche sind in der Tabelle 11.17 zusammengestellt. In Abbildung 11.23 und Abbildung 11.24 sind weitere Prüfkörper nach der Druckstoßprüfung dargestellt. Die Belastung, die Verformung in Bauteilmitte und die Dehnungen der einzelnen Prüfkörper werden für die Laststufe beim Versagen in Abbildung 11.25 bis Abbildung 11.33 gezeigt.

5 Berechnungsmodell bei statischer Belastung

Ein Berechnungsmodell für statische Belastungen ist erforderlich, um die Widerstandsfunktion als Eingabewert für eine Berechnung mit einem Ein-Masse-Schwinger-Modell zu erhalten. Dieses Modell wird in Abschnitt 6 vorgestellt. Während bei einem Berechnungsverfahren für statische Belastungen meist nur die Bruchlast von Interesse ist, erfordert eine Berechnung bei dynamischer Belastung ebenfalls die Kenntnis des Last-Verformungs-Verlaufs. Die Berechnung der Bruchlast wird in Abschnitt 5.2 vorgestellt. Die Ermittlung des Last-Verformungs-Verlaufs erfolgt durch das in Abschnitt 5.6 vorgestellte Modell.

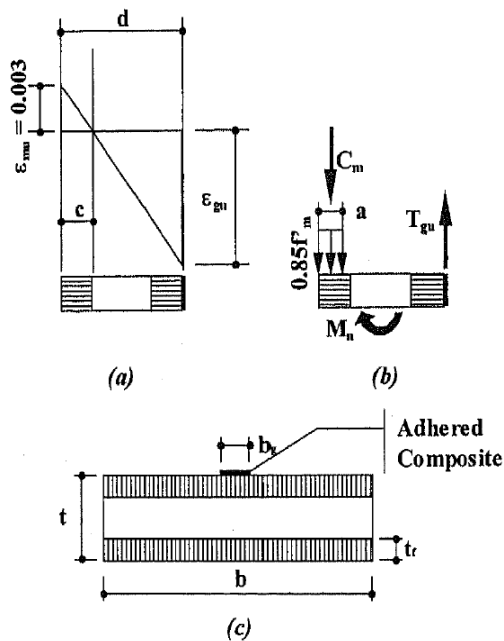
5.1 Kenntnisstand Berechnungsmodelle

Es sind einige Modelle zur Berechnung von nachträglich verstärktem Mauerwerk für eine Belastung senkrecht zur Wandebene bekannt. Die Verstärkung erfolgt bei diesen Modellen dabei meist nicht durch eingeklebte CFK-Lamellen, sondern durch ein extern appliziertes Verstärkungsmaterial wie beispielsweise durch aufgeklebte CFK-Lamellen (TRIANTAFILLOU [71]) oder die Applikation einer zusätzlichen Verstärkungsschicht (z. B. GUNKLER [24]). Die meisten Berechnungsmodelle für eine statische Belastung haben dabei nur das Ziel, eine Bruchlast und nicht das Last-Verformungsverhalten bzw. eine Bruchverformung zu ermitteln. Gerade das Last-Verformungsverhalten ist für eine dynamische Berechnung von großer Bedeutung, so dass beim Berechnungsmodell das Verformungsverhalten mit statischer Belastung näher betrachtet werden muss.

GUNKLER [24] schlägt zur Berechnung von Mauerwerk mit stahlbewehrten Ergänzungsschichten ein Fachwerk- und Bogen-Zugband-Modell vor. Durch die Modellierung von Mauerwerkswänden mit einem Fachwerkmodell ist es möglich, den Zugkraftverlauf der Biegezugverstärkung zu ermitteln. Die Berechnung der inneren Bruchschnittgrößen erfolgt mit einer Parabel-Rechteck-Beziehung für das Spannungs-Dehnungsverhalten. Für die Mitwirkung des Mauerwerks und der Ergänzungsschicht zwischen Rissen werden »Tension Stiffening«-Effekte durch die Berücksichtigung des verschieblichen Verbundes des Betonstahls zwischen den Rissen der

Ergänzungsschicht angesetzt. Eigenspannungen durch die Ergänzungsschicht im Mauerwerk werden durch ein Schichtenmodell berechnet. Für die Rissbildung in der Ergänzungsschicht werden Rissmodelle aus dem Stahlbetonbau verwendet, die auf der Gaußschen Normalverteilung der Betonzugfestigkeit basieren. Das Modell ermöglicht durch die Berücksichtigung der Rissbildung und Eigenspannungseffekte ebenfalls die Berechnung von Verformungen.

HAMILTON ET AL. [25] geben ein Berechnungsverfahren für einachsiger gespannte Betonsteinmauerwerkswände mit auf der Oberfläche aufgeklebten Lamellen der Breite b_g aus unidirektional angeordneten Glasfasern an. Das Modell basiert auf einem normativ geregelten, amerikanischen Berechnungsverfahren für Stahlbeton. Grundlage des Berechnungskonzeptes ist das Versagen der Biegezugbewehrung, so dass andere Versagensarten wie beispielsweise Delamination und Verankerungsversagen nicht berücksichtigt werden. Das von HAMILTON ET AL. [25] beschriebene Berechnungsverfahren ist in Abbildung 5.1 dargestellt. Es wird von einer gerissenen Biegezugzone des Mauerwerks ausgegangen. Für den Druckbereich des Mauerwerks wird ein äquivalenter Rechteckblock mit einer 0,85-fachen Biegefestigkeit f_m' angesetzt. Über ein Gleichgewicht der resultierenden Druckkraft C_m und der Bruchzugkraft T_{gu} des Verstärkungsmaterials mit der Zugfestigkeit f_{gu} wird die Druckhöhe a für den virtuellen Rechteckblock ermittelt. Durch den Faktor α_c kann die Breite der Verstärkung ermittelt werden, bei der der Verbund zwischen Verstärkungsmaterial und Mauerwerk gerade noch gewährleistet ist und ein Versagen durch Delamination vermieden werden kann. Die wirksame Bauteilbreite b wird, aufgrund von Schubeinflüssen, auf die sechsfache Mauerwerksdicke t bzw. 1800 mm beschränkt. Das Berechnungsmodell überschätzt die Tragfähigkeit um etwa 10 Prozent bis 20 Prozent. Eine Berechnung des Last-Verformungsverhaltens erfolgt nicht.



Bei Versagen der GFK Lamelle:

$$\alpha_c = \frac{b_g}{b} = 0,85^2 \cdot t \cdot \left(\frac{f'_m}{f_{gu}} \right) \cdot \frac{\epsilon_{mu}}{\epsilon_{mu} + \epsilon_{gu}}$$

$$M_n = T_{gu} \cdot \left(d - \frac{a}{2} \right) \quad (5.1)$$

$$a = \frac{T_{gu}}{0,85 \cdot f'_m \cdot b}$$

$$T_{gu} = b_g \cdot f_{gu}$$

Bei Druckversagen des Mauerwerks:

$$M_n = 0,85 \cdot a \cdot b \cdot f'_m \cdot \frac{c}{2} \quad (5.2)$$

Abbildung 5.1: Ansatz der Kräfte und Angabe der Berechnungsgleichungen des Berechnungsmodells nach HAMILTON ET AL. [25].

TRIANTAFILLOU [71] gibt ein Berechnungsmodell für auf der Oberfläche durch FVK-Lamellen verstärktes Mauerwerk bei statischer Belastung und einachsiger Spannrichtung an. Es wird Schub, Biegung aus und in der Plattenebene, kombiniert mit Normalkraftbeanspruchungen betrachtet. Die Tragfähigkeit wird durch bezogene Momenten-Normalkraft-Beziehungen für den Grenzzustand der Tragfähigkeit angegeben. Wie bei HAMILTON ET AL. [25] wird zwischen unter- und überverstärkten Querschnitten unterschieden. TRIANTAFILLOU [71] geht aufgrund der hohen Zugfestigkeiten von FVK-Lamellen in der Regel von überverstärkten Querschnitten mit einem Druckversagen des Mauerwerks bei der Druckfestigkeit f_k aus. Grundlage des Modells sind eine vollständig gerissene Biegezugzone, die Modellierung der Druckzone durch einen Spannungsrechteckblock und die Einhaltung des Kräfte- und Momentengleichgewichts. Durch den Partialsicherheitsfaktor γ_M für Mauerwerk wird die charakteristische Druckfestigkeit für eine Bemessung reduziert. Die Überprüfung des Modells erfolgte an sechs einachsig gespannten Biegeträgern und mit einer Verstärkung durch 0,21 Prozent bzw. 0,42 Prozent Querschnittsfläche der CFK-Lamellen des Gesamtquerschnittes. Die Prüfung erfolgte ohne eine Normalkraftbelastung. Ein

Vergleich der Tragfähigkeiten des Berechnungsmodells mit den Versuchen ergab eine maximale Abweichung von etwa 15 Prozent. Es wird zur Berechnung des bezogenen Bruchmomentes folgende Gleichung angegeben:

$$\frac{M_{0,Rd}}{\ell \cdot t^2 \cdot f_k} = \frac{1}{2} \cdot \omega \cdot \frac{\left(1 - \frac{x}{t}\right)}{\frac{x}{t}} + \frac{0,4}{\gamma_M} \cdot \frac{x}{t} \cdot \left(1 - 0,8 \cdot \frac{x}{t}\right) \quad (5.3)$$

mit

$$\frac{x}{t} = \frac{\gamma_M}{1,6} \cdot \left[-\omega + \sqrt{\omega^2 + \frac{3,2}{\gamma_M} \cdot \left(\omega + \frac{N_{Rd}}{\ell \cdot t \cdot f_k}\right)} \right] \quad (5.4)$$

$$\omega = \frac{\varepsilon_{M,u} \cdot E_{frp}}{f_k} \cdot \rho_v \quad (5.5)$$

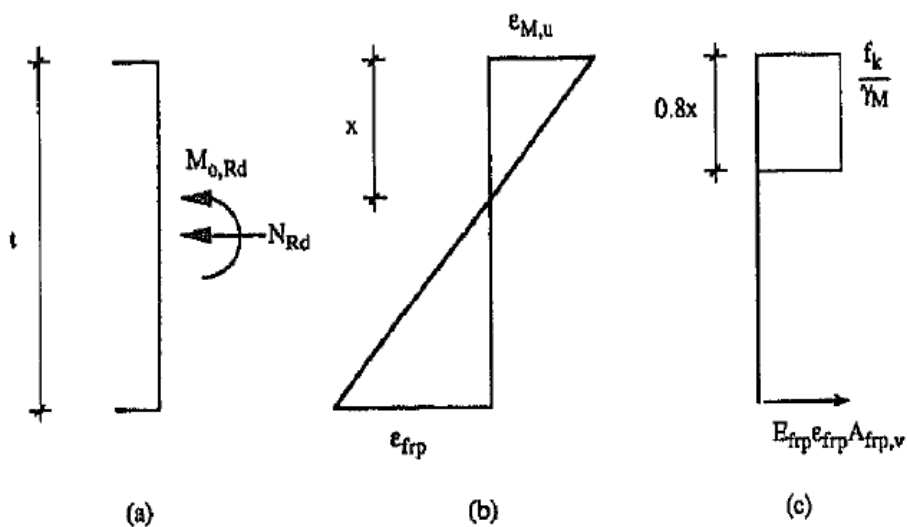


Abbildung 5.2: Dehnungsverteilung und Spannungsverteilung des Modells nach TRIANTAFILLOU [71].

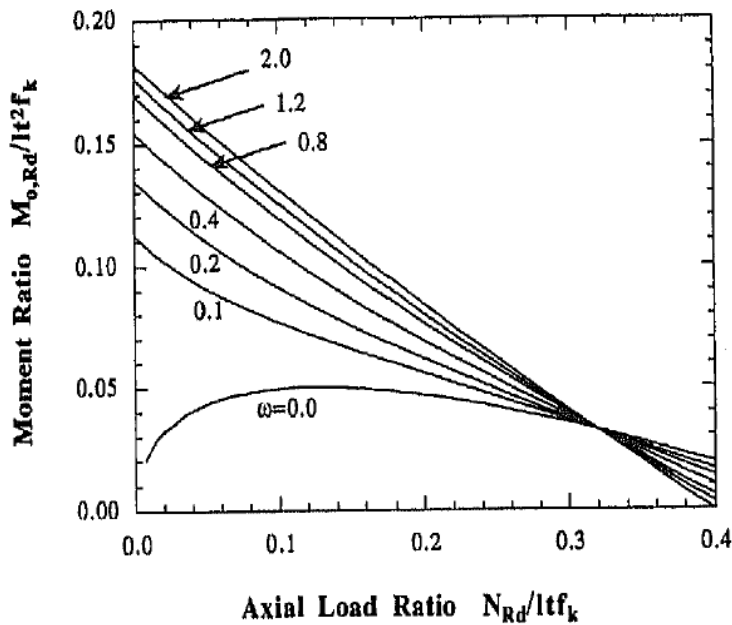


Abbildung 5.3: Einfluss des Anteils der FVK-Lamellen auf die Tragfähigkeit bei Kombinationen aus Belastungen durch Normalkraft und Momenten nach TRIANTAFILLOU [71].

Aus der Abbildung 5.3 ist zu erkennen, dass bei steigender normierter Normalkraft, ab einem Wert von etwa 0,32, die Momententragfähigkeit durch die FVK-Lamellen ungünstiger wird. Dies kann auf einen überdrückten Mauerwerksquerschnitt zurückgeführt werden.

TUMILIAN ET AL. [74] untersuchten nachträglich durch auf der Oberfläche aufgeklebte GFK-Lamellen verstärkte Wände in einem Gebäude. Die Wände bestanden aus einem Aufbau aus zwei Schichten. Es wurde ein analytisches Modell aufgestellt für einachsige gespannte und verstärkte Mauerwerkswände, bei dem von einem linear-elastischen Tragverhalten der Materialien bis zum Versagen ausgegangen wird. Bogeneffekte werden durch eine angenommene Spannungsverteilung jeweils am Wandfuß und -kopf angesetzt. Weiterhin wurde angenommen, dass der Mauerwerkskörper in der Mitte aufklappt und an den Auflagern im Ziegel versagt. Die Belastung erfolgte durch eine Einzellast in der Hälfte der Spannweite. Ein Vergleich der berechneten Lasten und Verformungen mit den Versuchsergebnissen ergab eine Abweichung von maximal etwa 10 Prozent bei der Bruchlast und 20 Prozent bei der Bruchverformung.

5.2 Tragfähigkeit bei Biegebeanspruchung

Die Delamination von FVK-Lamellen tritt bei externer Applikation durch einen Versatz an der Mauerwerksoberfläche auf und kann beim untersuchten Schlitzverfahren ausgeschlossen werden. Beim Schlitzverfahren ist allerdings ein Versagen der Verklebung beziehungsweise ein Versagen im Bauteiluntergrund zu beobachten. Bei den Bauteilversuchen der Abschnitte 3.2 und 4 trat dies als Endverankerungsversagen auf. Es werden für die Berechnung der Tragfähigkeit folgende Versagensfälle untersucht:

1. Biegezugversagen der CFK-Lamelle
2. Biegedruckversagen des Mauerwerks
3. Endverankerungsversagen am Auflager

Für das Endverankerungsversagen ist die Kenntnis der Verankerungslänge und der Bruchlast erforderlich. Aus den Zug-Druck-Verbundversuchen des Abschnittes 3.3 wurde eine Gleichung entwickelt, für die in Abhängigkeit der Endverankerungslänge die Bruchlast angegeben werden kann. In Abschnitt 5.3 wird ein Modell zur Ermittlung der Endverankerungslänge und der Bruchlast für diesen Versagensfall vorgestellt.

Eine Behinderung der Verdrehung und Längenänderung bei einer Biegeverformung ergibt durch die Bogentragwirkung eine Änderung der Tragfähigkeit. Deshalb wird in Abschnitt 5.4 ein bereits bestehendes Berechnungsmodell für die externe Verstärkung von Mauerwerk durch CFK-Lamellen von TUMIALIAN ET AL. [74] modifiziert und auf die in dieser Untersuchung maßgebende Belastung und Anordnung der CFK-Lamelle im Mauerwerk angepasst.

Das Verstärkungsverfahren ist zur Verstärkung in einer Bauteilrichtung ausgelegt. Mauerwerksbauteile sind allerdings häufig zweiachsig lastabtragende Strukturen. Deshalb wird im Abschnitt 5.5 die Plattentragwirkung und deren Einfluss auf die Tragfähigkeit untersucht. Zur Berechnung des Tragverhaltens bei Druckstoßbelastungen mit dem Modell des Ein-Masse-Schwingers ist es notwendig, das Widerstandsverhalten zu berechnen. Aus diesem Grund wird in Abschnitt 5.6 ein Modell zur Berechnung des Last-Verformungsverhalten vorgestellt und an den durchgeführten Versuchen des Abschnittes 3.2 überprüft. Für die Berechnung der Verformung eines Mauerwerkskörpers wird der Elastizi-

tätsmodul als gleichmäßig verteilt angenommen. Die Verformung wird durch die Rissbildung in den Lagerfugen beeinflusst. Der Einfluss der Rissbildung auf die Verformung wird aus den unterschiedlichen Spannungszuständen für die ungerissenen und gerissenen Querschnittsbereiche bestimmt.

Bei der Berechnung von Stahlbetonquerschnitten ist es üblich, zwischen einem Zustand I, für eine ungerissene Biegezugzone, und einem Zustand II, für eine gerissene Biegezugzone, zu unterscheiden. Für das dargestellte Berechnungsmodell wird diese Unterscheidung beibehalten. Für die Ermittlung der Tragfähigkeit wird entsprechend den üblichen Berechnungsverfahren im unbewehrten und bewehrten Mauerwerksbau vom Ebenbleiben der Querschnitte während ihrer Verformung nach der Bernoulli-Hypothese ausgegangen (JÄGER ET AL. [29]).

Ausgehend vom Gleichgewicht zwischen den inneren und äußeren Kräften und Momenten kann für einen Querschnitt bei bekannter Spannungs-Dehnungs-Beziehung die Spannungsverteilung über die Querschnittshöhe ermittelt werden. Aus der dann bekannten Spannungsverteilung im Querschnitt kann das innere Biegemoment M_i im betrachteten Querschnitt ermittelt werden.

Die Bruchlast kann für das Biegedruckversagen des Mauerwerks beziehungsweise das Zugversagen der CFK-Lamelle ermittelt werden, indem die Bruchstauchung des Mauerwerks am Biegedruckrand beziehungsweise die Bruchdehnung der CFK-Lamelle angesetzt wird und eine Dehnungszustand ermittelt wird, bei dem Gleichgewicht zwischen inneren und äußeren Kräften vorhanden ist. Das Ziel der Berechnungsgleichungen ist hierbei nicht, statische Bemessungsgleichungen zu entwickeln, die im Einklang mit den Bemessungskonzepten für mit Stahl armierte Mauerwerkskörper stehen. Es wird vielmehr angestrebt, Gleichungen zu erhalten, die in Abhängigkeit der Schnittgrößen die Spannungszustände auch unterhalb der Bruchlast einfach wiedergeben, um hiermit die Verformungsberechnung zu erleichtern.

Entsprechend der Untersuchung von JÄGER ET AL. [29] wird für das untersuchte Mauerwerk aus Hochlochziegeln als Kontinuum eine linear-elastische Spannungs-Dehnungs-Beziehung angesetzt. Für Mauerwerk aus Hochlochziegel wird von JÄGER ET AL. [29] eine maximale Stauchung von 0,2 Prozent angegeben. Die gewählte Spannungs-Dehnungs-Beziehung und die gewählten Definitionen sind in Abbildung 5.4 dargestellt.

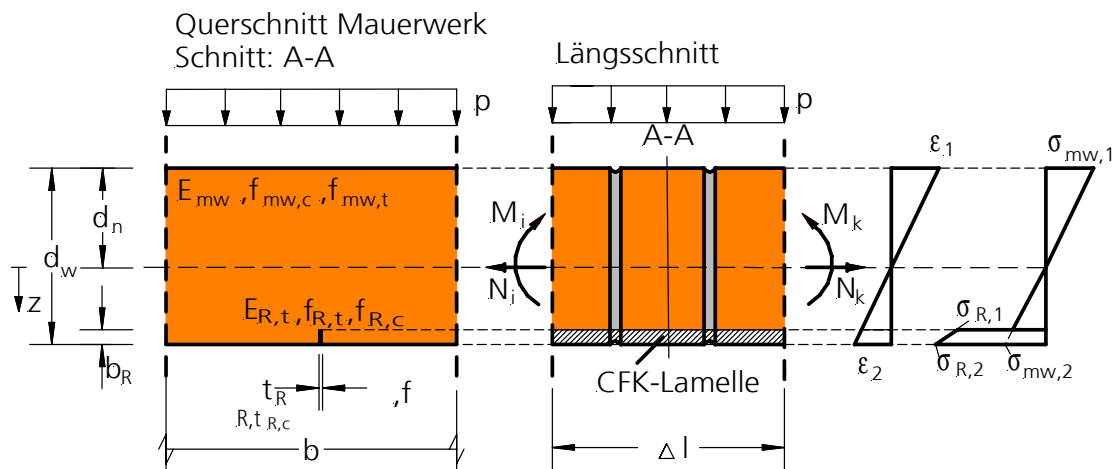


Abbildung 5.4: Geometrie, Bezeichnungen und Spannungs-Dehnungsverteilung für das Berechnungsmodell bei statischer Belastung.

Aus der Annahme der Gültigkeit der Bernoulli-Hypothese ergibt sich, dass an einer Stelle gleicher Dehnung die Normalspannung der CFK-Lamelle um den Faktor aus dem Verhältnis der Elastizitätsmoduli zwischen CFK-Lamelle und Mauerwerk unterschiedlich ist. Hieraus ergibt sich:

$$\sigma_{R,2} = n_v \cdot \sigma_{mw,2} \quad (5.6)$$

mit

$$n_v = \frac{E_{R,t}}{E_{mw}} \quad (5.7)$$

5.2.1 Ideal-linear-elastische Spannungs-Dehnungs-Beziehung im Zustand I

Bis zum Erreichen der Rissdehnung am Zugrand des Mauerwerksquerschnittes liegt der Zustand I vor. In diesem Bereich werden Zugspannungen in der Biegezugzone auch vom Mauerwerk aufgenommen. Die Zugspannung $\sigma_{R,2}$ der CFK-Lamelle entspricht dem n_v -fachen der Randspannung $\sigma_{mw,2}$ des Mauerwerks an der betrachteten Querschnittsstelle. Aufgrund der Schnittgrößen M_i und N_i ergibt sich der in Abbildung 5.5 dargestellte Spannungszustand.

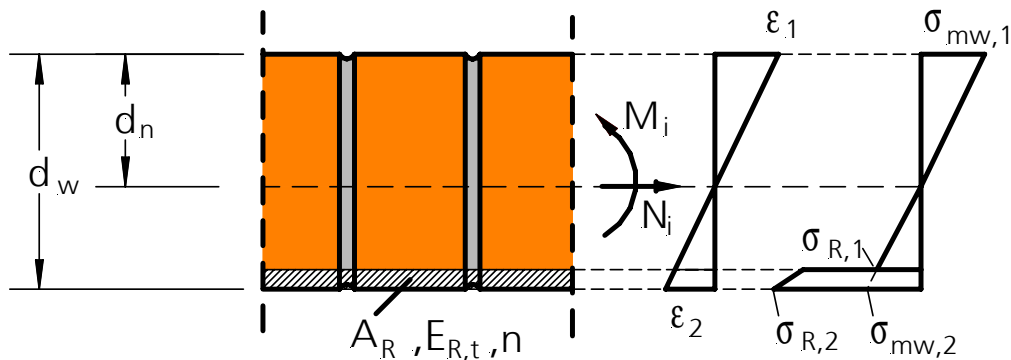


Abbildung 5.5: Bezeichnungen für die Spannungs-Dehnungs-Beziehung im Zustand I mit ideal-linear-elastischem Materialverhalten.

Aus dem Gleichgewicht der Kräfte im betrachteten Querschnitt kann, aufgrund der festgelegten Spannungs-Dehnungs-Beziehung, die Lage der Spannungsnulllinie bei d_n ermittelt werden. Die Gleichgewichtsbedingung für einen Mauerwerksstreifen der Breite b mit n eingeklebten CFK-Lamellen mit einer ideal-linear-elastischen Spannungs-Dehnungs-Beziehung im Zustand I lautet:

$$\begin{aligned} \sigma_{mw,1} \cdot \frac{b}{2} \cdot d_n - \sigma_{mw,2} \cdot n \cdot \frac{t_R}{2} \cdot (d_w - d_n) \cdot (n_v - 1) \\ + \sigma_{mw,2} \cdot n \cdot \frac{t_R}{2} \cdot \frac{(d_w - d_n - b_R)^2}{d_w - d_n} + \sigma_{mw,2} \cdot \frac{b}{2} \cdot (d_w - d_n) + N_i = 0 \end{aligned} \quad (5.8)$$

$$\sigma_{mw,1} = \sigma_{mw,2} \cdot \frac{d_n}{d_w - d_n} = \frac{\sigma_{R,2}}{n_v} \cdot \frac{d_n}{d_w - d_n} \quad (5.9)$$

Mit Gleichung (5.9) kann die Lage der Spannungsnulllinie d_n in Abhängigkeit der Randspannung des Biegedruckrandes bzw. des Biegezugrandes bestimmt werden. Aufgrund des angesetzten linear-elastischen Materialverhaltens ist alternativ eine Berechnung auch über das Trägheitsmoment möglich. In Abhängigkeit der Spannung des Mauerwerks am Biegezugrand ergibt sich die Lage der Spannungsnulllinie wie folgt:

$$d_n = \frac{1}{2} \cdot \frac{b \cdot (d_w^2 \cdot b_1 - b_R^2 + 2 \cdot b_R \cdot d_w) - 2 \cdot \frac{N_i}{\sigma_{mw,2}} \cdot b_1 \cdot d_w}{b \cdot (b_R + d_w \cdot b_1) - \frac{N_i}{\sigma_{mw,2}} \cdot b_1} \quad (5.10)$$

Hierin wurde der dimensionslose Beiwert b_1 wie folgt eingeführt.

$$b_1 = \frac{b}{n \cdot t_R \cdot (n_v - 1)} \quad (5.11)$$

Aus der nun bekannten Lage der Spannungsnulllinie kann die Spannungsverteilung und das Biegemoment M_i in Abhängigkeit der Biegerandspannung $\sigma_{mw,2}$ beziehungsweise $\sigma_{mw,1}$ ermittelt werden. Wird für die Randspannung $\sigma_{mw,2}$ die Biegezugfestigkeit des Mauerwerks eingesetzt, so erhält man das Biegemoment, bei dem der Rissbeginn erfolgt. Für die Ermittlung des Biegemoments M_i gilt folgende Gleichung:

$$\begin{aligned} M_i &= \frac{1}{3} \cdot \sigma_{mw,2} \cdot b \cdot \left[\frac{d_n^3}{d_w - d_n} + (d_w - d_n)^2 \cdot \left(1 + \frac{1}{b_1} \right) \right. \\ &\quad \left. - \frac{1}{b_1} \cdot \frac{(d_w - d_n - b_R)^3}{d_w - d_n} \right] \\ &= \frac{1}{3} \cdot \sigma_{mw,1} \cdot b \cdot \frac{d_w - d_n}{d_n} \cdot \left[\frac{d_n^3}{d_w - d_n} + (d_w - d_n)^2 \cdot \left(1 + \frac{1}{b_1} \right) \right. \\ &\quad \left. - \frac{1}{b_1} \cdot \frac{(d_w - d_n - b_R)^3}{d_w - d_n} \right] \end{aligned} \quad (5.12)$$

Geht man von bekannten Belastungen M_i und N_i aus, so kann für die festgelegte Spannungs-Dehnungs-Beziehung auch umgekehrt die Randdehnung bzw. Randspannung in Abhängigkeit der Belastungen M_i und N_i angegeben werden. Hierzu muss zunächst die Lage der Spannungsnulllinie in Abhängigkeit der Belastung ermittelt werden. Bei einer vorhandenen Normalkraft ergibt sich:

$$\begin{aligned}
 d_n = & \frac{1}{12 \cdot N_i \cdot (b_1 \cdot d_w + b_R)} \cdot \left[6 \cdot N_i \cdot (d_w^2 \cdot b_1 + 2 \cdot d_w \cdot b_R - b_R^2) \right. \\
 & - 6 \cdot M_i \cdot (b_1 \cdot d_w + b_R) \\
 & + \left. \left\{ 6 \cdot N_i \cdot (d_w^2 \cdot b_1 \cdot (6 \cdot b_R^2 - d_w^2 \cdot b_1)) - 4 \cdot b_1 \cdot d_w \cdot b_R \cdot (1 + b_R^2) - b_R^2 \right\} \right. \\
 & \left. + 9 \cdot M_i \cdot (b_1^2 \cdot d_w^2 + b_R^2 + 2 \cdot b_1 \cdot d_w \cdot b_R) \right]^{1/2} \quad (5.13)
 \end{aligned}$$

Die Berechnung der Spannungsnulllinie ohne Normalkraftbeanspruchung ergibt sich zu:

$$d_n = \frac{1}{2} \cdot \frac{d_w^2 \cdot b_1 - b_R^2 + 2 \cdot b_R \cdot d_w}{b_R + d_w \cdot b_1} \quad (5.14)$$

Für ein vorgegebenes Moment M_i können hieraus durch Umstellen der Gleichung unmittelbar die Randspannung $\sigma_{mw,2}$ und aus der Lage der Spannungsnulllinie mit der Randspannung $\sigma_{mw,2}$ die Randspannung am Biegedruckrand $\sigma_{mw,1}$ ermittelt werden.

$$\begin{aligned}
 \sigma_{mw,2} = & \frac{3 \cdot M_i}{b \cdot \left[\frac{d_n^3}{d_w - d_n} + (d_w - d_n)^2 + \frac{1}{b_1} \cdot (d_w - d_n)^2 - \frac{1}{b_1} \cdot \frac{(d_w - d_n - b_R)^3}{d_w - d_n} \right]} \quad (5.15) \\
 = & E_{mw} \cdot \varepsilon_2
 \end{aligned}$$

5.2.2 Ideal-linear-elastische Spannungs-Dehnungs-Beziehung im Zustand II

Aufgrund der geringen Haftzugfestigkeit zwischen Mörtel und Mauerstein tritt ein Versagen bei senkrechter Lagerfugenbeanspruchung zwischen der Mörtelschicht und dem Mauerstein ein. Durch die regelmäßige Anordnung von Mauerstein und Mörtelschicht sind die Stellen mit geringer Biegezugfestigkeit bekannt. Eine Rissausbildung wird sich nach dem Überschreiten der Biegezugfestigkeit des Mauerwerks an diesen Stellen einstellen. Nach dem Erreichen der Biegezugfestigkeit des Mauer-

werks wird angenommen, dass die Biegezugzone des Mauerwerks keine Zugspannungen mehr überträgt. Dieses Tragverhalten wird im Folgenden als Zustand II bezeichnet. Die Modellierung des Tragverhaltens für den Zustand II erfolgt durch die Annahme einer vollkommen gerissenen Biegezugzone und einer linear-elastischen Spannungs-Dehnungs-Beziehung im Druckbereich. Diese Form der Spannungs-Dehnungslinie wird für Mauerwerk aus Hochlochziegeln z. B. von SCHUBERT ET AL. [60] bei Druckbeanspruchungen und JÄGER ET AL. [29] bei Biegebeanspruchungen mit einer Druckbeanspruchung vorgeschlagen. Es wird die folgende Spannungs-Dehnungs-Beziehung angesetzt:

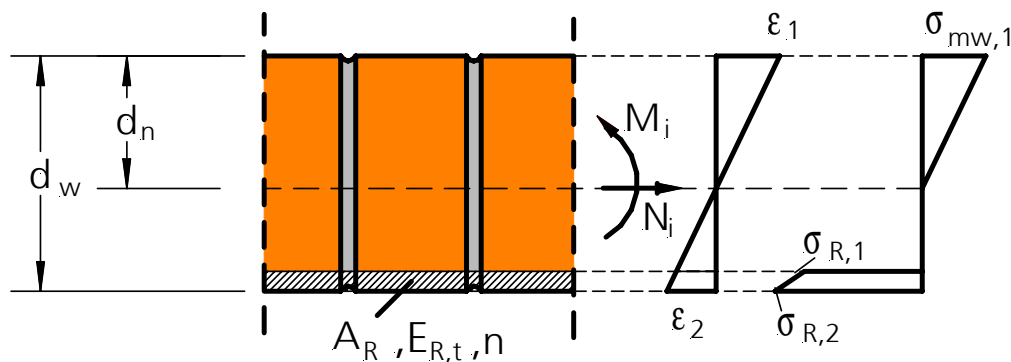


Abbildung 5.6: Bezeichnungen für Spannungs-Dehnungs-Beziehung im Zustand II mit ideal-linear-elastischem Materialverhalten und gerissener Zugzone.

Analog dem Vorgehen im Abschnitt 5.2.1 können auch für diese Spannungs-Dehnungs-Beziehung die Lage der Spannungsnulllinie d_n und die Momententragfähigkeit M_i für eine festgelegte Dehnung ermittelt werden. Für die Lage der Spannungsnulllinie in Abhängigkeit der Normalspannung $\sigma_{R,2}$ ergibt sich für die Lage der Spannungsnulllinie:

$$\begin{aligned}
 d_n &= \frac{N_i}{\sigma_{R,2} \cdot b} - \frac{n \cdot A_R \cdot n_v}{b} \\
 &+ \frac{1}{\sigma_{R,2} \cdot b} \cdot \left[\sigma_{R,2}^2 \cdot n \cdot A_R \cdot n_v \cdot (n \cdot A_R \cdot n_v - b \cdot b_R + 2 \cdot b \cdot d_w) \right. \\
 &\left. + N_i \cdot n_v \cdot \left(N_i \cdot n_v - 2 \cdot \sigma_{R,2} \cdot b \cdot d_w - 2 \cdot \sigma_{R,2} \cdot n \cdot A_R \cdot n_v \right) \right]^{1/2} \quad (5.16)
 \end{aligned}$$

Hieraus ergibt sich für eine vorgegebene Normalkraft N_i und eine Normalspannung $\sigma_{R,2}$ der CFK-Lamelle das Moment M_i zu

$$M_i = \frac{\sigma_{R,2}}{3 \cdot (d_w - d_n)} \cdot \left[\frac{b}{n_v} \cdot d_n^3 + n \cdot t_R \cdot (d_w - d_n)^3 - n \cdot t_R \cdot (d_w - d_n - b_R)^3 \right] \quad (5.17)$$

Wird für die Normalspannung $\sigma_{R,2}$ die Zugfestigkeit $f_{R,t}$ der CFK-Lamelle angesetzt, so entspricht dies dem Versagensfalls »Zugversagen der CFK-Lamellen«. Alternativ kann die Normalspannung der CFK-Lamelle auch durch die Biegedruckspannung $\sigma_{mw,1}$ am Rand des Mauerwerks wie folgt umgeschrieben und das innere Moment durch die Biegedruckspannung des Mauerwerks ausgedrückt werden.

$$M_i = \frac{n_v \cdot \sigma_{mw,1}}{3 \cdot d_n} \cdot \left[\frac{b}{n_v} \cdot d_n^3 + n \cdot t_R \cdot (d_w - d_n)^3 - n \cdot t_R \cdot (d_w - d_n - b_R)^3 \right] \quad (5.18)$$

mit

$$\sigma_{R,2} = n_v \cdot \sigma_{mw,1} \cdot \frac{d_w - d_n}{d_n} \quad (5.19)$$

Wird für die Biegedruckspannung $\sigma_{mw,1}$ die Biegedruckfestigkeit f_{mw} des Mauerwerks angesetzt, so wird das Versagen »Biegedruckversagen Mauerwerk« für ein linear-elastisches Tragverhalten im Biegedruckbereich des Mauerwerks beschrieben. Entsprechend Abschnitt 5.2.1 können bei bekanntem Moment M_i für diese Form der Spannungs-Dehnungslinie auch die Lage der Spannungsnulllinie d_n und die Normalspannungsverteilung des Querschnittes in Abhängigkeit der Belastung angegeben werden. Es ergibt sich für den Sonderfall, dass keine Normalkraft N_i wirkt:

$$d_n = -\frac{n \cdot A_R \cdot n_v}{b} + \frac{1}{b} \cdot \left[n^2 \cdot A_R^2 \cdot n_v^2 + b \cdot n \cdot A_R \cdot n_v \cdot (2 \cdot d_w - b_R) \right]^{1/2} \quad (5.20)$$

Hieraus ergibt sich die Randzugspannung der CFK-Lamelle für das innere Biegemoment M_i zu:

$$\sigma_{R,2} = \frac{3 \cdot M_i}{\frac{1}{d_w - d_n} \cdot \left[\frac{b}{n_v} \cdot d_n^3 + n \cdot t_R \cdot (d_w - d_n)^3 - n \cdot t_R \cdot (d_w - d_n - b_R)^3 \right]} \quad (5.21)$$

5.2.3 Ansatz und Einfluss des Elastizitätsmoduls

Für die Berechnung ist die Verwendung des Elastizitätsmoduls des Mauerwerks erforderlich. Für Mauerwerk unterschiedlichster Ausführungen wurde in einer Vielzahl von Untersuchungen der Druck-Elastizitätsmodul ermittelt. Als Bezugsgröße wird meist der Sekanten-Elastizitätsmodul bei 1/3 der Bruchlast gewählt. Wie die Bauteilversuche im Abschnitt 3.1 und Abschnitt 3.2 ergaben, liegt der Biege-Elastizitätsmodul als Sekanten-Elastizitätsmodul bei 1/3 der Bruchlast deutlich unterhalb des Druck-Elastizitätsmoduls nach Abschnitt 2.3.2.

Mauerwerk weist lokal deutliche Steifigkeitsunterschiede auf. Von ROTS [67] werden in Zugversuchen ermittelte Elastizitätsmoduli der Mörtel-Mauerstein-Verbindung angegeben, die deutlich unterhalb der Elastizitätsmoduli des Mauersteins und des Mörtels bei einer Druckbelastung liegen. MAKOVÍČKA [35], [36] und MAKOVÍČKA ET AL. [37] beschreiben dass durch Mikro- und Makrorisse in der Lagerfuge eine Abnahme des Biege-Elastizitätsmoduls auf circa 20 Prozent des Biege-Elastizitätsmoduls des ungeschädigten Mauerwerks eintritt. Für Mauerwerk gibt er, ausgehend von einem Tangenten-Biege-Elastizitätsmodul von 966 MPa, einen durch Rissbildung reduzierten Biege-Elastizitätsmodul von 400 MPa an. Für die Berechnung des Schwingverhaltens wird von MAKOVÍČKA [36] empfohlen, bei kurzzeitdynamischer Belastung und nicht vorbelastetem Mauerwerk im Grenzzustand der Tragfähigkeit 50 Prozent des Tangenten-Biege-Elastizitätsmoduls anzusetzen. Bei Mauerwerk mit nicht zerstörenden Rissen, zum Beispiel aufgrund von Kriechen oder einer Vorbelastung, sollten 10 Prozent des Tangenten-Biege-Elastizitätsmoduls angesetzt werden.

Auch in dieser Untersuchung wurde ein deutlicher Unterschied zwischen dem Tangenten-Biege-Elastizitätsmodul und dem ermittelten Sekanten-Elastizitätsmodul beobachtet. In Abschnitt 4 wurde aus der Eigenschwingmessung an unverstärkten Mauerwerkskörpern ein dynamischer Tangenten-Biege-Elastizitätsmodul von 1680 MPa ermittelt. Für den Sekanten-Biege-Elastizitätsmodul bei circa 1/3 der Bruchlast ergibt sich für das unverstärkte Mauerwerk ein Biege-Elastizitätsmodul von 290 MPa (vgl. Abschnitt 3.1) und 493 MPa nach Abschnitt 3.2. Aufgrund der geringen Biegezugfestigkeit ist bei Mauerwerk ohne Belastung durch Normalkräfte von einer deutlichen Reduktion des Elastizitätsmoduls durch geschädigte Lagerfugen für den Sekanten-Biege-Elastizitätsmodul auszugehen. Aufgrund des deutlichen Unterschiedes zwischen dem Tangenten-Biege-Elastizitätsmodul und dem Sekanten-Biege-Elastizitätsmodul bei 1/3 der Bruchlast wird für die Berechnung ein Biege-Elastizitätsmodul von 300 MPa angesetzt.

5.3 Modell zum Endverankerungsversagen

Während bei einer Rissbildung im Bereich der Wandmitte die Zugkraft der CFK-Lamelle beiderseits des Risses über einen langen Bereich in den Bauteiluntergrund eingetragen werden kann, muss bei einem dem Auflager nahen Riss die Zugkraft an einer Seite des Risses über einen kurzen Bereich eingeleitet werden. Bei ansteigender Belastung des Bauteils nimmt die Rissausbreitung zum Auflager hin zu, und die Zugkraft in der CFK-Lamelle steigt an. Gleichzeitig wird die zur Verfügung stehende Länge der Lasteinleitung geringer. Bei einer zu hohen Zugkraft für die Endverankerungslänge tritt dann das Endverankerungsversagen ein.

Um die Tragfähigkeit von Endverankerungen zu ermitteln, wurden im Abschnitt 3.3 Zug-Druck-Verbundversuche zur Ermittlung der Verbundzugkraft in Abhängigkeit der Endverankerungslänge durchgeführt. Mit dem in Gleichung (5.22) angegebenen Näherungsansatz für die Bruchlast der Verbundzugkraft F_a ergeben sich die in Tabelle 5.1 angegebenen Parameter. Die Parameter sind hierbei für einen Verankerungsbereich von $0 \text{ mm} \leq \ell_a \leq 748 \text{ mm}$ bestimmt worden.

$$F_a(\ell_a) = F_{a,0} \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \arctan\left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{\ell_a}{\ell_{a,0}}\right) \quad (5.22)$$

Tabelle 5.1: Parameter der Näherungsfunktion für Gleichung (5.22) zur Verbundtragfähigkeit von Endverankerungen.

Anzahl Versuche	$F_{a,0}$	$l_{a,0}$	R^2
[-]	[kN]	[mm]	[-]
21	43,3	339,7	0,76

Ein Vergleich des Näherungsansatzes mit anderen Ansatzfunktionen ergab nur geringfügige Abweichungen im untersuchten Bereich bei einem etwas geringeren Bestimmtheitsmaß R^2 . Bei einer Extrapolation über den untersuchten Bereich hinaus sind allerdings zwischen den einzelnen Ansätzen deutliche Unterschiede vorhanden, so dass eine Extrapolation ohne Untersuchungen an größeren Verankerungslängen nicht sinnvoll erscheint. Eine Aussage, ob die Grenzlast bei der Endverankerungslänge mit 748 mm erreicht ist, lässt sich somit nur durch weitere Untersuchungen ermitteln.

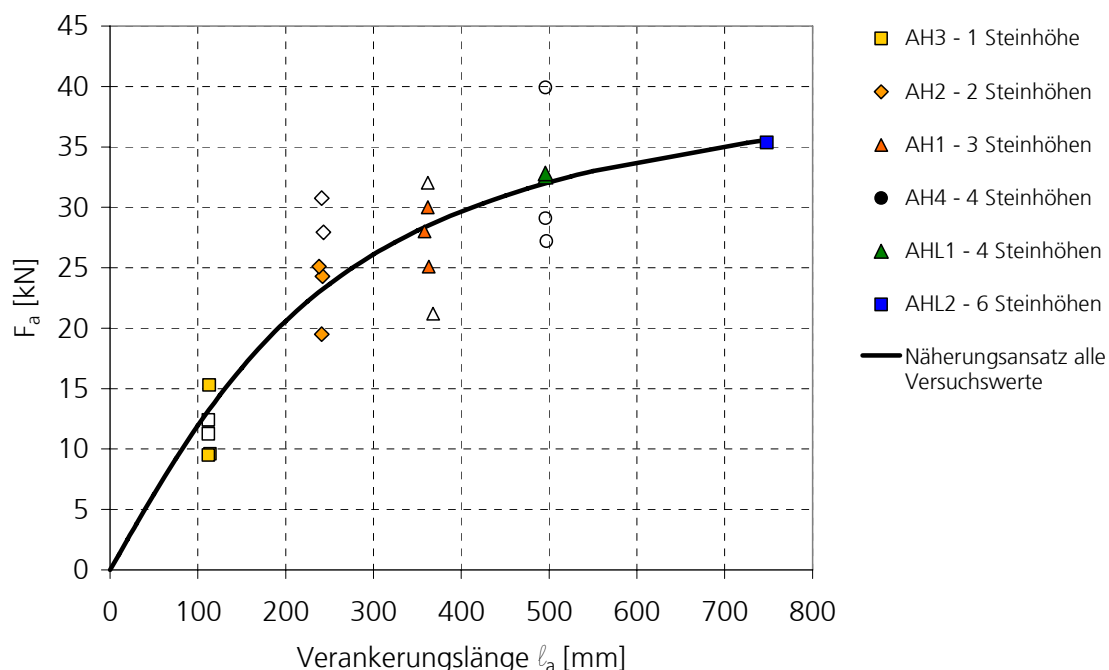


Abbildung 5.7: Bruchlast der Verbundzugkraft F_a über Verankerungslänge l_a der Zug-Druck-Verbundversuche mit dem Näherungsansatz nach Gleichung (5.22).

Aus Gleichung (5.22) und Tabelle 5.1 ist die Größe der aufnehmbaren Endverankerungskraft der Verbindung zwischen Mauerwerk und CFK-

Lamelle über die Verbundlänge bekannt. Um diese Beziehung auf biegebeanspruchtes Mauerwerk zu übertragen, müssen die Endverankerungslänge und die Zugkraft der CFK-Lamelle am Beginn der Endverankerungslänge bestimmt werden. Durch einen Vergleich zwischen der aufnehmbaren Endverankerungskraft nach Gleichung (5.22) und der am Beginn der Endverankerungslänge vorhanden Zugkraft in der CFK-Lamelle kann der Nachweis der Tragfähigkeit geführt werden. Der Beginn der Endverankerungslänge wird dabei durch den dem Ende der CFK-Lamelle am nächsten liegenden Riss festgelegt und wird beeinflusst durch die Rissausbildung während der Belastung. Die Rissausbildung erfolgt in einer Lagerfuge, wenn die Biegezugspannung im Mauerwerk die Biegezugfestigkeit erreicht. Dies tritt bei einem Rissmoment M_R ein. Für die Rissausbildung ist die Biegezugfestigkeit zwischen Mauerstein und Mörtelschicht und die Lage der Lagerfuge maßgebend. Aus den Dehnungsmessungen der CFK-Lamelle in Abschnitt 3.2, wurden im Auflagerbereich bis kurz vor dem Versagen kaum Dehnungen ermittelt. Für die Ermittlung der Tragfähigkeit wird deshalb die Balkentheorie verwendet.

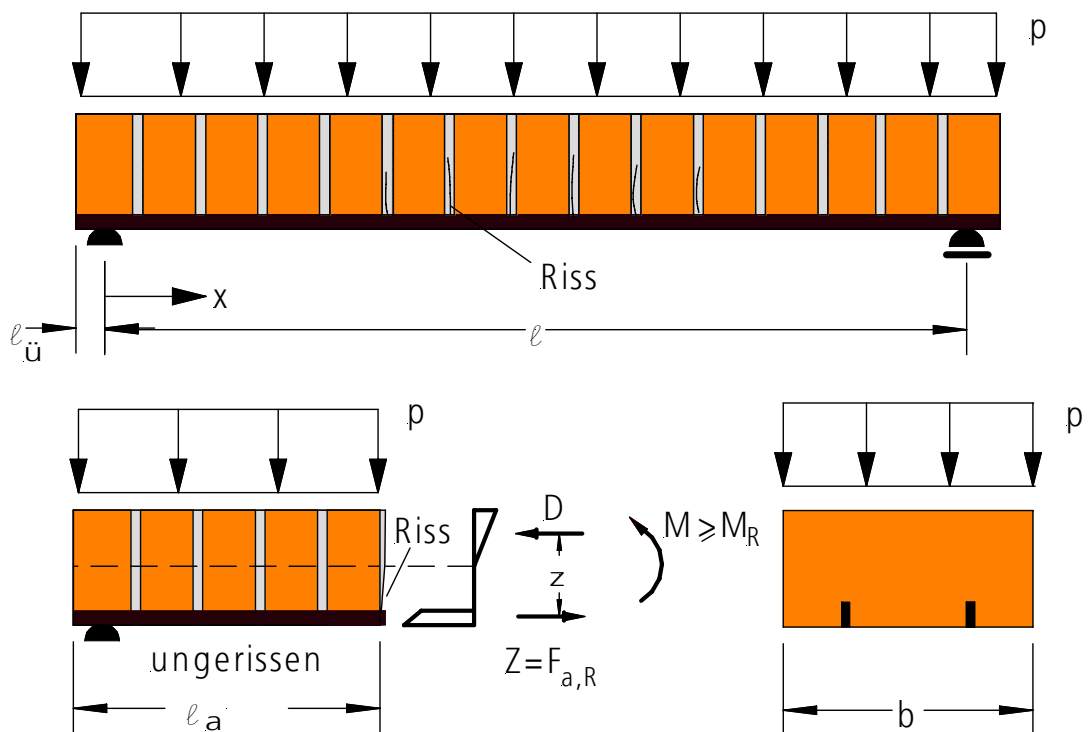


Abbildung 5.8: Bezeichnungen und Definitionen für die Berechnung der Endverankerungskraft.

Das Rissmoment M_R kann mit der Biegezugfestigkeit des Mauerwerks aus Gleichung (5.12) bestimmt werden. Für einen gelenkig gelagerten Mauerwerksabschnitt der Breite b und Spannweite ℓ ergibt sich die Flächenlast $p_R(x)$, die an der Stelle x das Rissmoment M_R erzeugt, zu:

$$p_R(x) = \frac{2 \cdot M_R}{b \cdot x \cdot (\ell - x)} \quad (5.23)$$

Die aufnehmbare Zugkraft einer CFK-Lamelle an der Stelle x kann als Funktion der Endverankerungslänge ℓ_a nach Gleichung (5.22) ermittelt werden.

$$F_a(\ell_a) = F_{a,0} \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \arctan\left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{\ell_a}{\ell_{a,0}}\right) \quad (5.24)$$

$$F_a(x) = F_{a,0} \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \arctan\left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{x + \ell_{\ddot{u}}}{\ell_{a,0}}\right)$$

Worin die Endverankerungslänge ℓ_a in Abhängigkeit von x und dem Überstand $\ell_{\ddot{u}}$ wie folgt ermittelt wird.

$$\ell_a = x + \ell_{\ddot{u}} \quad (5.25)$$

mit

$F_{a,0}$: Parameter der Näherungsfunktion mit 43,3 kN (nach Tabelle 5.1)

$\ell_{a,0}$: Parameter der Näherungsfunktion mit 339,7 mm (nach Tabelle 5.1)

$\ell_{\ddot{u}}$: Überstand der CFK-Lamelle über dem Auflager

Die mittlere Zugspannung der CFK-Lamelle bei einem Endverankerungsversagen an der Stelle x ergibt sich zu:

$$\sigma_{R,a} = \frac{F_a(x)}{A_R} \quad (5.26)$$

Die zu verankernde Zugkraft der CFK-Lamelle an der Stelle x kann für den Zustand II nach Gleichung (5.21) wie folgt geschrieben werden:

$$\begin{aligned}\sigma_{R,2} &= \frac{3 \cdot M_i}{\frac{1}{d_w - d_n} \cdot \left[\frac{b}{n_v} \cdot d_n^3 + n \cdot t_R \cdot (d_w - d_n)^3 - n \cdot t_R \cdot (d_w - d_n - b_R)^3 \right]} \\ &= \sigma_{R,a} \cdot \frac{d_w - d_n}{d_w - d_n - \frac{b_R}{2}}\end{aligned}\quad (5.27)$$

Die mittlere Zugspannung $\sigma_{R,a}$ wird hierbei vereinfachend in der geometrischen Mitte der CFK-Lamelle angenommen. Aus Gleichung (5.27) kann dann die Flächenlast $p_a(x)$ ermittelt werden, bei der an der Stelle x ein Endverankerungsversagen erfolgt.

$$p_a(x) = \frac{2 \cdot M_i}{b \cdot x \cdot (\ell - x)} \quad (5.28)$$

Bei bekannter Lage der Lagerfugen kann durch Gleichung (5.23) für eine Belastung bestimmt werden, ob in einer Lagerfuge das Rissmoment bereits erreicht wurde. An der Lagerfuge, die dem Auflager am nächsten ist und an der das Rissmoment überschritten wurde, kann nach Gleichung (5.28) die Belastung $p_a(x)$ ermittelt werden, bei der ein Endverankerungsversagen eintritt. Hierbei ist zu überprüfen, ob eine weitere, dem Auflager nähere Lagerfuge, zwischen diesen beiden Belastungsstufen aufreißt. Gegebenenfalls ist dann diese erneut zu prüfen und wie zuvor beschrieben zu verfahren.

Das zuvor dargestellte Modell zur Endverankerung wurde für die Mauerwerkskörper mit statischer Belastung überprüft. In Abbildung 5.9 wurde für die Versuchskörper der Versuchsreihe MS1 die rechnerische Bruchlast und die maßgebende Lagerfuge für das Endverankerungsversagen bestimmt. Die fett markierten Strichlinien stellen die Lage der Lagerfugen dar. Die grün gepunkteten Linien geben die Risslast beziehungsweise die Last beim Endverankerungsversagen in der zweiten Lagerfuge vom Auflager aus an. Graue Bereiche stellen Belastungen dar, bei denen die Randspannung geringer ist als die Biegezugfestigkeit. Das Auflager befindet sich an der Stelle $x = 0$ mm. Bei den Versuchen wurde

ein Überstand von circa $l_{\text{ü}} = 90$ mm gemessen. Für das Rissmoment in der Lagerfuge von 2,36 kNm ($f_{\text{mw}} = 0,16$ MPa, $E_{\text{mw}} = 300$ MPa) ergibt sich eine Bruchlast von 31,6 kPa und ein Versagen der zweiten Lagerfuge. Für die Versuchsreihe MS2 wird mit einem Rissmoment von 2,85 kNm ein Versagen an der gleichen Lagerfuge bei einer Bruchlast von 60,9 kPa ermittelt. Die ermittelten Bruchlasten stimmen gut mit den experimentell bestimmten mittleren Bruchlasten von 31,5 kPa für die Versuchsreihe MS1 und 62,5 kPa für die Versuchsreihe MS2 überein. Bei geringen Biegezugfestigkeiten, wie sie in dieser Arbeit vorlagen, ist die Kenntnis der genauen Lage der Lagerfugen von großer Bedeutung für die Ermittlung der Bruchlast beim Endverankerungsversagen.

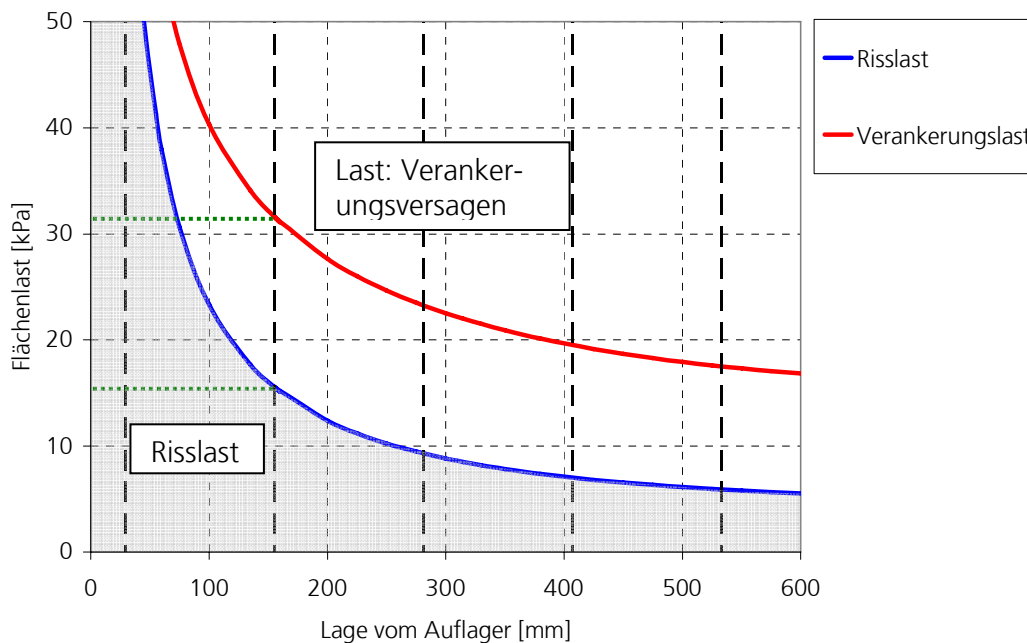


Abbildung 5.9: Berechnete Risslast $p_s(x)$ und Traglast für das Endverankerungsversagen $p_a(x)$ unter Berücksichtigung der Lage der Lagerfugen für die Prüfkörper der Versuchsreihe MS1.

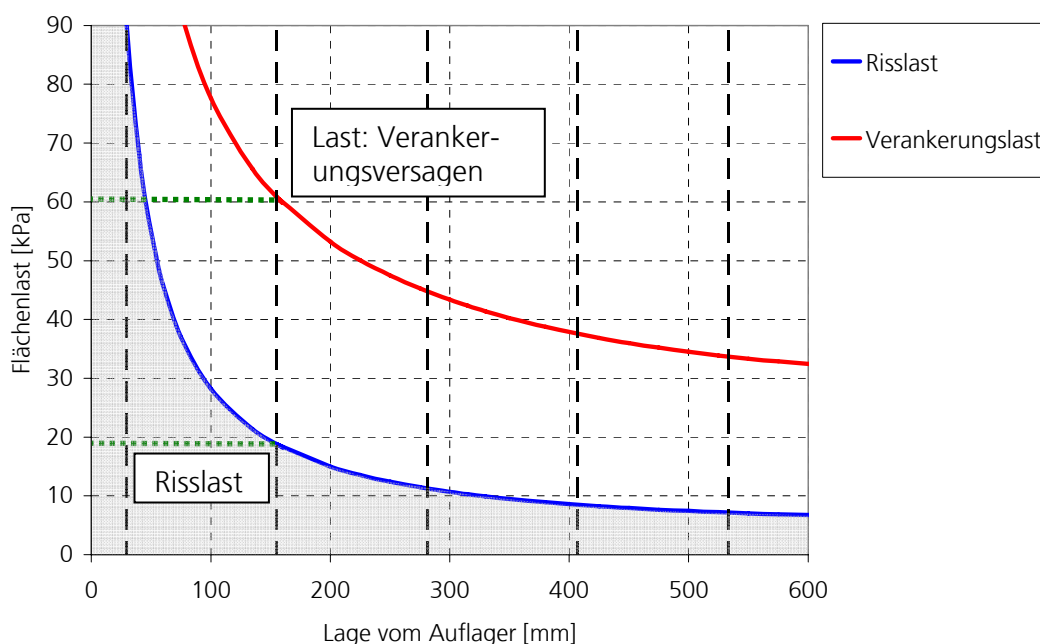


Abbildung 5.10: Berechnete Risslast $p_s(x)$ und Traglast für das Endverankerungsversagen $p_a(x)$ unter Berücksichtigung der Lage der Lagerfugen für die Prüfkörper der Versuchsreihe MS2.

5.4 Einfluss der Bogenwirkung auf die Tragfähigkeit

Aufgrund der Biegebeanspruchung verdrehen sich die Mauerwerksenden. Wird diese Verdrehung bzw. Verlängerung der Mauerwerksenden durch eine unverschiebliche Auflagerung behindert, so entsteht eine Druckkraft im Mauerwerk. Nach einem Biegezugversagen öffnet sich der Mauerwerkskörper und es kann sich ein Druckgewölbe ausbilden.

GEBBEKEN ET AL. [21] entwickelten ein Berechnungsmodell für die Bogen-tragwirkung von unverstärktem Mauerwerk zur Berechnung einachsigt lastabtragender Mauerwerkswände bei Explosionsbeanspruchungen. Die Berechnung der Widerstandsfunktion erfolgt auf Grundlage eines linear-elastischen ideal-plastischen Materialgesetzes für das Mauerwerk an einem »von Mises«-Träger. Das ermittelte Widerstandverhalten wird für eine dynamische Berechnung mit einem Ein-Masse-Schwinger-Modell angesetzt. Ein Versagenskriterium wurde noch nicht in das Modell implementiert.

MAYRHOFER [40], [41] untersuchte die Tragfähigkeit von Mauerwerk bei Druckstoßbelastungen. Er gibt für bewehrtes Mauerwerk ein Berechnungsmodell zur Ermittlung der Tragfähigkeit bei einer Gewölbewirkung mit Zugband und Normalkraft an. Die Einspannwirkung wird durch ein statisches Ersatzsystem eines Einfeldträgers ermittelt. Für den Grenzzustand der Tragfähigkeit wird das innere Tragmoment ermittelt. Eine Berücksichtigung der Dehnsteifigkeit erfolgt bei diesem Modell nicht.

Für zweischichtiges Mauerwerk mit externer Verstärkung durch GFK-Lamellen und einer senkrecht zur Bauteilachse mittig angreifenden, statischen Einzellast wurde von TUMIALIAN ET AL. [74] und GALATI ET AL. [20] ein Berechnungsmodell entwickelt. Das Berechnungsmodell berücksichtigt die Erhöhung der Tragfähigkeit bei einer unverschieblichen Auflagerung durch Bogentragwirkung. Das Modell wurde durch Feldversuche an einem bestehenden Bauteil überprüft und ergab eine gute Übereinstimmung. In dem Modell wird vereinfachend die Dehnsteifigkeit des Mauerwerks berücksichtigt und über eine angenommene Verbundfestigung die Zugspannung im Verstärkungsmaterial ermittelt.

Das Berechnungsmodell von TUMIALIAN ET AL. [74] wird im Folgenden modifiziert und auf eine interne Verstärkung von Mauerwerk durch CFK-Lamellen und eine vollflächige Belastung angepasst. Die Verformungsfigur, die Belastung und die Bezeichnungen können der Abbildung 5.11 entnommen werden. In dem Berechnungsmodell wird ein linear-elastisches Materialverhalten des Mauerwerks und Rissausbildung in Wandmitte angenommen. Da das Tragverhalten des Mauerwerks aufgrund der behinderten Längsverformung durch die Druckkräfte D_1 und D_2 beeinflusst wird, wird für die Steifigkeit des Mauerwerks der Druck-Elastizitätsmodul angesetzt. Das Modell wird an der oberen Mauerwerks-hälfte entwickelt. Die Belastung und die Definitionen der Geometrie sind in Abbildung 5.11 dargestellt.

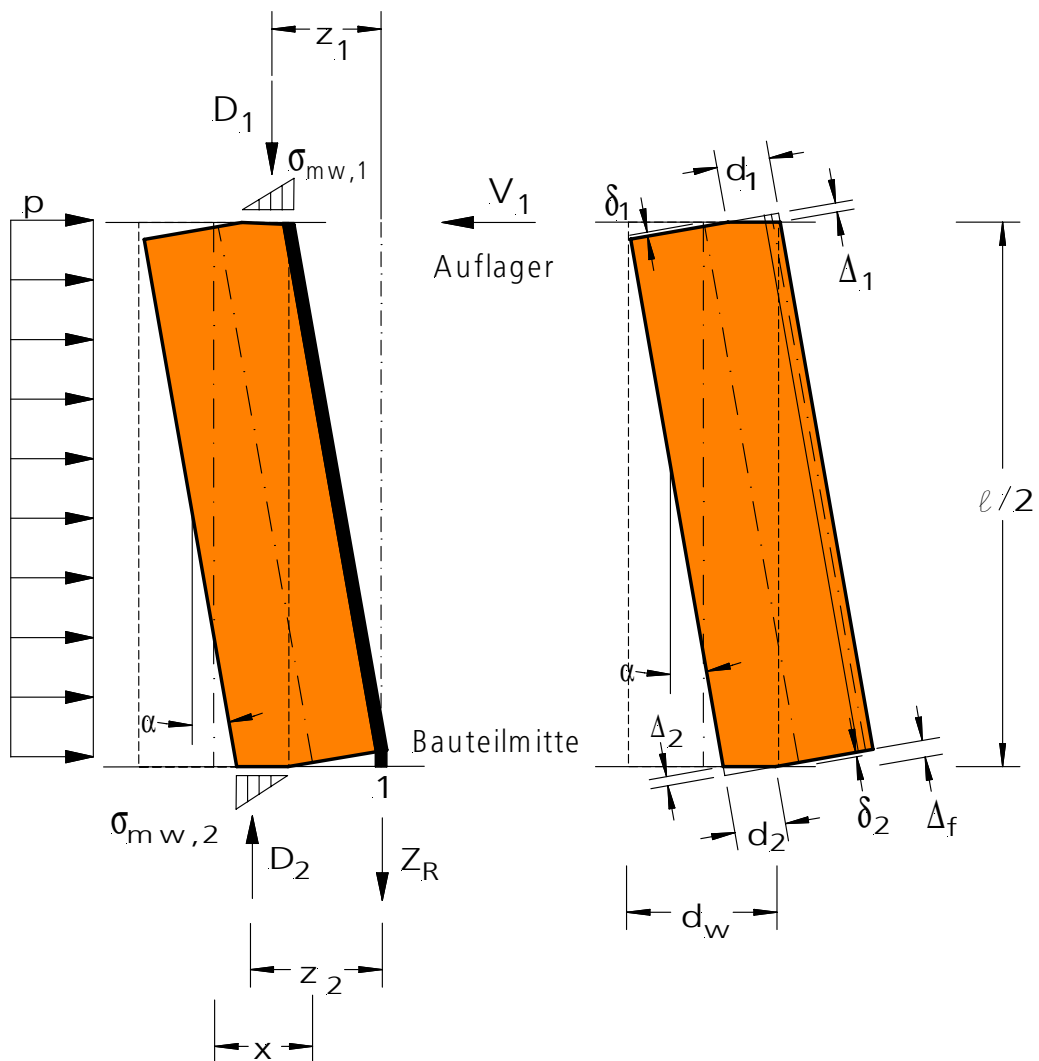


Abbildung 5.11: Modellbildung zur Bogentragwirkung – Belastung und Geometrie.

Das Gleichgewicht der oberen Mauerwerkshälfte für die Kräfte und Momente um den Punkt 1 kann entsprechend Abbildung 5.11 wie folgt angegeben werden:

$$D_1 - D_2 + Z_R = 0 \quad (5.29)$$

$$V_1 - p \cdot b \cdot \frac{\ell}{2} = 0 \quad (5.30)$$

$$D_1 \cdot z_1 + V_1 \cdot \frac{\ell}{2} - p \cdot b \cdot \frac{\ell^2}{8} - D_2 \cdot z_2 = 0 \quad (5.31)$$

$$D_1 = \frac{1}{2} \cdot \sigma_{mw,1} \cdot b \cdot d_1 = \frac{1}{2} \cdot E_{c,mw} \cdot \epsilon_{mw,1} \cdot b \cdot d_1 \quad (5.32)$$

$$D_2 = \frac{1}{2} \cdot \sigma_{mw,2} \cdot b \cdot d_2 = \frac{1}{2} \cdot E_{c,mw} \cdot \epsilon_{mw,2} \cdot b \cdot d_2 \quad (5.33)$$

mit

$$\sigma_{mw,1} = E_{c,mw} \cdot \epsilon_{mw,1} \quad (5.34)$$

$$\sigma_{mw,2} = E_{c,mw} \cdot \epsilon_{mw,2} \quad (5.35)$$

Entsprechend der Abbildung 5.11 ergeben sich folgende geometrische Beziehungen:

$$z_1 = \left(\frac{\ell}{2} - \Delta_1 \right) \cdot \sin \alpha - \frac{b_R \cdot \cos \alpha}{2} + \frac{d_1}{3 \cdot \cos \alpha} \quad (5.36)$$

$$z_2 = d_w - \frac{b_R}{2} - \frac{d_2}{3 \cdot \cos \alpha} \quad (5.37)$$

$$\Delta_1 = d_1 \cdot \tan \alpha \quad (5.38)$$

$$\Delta_2 = d_2 \cdot \tan \alpha \quad (5.39)$$

$$\frac{\Delta_2}{\Delta_1} = \frac{d_2}{d_1} = \frac{\epsilon_{mw,2}}{\epsilon_{mw,1}} \quad (5.40)$$

$$\delta_1 = \left(\frac{d_w}{2} - d_1 \right) \cdot \tan \alpha \quad (5.41)$$

$$\delta_2 = \left(\frac{d_w}{2} - d_2 \right) \cdot \tan \alpha \quad (5.42)$$

$$\delta_1 + \delta_2 = \frac{\ell}{2} \cdot \left(\frac{1}{\cos \alpha} - 1 \right) \quad (5.43)$$

$$x = \left(\frac{\ell}{2} + \delta_1 + \delta_2 \right) \cdot \sin \alpha \quad (5.44)$$

Die Dehnung der CFK-Lamelle wird ebenso wie bei TUMIALIAN ET AL. [74] auf die Länge ohne Verbund der CFK-Lamelle im Mauerwerk bezogen. Anders als bei TUMIALIAN ET AL. [74] wird allerdings keine konstante, verbundlose Länge angenommen, sondern die verbundlose Länge aus den Zug-Druck-Verbundversuchen des Abschnittes 3.3 ermittelt. Da von einer großen Verankerungslänge im Vergleich zu den geprüften Verankerungslängen im Modell ausgegangen wird und der Einfluss der Reibung im entfestigten Bereich nicht abgebildet werden kann, erfolgt die Bestimmung der verbundlosen Länge für den Anfangsbereich bis circa 10 kN des Diagramms in Abbildung 3.23. Aus den vier Versuchen ergibt sich die unten dargestellte Beziehung zwischen Zugkraft und Länge der Verbundentfestigung. Der Ansatz stellt allerdings nur eine Näherung dar, da er an geringen Verbundlängen und mit einer geringen Anzahl an Versuchen ermittelt wurde. Für eine genauere Berechnung sind weitere Untersuchungen zur Entfestigung der CFK-Lamelle erforderlich.

$$\epsilon_R = \frac{\Delta_f}{\ell_b} \quad (5.45)$$

$$\Delta_f = \frac{\Delta_2 \cdot (d_w - d_2)}{d_2 \cdot \cos \alpha} = \frac{\Delta_1 \cdot (d_w - d_2)}{d_1 \cdot \cos \alpha} \quad (5.46)$$

mit

Δ_f : Rissöffnung

ℓ_b : Länge der Verbundentfestigung

$$\ell_b = \frac{Z_R}{n \cdot 802,2} \text{ [mm]}$$

Z_R : Zugkraft aller n CFK-Lamellen in [N]

Die Annahme von TUMIALIAN ET AL. [74], dass die Randdehnung $\sigma_{mw,1}$ beziehungsweise $\sigma_{mw,2}$ über die Länge $\ell/2$ linear auf den Wert 0 abnimmt, wird übernommen. Es ergibt sich hieraus für die Eindrückung Δ_1 und Δ_2 :

$$\Delta_1 = \int_0^{\ell/2} \left(\frac{2 \cdot \varepsilon_{\text{mw},1}}{\ell} \right) \cdot z \, dz = \frac{\ell}{4} \cdot \varepsilon_{\text{mw},1} \quad (5.47)$$

$$\Delta_2 = \int_0^{\ell/2} \left(\frac{2 \cdot \varepsilon_{\text{mw},2}}{\ell} \right) \cdot z \, dz = \frac{\ell}{4} \cdot \varepsilon_{\text{mw},2} \quad (5.48)$$

Für die geprüften Bauteilgeometrien und Anordnungen der CFK-Lamellen aus Abschnitt 3.2 und Abschnitt 4.1 wurde eine Berechnung zur Auswirkung der unverschieblichen Lagerung durchgeführt. Aus der numerischen Lösung des Gleichungssystems ergeben sich für einen Druck-Elastizitätsmodul von 3 500 MPa und einer Druckfestigkeit des Mauerwerks von 8,7 MPa die in Tabelle 5.2 angegebenen Versagenslasten und Bruchverformungen. Für unverstärktes Mauerwerk wurde die Zugkraft der CFK-Lamelle $Z_R = 0$ gesetzt. Aus dem Modell können für unterschiedliche Mittenverformungen die dazugehörigen Flächenlasten ermittelt werden. In Abbildung 5.12 sind die Last-Verformungs-Verläufe dargestellt, die sich bis zu einem Druckversagen des Mauerwerks bei 8,7 MPa ergeben.

Tabelle 5.2: Versagenslasten und Verformungen bei behinderter Längsverformung für die in Abschnitt 3.2 und 4 untersuchten Bauteilgeometrien mit einer und zwei CFK-Lamellen.

Versagensart	Bruchlast			Bruchverformung		
	[kPa]	[kPa]	[kPa]	[mm]	[mm]	[mm]
Anzahl CFK-Lamellen	ohne	1	2	ohne	1	2
Zugversagen CFK-Lamelle	–	321	353	–	12,7	13,1
Druckversagen Mauerwerksmitte	201	214	228	8,3	8,0	7,8

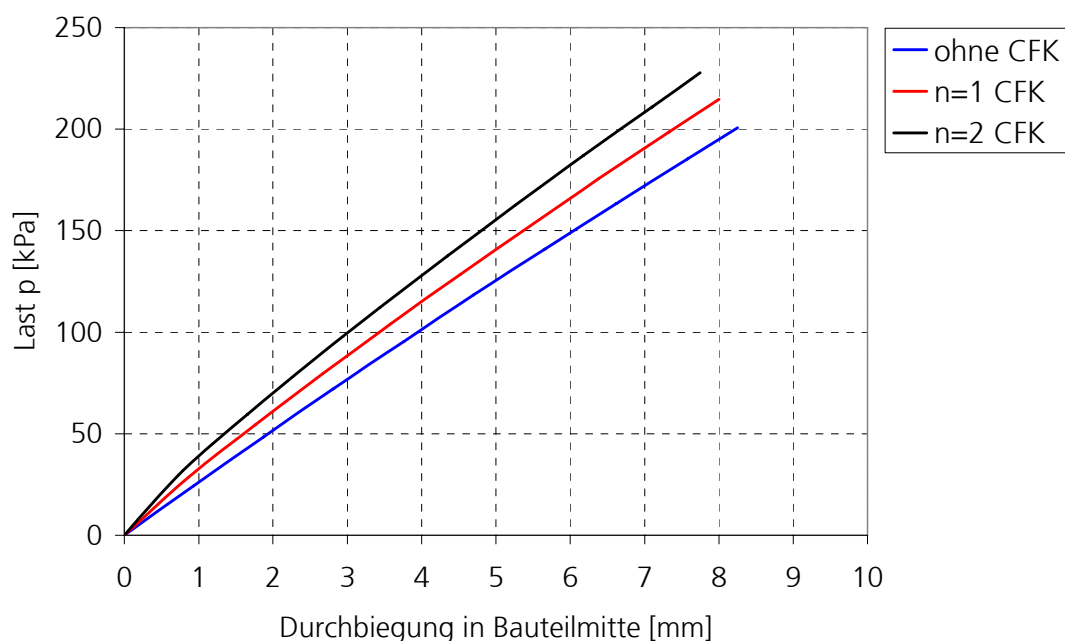


Abbildung 5.12: Last-Verformungs-Verlauf mit unnachgiebiger Auflagerung und behinderter Längsausdehnung ohne und mit einer und zwei CFK-Lamellen.

In der DIN V ENV 1996-1-1, Dezember 1996, wird für unverstärktes Mauerwerk eine Gleichung zur Ermittlung der aufnehmbaren Flächenbelastung bei einer Ausbildung eines Bogens angegeben.

$$q_{\text{lat}} = \frac{f_k}{\gamma_M} \cdot \left(\frac{t}{L}\right)^2 \quad (5.49)$$

mit

q_{lat} : aufnehmbare Bemessungslast je Flächeneinheit der Wand

t : Wanddicke

L : Wandlänge (Bogenlänge)

f_k : charakteristische Mauerwerksdruckfestigkeit nach Eurocode 6

γ_M : Teilsicherheitsbeiwert für den Baustoff nach Eurocode 6

In der DIN V ENV 1996-1-1, Dezember 1996 wird zusätzlich darauf hingewiesen, dass die Bogentragwirkung bereits durch geringe Längenänderungen der Wand z. B. durch Schwinden erheblich herabgesetzt werden kann. Aus Gleichung (5.49) ergibt sich mit $t = 240 \text{ mm}$, $L = 1770 \text{ mm}$, $f_k = 8,7 \text{ MPa}$ und $\gamma_M = 1$ eine Flächenlast mit Berücksichtigung der Bogentragwirkung von 159 kPa . Dieser Wert liegt etwa 20 Prozent unterhalb des sich aus dem Modell ergebenden Wertes. Neben der guten Übereinstimmung des Modells für das vereinfachte Modell nach Eurocode 6 ergibt sich für unverstärkte Mauerwerkskörper auch eine gute Übereinstimmung mit dem Modell von MAYRHOFER [39].

Für den Nachweis des Druckversagens ist die Randspannung $\sigma_{\text{mw},2}$ in Wandmitte entscheidend, da sich in diesem Querschnitt die Druckspannung aus der Zwängung mit der Biegerandspannung überlagert. Mit den angesetzten Werten ergibt sich für den Versagensfall »Druckversagen« bei zwei CFK-Lamellen (MS2) eine Reduzierung der Tragfähigkeit im Vergleich zu einer unbehinderten Längsverformung. Diese Reduktion ergibt sich aus der Überlagerung von Biegedruckspannungen und Druckspannungen aus den Bogendruckkräften. Mit steigendem Anteil der CFK-Lamelle verschiebt sich dabei die Spannungsnulllinie in Richtung der CFK-Lamellen, so dass der Anteil der Biegedruckspannung am Mauerwerksrand größer wird. Die Untersuchung in diesem Abschnitt zeigt, dass die Wirksamkeit der Verstärkung bei einer Behinderung der Längsverformung und Verdrehung im Vergleich zu unverstärkten Mauerwerkswänden abnimmt. Die Tragfähigkeit aufgrund der behinderten Längsverformung und Verdrehung nimmt im Vergleich zu einer ungehinderten Verdrehung und Längenänderung deutlich zu.

Die sich aus einem Druckgewölbe ergebenden Normalkraft kann sich durch Schwindverformung des Mauerwerks und verschiebliches Lagern deutlich reduzieren. Dies sollte beim Ansatz eines Druckgewölbes beachtet werden.

5.5 Plattentragwirkung mit zweiachsiger Lastabtragung

Das Verstärkungsverfahren ist aufgrund der Streifenform der CFK-Lamellen für eine Verstärkung entlang einer Bauteilachse ausgelegt. Bei langen Mauerwerkswänden mit einer ausreichenden, horizontalen Auflagerausbildung am Wandfuß und -kopf bildet sich im mittleren Bereich der Wandlänge eine einachsige Lastabtragung aus. Bei Anordnung der CFK-Lamelle vom Wandfuß zum Wandkopf wird die geringe Biegetragfähigkeit des Mauerwerks durch die CFK-Lamellen erhöht.

Im Bereich der vertikalen Abstützungen zum Beispiel durch andere Wände oder bei geringen Wandbreiten bildet sich eine vierseitige Lastabtragung aus. Die Berechnung bei einer vierseitigen Lagerung und orthotropem Tragverhalten kann beispielsweise nach MAYRHOFER [40] auf Grundlage von SAWCZUK ET AL. [56] mit der Bruchlinientheorie erfolgen. Bei einer vierseitigen Lagerung wird angegeben:

$$p_{s,\max} = \frac{M_{\max} \cdot 6}{\psi^2 \cdot L_{\eta}^2} \quad (5.50)$$

$$\psi = \frac{1}{2 \cdot k_2^2} \cdot \left(\sqrt{1 + 3 \cdot k_2^2} - 1 \right) \quad (5.51)$$

$$k_2 = k_1 \cdot \sqrt{\Lambda} \quad (5.52)$$

$$k_1 = \frac{L_{\eta}}{L_{\zeta}} \quad (5.53)$$

$$\Lambda = \frac{M_{i,\zeta}}{M_{i,\eta}} \text{ bzw. } \frac{M_{i,\eta}}{M_{i,\zeta}}; \quad \Lambda > 1 \quad (5.54)$$

mit

M_{\max} : kleinerer Wert aus $M_{i,\zeta}$ und $M_{i,\eta}$

$M_{i,\zeta}$: aufnehmbares Moment um die ζ -Achse

$M_{i,\eta}$: aufnehmbares Moment um die η -Achse

Die Ermittlung der Biegemomente kann nach Abschnitt 5.2 erfolgen. Die Bezeichnung und Definition der Bauteilrichtung können Abbildung 5.13 entnommen werden. Bei einer Anordnung der Verstärkung in Richtung der η -Achse ist $M_{i,\zeta}$ für verstärktes Mauerwerk zu ermitteln. Für die nicht verstärkte Bauteilrichtung in der ζ -Achse wird die Biegezugfestigkeit parallel zur Lagerfuge angesetzt und das Biegemoment $M_{i,\eta}$ für einen unverstärkten Mauerwerksabschnitt ermittelt.

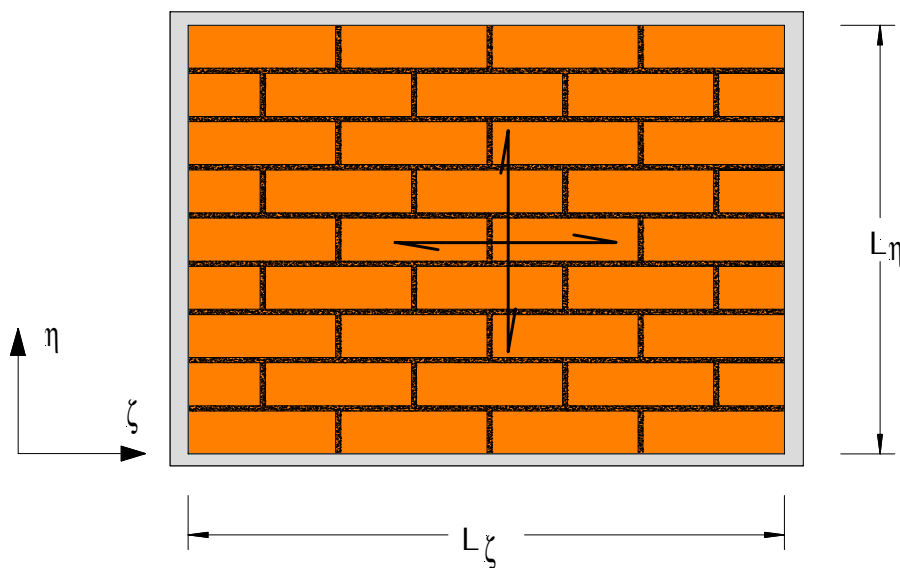


Abbildung 5.13: Achsendefinition und Lastabtragung einer vierseitig gelagerten Mauerwerkswand.

Für große Unterschiede der Momente $M_{i,\zeta}$ und $M_{i,\eta}$ nach Gleichung (5.50) kann ein Versagen bei einachsiger Bauteilverstärkung auch unterhalb der Bruchlast für den einachsig gespannten und verstärkten Mauerwerksstreifen erfolgen. Dies bedeutet eine Änderung der Tragrichtung von einem zweiachsig lastabtragenden System zu einem einachsig über die Verstärkungsrichtung lastabtragenden System. Es kann davon ausgegangen werden, dass nach der Änderung der Tragrichtung die Trag-

fähigkeit bis zur Tragfähigkeit eines einachsigen lastabtragenden und verstärkten Mauerwerksstreifens vorhanden ist.

5.6 Ermittlung des Last-Verformungsverhaltens

Für Berechnungsverfahren für dynamische Belastungen mit dem Modell des Ein-Masse-Schwingers ist zusätzlich die Kenntnis des Last-Verformungsverhaltens erforderlich. Die Ermittlung des Last-Verformungsverhaltens kann in der Praxis nicht immer durch statische Bauteilversuche erfolgen. Ebenso kann bei sich unterscheidenden Bauteilgeometrien das Last-Verformungsverhalten nicht immer aus bereits geprüften Bauteilversuchen abgeleitet werden. Aus diesem Grund wird ein Verfahren angestrebt, mit dem sich aus Steifigkeits- und Festigkeitseigenschaften des Mauerwerks und der CFK-Lamellen das statische Last-Verformungsverhalten angeben lässt.

5.6.1 Modell zum Last-Verformungsverhalten

Eine Berechnung des Last-Verformungsverhaltens kann mit dem Prinzip der virtuellen Kräfte (PvK) erfolgen. Zur Berechnung mit dem PvK wird das Bauteil in Abschnitte gleicher Biegefestigkeit unterteilt. Die Ermittlung der Biegesteifigkeit erfolgt über die linearisierte Differenzialgleichung der Biegelinie. Die Dehnungsdifferenz $\Delta\varepsilon$ der Randdehnungen kann aus dem in Abschnitt 5.2 dargestellten Modell für die Tragzustände »ungerissen« (Zustand I) und »gerissen« (Zustand II) ermittelt werden. Hierzu werden die Schnittgrößen am betrachteten Querschnitt des Bauteils ermittelt. Die Spannungsverteilung über die Querschnittshöhe wird nach den Gleichungen (5.15) und (5.21) bestimmt.

Wie aus den Bauteilversuchen ermittelt wurde, erfolgt das Biegezugversagen zwischen dem Mörtel und der Lagerfuge. Als Biegezugfestigkeit wird deshalb für die Lagerfuge bzw. den Mauerstein die jeweils vorhandene Biegezug- und Druckfestigkeit angesetzt. Bei einem Überschreiten der Biegezugfestigkeit wird die Spannungsverteilung (Abschnitt 5.2.2) für den Zustand II bestimmt. Zur Berechnung der Biegesteifigkeit werden die mittleren Randdehnungen zwischen zwei Lagerfugen ermittelt. Die Mittelwertbildung erfolgt, um die Erhöhung der Dehnung durch Rissbildung und deren Einleitung in den ungeschädigten Mauerwerksbereich zu berücksichtigen. Hierbei wird angenommen, dass

sich bis in der Mitte des betrachteten Abschnittes die erhöhte Spannung aus der Rissbildung linear abgebaut hat. Diese Annahme ist erforderlich, da keine Verbund-Schlupf-Beziehung vorhanden ist. Das Last-Verformungsverhalten wird somit von der Ausbildung der Schädigung und dem angesetzten Spannungs-Dehnungsverhalten gebildet.

Die Krümmung κ kann bei bekannter Dehnungsverteilung näherungsweise angegeben werden zu:

$$\kappa = \frac{\Delta\varepsilon}{d_w} \quad (5.55)$$

Mit der linearisierten Differenzialgleichung der Biegelinie und dem Biegemoment M ergibt sich

$$u'' = -\frac{M}{EI} \approx \kappa \quad (5.56)$$

Die Ermittlung der Biegesteifigkeit kann für ein bekanntes Moment M und die Dehnungsdifferenz $\Delta\varepsilon$ für die beiden Querschnittsränder im Abstand d_w mit Gleichung (5.57) ermittelt werden. Aus Gleichung (5.55) und (5.56) folgt:

$$EI = -\frac{M \cdot d_w}{\Delta\varepsilon} \quad (5.57)$$

Sind die Biegesteifigkeiten der einzelnen Bauteilabschnitte i für die jeweils betrachtete Belastung bekannt, so können die Verformungsanteile der einzelnen Bauteilabschnitte mit dem PvK wie folgt ermittelt werden:

$$\delta_{0,i} = \sum_s \int_{\ell} \frac{M_0}{EI_i} \cdot M_i \cdot ds + \sum_s \int_{\ell} \frac{N_0}{EA_i} \cdot N_i \cdot ds + \sum_s \int_{\ell} \frac{V_0}{GA_i} \cdot V_i \cdot ds \quad (5.58)$$

mit

\sum_s : Summe der Stababschnitte

ds: Länge des Stababschnittes i
 $\int_{\ell} \dots \cdot ds$: Produktintegral über den Stababschnitt i

Durch Gleichung (5.58) kann die Verformung an einer Stelle i des Bauteils für eine vorgegebene Belastung in Abhängigkeit der Änderung der Biegesteifigkeit eines Stababschnittes ermittelt werden. Bei den statisch bestimmten Systemen, wie bei dem vorliegenden Tragsystem, ist lediglich die Überlagerung im 0-Zustand erforderlich. Hierzu wird an der Stelle, an der die Verformung bestimmt werden soll, eine Last der Größe »1« aufgebracht und durch abschnittsweise Produktintegration der $\delta_{o,i}$ ermittelt. Wird die Last »1« entlang des Bauteils verschoben und hierfür jeweils $\delta_{o,i}$ ermittelt, so ergibt sich die Biegelinie entlang des Bauteils.

5.6.2 Nachrechnung des Last-Verformungsverhaltens der Bauteilversuche mit statischer Belastung

Die Biegezugfestigkeit entlang des Mauerwerks ist aufgrund der Lagerfugenanordnung nicht konstant, so dass für die Verformungsberechnung die Festigkeitseigenschaften des Mörtels und des Mauersteins den jeweiligen Bereichen zugeordnet werden. Für die Berechnung des Last-Verformungsverhaltens werden die aus der 4-Punkt-Biegeprüfung ermittelten Werte der Biegezugfestigkeit mit 0,16 MPa und des Biege-Elastizitätsmoduls mit 300 MPa angesetzt. Der Biege-Elastizitätsmodul des Mauerwerks wird als konstant über den Mauerwerkskörper angenommen. Für die Ermittlung des Last-Verformungsverhaltens von Mauerwerk mit interner Verstärkung durch CFK-Lamellen wurde für den Querkraftanteil ein Schubmodul von 1220 MPa nach ROTS [67] gewählt. Die Bruchlasten wurden aus den Versagensfällen Zugversagen der CFK-Lamelle, Biegedruckversagen des Mauerwerks und Endverankerungsversagen ermittelt. Das Zugversagen der CFK-Lamelle ergibt sich aus Gleichung (5.21) mit der Zugfestigkeit der CFK-Lamelle von 2 190 MPa. Das Druckversagen wird mit der Mauerwerksdruckfestigkeit von 8,7 MPa nach Abschnitt 2.3.2 und mit Gleichung (5.21) und (5.23) bestimmt. Das Endverankerungsversagen wurde in Abschnitt 5.2 ermittelt. Die Bruchlasten für die einzelnen Versagensfälle sind in Tabelle 5.3 zusammengestellt.

Tabelle 5.3: Zusammenstellung der rechnerischen Bruchlasten für die einzelnen Versagensfälle und Vergleich mit den Ergebnissen der Bauteilversuche der Versuchsreihen MS1 und MS2 mit statischer Belastung.

Versagensart	Versuchsreihe MS1		Versuchsreihe MS2	
	Modell	Versuch	Modell	Versuch
	[kPa]	[kPa]	[kPa]	[kPa]
Zugversagen CFK-Lamelle	42,1	–	81,0	–
Druckversagen Mauerwerk	185	–	235	–
Endverankerungsversagen	31,6	31,5	60,9	62,5

Für die Tragfähigkeit ist die geringste Bruchlast der einzelnen Versagensfälle maßgebend. Diese beträgt für die Versuchsreihe MS1 31,6 kPa und für die Versuchsreihe MS2 60,9 kPa. Bei beiden Versuchsreihen ergibt sich als Versagen ein Endverankerungsversagen, wie es in den Bauteilversuchen beobachtet wurde. In Abbildung 5.14 und in Abbildung 5.15 sind die mit dem PvK berechneten Last-Verformungskurven dargestellt und den experimentell ermittelten Last-Verformungskurven gegenübergestellt. Um den Einfluss streuender Biegezugfestigkeiten der Lagerfugen auf das Last-Verformungsverhalten abschätzen zu können, wurde für die Versuchsreihe MS1 eine zusätzliche Last-Verformungs-Funktion ermittelt. Für die Biegezugfestigkeit wurde aus den Biegeversuchen nach Abschnitt 3.1 eine Normalverteilung mit einem Mittelwert von 0,16 MPa und einer Standardabweichung von 20 Prozent gewählt. Die Ermittlung der Biegezugfestigkeiten für die einzelnen Lagerfugen erfolgte durch Monte-Carlo-Simulationen. Die angenommene Verteilung der Biegezugfestigkeit stellt aufgrund der zu geringen Datenbasis nur eine grobe Wahl dar. Die Berechnung erfolgte deshalb nur für einen Parametersatz der Biegezugfestigkeit der Lagerfuge. Das Versagen der einzelnen Lagerfugen trat aufgrund der streuenden Biegezugfestigkeit bei unterschiedlichen Belastungen auf. Es ergeben sich hieraus beim »Modell mit Streuung« in Abbildung 5.14 geringere Verformungssprünge.

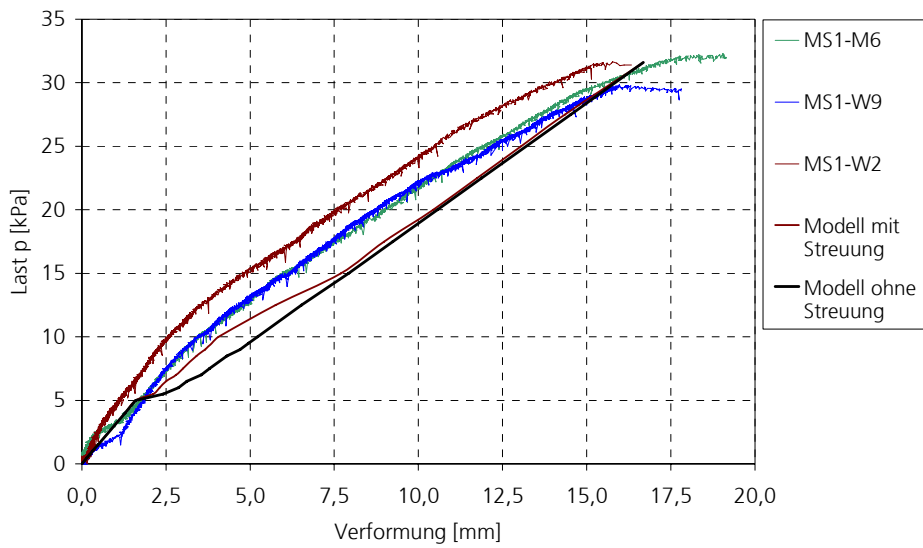


Abbildung 5.14: Last-Verformungs-Verlauf, Vergleich Modell und Versuch für die Versuchsreihe MS1 mit einer CFK-Lamelle.

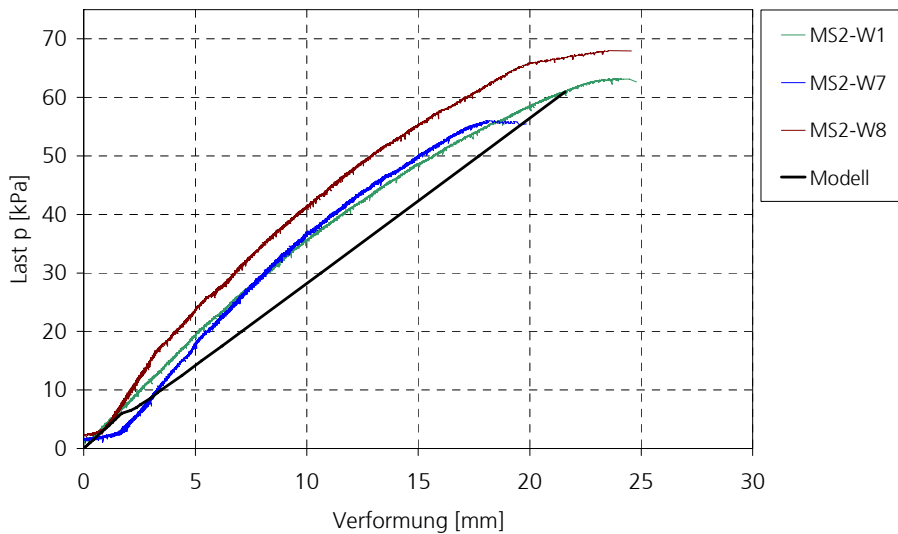


Abbildung 5.15: Last-Verformungs-Verlauf, Vergleich Modell und Versuch für die Versuchsreihe MS2 mit zwei CFK-Lamellen.

Aus dem Vergleich mit den Bauteilversuchen ergibt sich in der Abbildung 5.14 und der Abbildung 5.15, dass das Last-Verformungsverhalten und die Bruchlast mit dem Berechnungsmodell ausreichend genau bestimmt werden können.

6 Berechnungsmodell für Druckstoßbelastungen

Zur Beschreibung des Tragverhaltens eines durch eine Druckstoßbelastung beanspruchten Bauteils ist der Einfluss der Masseträgheit und gegebenenfalls der Dämpfung zu berücksichtigen. Für eine experimentelle Ermittlung der dynamischen Bruchlast sind zahlreiche Versuche erforderlich, in denen durch einzelne Laststufen Prüfkörper bis zum Bruch belastet werden. Die Bruchlast kann dann mit Hilfe einer Funktion in Abhängigkeit von der gemessenen Verformung beschrieben werden. Bei bekanntem statischem Last-Verformungsverhalten kann anschließend durch den dynamischen Lastfaktor $\lambda = p_d/p_s$ das System auf ein statisches Ersatzsystem zurückgeführt werden. Der dynamische Lastfaktor ist allerdings abhängig vom Verhältnis der positiven Belastungsdauer t_+ zur Eigenschwingzeit T_n des Prüfkörpers. Aufgrund der umfangreichen Datenbasis, die zur Ermittlung des dynamischen Lastfaktors damit erforderlich wäre, ist eine komplette experimentelle Ermittlung nicht zweckmäßig. Versuchsdaten dienen somit nur zur Überprüfung von Ersatzsystemen, bei denen die Masseverteilung durch konzentrierte Massepunkte abgebildet wird.

Wie die Stoßrohrversuche an unverstärktem Mauerwerk im Abschnitt 6.2 gezeigt haben, kann gerade bei geringen, positiven Druckdauern auch nach einem Biegezugversagen ein Mauerwerkskörper wieder in seine Ausgangslage zurückschwingen. Ursache hierfür ist das Eigengewicht der Mauerwerkskörper, das entweder zu einem Umkippen oder zu einem Zurückschwingen in die Ausgangslage führt. Da dieser Effekt gerade bei geringen Belastungsdauern von Bedeutung ist, wird dieses Nachbruchverhalten im Widerstandverhalten berücksichtigt und wird im Abschnitt 6.2. dargestellt.

Eine Verstärkung von Mauerwerkskörpern kann an den jeweiligen Belastungsfall durch die gewählte Anzahl an CFK-Lamellen auf der Schutz- und Belastungsseite angepasst werden. Die Anordnung der CFK-Lamellen führt in der Regel zu einer asymmetrischen Wandverstärkung. Aufgrund des linear-elastischen Tragverhaltens der CFK-Lamelle ergeben sich hieraus unterschiedliche Wanddurchbiegungen in und entgegen der Belastungsrichtung. Im Abschnitt 6.2. wird deshalb eine zusammengesetzte Widerstandsfunktion vorgestellt, die neben dem Einfluss des Eigengewichts auf das Nachbruchverhalten auch das asymmetrische Trag-

und Verformungsverhalten unterschiedlicher Verstärkungsanteile auf den Wandseiten berücksichtigt. Hiermit ist es möglich, auch ein Versagen durch ein Umkippen zu berechnen.

6.1 Normierte Schädigungskennlinien mit dem Ein-Masse-Schwinger-Modell

Ausgehend von bekannten Widerstands- und Belastungsfunktionen kann eine dimensionsbehaftete Berechnung mit dem Modell des Ein-Masse-Schwingers (EMS) erfolgen. Von MAYRHOFER [40] wurde für bewehrtes Mauerwerk eine Berechnungsmethde auf Grundlage einer normierten Bewegungsgleichung ermittelt. Mit diesem Verfahren ist es möglich, ausgehend von einem geringen Versuchsumfang, Bauteile mit anderen Abmessungen als den geprüften Abmessungen und Belastungen zu berechnen. In diesem Abschnitt wird dieses Berechnungsverfahren für Mauerwerk mit einer CFK-Lamelle angewandt.

Für das Berechnungsverfahren von MAYRHOFER [40] muss die Widerstandsfunktion durch Versuche bestimmt und durch eine Näherungsfunktion angeglichen werden. Als Ansatz für die Näherungsfunktion wird die Gleichung (6.1) verwendet. Die Funktion lässt sich über die Kurvenparameter c_0 und p_0 gezielt an unterschiedliche Last-Verformungslinien aus Versuchen anpassen. Durch eine dimensionslose Darstellung der Widerstandsfunktion, der Belastungsfunktion und schließlich der Bewegungsgleichung ist für Tragsysteme mit gleichem Last-Verformungsverhalten bei gleicher Versagensart eine Aussage auch für andere Bauteilgeometrien als der geprüften möglich. Ist die Bedingung der Gleichwertigkeit eines Bauteils nicht gegeben, so ist eine neue Bestimmung der Parameter der Widerstandsfunktion erforderlich. Durch die Angleichung der experimentell bestimmten Last-Verformungs-Funktion durch eine Arcustangens-Funktion werden allerdings einzelne Tragbereiche und Eigenschaften des Tragsystems, wie der elastische Verformungsbereich, die Lagerung, die Bauteilabmessungen oder die beginnende und abgeschlossene Rissbildung, nur indirekt oder gar nicht berücksichtigt.

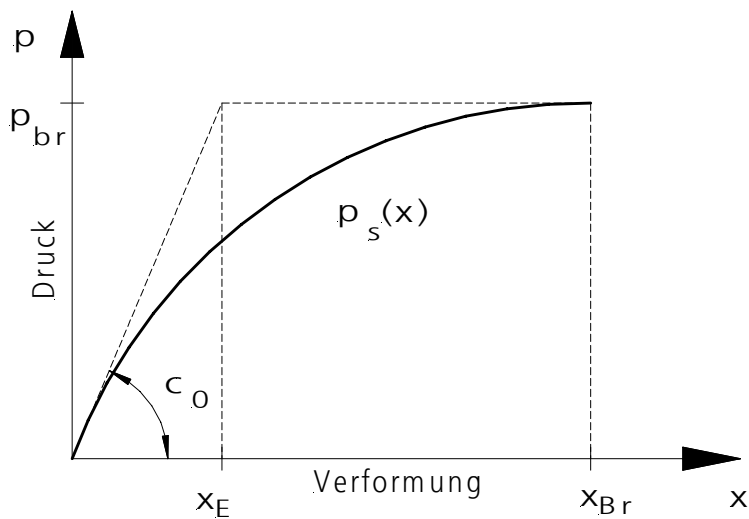


Abbildung 6.1: Näherungsfunktion der Widerstandsfunktion nach MAYRHOFER [40] zur Beschreibung experimentell ermittelter Last-Verformungs-Verläufe.

$$p_s(x) = 2 \cdot \frac{p_0}{\pi} \cdot \arctan\left(\frac{\pi \cdot x \cdot c_0}{2 \cdot p_0}\right) \quad (6.1)$$

mit

$$c_0 = \frac{p_0}{x_E} : \text{Parameter} \quad (6.2)$$

- x_E : elastische Verformung bei der Bruchlast
- x_{br} : Bruchverformung bei der Bruchlast
- x : Verformung in Wandmitte
- p_0 : Kurvenparameter
- p_s : flächenhafte Belastung senkrecht zur Mauerwerksfläche

Die beiden Kurvenparameter c_0 und p_0 werden mit der Bedingung der Flächengleichheit zwischen den Versuchskurven und dem Näherungsansatz bei der Bruchverformung bestimmt. Für die Flächengleichheit werden die mittleren Flächen unterhalb der Last-Verformungs-Kurven so ermittelt, dass sie mit der Fläche für den Näherungsansatz möglichst gut übereinstimmen. Die Gültigkeit des Näherungsansatzes besteht bis zur mittleren Bruchverformung $x_{br,m}$. Die Parameter in Tabelle 6.1 ergeben sich als Anpassung der in Abschnitt 3.2.2 beschriebenen Versuche.

Tabelle 6.1: Parameter der Widerstandsfunktion.

Versuchsreihe	c_0 [kPa/mm]	p_0 [kPa]
MS	2,1	3,2
MS1	3,0	42,5
MS2	3,7	109

In Abbildung 6.2 ist die Näherungsfunktion für die Versuchsreihe MS2 mit den in Tabelle 6.1 ermittelten Parameter p_0 und c_0 dargestellt. Ebenfalls eingetragen wurden Last-Verformungs-Verläufe. Für die Näherungsfunktion ergibt sich eine gute Übereinstimmung des Last-Verformungs-Verlaufs.

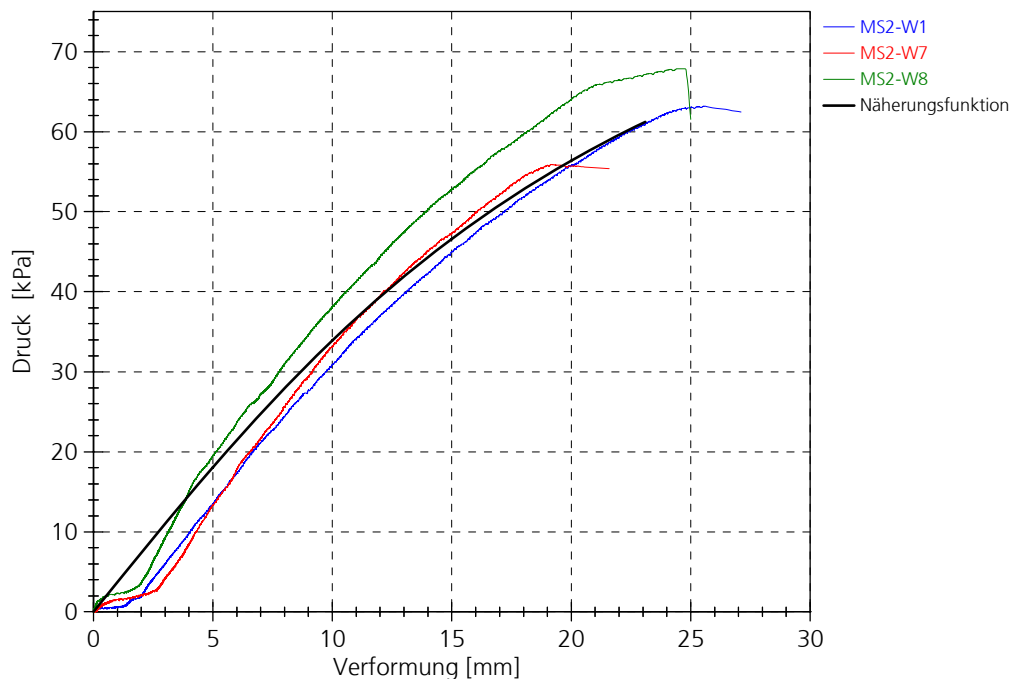


Abbildung 6.2: Verlauf der Näherungsfunktion und Übereinstimmung mit den Versuchswerten für die Versuchsreihe MS2.

Für das Modell von MAYRHOFER [40] wird, um ein dem Bauteil äquivalentes EMS-Modell zu erhalten, ein dem Tragverhalten gleichwertiges Ein-Masse-

Schwinger-System erstellt. Die Gleichwertigkeit zwischen Modell und Realbauteil wird durch Einführung von Last-, Steifigkeits- und Massenfaktoren modelliert. Entsprechend den in der Literatur üblichen Annahmen (z. B. SMITH ET AL. [65]) wird dabei der Steifigkeitsfaktor gleich dem Lastfaktor gesetzt. Die Faktoren werden dabei so gewählt, dass zwischen Modell und Realbauteil die kinetische Energie, Formänderungsenergie und geleistete Arbeit der äußeren Kräfte gleich sind. Durch die Faktoren werden auch die Systemeigenschaften (elastisch, plastisch), die Auflagerbedingungen und Stützweiten für die dynamische Berechnung berücksichtigt. Die Faktoren können für zahlreiche Systeme zum Beispiel aus BIGGS [6] und aus TM 5-1300 [72] entnommen werden.

Aus der Lösung der Bewegungsgleichung des Ersatzsystems kann für eine vorgegebene Belastung das Verformungs-Zeit-Verhalten ermittelt werden. Das Versagenskriterium bildet dabei eine Verformungsbedingung. Eine Dämpfung wird bei diesen Systemen in der Regel nicht berücksichtigt, da für die Beschreibung der Tragfähigkeit meist die erste maximale Auslenkung entscheidend ist. Eine Vernachlässigung der Dämpfung entspricht zudem einer für den Nachweis der Tragfähigkeit konservativen Annahme. Die Bewegungsgleichung des Ersatzsystems lautet:

$$m_e \cdot \ddot{x} + R_e(x) = F_e(t) \quad (6.3)$$

mit

m_e : Ersatzmasse

$R_e(x)$: Widerstandsfunktion des EMS-Systems

$F_e(t)$: Last-Zeit-Funktion des EMS-Systems

x, \dot{x}, \ddot{x} : Auslenkung mit der entsprechenden Ableitung nach der Zeit

Die verteilte Masse und die Lagerungsbedingungen des Bauteils werden durch den Lastfaktor k_ℓ und Massenfaktor k_m umgerechnet. Für das Ein-Masse-Schwinger-System ohne Dämpfung ergibt sich somit die Gleichung (6.4). Das Modell des Ein-Masse-Schwingers ist in Abbildung 6.3 dargestellt.

$$k_m \cdot m \cdot A \cdot \ddot{x} + k_\ell \cdot p_s(x) \cdot A = k_\ell \cdot p(t) \cdot A \quad (6.4)$$

mit

- m: Masse pro Flächeneinheit
- k_m : Massefaktor
- k_ℓ : Lastfaktor
- $p_s(x) \cdot A$: Rückstellkraft
- $p(t)$: Druck-Zeit-Verlauf der Belastung

Die Belastungsfunktion $p(t)$ kann einen beliebigen Verlauf haben und als Eingangsgröße i.d.R. ebenso vorausgesetzt werden wie die Geometrie und die Masse des Bauteils. Aus den angenäherten Widerstandsfunktionen der Versuchsreihen MS, MS1 und MS2 werden im Folgenden mit der von MAYRHOFER [40] beschriebenen Methode Druck-Impuls-Verläufe und Schädigungskriterien für die Grenztragfähigkeit ermittelt. Wird die Schädigung des Bauteils auf die Grenztragfähigkeit bezogen, so wird das Schädigungskriterium als Zerstörungskriterium und die Druck-Impuls-Kurve, bei der alle Druck-Impuls-Kombinationen die Grenztragfähigkeit des Bauteils ergeben, als Zerstörungskennlinie bezeichnet. Die Methode kann genutzt werden, um auch ein Schädigungsausmaß unterhalb der Grenztragfähigkeit zu beschreiben.

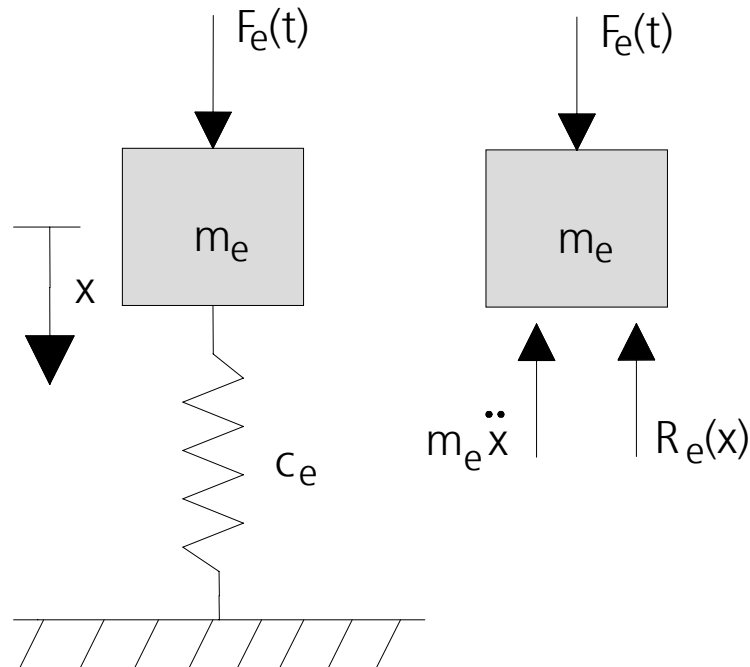


Abbildung 6.3: Modell des Ein-Masse-Schwingers ohne Dämpfung.

Mit den Schädigungskennlinien und -kriterien ist eine Berechnung von im Tragverhalten gleichwertigen Mauerwerkskörpern möglich. Als Belastung wird der Druck-Zeit-Verlauf in Abbildung 6.4 gewählt und durch die Gleichung (6.5) beschrieben.

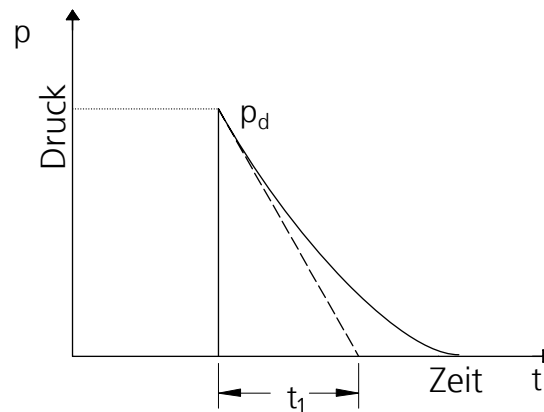


Abbildung 6.4: Angesetzte Belastungsfunktion für die Druckstoßbelastung nach MAYRHOFER [40].

$$p(t) = p_d \cdot e^{-t/t_1} \quad (6.5)$$

mit

p_d : Spitzenüberdruck

t_1 : charakteristische Belastungsdauer

Für die Berechnung wird davon ausgegangen, dass die Bruchverformung für die statische und dynamische Belastung gleich ist. Eine dimensionslose Form der Bewegungsgleichung wird durch Einführung einer bezogenen Verformung \bar{x} und Belastungsdauer \bar{t}_1 erreicht. Die Zerstörungskennlinien ergeben sich mit der gewählten dimensionslosen Widerstands- und Belastungsfunktion aus der Lösung folgender, normierter Bewegungsgleichung zu:

$$\ddot{\bar{x}} + \frac{1}{\lambda} \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \arctan\left(\frac{\pi}{2} \cdot \lambda \cdot \bar{x}\right) = e^{-\bar{t}_1/\bar{t}_1} \quad (6.6)$$

mit

$$\bar{x} = \frac{x_d \cdot c_0}{p_d} \quad (6.7)$$

$$\lambda = \frac{p_d}{p_s} \quad (6.8)$$

$$\bar{t}_1 = \sqrt{\frac{k_\ell}{k_m} \cdot \frac{c_0}{m}} \cdot t_1 = \omega \cdot t_1 \quad (6.9)$$

Als Lastfaktor und Massefaktor für die Modellierung des Ein-Masse-Schwinger-Systems werden der Lastfaktor k_ℓ und der Massefaktor k_m für einen gelenkig gelagerten Einfeldträger mit einer Gleichstreckenlast und mit elastisches Tragverhalten nach TM 5-1300 [72] zu $k_\ell = 0,64$ bzw. $k_m = 0,50$ gewählt. Die Zeit t_1 ergibt sich aus dem Schnittpunkt der Zeitachse mit der Tangente an der Last-Zeit-Funktion zum Zeitpunkt $t = 0$. Die Zeit t_1 wurde aus den Last-Zeit-Verläufen der geprüften Mauerwerkkörper ermittelt. Für weitere Angaben zu diesem Berechnungsmodell wird auf MAYRHOFER [40] verwiesen.

Auf Grundlage der Versuchsergebnisse aus Abschnitt 3.2.2 und 4.2 ergeben sich für die in diesem Abschnitt ermittelten Widerstandsfunktionen die in Tabelle 6.2 angegebenen Eingangswerte. Mit den ermittelten Zerstörungskriterien können das normierte $\bar{x}-\bar{t}_1$ -Diagramm (Abbildung 6.5) und ein normiertes $\bar{p}-\bar{t}_1$ -Diagramm (Abbildung 6.6) erstellt werden. Aus den normierten Diagrammen kann mit den Umrechnungsfaktoren nach Gleichung (6.10) und (6.11) ein normiertes Druck-Impuls-Diagramm erstellt werden.

$$\bar{p} = \frac{p_d \cdot 2}{x_{d,br} \cdot c_0} \quad (6.10)$$

$$\bar{t}_1 = \frac{\bar{t}_1}{x_{d,br}} \quad (6.11)$$

Tabelle 6.2: Ermittelte Zerstörungskriterien für das Modell von MAYRHOFER [40].

Versuchsreihen	p_d	c_0	t_1	\bar{t}_1	\bar{x}	$\lambda = \frac{p_d}{p_s}$	β
	[kPa]	[kPa/mm]	[ms]	[-]	[-]	[-]	[-]
MS/MD ¹⁾	11	2,1	6,5	0,70	0,99	3,6	3,5
MS1/MD1	51	3,0	8,5	1,08	1,02	1,6	1,7
MS2/MD2	70	3,7	11	1,57	1,22	1,1	1,4

¹⁾Rissbildung in der Lagerfuge, d. h., Biegezugfestigkeit überschritten.

Aufgrund des Rückschwingens der Prüfkörper der Versuchsreihe MD war eine Bestimmung der Erstrissbildung nicht möglich. Aus diesem Grund, wird aus den einzelnen Laststufen die Bruchlast beim Erreichen der statischen Bruchverformung von 4,7 mm abgeleitet. Diese Bruchlast ergibt sich zu circa 11 kPa.

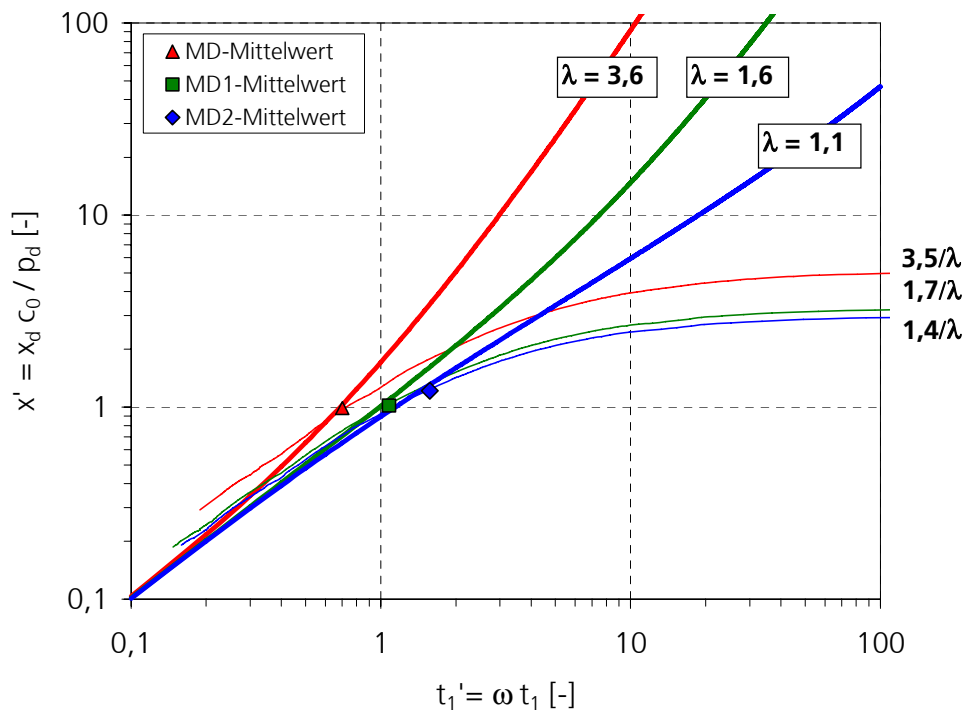


Abbildung 6.5: Normiertes Verformungs-Zeit- $(\bar{x} - \bar{t}_1)$ -Diagramm mit eingetragenen Mittelwerten der Versuchsreihen MD, MD1 und MD2 aus Abschnitt 4.

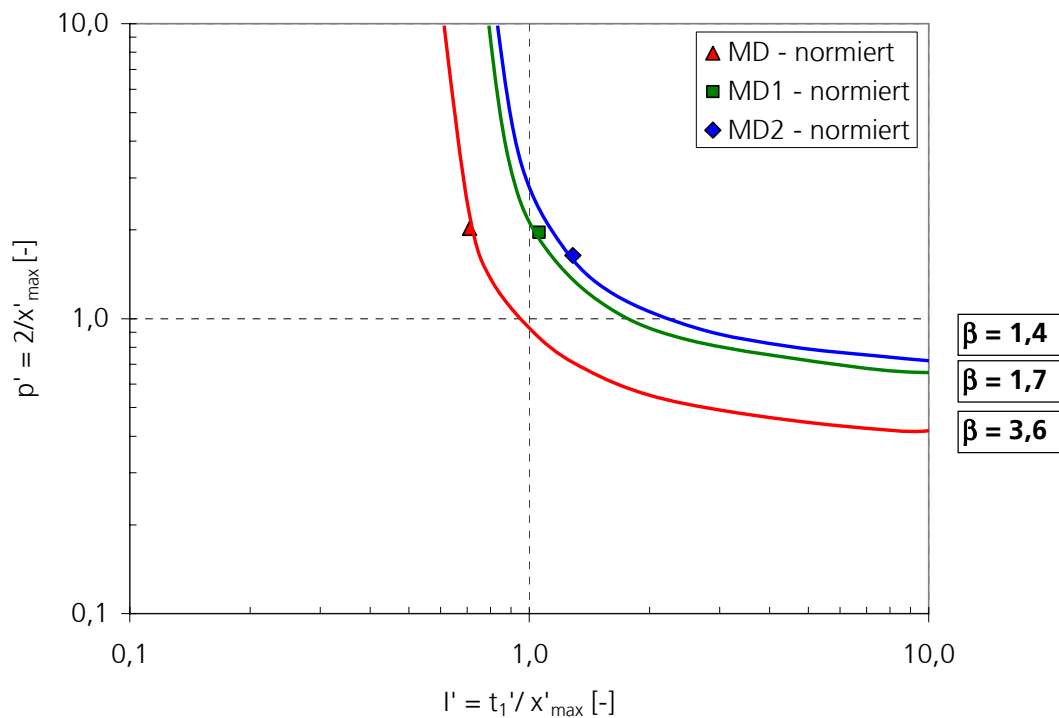


Abbildung 6.6: Normiertes Druck-Impuls- $(\bar{p} - \bar{l})$ -Diagramm mit eingetragenen Mittelwerten der Versuchsreihen MD, MD1 und MD2 aus Abschnitt 4.

Mit der Gleichung (6.12) und (6.13) kann aus dem normierten Druck-Impuls-Diagramm eine dimensionsbehaftete Umrechnung eines im Widerstands- und Eigenschwingverhalten affinen Bauteils mit gleichem Zerstörungskriterium erfolgen.

$$p_d = \frac{\bar{p} \cdot c_0 \cdot x_{d,\max}}{2} \quad (6.12)$$

$$p_d \cdot t_1 = \frac{\bar{l} \cdot c_0 \cdot x_{d,\max}}{\omega} \quad (6.13)$$

Für die Versuchsreihen MD, MD1 und MD2 ergeben sich hieraus die in Abbildung 6.7 dargestellten Zerstörungskennlinien.

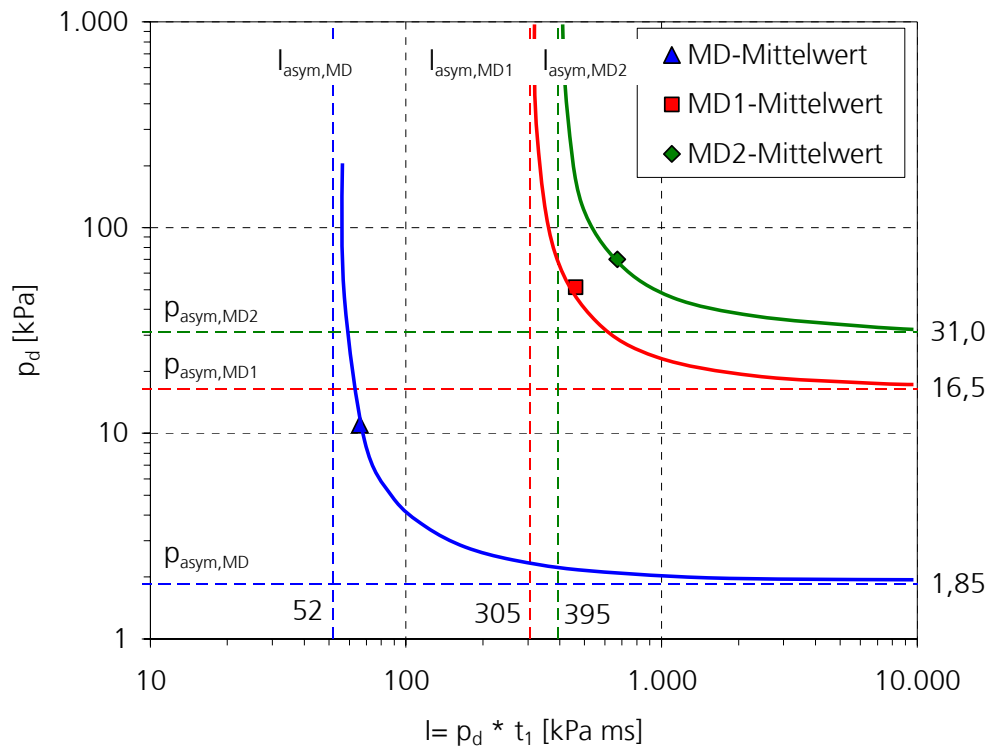


Abbildung 6.7: Zerstörungskennlinie im Druck-Impuls-Diagramm mit den Mittelwerten der Versuchsreihen MD, MD1 und MD2.

Die Biegezugverstärkung durch CFK-Lamellen ist am wirksamsten, wenn sich eine Biegeverformung einstellen kann. Werden Belastungen mit kurzer Dauer (großem reflektiertem Spitzenüberdruck bei geringem reflektiertem Impuls) aufgebracht, so gewinnt die Masse des Bauteils an Bedeutung. Die Wirksamkeit einer Erhöhung des Anteils der CFK-Lamellen am Querschnitt reduziert sich. Dieser Zusammenhang kann aus den Verhältniswerten der Asymptoten aus Abbildung 6.7 und Tabelle 6.3 entnommen werden.

Tabelle 6.3: Auf unverstärktes Mauerwerk bezogenes Verhältnis der Asymptoten für den Druck und den Impuls aus Abbildung 6.7.

	MD1/MD	MD2/MD
	[–]	[–]
p_{asym}	8,9	16,8
I_{asym}	5,9	7,6

Bei geänderten Geometrien und Tragsystemen können sich das Schädigungsverhalten und die Versagensart ändern, so dass eine erneute Bestimmung einer Widerstandsfunktion erforderlich ist. Da die zuvor vorgestellte Methode nur die erste Auslenkung betrachtet, wird das Tragverhalten beim Durchschwingen bei einer asymmetrischen Verstärkung nicht berücksichtigt. Für das erste Verformungsmaximum ist allerdings eine gute Übereinstimmung zwischen Modell und Versuch vorhanden.

6.2 Dynamisches Tragverhalten asymmetrisch, linear-elastisch verstärkter Mauerwerkskörper

Berechnungsmodelle für eine Druckstoßbelastung bei Mauerwerk betrachten zumeist das erste Verformungsmaximum. Für den Nachweis der Tragfähigkeit unverstärkter und über die Mauerwerksdicke symmetrisch verstärkter Mauerwerkskörper ist dies eine ausreichende Annahme für den Nachweis der Tragfähigkeit.

Für die Berechnung von Mauerwerk mit einer asymmetrischen Verstärkung durch CFK-Lamellen müssen hingegen weitere Effekte mit einbezogen werden. Die CFK-Lamellen werden auf der Biegezugseite, also der Schutzseite, eingeklebt. Es ergibt sich hieraus eine asymmetrische Verstärkung mit unterschiedlichen Trag- und Verformungseigenschaften, die beim Berechnungsmodell mit berücksichtigt werden muss.

6.2.1 Berechnungsmodell zum Widerstandsverhalten

Für eine Berechnung des dynamischen Tragverhaltens muss das Widerstandsverhalten nicht nur für den positiven Verformungsbereich, sondern auch für den negativen Verformungsbereich bis zum Versagen bestimmt werden.

Aus dem beschriebenen Tragverhalten des Rückschwingens können sich zwei zusätzliche Versagensarten ergeben. Zum einen kann ein Versagen der CFK-Lamelle durch eine Druckbelastung erfolgen. Zum anderen ist bei einem Rückschwingen das Umkippen der Wand zur Belastungsseite hin möglich. Das Druckversagen der CFK-Lamelle auf der Schutzseite stellt nur für die Tragfähigkeit bei einer erneuten Belastung einen kritischen Lastfall dar. Bei diesem Versagensfall erfolgt bei erneuter Belastung ein Zugversagen an der Stelle der Druckschädigung der CFK-Lamelle, so dass

die CFK-Lamelle unterhalb ihrer Zugfestigkeit versagt (vgl. Versuch MD2-W4). Um ein Umkippen entgegen der Belastungsrichtung zu vermeiden, sollte hingegen die Verformung in dieser Richtung beschränkt werden.

Eine Beschreibung des Tragverhaltens von mit CFK-Lamellen verstärktem Mauerwerk bei asymmetrischer Applikation der CFK-Lamellen bedarf somit der Ermittlung des ersten Verformungsmaximums und -minimums. Die Verstärkung einer Mauerwerkswand sollte so ausgebildet werden, dass weder die Bruchverformung in positiver noch in negativer Verformungsrichtung überschritten wird. Je nach Anforderungen kann allerdings, zum Beispiel bei einer Ausfachung, der Wandeinsturz zur Außenseite hin dennoch toleriert werden.

Wie in den Versuchen an unverstärktem Mauerwerk des Abschnittes 4.2 festgestellt, können Mauerwerkskörper aufgrund ihres Eigengewichts wieder in ihre Ausgangslage zurückschwingen. Dieser Effekt wird auch von SMITH ET AL. [65] angegeben und mit einem Modell für unverstärktes Mauerwerk berücksichtigt. Für die Größe der Gewichtskräfte und die kritische Auslenkung, bei der gerade noch ein Gleichgewicht vorhanden ist, sind neben den Lagerungsbedingungen die Lage der Bruchfuge und der Drehpunkt zwischen den Mauerwerkshälften von Bedeutung. Als äußere Belastung wirkt auf die Mauerwerkshälften noch die Druckphase beziehungsweise Sogphase der Druckstoßbelastung ein.

Um den Einfluss der Gewichtskräfte der einzelnen Mauerwerkshälften als Nachbruchverhalten in einer EMS-Berechnung zu erfassen, wird eine Ersatzlast ermittelt. Die Ersatzlast gibt die Flächenlast an, die erforderlich ist, um ein Gleichgewicht mit den vertikalen Lasten aus Eigengewicht und der Lasteinleitung am Wandkopf zu erzielen.

Nach dem Biegezugversagen in einer Lagerfuge des unverstärkten Mauerwerks besteht der Mauerwerkskörper aus zwei Teilen. Die Gewichtskräfte der einzelnen Bauteilhälften wirken, je nach Größe der Auslenkung, dem Umkippen entgegen oder unterstützen das Umkippen.

Für das in Abbildung 6.8 dargestellte Bruchbild wird eine gleichförmige Ersatzlast p_E ermittelt, mit der sich ein gelenkig gelagerter, in zwei Bauteilabschnitte unterteilter Mauerwerkskörper im Gleichgewicht befindet. Der Drehpunkt der Prüfkörperhälften ist an den Stellen 1, 2 und 3 im Abstand a_1 , a_2 und a_3 von der geometrischen Mittellinie. Aufgrund der Klaffung der Lagerfugen kann eine Einleitung von Normalkräften nur

über den Drehpunkt 1 erfolgen. Die Ersatzlast p_E gibt für den Mauerwerksabschnitt der Breite b die Belastung an, die nach einer Rissbildung an der Stelle l_1 erforderlich ist, um den Mauerwerkskörper gegenüber den Eigengewichtskräften im Gleichgewicht zu halten. Die gewählten Bezeichnungen können der Abbildung 6.9 entnommen werden.

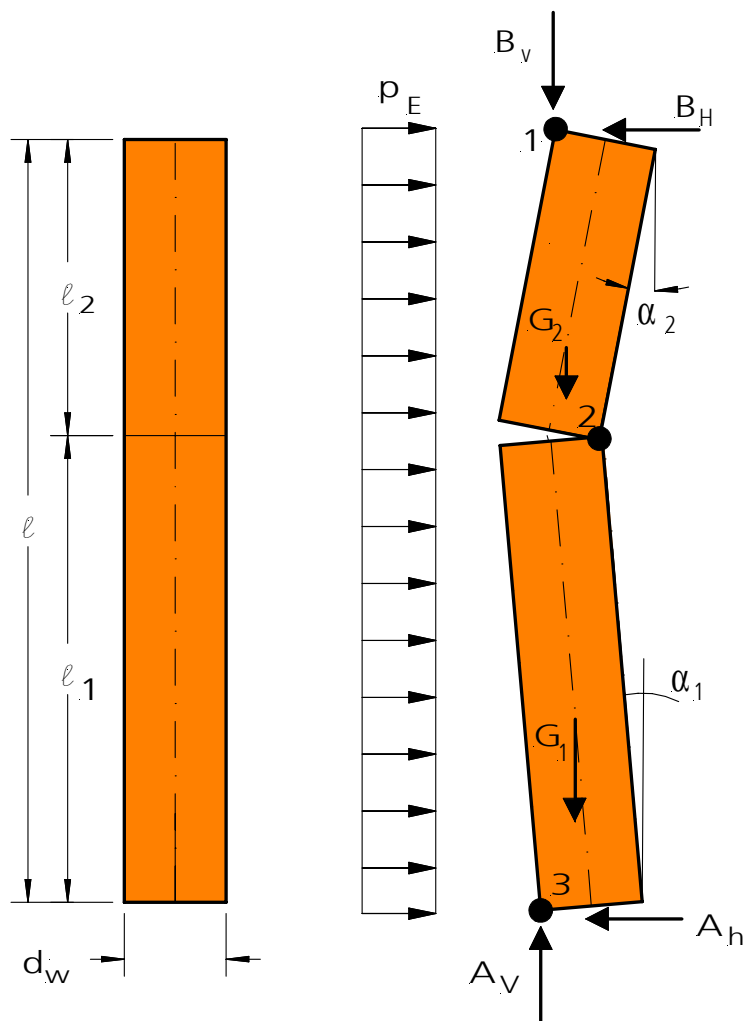


Abbildung 6.8: Modell zum Einfluss des Eigengewichts auf das Nachbruchverhalten – Definitionen und Modellbildung für die Ersatzlast.

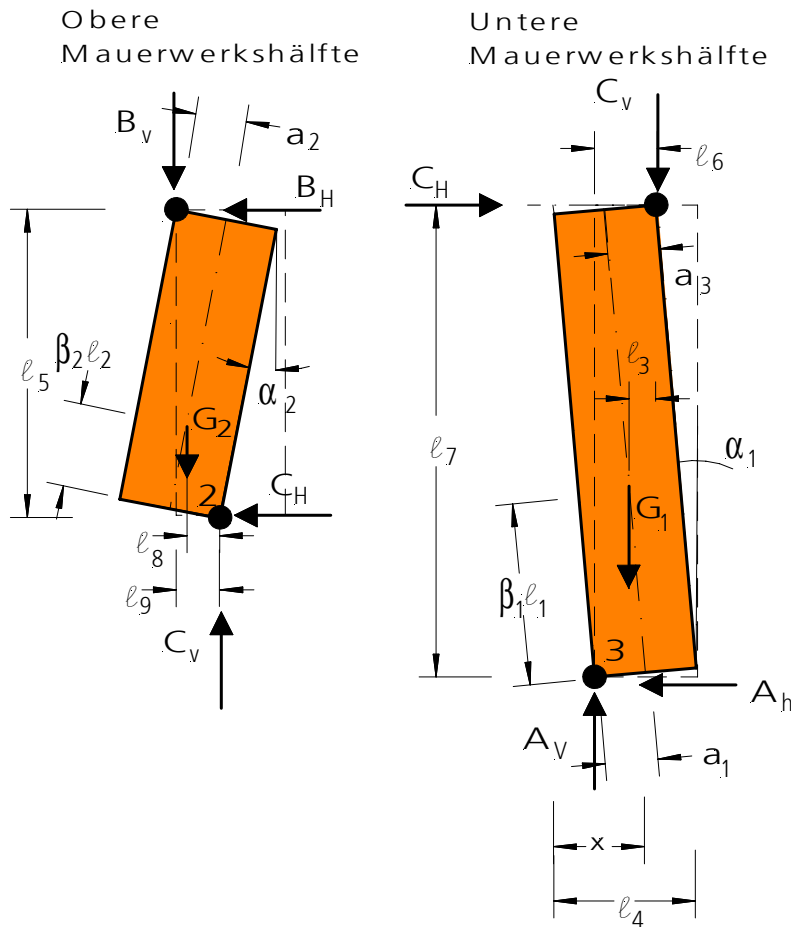


Abbildung 6.9: Schnittgrößen und Bezeichnungen der Bauteilhälften für die Ermittlung der Ersatzlast.

Aus Abbildung 6.8 und Abbildung 6.9 können mit den Gleichgewichtsbedingungen und den geometrischen Beziehungen die folgenden Gleichungen angegeben werden.

Gleichgewichtsbeziehungen Gesamtsystem:

$$l \cdot b \cdot p_E - B_h = A_h \quad (6.14)$$

$$B_v + G_1 + G_2 = A_v \quad (6.15)$$

$$p_E = 2 \cdot \frac{(B_h \cdot l_5 + B_v \cdot l_9 + G_2 \cdot l_8 + G_1 \cdot l_3 - A_v \cdot l_6 - A_h \cdot l_7)}{b \cdot (h_1 - h_2 - l_5 + l_7)} \quad (6.16)$$

mit

$$G_1 = l_1 \cdot b \cdot d_w \cdot \gamma \quad (6.17)$$

$$G_2 = l_2 \cdot b \cdot d_w \cdot \gamma \quad (6.18)$$

Gleichgewichtsbeziehungen oberer Mauerwerksabschnitt:

$$B_v + G_2 = C_v \quad (6.19)$$

$$B_h + C_h = p_E \cdot l_2 \cdot b \quad (6.20)$$

$$B_h \cdot l_5 + B_v \cdot l_9 + G_2 \cdot l_8 = p_E \cdot b \cdot l_2 \cdot \frac{l_5}{2} \quad (6.21)$$

Gleichgewichtsbeziehungen unterer Mauerwerksabschnitt:

$$C_v + G_1 = A_v \quad (6.22)$$

$$A_h - C_h = p_E \cdot b \cdot l_1 \quad (6.23)$$

$$p_E \cdot b \cdot l_1 \cdot \frac{l_7}{2} = A_v \cdot l_6 + A_h \cdot l_7 - G_1 \cdot l_3 \quad (6.24)$$

Geometrische Verhältnisse:

$$x = l_1 \cdot \sin \alpha_1 + (a_1 + a_3) \cdot \left(\frac{1}{\cos \alpha_1} - \cos \alpha_1 \right) \quad (6.25)$$

$$l_3 = a_3 \cdot \cos \alpha_1 - l_1 \cdot (1 - \beta_1) \cdot \sin \alpha_1 \quad (6.26)$$

$$l_4 = l_1 \cdot \sin \alpha_1 - (a_1 + a_3) \cdot \cos \alpha_1 + \frac{(a_1 + a_3)}{\cos \alpha_1} \quad (6.27)$$

$$l_5 = l_2 \cdot \cos \alpha_2 + a_2 \cdot \sin \alpha_2 + a_3 \cdot \sin \alpha_2 \quad (6.28)$$

$$l_6 = (a_1 + a_2) \cdot \cos \alpha_1 - l_1 \cdot \sin \alpha_1 \quad (6.29)$$

$$l_7 = l_1 \cdot \cos \alpha_1 + (a_1 + a_3) \cdot \sin \alpha_1 \quad (6.30)$$

$$l_8 = a_3 \cdot \cos \alpha_2 - l_2 \cdot \beta_2 \cdot \sin \alpha_2 \quad (6.31)$$

$$l_9 = (a_2 + a_2) \cdot \cos \alpha_2 - l_2 \cdot \sin \alpha_2 \quad (6.32)$$

Aus den Gleichgewichtsbedingungen für die Kräfte und Momente und den geometrischen Beziehungen kann nach Abbildung 6.8 die Ersatzlast bestimmt und die Auslenkung x ermittelt werden. Mit der Annahme $l_1 = l_2$, $\beta_1 = \beta_2 = 1/3$ und $\alpha = \alpha_1 = \alpha_2$ ergibt sich die Ersatzlast wie folgt:

$$p_E(\alpha) = \frac{1}{b \cdot l \cdot (6 \cdot d_w \cdot \sin \alpha \cdot (k_1 + k_3) + 3 \cdot l \cdot \cos \alpha) \cdot [12 \cdot B_v \cdot (l \cdot \sin \alpha - 2 \cdot d_w \cdot \cos \alpha \cdot (k_1 + k_3)) + d_w \cdot b \cdot l \cdot \gamma \cdot (5 \cdot l \cdot \sin \alpha - 12 \cdot d_w \cdot \cos \alpha \cdot (k_1 + k_3))]} \quad (6.33)$$

$$x(\alpha) = \frac{\sin \alpha \cdot [l \cdot \sin^2 \alpha - l - 2 \cdot d_w \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha \cdot (k_1 + k_3)]}{2 \cdot (\sin^2 \alpha - 1)} \quad (6.34)$$

mit

$$k_1 = \frac{a_1}{d_w}$$

$$k_2 = k_1 = \frac{a_2}{d_w}$$

$$k_3 = \frac{a_3}{d_w}$$

Ohne den Einfluss einer vertikalen Auflast B_v an der Oberkante der Wand ergeben sich für den Drehpunkt 1 und 3 in der Mitte der Wand ($a_1 = a_2 = 0$), Rissausbildung in der Mitte der Spannweite ($l_1 = l_2$, $\alpha = \alpha_1 = \alpha_2$), $a_3 = d_w/2$ und $\beta_1 = \beta_2 = 1/3$ folgende Beziehungen für die vom Drehwinkel abhängige Verformung $x(\alpha)$:

$$p_E(\alpha) = \frac{d_w \cdot \gamma \cdot \left(\frac{5}{3} \cdot l \cdot \sin \alpha - 2 \cdot d_w \cdot \cos \alpha \right)}{l \cdot \cos \alpha + d_w \cdot \sin \alpha} \quad (6.35)$$

$$x(\alpha) = \frac{\sin \alpha \cdot (l \cdot \sin^2 \alpha - l - d_w \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha)}{2 \cdot (\sin^2 \alpha - 1)} \quad (6.36)$$

mit

γ : Dichte des Mauerwerks

Das Versagen durch Umkippen tritt ein, wenn die Ersatzlast nach Gleichung (6.35) den Wert null aufweist. Dies tritt für einen Drehwinkel α_{ov} nach folgender Gleichung ein:

$$\alpha_{ov} = \arctan\left(\frac{6}{5} \cdot \frac{d_w}{\ell}\right) \quad (6.37)$$

Mit diesen Gleichungen ergibt sich für die in dieser Untersuchung betrachteten Mauerwerkskörper ein maximaler Drehwinkel von $9,2^\circ$ mit einer Verformung $x_b(9,2^\circ) = 145 \text{ mm}$. Die Ersatzlast beträgt in der Ausgangslage $p_E(\alpha = 0) = -0,651 \text{ kN/m}^2$. Stehen Mauerwerkskörper wie üblich flächig auf, so ist a_1 und a_2 nicht null. Mit $a_1 = a_2 = d_w/2$ ergeben sich die folgenden Gleichungen:

$$p_E(\alpha) = \frac{d_w \cdot \gamma \cdot \left(\frac{5}{3} \cdot \ell \cdot \sin \alpha - 4 \cdot d_w \cdot \cos \alpha\right)}{\ell \cdot \cos \alpha + 2 \cdot d_w \cdot \sin \alpha} \quad (6.38)$$

$$x(\alpha) = \frac{\sin \alpha \cdot (\ell \cdot \sin^2 \alpha - \ell - 2 \cdot d_w \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha)}{2 \cdot (\sin^2 \alpha - 1)} \quad (6.39)$$

$$\alpha_{ov} = \arctan\left(\frac{12}{5} \cdot \frac{d_w}{\ell}\right) \quad (6.40)$$

Aus den einzelnen Widerstandsfunktionen für unverstärktes Mauerwerk und verstärktes Mauerwerk bis zum Versagen und der Ersatzlast kann eine zusammengesetzte Widerstandsfunktion für das EMS-Modell ermittelt werden. Die Widerstandsfunktion wird hierbei nach Abbildung 6.10 für einen asymmetrisch-linear-elastisch verstärkten Mauerwerkskörper unter Berücksichtigung des Durchschwingens und des Nachbruchverhaltens abschnittsweise zusammengestellt. Das Verformungsverhalten in und entgegen der Belastungsrichtung und die Bruchlasten können hierbei aus Experimenten bestimmt oder durch das Berechnungsmodell nach Abschnitt 5.6 ermittelt werden. Für das Umkippen der Mauerwerkshälften kann die Widerstandsfunktion durch das zuvor beschriebene Modell zum

Einfluss des Eigengewichts bis zum Umkippen der Mauerwerkskörper ergänzt werden.

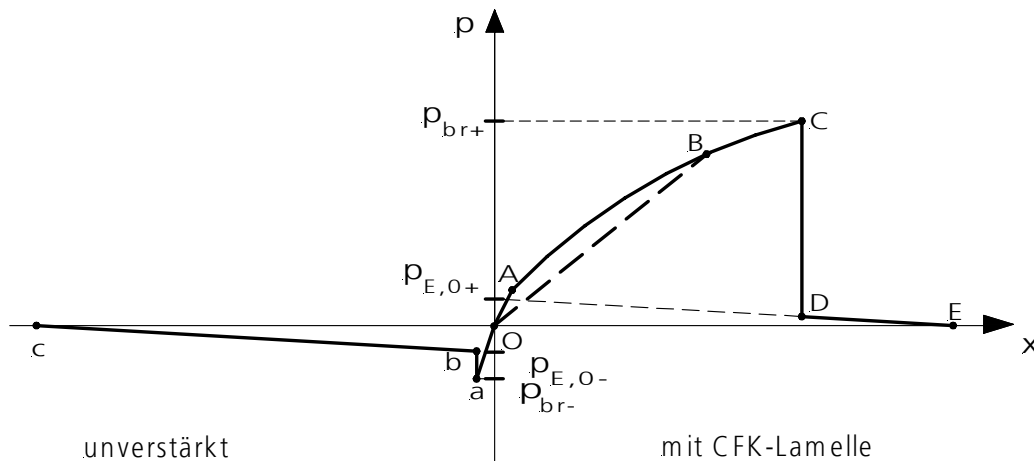


Abbildung 6.10: Modell des Widerstandsverhaltens für durch CFK-Lamellen asymmetrisch-linear-elastisch verstärktes Mauerwerk.

Im Folgenden werden die einzelnen Tragbereiche in der in Abbildung 6.10 dargestellten zusammengesetzten Widerstandsfunktion beschrieben. Nach einem linear-elastischen Last-Verformungsbereich (O-A) beginnt die Schädigung. Die Traglast p kann bis Punkt C, auf dem Kurvenverlauf A-C, gesteigert werden. Nachdem die Tragfähigkeit bei p_{br+} (Punkt C) überschritten ist, wirkt bei einem Zugversagen der CFK-Lamelle nur noch das Eigengewicht dem Stabilitätsversagen entgegen (D-E).

Das Versagen in Punkt C kann durch unterschiedliche Versagensarten erfolgen. Beim Endverankerungsversagen ist nach dem Erreichen der Bruchlast durch die Reibung zwischen den Bruchflächen weiterhin ein Bauteilwiderstand vorhanden. Für Endverankerungslängen von 240 mm bis 748 mm wurde aus den Verbundversuchen im Abschnitt 3.3 eine mittlere Reibkraft F_R bis zum Ausziehweg von circa 7 mm von 8,6 kN ermittelt. Anders als bei den Zug-Druck-Verbundversuchen wurde bei den Bauteilversuchen mit statischer Belastung ein erhöhter Bauteilwiderstand aufgrund der Reibung nur in einem geringeren Bereich von circa 2 mm der Mittenverformung beobachtet. Danach erfolgte ein plötzliches Versagen des Verbundes.

Erfolgt hingegen ein Zugversagen der CFK-Lamelle, so wird die elastische Verformungsenergie in der CFK-Lamelle plötzlich freigesetzt. Nach dem Erreichen des Punktes C wird bei beiden Versagensarten von einer so großen Schädigung des Bauteils ausgegangen, so dass kein Durchschwingvorgang mehr erfolgt. Nach dem Erreichen der Tragfähigkeit im Punkt C reduzieren sich mit ansteigender Durchbiegung die stabilisierenden Kräfte aus dem Eigengewicht, bis sie als Abtriebskräfte (Punkt E) den Mauerwerkskörper destabilisieren und sich der Versagensfall »Umkippen« ergibt.

Tritt kein Versagen zwischen O-C ein, kann der Prüfkörper im Bereich O-C zurückschwingen mit der Steigung der Geraden O-B. Hierbei wird angenommen, dass nur eine zu vernachlässigende bleibende Verformung vorhanden ist. Für die Schädigung im Verbund zwischen Lagerfuge und Mauerstein beim Biegezugversagen kann aufgrund des sehr lokalen Versagens dies mit guter Näherung angenommen werden.

Nach dem Rückschwingvorgang schwingt der Prüfkörper in den negativen Verformungsbereich durch und verhält sich aufgrund der nun fehlenden Biegezugverstärkung entsprechend einem unverstärkten Bauteil. Auch hier verhält sich das Bauteil zunächst linear-elastisch, bis das Versagen der ersten Lagerfuge einsetzt. Durch Mörteldollen und die Einwirkung des Eigengewichts konnte bei den Bauteilversuchen ein nicht-lineares Verformungsverhalten beobachtet werden. Dies kann durch eine experimentell ermittelte Näherungsfunktion für die untersuchten Bauteile berücksichtigt werden. Bei einer Berechnung des Widerstandsverhaltens wird aufgrund des geringen Einflusses des nicht-linearen Bereichs für das gesamte Widerstandsverhalten das Verformungsverhalten bis zum Erreichen der Biegezugfestigkeit im Punkt a als linear angesetzt.

Nach dem Überschreiten der Biegezugfestigkeit (Punkt a) verhindert nur noch das Eigengewicht das Umkippen bis zum Punkt c. Bei einer größeren Verformung als im Punkt c wird von einem Umkippen der Mauerwerkshälften ausgegangen.

6.2.2 EMS-Modell und Vergleich mit Bauteilversuchen

Die in Abschnitt 6.1 vorgestellte, normierte Berechnungsmethode wurde entwickelt, um, ausgehend von einer geringen Anzahl an Experimenten, eine möglichst breite und baupraktisch ausreichend genaue Aussage zur Tragfähigkeit sich ähnlich verhaltender Bauteile zu erhalten. Durch die Verbreitung von Computern sind inzwischen Berechnungsverfahren möglich, die mit einem geringen Eingabeaufwand und in einer kurzen Rechenzeit baupraktisch ausreichend genaue Ergebnisse ermöglichen. Eine verallgemeinerte Berechnung ist durch eine mit dem PvK bestimmte Widerstandsfunktion möglich. Die zum Vergleich mit dem Modell herangezogenen Experimente wurden in einem Stoßrohr durchgeführt. Da es sich bei dieser Prüfeinrichtung um ein nahezu geschlossenes Prüfsystem handelt und durch den Rückschwingvorgang ein längerer Zeitraum betrachtet werden muss, werden die Belastungen nach linearisiertem Druck-Zeit-Verlauf aus den Versuchsmessungen angesetzt. Der Druck-Zeit-Verlauf wird hierbei in einem Bereich bis 150 ms nach Auftreffen der Stoßfront linearisiert angesetzt. Dieses Vorgehen stellt sicher, dass auch Einflüsse auf die Verformung wie zum Beispiel nachlaufende Druckwellen mit berücksichtigt werden. Die Berechnung erfolgt mit dem Modell des Ein-Masse-Schwingers nach Abbildung 6.11 und der in Gleichung (6.41) dargestellten Bewegungsgleichung.

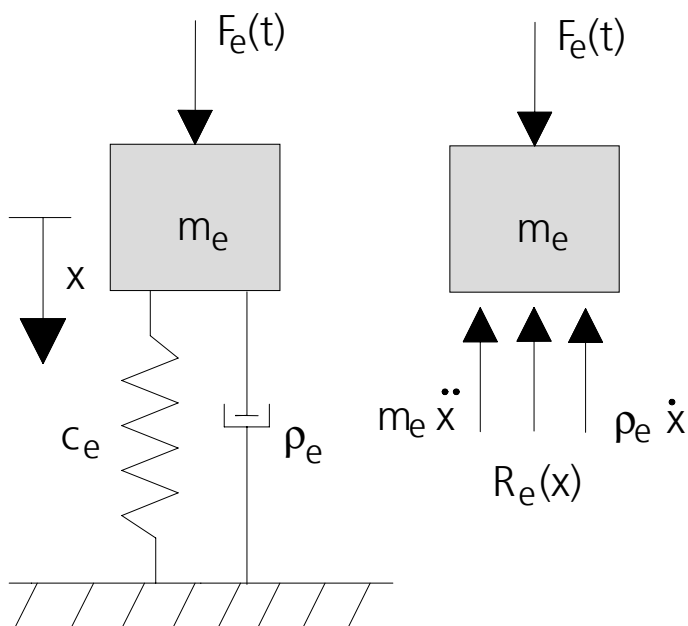


Abbildung 6.11: Modell des Ein-Masse-Schwingers mit Dämpfung für die Berechnung von asymmetrisch-linear-elastisch verstärktem Mauerwerk bei Druckstoßbelastungen.

$$k_m \cdot m \cdot A \cdot \ddot{x} + k_m \cdot \rho \cdot \dot{x} + k_\ell \cdot p_s(x) \cdot A = k_\ell \cdot p(t) \cdot A \quad (6.41)$$

$$k = e^{\frac{\rho}{2 \cdot m \cdot A} \cdot T_n} \quad (6.42)$$

mit

ρ : Konstante

k : Dämpfungsverhältnis

Aufgrund des Rückschwingvorganges sind die ersten beiden Amplituden der Verformung zu untersuchen. Anders als bei Gleichung (6.4) erfordert dies die Berücksichtigung der Dämpfung. Aus diesem Grund wurde die Bewegungsgleichung aus Gleichung (6.4) um ein Dämpfungsglied erweitert.

Das Dämpfungsverhältnis k ergibt sich durch das Verhältnis der Amplituden x_1 und x_2 zweier im Abstand T_n vorhandener Zeitpunkte t_1 und t_2 . Das Dämpfungsverhältnis k wurde aus den Eigenschwingversuchen der Prüfkörper aus Abschnitt 4 ermittelt. Mit Gleichung (6.42) wurde aus den Versuchen zur Eigenschwingmessung eine Konstante ρ_e zu 6714 N s/m bestimmt. Dies entspricht einem logarithmischen Dekrement von 19 Prozent. Nach SMITH ET AL. [65] kann vereinfachend für dynamische Berechnungen ein logarithmisches Dekrement von bis zu 10 Prozent angesetzt werden. Zur Lösung der Bewegungsgleichung wurde ein explizites Verfahren nach Runge-Kutta ausgewählt.

Mit dem in Abschnitt 5.6 beschriebenen Modell kann eine Beschreibung des Widerstandsverhaltens über eine experimentell bestimmte Widerstandsfunktion hinaus für unterschiedliche Versagensfälle, Verstärkungsanteile und geometrische Abmessungen einfach erfolgen. Aus Abschnitt 5.6 und nach dem Näherungsansatz aus Abschnitt 6.1 ergeben sich für die Versuchsreihen MD, MD1 und MD2 die in Abbildung 6.12 und Abbildung 6.13 dargestellten Widerstandsfunktionen. Ein Versagen der Mauerwerkskörper durch Umkippen wird bei 145 mm bzw. bei -145 mm erwartet. Für die Ermittlung der Verformung wird ein Biege-Elastizitätsmodul des Mauerwerks von 300 MPa angesetzt.

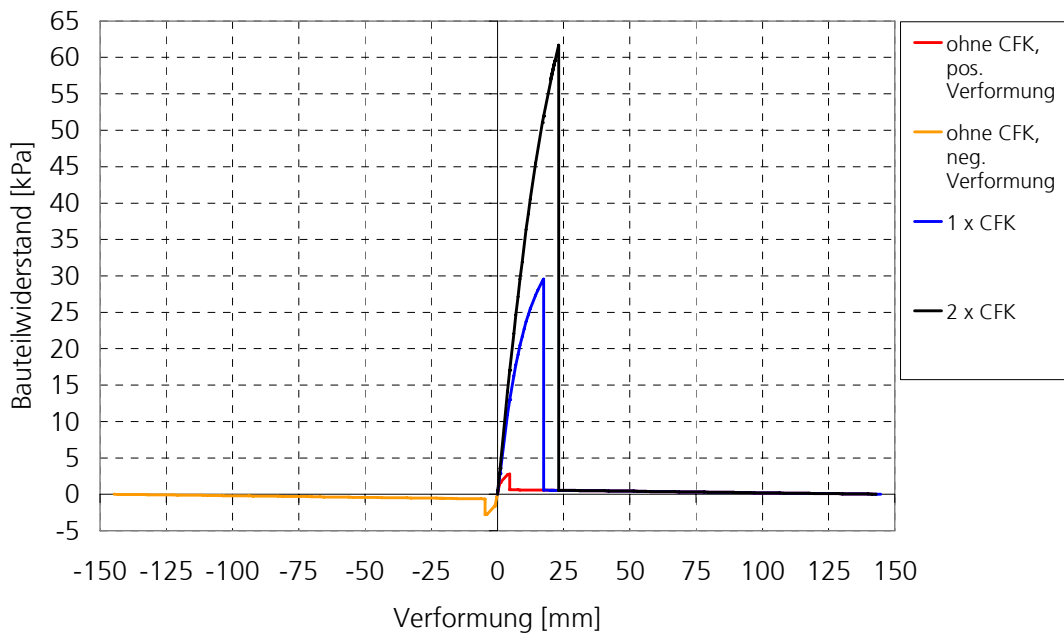


Abbildung 6.12: Kombinierte Widerstandsfunktion für die geprüften Mauerwerkskörper der Versuchsreihe MD, MD1 und MD2, ermittelt mit Widerstandsfunktion nach Abschnitt 6.1 und der Ersatzlast nach Abschnitt 6.2.1.

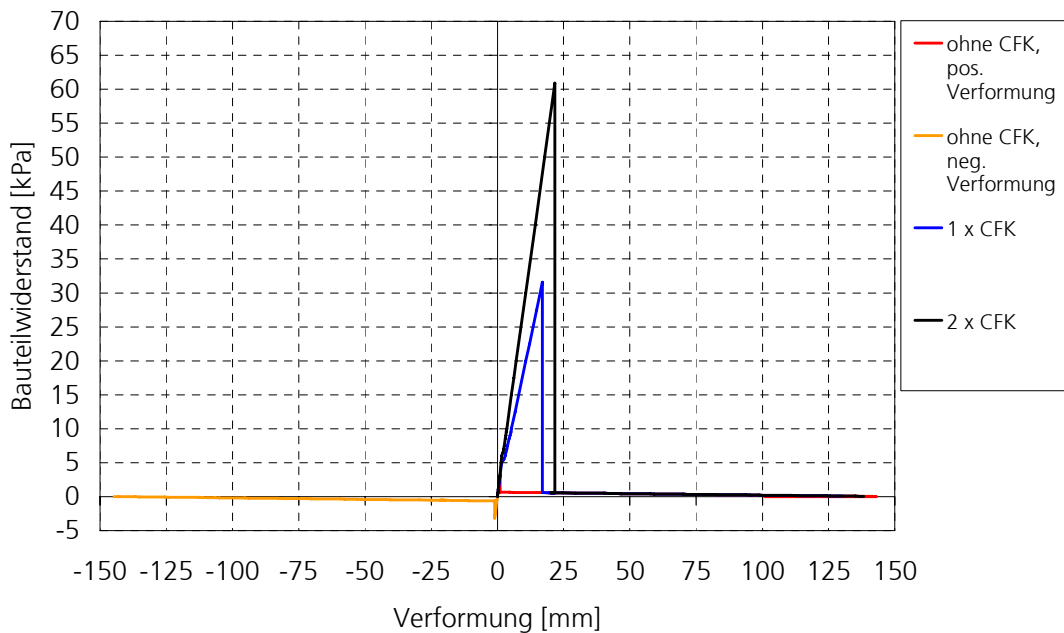


Abbildung 6.13: Kombinierte Widerstandsfunktion für die geprüften Mauerwerkskörper der Versuchsreihe MD, MD1 und MD2, ermittelt mit dem Modell des PvK nach Abschnitt 5.6 und der Ersatzlast nach Abschnitt 6.2.1.

In der Abbildung 6.14 und der Abbildung 6.15 ist ein Vergleich des Berechnungsmodells mit den gemessenen Verformungs-Zeit-Verläufen von Versuchen der Versuchsreihe MD1 und MD2 dargestellt. Der Vergleich zwischen Experiment und Modell erfolgt für Prüfkörper, bei denen keine bzw. nur eine geringe Vorbelastung bis maximal 11 kPa, wie beim Prüfkörper MD2-W9, vorhanden war. Weder bei den experimentell noch bei den mit dem Modell des PvK ermittelten Widerstandsfunktionen wird der Einfluss der Reibung nach dem Endverankerungsversagen berücksichtigt. Dass nach Erreichen der maximalen Endverankerungskraft ein Tragwiderstand aufgrund der Reibung vorhanden ist, kann am Beispiel des Ausziehweges des in Abbildung 3.18 dargestellten Zug-Druck-Versuchs entnommen werden. Bei den statischen Versuchsreihen MS1 und MS2 wurde ein mittleres Verformungsplateau beim Endverankerungsversagen von etwa 2 mm beobachtet. Um den Einfluss der Reibung beurteilen zu können, wurden deshalb für die durchgeführten Berechnungen zur Versuchsreihe MD1 bei einem Endverankerungsversagen zusätzlich Berechnungen mit einer modifizierten Widerstandsfunktion durchgeführt. Bei dieser Widerstandsfunktion wurde nach dem Erreichen der maximalen Belastung diese 2 mm lang auf diesem Belastungsniveau belassen, bevor die Ersatzlastfunktion angesetzt wurde. Die dünn gezeichneten Linien in Abbildung 6.14 beschreiben dieses Tragverhalten. Es ist zu erkennen, dass für das Nachbruchverhalten der Reibschluss zwischen der CFK-Lamelle und dem umliegenden Mauerwerk von Bedeutung sein kann.

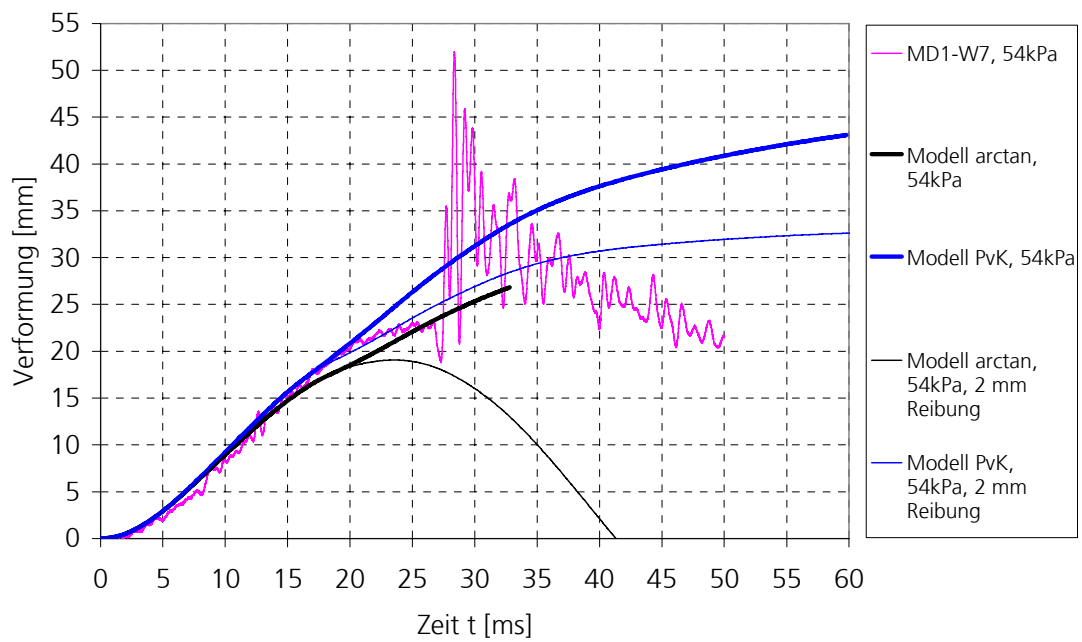


Abbildung 6.14 Berechneter Verformungs-Zeit-Verlauf für den Prüfkörper MD1-W7-54 kPa mit den Widerstandsfunktionen nach Abbildung 6.12 und Abbildung 6.13.

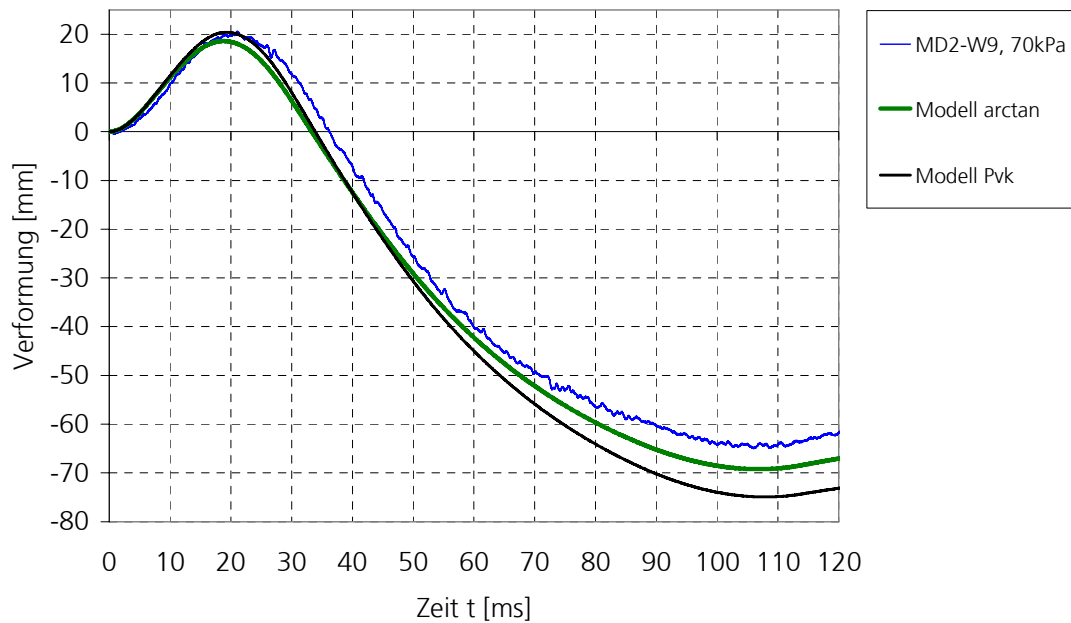


Abbildung 6.15: Berechneter Verformungs-Zeit-Verlauf für den Prüfkörper MD2-W9 mit den Widerstandsfunktion nach Abbildung 6.12 und Abbildung 6.13.

Für die Nachrechnung der Versuchsreihen MD1 und MD2 ist eine gute Übereinstimmung der Verformungs-Zeit-Verläufe vorhanden. Es ist aus Abbildung 6.14 und Abbildung 6.15 zu erkennen, dass für die Widerstandsfunktionen, die nach Abschnitt 3.2 durch eine Arctan-Funktion angeglichen wurden, die Übereinstimmung etwas besser ist als bei der mit dem PvK ermittelten Widerstandsfunktion. Sowohl die erste positive Verformung als auch das Rückschwingen können mit beiden Ansätzen gut berechnet werden.

Um das Verformungsverhalten zwischen den Versuchen und dem Modell zu vergleichen, wurde für die beiden Versuchsreihen MD1 und MD2 mit CFK-Lamellen das Verformungsverhalten in und entgegen der Belastungsrichtung für verschiedene Laststufen simuliert. Hierzu wurden in den Stoßrohrversuchen ermittelte Druck-Zeit-Verläufe linearisiert angesetzt. Die Druckstufen wurden auf der Ordinate und die minimalen und maximalen Verformungen auf der Abszisse aufgetragen. Die Ergebnisse mit den Versuchswerten sind in Abbildung 6.16 und Abbildung 6.17 dargestellt. Die Versuchswerte mit größeren Symbolen stellen hierbei Versuche mit keiner beziehungsweise einer einzigen, geringen Vorlast dar. Kleinere Symbole stellen vorbelastete Prüfkörper dar. Die mit »Arctan« markierten blauen Linien geben die Berechnungen mit der experimentell bestimmten Widerstandsfunktion mit dem Arkustangens wieder. Die schwarzen Linien mit der »NM«-Markierung stellen die Berechnungen für das mit dem PvK bestimmte numerische Modell dar.

Die Ergebnisse des Modells ergeben eine gute Übereinstimmung zum Versuch. Es ist zu erkennen, dass bei den höheren Belastungsstufen im Vergleich zu den Versuchen ein deutlicher Einfluss der Vorschädigung, besonders für die Auslenkung entgegen der Belastungsrichtung, zu beobachten ist. Dies ist auf den geringeren Bauteilwiderstand im Vergleich zu dem angesetzten Bauteilwiderstand für ungeschädigte Mauerwerkskörper zurückzuführen. Die minimale Verformung aufgrund des Durchschwingens wird für beide CFK-Anteile etwas zu groß ermittelt. Die maximale Verformung ist im Bereich der niedrigeren Laststufen etwas zu hoch und bei höheren Laststufen etwas zu gering.

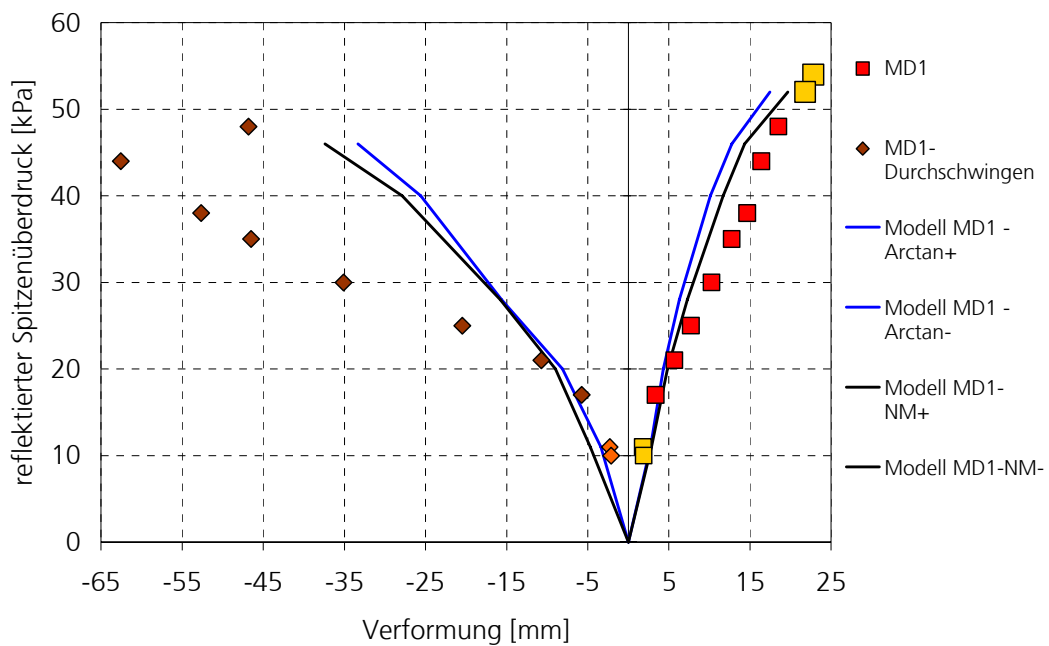


Abbildung 6.16: Vergleich aus dem Modell berechneter Verformungsmaxima und -minima mit Versuchswerten der einzelnen Laststufen der Versuchsreihe MD1.

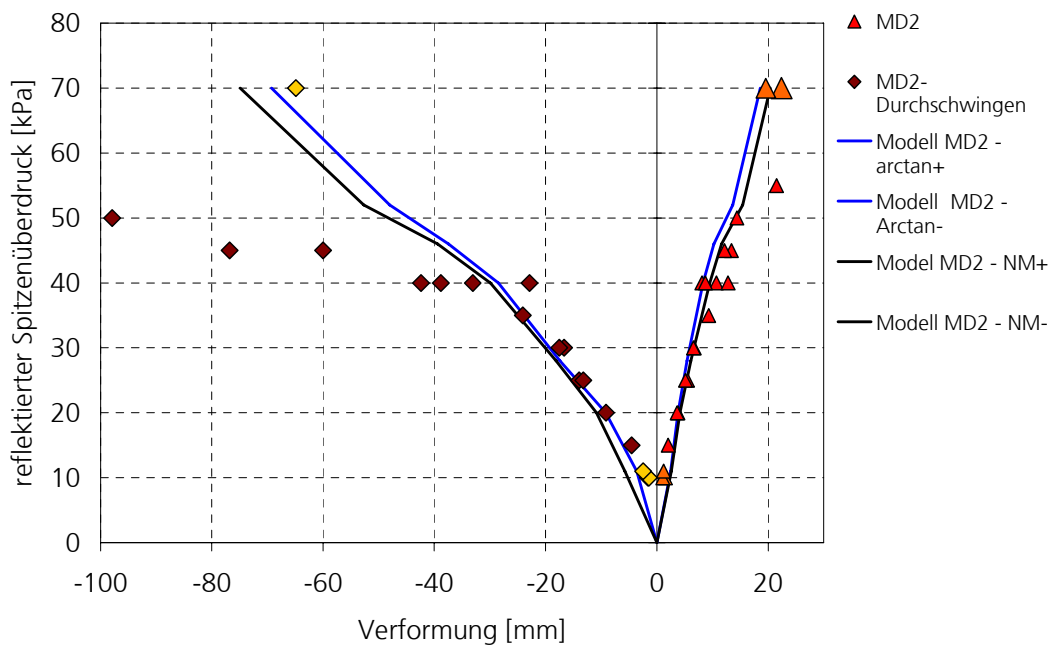


Abbildung 6.17: Vergleich aus dem Modell berechneter Verformungsmaxima und -minima mit Versuchswerten der einzelnen Laststufen der Versuchsreihe MD2.

6.3 Tragverhalten bei beidseitiger Verstärkung und idealer Druckstoßbelastung

Im Folgenden wird das Trag- und Verformungsverhalten auf der Belastungsseite und der Schutzseite verstärkter Mauerwerkswände am Beispiel der Prüfkörpergeometrie nach Abbildung 3.6 und für ideale Druckstoßbelastungen untersucht. Eine beidseitige Verstärkung kann notwendig sein, um die Verformung entgegen der Belastungsrichtung zu reduzieren. Ausgehend von einer Verstärkung mit zwei CFK-Lamellen auf der Schutzseite werden keine, eine und zwei CFK-Lamellen auf der Belastungsseite angeordnet und das Verformungsverhalten mit dem zuvor dargestellten Modell untersucht.

Der reflektierte Spitzenüberdruck und Impuls wird für ideale Druckstoßbelastungen mit einer hemispärischen Ladungsanordnung nach KINGERY ET AL. [31] ermittelt. Beispielhaft wird eine sich steigernde Ladungsmenge im Abstand von 25 m betrachtet. Die Ermittlung der reflektierten Spitzenüberdrücke und Impulswerte erfolgt mit dem Code CBEEx [14]. Aus diesem Code ergeben sich ebenfalls die Parameter für die angesetzte Druck-Zeit-Funktion der Gleichung (6.43). Der Druck-Zeit-Verlauf für eine Detonation im Fernfeld ist in Abbildung 6.18 dargestellt. Die Zuordnung der Ladungsmenge zum reflektierten Spitzenüberdruck und der positiven Druckdauer ist in Abbildung 6.19 dargestellt.

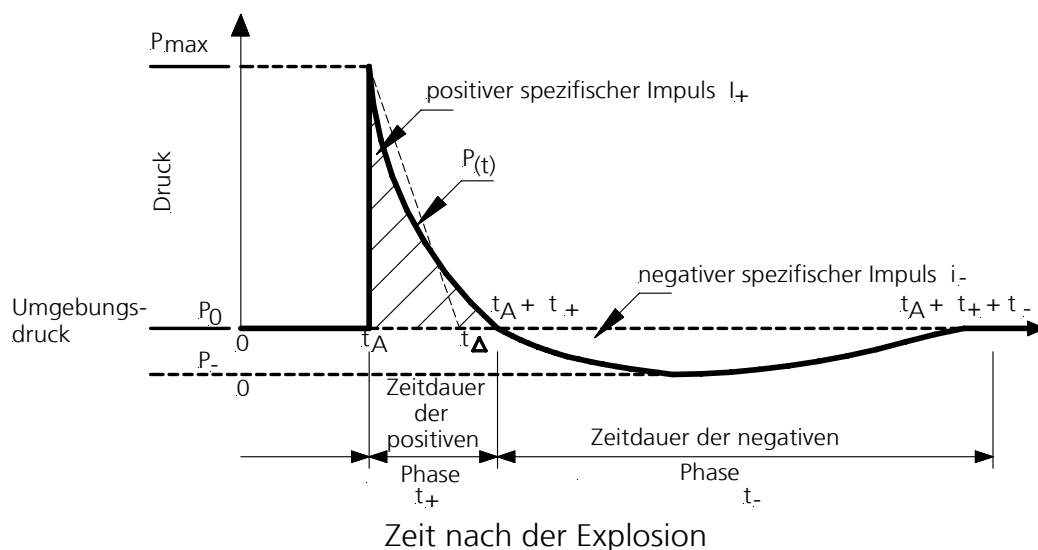


Abbildung 6.18: Druck-Zeit-Verlauf im Fernfeld einer Detonation.

$$p(t) = p_{\max} \cdot \left(1 - \frac{t}{t_+}\right) \cdot e^{-A \cdot \frac{t}{t_+}} \quad (6.43)$$

mit

p_{\max} : Spitzenüberdruck

A: Abklingkonstante

t_+ : Zeitdauer der positiven Phase

t: Zeit

Die Widerstandsfunktion des Mauerwerks wird entsprechend der Verformungsrichtung für unverstärktes Mauerwerk, Mauerwerk mit einer CFK-Lamelle oder mit zwei CFK-Lamellen angesetzt. Es ergeben sich beispielhaft für eine CFK-Lamelle auf der Belastungsseite und zwei CFK-Lamellen auf der Schutzseite die in Abbildung 6.20 dargestellte Widerstandsfunktionen.

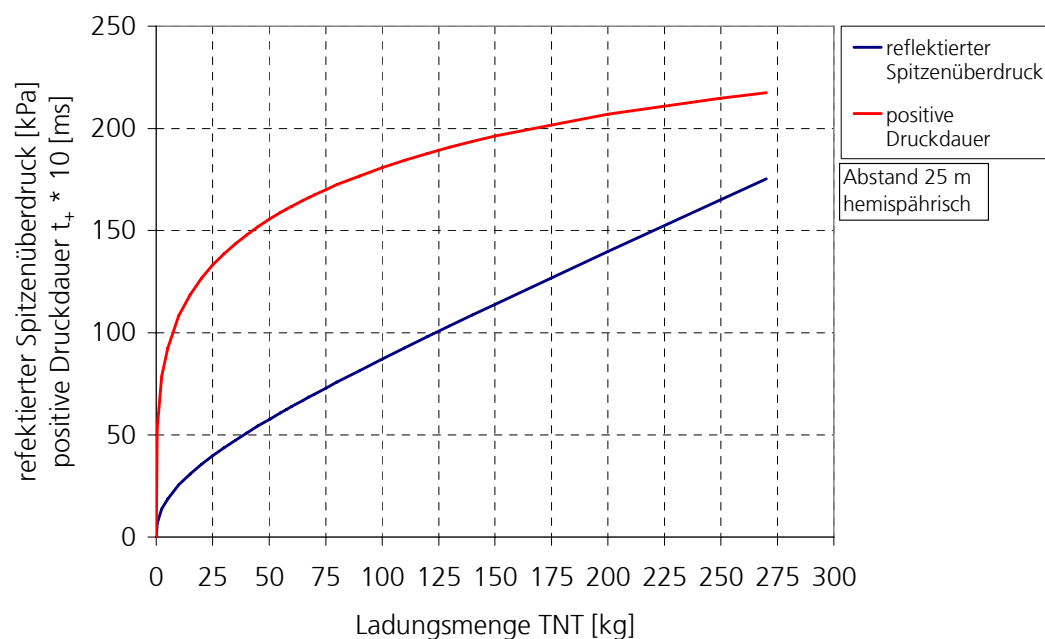


Abbildung 6.19: Reflektierter Spitzenüberdruck und Dauer der positiven Druckphase für die berechneten Szenarien nach CEx [14].

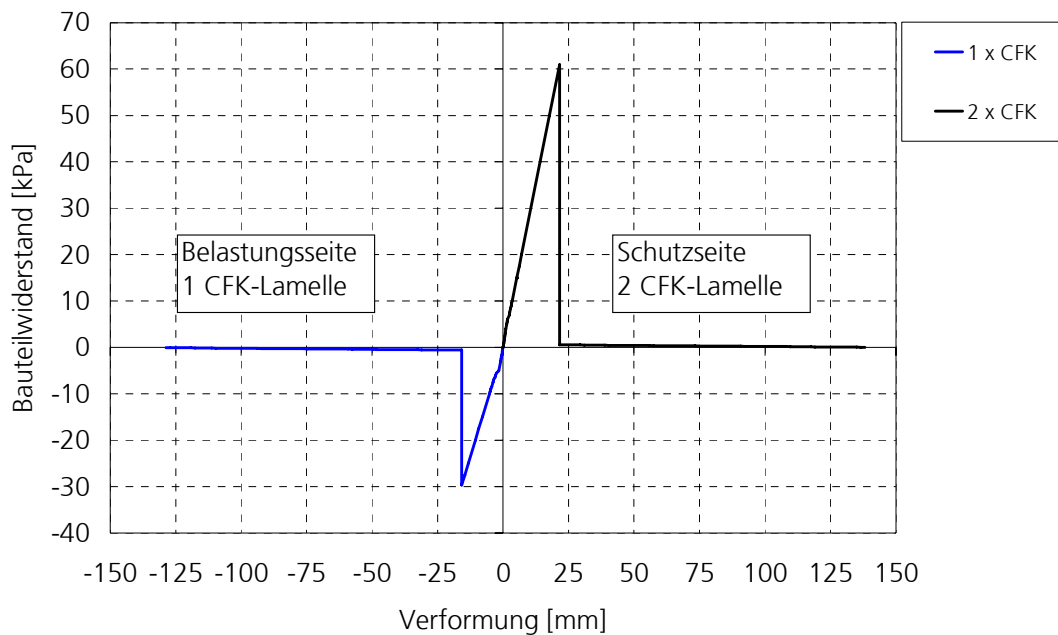


Abbildung 6.20: Widerstandsfunktion mit einer CFK-Lamelle (Belastungsseite) und zwei CFK-Lamellen (Schutzseite) nach dem Berechnungsmodell in Abschnitt 6.2.

Nach einem Endverankerungsversagen auf der Schutzseite erfolgt kein Durchschwingen des Bauteils mehr, so dass eine negative Verformung hierfür nicht mehr ermittelt wird. Für die Widerstandsfunktion ist zu beachten, dass eine CFK-Lamelle auf der Belastungsseite zunächst durch eine Druckbeanspruchung belastet wird. In Abschnitt 2.5.2 wurde eine Druckfestigkeit der CFK-Lamelle von 579 MPa angegeben. Hieraus ergibt sich, dass ab einer Randstauchung auf der Belastungsseite von circa 0,38 Prozent eine Druckschädigung der dort angeordneten CFK-Lamelle erfolgt. Es wird angesetzt, dass nach einer Druckschädigung die CFK-Lamelle keine Zugspannungen aufnehmen kann. Die kritische Druckspannung ist bei dem untersuchten Aufbau bei einer positiven Verformung von etwa 11,7 mm in Bauteilmitte vorhanden. Um den Einfluss des Druckversagens (DV) der CFK-Lamelle zu untersuchen, wurden deshalb Berechnungen mit und ohne Druckversagen durchgeführt.

Es ergeben sich nach der Lösung der Bewegungsgleichung entsprechend Gleichung (6.41) für die einzelnen Belastungsschritte die minimalen und maximalen Auslenkungen nach Abbildung 6.21. Auf der Abszisse ist die minimale und maximale Verformung einer Belastung dargestellt. Die Ordinate gibt den reflektierten Spitzenüberdruck an, der sich für den Ladungsabstand von 25 m und bei der jeweiligen Ladungsmenge ergibt.

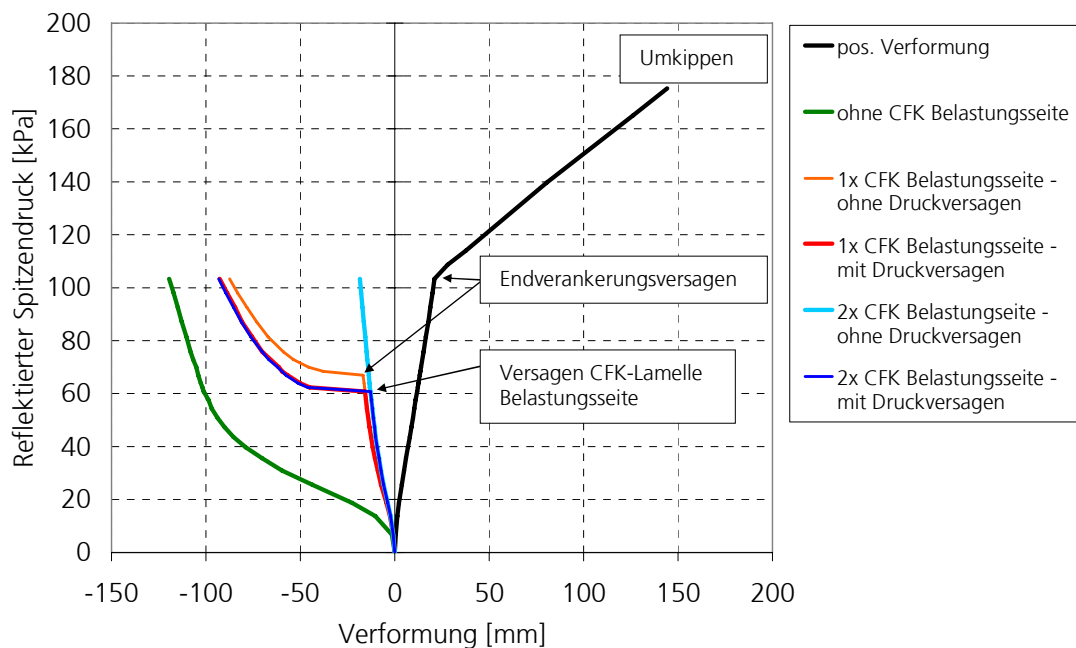


Abbildung 6.21: Verformungsübersicht für sich steigernde TNT-Ladungen im Abstand von 25 m bei einer asymmetrischen Verstärkung der Belastungsseite und zwei CFK-Lamellen auf der Schutzseite.

Aus Abbildung 6.21 ist zu erkennen, dass bis zum Druckversagen der CFK-Lamelle auf der Belastungsseite die Verformung für das Durchschwingen deutlich reduziert werden kann. Erst nachdem die CFK-Lamellen der Belastungsseite aufgrund eines Druck- bzw. Endverankerungsversagens keine Zugkräfte mehr übernehmen können, erfolgt eine starke Verformungszunahme. Bei einer verstärkten Schutzseite erfolgt ohne zusätzlich verstärkte Belastungsseite des Mauerwerks ein deutliches Durchschwingen. Das Durchschwingen würde ohne ein Endverankerungsversagen auf der Schutzseite einen kritischen Wert annehmen. Das Endverankerungsversagen auf der Schutzseite tritt bei einem Szenario mit 135 kg TNT-Äquivalent im Abstand von 25 m mit einem reflektierten Spitzenüberdruck von etwa 106 kPa ein. Mit einem Umkippen in der Belastungsrichtung ist bei etwa 175 kPa reflektiertem Spitzenüberdruck zu rechnen.

Wie aus dem Beispiel entnommen werden kann, sollte bei einer asymmetrisch-linear-elastischen Verstärkung das Durchschwingen mit berücksichtigt werden, um einen kritischen Verformungszustand entgegen der Belastungsrichtung zu vermeiden. Durch eine gezielte Verstärkung der Belastungsseite können die Höhe des Durchschwingens und das Versagen

beeinflusst werden. Bei einer Verstärkung der Belastungsseite ist allerdings zu beachten, dass die Verstärkung auf der Belastungsseite zunächst eine Druckbeanspruchung erfährt. Dies kann zu einem vorzeitigen Versagen bei einer anschließenden Zugbeanspruchung führen und die Wirkung dieser Verstärkung deutlich reduzieren.

7 Numerische Simulation von verstärktem Mauerwerk bei Druckstoßbelastung

7.1 Einleitung

Im Gegensatz zu den zuvor dargestellten analytischen Modellen ermöglicht die numerische Simulation eine genauere Analyse von Trageffekten. Um die Möglichkeiten der numerischen Simulation nutzen zu können, ist die Entwicklung und Überprüfung des numerischen Modells zur Berechnung einer Struktur erforderlich. Das Ziel der numerischen Simulation in diesem Abschnitt ist es, ein Simulationsmodell zu entwickeln und zu überprüfen, ob eine Abbildung der wesentlichen Trageffekte von asymmetrisch-linear-elastisch verstärktem Mauerwerk mit diesem Modell innerhalb des zur Verfügung stehenden »Wave Propagation Codes« [46] möglich ist. Hierzu wird ein Simulationsmodell auf Grundlage der experimentell ermittelten Materialeigenschaften erstellt und mit Bauteilversuchen aus Abschnitt 4 überprüft.

Zur Berechnung von Impakt- oder Explosionsvorgängen werden Simulationsverfahren eingesetzt, die die Erhaltungsgleichungen für die Masse, den Impuls und die Energie lösen.

$$\text{Masseerhaltung: } \frac{d\rho}{dt} + \rho \cdot \frac{\partial v_i}{\partial x_i} = 0 \quad (7.1)$$

$$\text{Impulserhaltung: } \rho \cdot \frac{dv_i}{dt} = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial S_{ij}}{\partial x_j} + \rho \cdot f_i \quad (7.2)$$

$$\text{Energieerhaltung: } \rho \cdot \frac{de}{dt} = -P \cdot \frac{\partial v_i}{\partial x_i} + S_{ij} \cdot \frac{\partial v_i}{\partial x_j} \quad (7.3)$$

Zur Lösung des Anfangswertproblems wird eine explizite Zeitintegration durchgeführt. Beginnt man bei den Knotenkräften, werden über die Impulserhaltung die Beschleunigungen, Geschwindigkeiten und die Verschiebungen an den Knotenpunkten berechnet. Aus den Verschiebungen der Knoten werden die Volumenänderungen und die Dehnraten der Zel-

len bestimmt, die nun an den Integrationspunkten der Zellen vorliegen. Über die Stoffgleichungen und die Zustandsgleichung werden die Spannungen, der Druck und die innere Energie berechnet. Sie sind die Basis für die Berechnung der Knotenkräfte, die wiederum der Startpunkt für den nächsten Zeitschritt sind. Für weitere Informationen zu »Wave Propagation Codes« wird auf die Arbeiten von HIERMAIER [28], RIEDEL [51] und JUNGINGER [30] verwiesen.

Die Simulation von Mauerwerk kann durch Abbildung sämtlicher Mauerwerksbestandteile (Mauerstein, Mörtel) erfolgen oder, indem das Mauerwerk als Kontinuum betrachtet wird (ROTS [67]). Vorteilhaft bei einer detaillierten Modellbildung einer Struktur ist, dass eine Betrachtung lokaler Effekte möglich ist, nachteilig wirkt sich jedoch aus, dass aufgrund der großen Geometrieunterschiede zwischen Mauerstein, Mörtelfuge und CFK-Lamelle eine sehr feine Vernetzung zu wählen ist, die zu einer deutlichen Erhöhung der Rechenzeit führt. Eine Berechnung großer Bauteile oder einer Gebäudestruktur ist hiermit nicht sinnvoll. Für größere Bauteile und Gebäudestrukturen ist die Betrachtung eines homogenen Mauerwerks aus diesem Grund günstiger.

7.2 Modellbildung und Simulationsergebnisse

Die Simulation einzelner Stoßrohrversuche erfolgt auf Grundlage der im Abschnitt 2 und 3 angegebenen Materialeigenschaften. Das Mauerwerk wird mit den Einzelsteinen und den Mörtelfugen modelliert. Um aufgrund der erforderlichen dreidimensionalen Modellierung die Elementanzahl geringer zu halten, wird bei den Hochlochziegeln auf die Modellierung des Lochbildes verzichtet. Dies hat zur Konsequenz, dass lokale Einflüsse der Steifigkeit und Schädigungen nicht ausreichend wiedergegeben werden können. Die Modellierung der CFK-Lamellen erfolgte durch Schalenelemente. Für die in den Stoßrohrversuchen vorhandenen Auflagerbedingungen werden Geschwindigkeitsrandbedingungen eingeführt. Entsprechend den Versuchen wird eine gelenkige Lagerung modelliert und die Verdrehung nicht behindert. Die jeweils zu simulierende Belastung wird entsprechend dem experimentell ermittelten Last-Zeit-Verlauf angesetzt. Um die Einflüsse des Eigengewichts zu berücksichtigen, wird die Gravitation berücksichtigt. Eine Darstellung des Modells kann der Abbildung 7.1 entnommen werden.

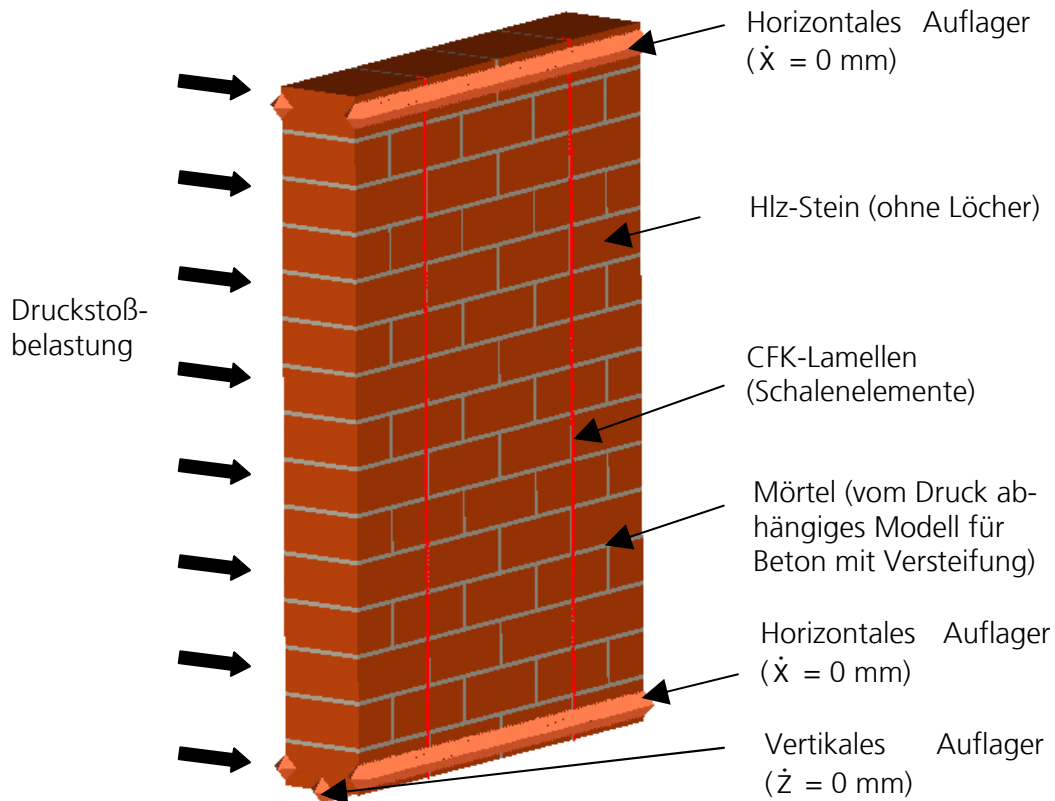


Abbildung 7.1: Abbildung des numerischen Modells für die Simulation.

Für den Mörtel wird ein Materialmodell nach RIEDEL [51] gewählt, mit dem ein Zugversagen des Mörtels mit anschließender Druckbeanspruchung abgebildet werden kann. Dies ist erforderlich, um das Durchschwingen der Mauerwerkskörper simulieren zu können. Die Dicke der Mörtelfuge wird mit zwei Elementen der Höhe von 6 mm abgebildet und dem Mörtel die Biegezugfestigkeit des Mauerwerks zugeordnet. Die eigentlich nur in der Verbindungsfuge zwischen der Mörtelschicht und der Lagerfuge vorhandene Biegezugfestigkeit wird somit über die gesamte Dicke der Lagerfuge angesetzt. Um die Haftscherfestigkeit zwischen dem Mauerstein und der Mörtelschicht zu berücksichtigen, wird für die gesamte Mörtelfuge eine Scherfestigkeit f_s in der Höhe der Haftscherfestigkeit von 0,40 MPa nach SCHUBERT [59] gewählt.

Das Berechnungsmodell zielt auf eine ausreichend genaue Simulation des Verformungs-Zeit-Verlaufs der Mauerwerkskörper ab und nicht auf die Untersuchung lokaler Effekte wie Entfestigung, Reibung zwischen den Bruchflächen und Untergrundversagen im Mauerwerk. Diese Einschränkungen

kung der Zielsetzung ist notwendig, da eine Modellierung des Lochanteils der Hochlochziegel für die Bauteilsimulation nicht möglich war. Die Eingabewerte für das Berechnungsmodell sind in Tabelle 7.1 dargestellt.

Tabelle 7.1: Eingabewerte für das Simulationsmodell, ermittelt aus Abschnitt 2 und Abschnitt 3.

Material	ρ [gr/cm ³]	ν [-]	E-Modul [MPa]	f_t [MPa]	f_c [MPa]	f_s [MPa]
Hochlochziegel	0,9	0,15	5240 ¹⁾	–	–	–
Mörtel ²⁾	1,8	0,20	12 600	0,16 (4,3)	12,9	0,40 (7,7)
CFK-Lamelle	1,5	0,30	154 000	2 190	–	–

¹⁾ Ermittelt aus dem Elastizitätsmodul des Scherbenmaterials unter Berücksichtigung des Trägheitsmomentes des Lochanteils und des Lochbildes.

²⁾ Werte in (): für die Simulationen von Mörtelfugen ohne Berücksichtigung der Verbundfestigkeit zwischen Hochlochziegel und Mörtel.

Die Simulation wird für die maximale Belastung von 54 kPa für die Nachrechnung des Versuchs MD1-W7 und mit 70 kPa für den Versuch MD2-W9 durchgeführt. Der Last-Zeit-Verlauf wurde entsprechend der gemessenen Belastung im Versuch angesetzt. Der Prüfkörper MD1-W7 wurde ohne und der Prüfkörper MD2-W9 nur mit einer geringen Vorbelastung von 11 kPa geprüft. Bei beiden Versuchen trat als Versagen ein Endverankerungsversagen auf. Die Ergebnisse der Simulationen und der Vergleich mit den experimentell ermittelten Verformungs-Zeit-Verläufen sind in Abbildung 7.2 und Abbildung 7.4 dargestellt. In Abbildung 7.2 ist der Verformungs-Zeit-Verlauf der Simulationsberechnungen den Ergebnissen des Versuchs MD1-W7 gegenübergestellt. Beim dunkelblau markierten Kurvenverlauf »Sim-1« wurde eine maximal zulässige Hauptzugspannung der CFK-Lamelle von 2190 MPa angesetzt. Der Hochlochziegel wurde linear-elastisch modelliert. Das Biegezugversagen des Mauerwerks wird als Versagen dem Mörtel zugeordnet. Ergänzend wurde mit dem grünen Kurvenverlauf der Bezeichnung »Sim-2« eine Simulation durchgeführt, bei der die CFK-Lamelle linear-elastisch modelliert und somit ein Zugversagen der CFK-Lamelle verhindert wurde.

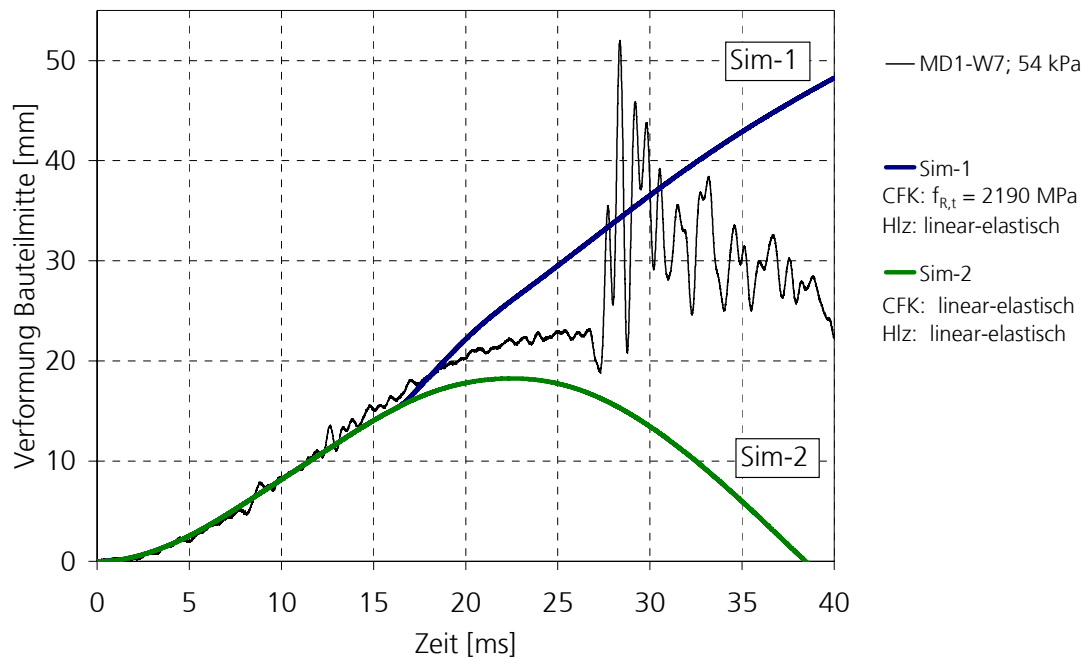
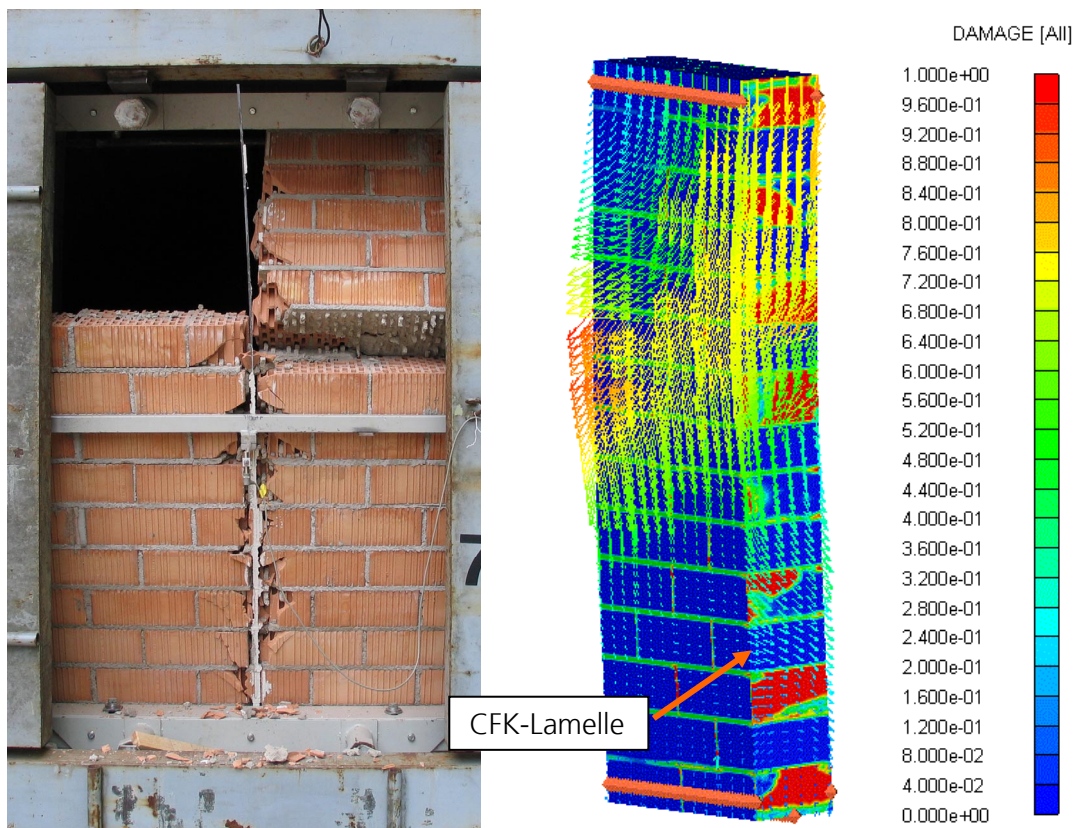


Abbildung 7.2: Vergleich der numerischen Simulation mit dem Verformungs-Zeit-Verlauf des Versuchs MD1-W7 mit 54 kPa reflektiertem Spitzenüberdruck.

Aufgrund der Vereinfachungen der Lochgeometrie des Hochlochziegels und den Materialeigenschaften des Mörtels werden die Zugspannungen in der CFK-Lamelle überschätzt. Hieraus kann sich ein Zugversagen der CFK-Lamelle (Sim-1) ergeben. Aus der Simulation Sim-2 der CFK-Lamelle ergibt sich eine qualitativ gute Übereinstimmung der Verformung mit dem Prüfkörper MD1-W7.

Ein Vergleich zwischen dem Prüfkörper MD1-W7 und der Schädigung bei der maximalen positiven Auslenkung für die Simulation Sim-2 zum Zeitpunkt $t = 22,5$ ms ist in der Abbildung 7.3 dargestellt. Neben der Schädigung sind in dieser Abbildung auch Geschwindigkeitsvektoren nach der Lastaufbringung dargestellt. Die Abbildung der Simulation stellt hierbei den Mauerwerkskörper in einem Längsschnitt im Bereich der CFK-Lamelle dar. Es ist zu erkennen, dass alle Lagerfugen eine Schädigung aufweisen. Die Verteilung der Geschwindigkeitsvektoren zeigt eine Öffnung der 4. und 5. Lagerfuge vom oberen Auflager aus. Im Versuch wurde ein Öffnen der 5. und 6. Lagerfuge beobachtet. Es ist somit eine gute Übereinstimmung zwischen dem Bruchbild des Versuchs und der Simulation zu erkennen. Die lokalen Schädigungen im Mauerstein werden nicht wiedergegeben.



Versuch: MD1-W7 – 54 kPa
Ansicht: Schutzseite

Simulation (Sim-2): Hlz: linear-elastisch
CFK: linear-elastisch
Ansicht: Schädigung bei 22,5 ms
Schutzseite (Längsschnitt Bauteilmitte)

Abbildung 7.3: Vergleich des Bauteilversagens des Prüfkörpers MD1-W7 mit dem Simulationsmodell der Simulation Sim-2.

Der Prüfkörper MD2-W9 wurde mit zwei CFK-Lamellen verstärkt und mit 70 kPa reflektiertem Spitzenüberdruck geprüft. Für die Simulation dieses Versuchs werden zwei Simulationen durchgeführt, die jeweils die Einflüsse der getroffenen Annahmen aufzeigen. Die Verformungs-Zeit-Verläufe der zwei Simulationen sind in Abbildung 7.4 dargestellt. In der Simulation Sim-11 wird ein Modell entsprechend dem Modell Sim-1 mit einer Zugfestigkeit der CFK-Lamelle von 2190 MPa untersucht. Aufgrund der deutlich höheren Druckbelastung ergab sich ein frühes Schubversagen der dem oberen Auflager nahen Lagerfuge. Bei dem Prüfkörper MD2-W9 wurde ebenfalls ein dem Auflager nahes Versagen beobachtet, dass allerdings nicht durch einen starken Schubversatz, wie in der Simulation Sim-11, gekennzeichnet war. In der Simulation Sim-12 werden deshalb in einer ergänzenden Simulation diesen beiden den Auflagern

nahen Lagerfugen die Materialeigenschaften des Mörtel und nicht die der Mörtel-Mauerstein-Verbindung zugeordnet. Dieses Modell beschreibt den experimentell ermittelten Verformungs-Zeit-Verlauf und das Tragverhalten besser als die Simulation Sim-11.

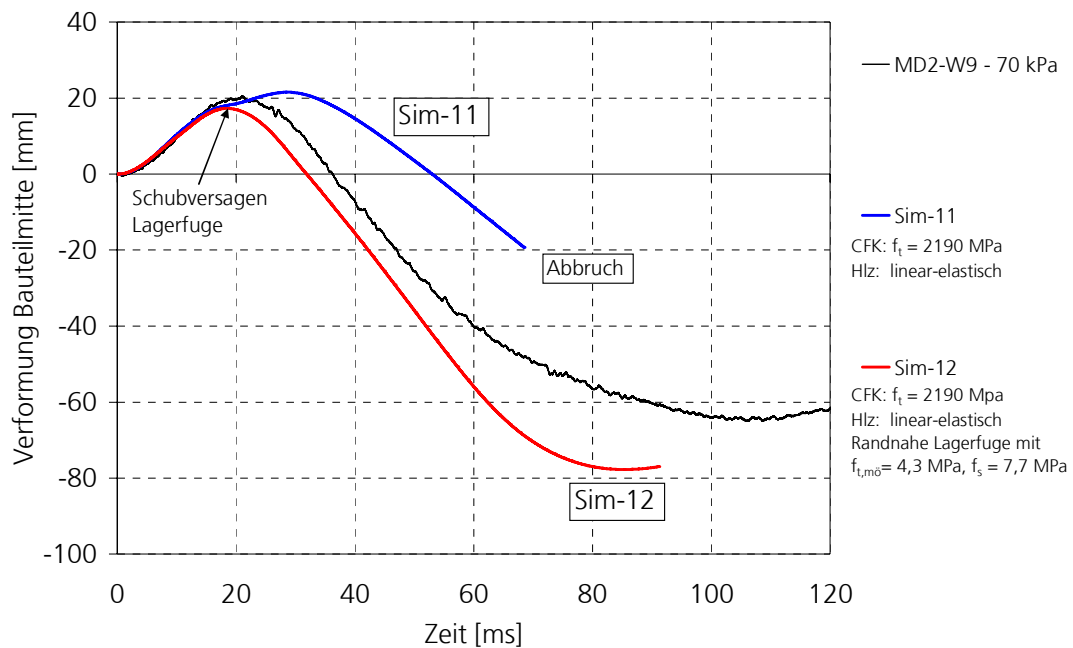
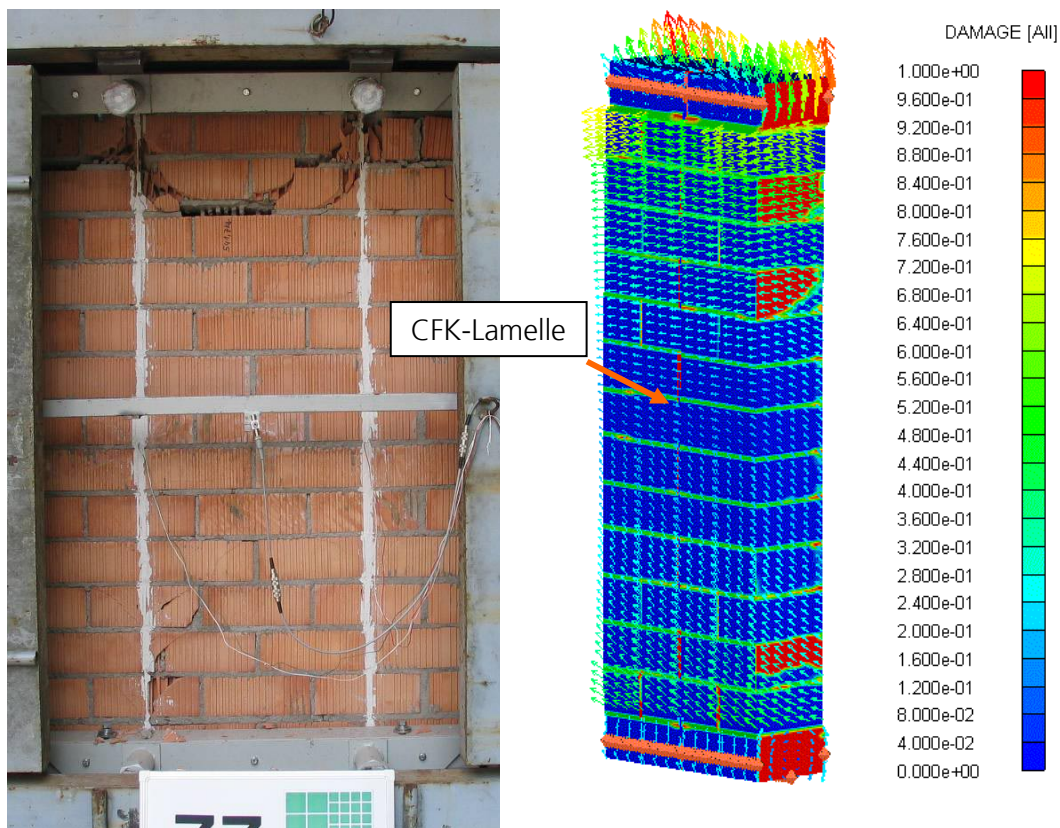


Abbildung 7.4: Vergleich der numerischen Simulation mit dem Verformungs-Zeit-Verlauf des Versuchs MD2-W9, 70 kPa Spitzenüberdruck.

In Abbildung 7.5 ist das Schädigungsbild des Versuchs MD2-W9 der Simulation gegenübergestellt worden. In der Simulation Sim-11 wird die zweitoberste Steinlage aus dem Mauerwerk herausgedrückt. Ein Versatz dieser Steinlage konnte in den Bauteilversuchen nicht beobachtet werden.



Versuch: MD2-W9 – 70 kPa
 Ansicht: Schutzseite

Simulation (Sim-11): Hlz: linear-elastisch
 CFK: $f_{R,t} = 2190 \text{ MPa}$
 Ansicht: Schädigung bei 20 ms
 Schutzseite (Längsschnitt Bauteilmitte)

Abbildung 7.5: Vergleich des Bauteilversagens des Prüfkörpers MD2-W9 mit dem Simulationsmodell

Die numerische Simulation ergibt eine gute Übereinstimmung mit dem Verformungsverlauf der Versuche. Sowohl das erste Verformungsmaximum als auch das Rückschwingverhalten werden gut abgebildet. Bei der Simulation der Versuchsreihen MD1 und MD2 wird das Versagen der Lagerfugen ebenfalls gut beschrieben. Die Auswirkungen der Modellannahmen auf das Simulationsergebnis wurden durch ergänzende Simulationen untersucht und ergaben besonders bei der belastungsabhängigen Modellierung der Lagerfugen eine Verbesserung der Simulation. Die lokale Rissbildung im Mauerstein, z. B. im Endverankerungsbereich, wird nicht wiedergegeben. Hierzu sind eine Modellierung des Lochanteils der Hochlochziegel und eine Modellierung der Kontaktfläche zwischen Mörtel und Mauerstein inklusive einer entsprechenden Versagensbedingung erforderlich.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Aufgrund der in den letzten Jahren geänderten sicherheitspolitischen Situation ist eine erhöhte Gefährdung von Baustrukturen durch Druckstoßbelastungen vorhanden. Diese Gefährdung betrifft vor allem Gebäude aus Mauerwerk, dem am meisten verwendeten Baumaterial. Zur Verstärkung von Mauerwerk bei Druckstoßbelastung wurden deshalb ein praxisgerechtes Verstärkungsverfahren und ein Berechnungsmodell auf analytischen Grundlagen entwickelt.

Das untersuchte nachträgliche Verstärkungskonzept besteht aus in Schlitzten, mit einem Epoxidharzklebstoff, eingeklebten CFK-Lamellen. Die Vorteile des Verstärkungsverfahrens liegen in der hohen Zugfestigkeit der CFK-Lamelle. Es können somit bei einer Biegebeanspruchung höhere Zugkräfte in der Biegezugzone übertragen werden, als dies bei unverstärktem Mauerwerk möglich ist. Zusätzlich kann aufgrund des hohen Elastizitätsmoduls die Verformung reduziert werden. Weiterhin sind Vorteile im Bereich der Handhabung, der bauphysikalischen Verträglichkeit und in der Möglichkeit einer diskreten Applikation der Verstärkung vorhanden.

Aufgrund des linear-elastischen Tragverhaltens der CFK-Lamellen und der hohen Zugfestigkeit sind bei dynamischer Belastung Tragmechanismen zu beachten, die bei anderen Verstärkungsmethoden nur von geringerer Bedeutung sind. Die hohe Zugfestigkeit der CFK-Lamelle konnte bei der gewählten Bauteilabmessung zu etwa $2/3$ ausgenutzt werden. Als Versagen wurde ein Endverankerungsversagen beobachtet. Dieses Versagen resultiert aus der lokalen Eintragung hoher Zugspannungen in das Mauerwerk. Die Tragfähigkeit des Mauerwerksuntergrundes wird dabei durch den Lochanteil der Mauersteine reduziert. Weiterhin ergibt sich bei der asymmetrischen Verstärkung mit den CFK-Lamellen nach der ersten positiven Auslenkung, dass die in der CFK-Lamelle gespeicherte Energie zu einem Rück- und anschließend zu einem Durchschwingen des Mauerwerks entgegen der Belastungsrichtung führt. Die genannten Trageffekte wurden untersucht und durch ein Modell erfasst.

Das Ziel dieser Untersuchung war es, eine praxisgerechte Berechnungsmethode für Mauerwerk mit intern eingeklebten CFK-Lamellen für Druckstoßbelastungen zu entwickeln. Um dieses Ziel zu erreichen, ist die Kenntnis des Last-Verformungsverhalten und der Bruchlast erforderlich. Hierzu wurden neben der experimentellen Bestimmung der wichtigsten

Materialeigenschaften der Hochlochziegel, der CFK-Lamelle und des Mörtels in Abschnitt 2 auch in Bauteilversuchen mit statischer Belastung in Abschnitt 3 die Biegesteifigkeit und das Tragverhalten ermittelt. In Bauteilversuchen mit vollflächig, statischer Belastung ergab sich eine Erhöhung der Tragfähigkeit um den Faktor 11,3 bis 22,3. Durch die Applikation von Dehnungsmessstreifen entlang der eingeklebten CFK-Lamellen einiger Prüfkörper wurden zudem das Dehnungsverhalten und die Endverankerungskraft untersucht. Als wichtigste Versagensursache wurde ein Endverankerungsversagen bei den verstärkten Prüfkörpern beobachtet. Durch Zug-Druck-Verbundversuche mit verschiedenen Endverankerungslängen wurde deshalb in Abschnitt 3.3 eine Berechnungsgleichung zur Bestimmung der Bruchlast in Abhängigkeit von der Endverankerungslänge ermittelt. Durch Dehnungsmessungen bei diesen Versuchen konnte die Dehnungsverteilung entlang der CFK-Lamellen für Endverankerungslängen bestimmt werden.

Das Tragverhalten für Druckstoßbelastungen wurde durch die Bauteilprüfung von Mauerwerkskörpern in einem Stoßrohr in Abschnitt 4 untersucht. Es wurden Prüfungen mit einer möglichst kurzen, positiven Druckphase angestrebt, da dies zum einen praxisgerechten Belastungen bei geringen Ladungsabständen entspricht und zum anderen der Einfluss des Eigengewichtes der Prüfkörper nach dem Biegezugversagen betrachtet werden konnte. Auch in diesem Untersuchungsabschnitt wurde durch Dehnungsmessstreifen das Dehnungsverhalten entlang der CFK-Lamellen für verschiedene Belastungsstufen ermittelt. Hierbei wurden Informationen zur Dehnungsverteilung bei dynamisch belasteten Mauerwerkskörpern ermittelt. Durch die asymmetrische Anordnung des linear-elastischen Verstärkungsmaterials ergaben sich nur geringe Verformungen in Belastungsrichtung, entgegen der Belastungsrichtung wurden hingegen beim Durchschwingen deutlich größere Verformungen beobachtet. Das Versagen der verstärkten Mauerwerkskörper trat bei diesen Versuchen ebenfalls, wie bei den Bauteilversuchen mit vollflächiger, statischer Belastung, bei einer höheren dynamischen Belastung mit einem Endverankerungsversagen ein. Es konnte der reflektierte Spitzenüberdruck um den Faktor 1,8 ($\mu_R = 0,015$ Prozent) und 2,4 ($\mu_R = 0,031$ Prozent) erhöht werden. Diese Werte sind bezogen auf den reflektierten Spitzenüberdruck beim Umkippen der unverstärkten Mauerwerkskörper und für den angestrebten kurzen Impuls. Bezogen auf das Biegezugversagen des unverstärkten Mauerwerks, ergaben sich Faktoren von circa 5,1 ($\mu_R = 0,015$ Prozent) und 7 ($\mu_R = 0,015$ Prozent).

Neben dem ersten Verformungsmaximum in Belastungsrichtung wurde deshalb, anders als bei üblichen Untersuchungen mit Druckstoßbelastungen, in der Modellbildung des Abschnittes 6 auch das Tragverhalten beim Durchschwingen der Mauerwerkskörper berücksichtigt. Hierzu wurden die Widerstandsfunktionen des verstärkten und unverstärkten Mauerwerks gekoppelt. Der Einfluss des Eigengewichts nach einem Endverankerungs- bzw. Biegezugversagen wurde durch eine Ersatzfunktion für das Widerstandsverhalten im Berechnungsmodell berücksichtigt. Mit dem in Abschnitt 5 dargestellten Berechnungsansatz wurde eine Methode verwendet, mit der die Ermittlung des Last-Verformungsverhaltens verstärkter Mauerwerkskörper möglich ist. Das Last-Verformungsverhalten wird als Eingangsgröße für die Berechnung mit einem Ein-Masse-Schwinger-Modell verwendet, das in Abschnitt 6 entwickelt wurde. Ausgehend vom Modell zur Ermittlung des Widerstandsverhaltens verstärkter Mauerwerkskörper, wurde eine zusammengesetzte Widerstandsfunktion entwickelt, mit der das Tragverhalten asymmetrisch verstärkter Mauerwerkskörper erfasst wird. Die Möglichkeit der Berechnung des Widerstandsverhaltens aus wenigen Eingabewerten und ohne Bauteilversuche hat den Vorteil einer sehr flexiblen Berechnung unterschiedlicher Mauerwerksgeometrien und Verstärkungsaufbauten. Ein Vergleich des Ein-Masse-Schwinger-Modells mit dem Verformungs-Zeit-Verhalten der dynamisch geprüften Mauerwerkskörper ergab eine Abweichung von maximal 15 Prozent, bezogen auf den Versuchswert. Aufgrund der nur auf wenigen Grundwerten basierenden Ermittlung des Widerstandsverhaltens ist eine Berechnung für Mauerwerkskörper mit anderen Geometrien, Lagerungsbedingungen und Verstärkungsanteilen, bei bekanntem Endverankerungsverhalten der CFK-Lamelle, möglich. Mit dem entwickelten Berechnungsmodell wurde deshalb im Abschnitt 6.3 eine Analyse zum Tragverhalten unterschiedlich stark asymmetrisch verstärkter Mauerwerkskörper durchgeführt. Neben der Auswirkung einer unterschiedlichen Anzahl an CFK-Lamellen wurde auch das Druckversagen der CFK-Lamellen auf der Belastungsseite mit betrachtet und für das Last-Verformungsverhalten untersucht. Es wurde durch eine ergänzende Anordnung von CFK-Lamellen auf der Belastungsseite eine Verbesserung des Tragverhaltens ermittelt. Zu beachten sind allerdings Druckschädigungen der Verstärkung auf der Belastungsseite, die zu einer Reduzierung der Wirksamkeit dieser zusätzlich angeordneten CFK-Lamellen führen können.

Um für komplexere Bauteilformen und Lagerungsbedingungen eine Berechnungsmöglichkeit zu schaffen und die Analyse des Tragverhaltens

zu ermöglichen, wurde mit einem »Wave Propagation Code« das Tragverhalten der dynamisch geprüften Versuchskörper im Abschnitt 7 nachgerechnet. Für die Modellbildung wurde der Hochlochziegel als Kontinuum abgebildet. Die Verwendung eines linear-elastischen Materialgesetzes für Hochlochziegel und eines Materialmodells, das nach einem Zugversagen noch eine Druckbeanspruchung zulässt, ermöglichte es, auch das Durchschwingen des Mauerwerkskörpers zu simulieren. Die numerische Simulation ergab eine gute Übereinstimmung des Verformungs-Zeit-Verhaltens mit den Experimenten. Für eine genauere Analyse des lokalen Schädigungsverhaltens sind allerdings die Modellierung der Löcher im Hochlochziegel und der Verbundwirkung zwischen Mörtel und Mauerstein erforderlich.

CFK-Lamellen im Schlitzverfahren zur Verstärkung von Mauerwerk bei Druckstoßbelastungen stellen eine technisch und baupraktisch gute Möglichkeit zur nachträglichen Verstärkung gefährdeter Mauerwerksstrukturen dar. Die einfache Applikation und die Möglichkeiten einer flexiblen Anpassung der Verstärkung an das Belastungsszenario ermöglichen eine wirtschaftliche und effektive nachträgliche Verstärkung.

Der Schwerpunkt dieser Untersuchung wurde auf Druckstoßbelastungen gelegt. Zur Modellbildung musste das Trag- und Verformungsverhalten bei statischer Belastung ebenfalls betrachtet werden. Aus dem Schwerpunkt der Untersuchung für Druckstoßbelastungen ergibt sich, dass einige Themenbereiche mit einer statischen Belastung nicht näher untersucht werden konnten. Bereiche für weitere Untersuchungen stellen die nähere Beschreibung der Entfestigung zwischen Mauerwerk und CFK-Lamelle und der Einfluss der Abstände zwischen den CFK-Lamellen auf das Tragverhalten dar.

Für das Verstärkungskonzept wurde eine im Stahlbetonbau für statische Belastungen bauaufsichtlich eingeführte CFK-Lamelle verwendet. Eine Optimierung des Verstärkungsverfahrens kann durch eine auf Mauerwerksstrukturen und für Druckstoßbelastungen angepasste Lamelle erfolgen. Hierzu wäre eine FVK-Lamelle mit duktilerem Tragverhalten wünschenswert. Durch die Applikation der CFK-Lamelle in eingefräste Schlitze sind gerade bei Lochsteinen größere Mengen Epoxidharzklebstoff erforderlich. Das Ersetzen des Epoxidharzklebstoffes durch spezielle Mörtel kann die Verwendung des Verfahrens kostengünstiger gestalten und gegebenenfalls zu einem duktileren Tragverhalten der Verbindung zwischen Lamelle und Mauerwerk führen.

9 Literatur

- [1] ANSTÖTZ, W.: *Zur Ermittlung der Biegetragfähigkeit von Kalksand-Plansteinmauerwerk*; Institut für Baustoffkunde und Materialprüfung, Universität Hannover, 1990
- [2] ASTBURY, N. F.; WEST, H. W. H.; HODGKINSON, H. R.; CUBBAGE, P. A.; CLARE, R.: *Experiments to Determine the Resistance of Brick Buildings to Gas Explosions*; In: Proceedings 2nd International Brick Masonry Conference, 1971, S. 220–226
- [3] BASTIDAS, E. D.; YAMIN, L.; SARRIA, A.; ORTEGA, J. P.; TUMIALAN, J. G.: *Non-Structural Masonry Walls Strengthened with GFRP Laminates*; In: Proceedings North American Masonry Conference, 2003, S. 168–179
- [4] BEATTIE, G.; MOLYNEAUX, T. C. K.; GILBERT, M.; BURNETT, S.: *Masonry Shear Strength under Impact Loading*; In: Proceedings 9th Canadian Masonry Symposium, 2001, S. 10
- [5] BLASCHKO, M. A.: *Zum Tragverhalten von Betonbauteilen mit in Schlitze eingelegten CFK-Lamellen*; Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau, Technische Universität München, 2001
- [6] BIGGS, J. M.: *Introduction to Structural Dynamics*; New York: McGraw-Hill Book Company, 1964, ISBN 07-005255-7
- [7] BILFINGER BERGER AG: *Verstärken von Stahlbeton- und Spannbetonbauteilen durch in Schlitze eingeklebte Kohlefaserlamellen Carboplus (Z-36.12-60)*; Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, 2004
- [8] CARNEY, P.; MYERS, J. J.: *Out-of-Plane Static and Blast Resistance of Unreinforced Masonry Wall Connections Strengthened with Fiber Reinforced Polymers CIES 03-46*; Center for Infrastructure Engineering Studies, University of Missouri-Rolla, 2003
- [9] CEMP-ED: *Engineer Technical Letter 1110-3-494*; Department of the Army, U.S. Corps of Engineers, Washington DC, 1999
- [10] CONLEY, H. C.; MLAKAR, P. F.: *Blast Resistance of CFRP Strengthened Masonry*; In: Proceedings 70th Shock and Vibration Symposium, 1999

- [11] CRAWFORD, J. E.; MORRILL, K. B.: *Retrofit Techniques Using Polymers and FRPs for Preventing Injurious Wall Debris*; In: Proceedings 6th International Symposium on Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Reinforced Concrete Structures (FRPRCS-6), 2003, S.1199–1208
- [12] DEDE, M.; LIPVIN-SCHRAMM, S. L.; DOBBS, N.; CALTAGIRONE, J. P.: *Dynamic Strength of Material*; In: Structures to Resist the Effects of Accidental Explosion Volume VI, Special Publication ARLCD-SP-84001, U.S. Army Armament Research and Development Center, Dover, New Jersey, 1985
- [13] DENNIS, S. T.; BAYLOT, J. T.; WOODSON, S. C.: *Response of 1/4-Scale Concrete Masonry Unit (CMU) Walls to Blast*; In: Journal of Engineering Mechanics, 128 (2002) 2, S. 134–142
- [14] DRÄSE, S.; STAIB, G.: *CBEx Version 2.0 Calculation of Blastparameters for Explosives – Programmanleitung*; Fraunhofer-Gesellschaft, Ernst-Mach-Institut; interner Bericht, 2003
- [15] DINAN, R.; FISHER, J.; HAMMONS, M. I.; PORTER, J. R.: *Failure Mechanisms in Unreinforced Concrete Masonry Walls Retrofitted with Polymer Coatings*; In: Proceedings 11th International Symposium on Interaction of the Effects of Munitions with Structures (11th ISIEMS), CD-Rom, 2003, S. 1–15
- [16] EL-DOMIATY, K.; MYERS, J. J.; BELARBI, B.: *Blast Resistance of Un-reinforced Masonry Walls Retrofitted with Fiber Reinforced Polymers (CIES 02-24)*; Center for Infrastructure Engineering Studies, University of Missouri-Rolla, 2002
- [17] Ehsani, M. R.: *Strengthening of Earthquake-Damaged Masonry Structures with Composite Materials*; In: Proceedings 2th International Symposium on Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Reinforced Concrete Structures (FRPRCS-2), Hrsg.: Taerwe, L., 1995, S. 680–687
- [18] GHANEM, G.; ZIED, A. M.; SALAMA, A. E.: *Repair and Strengthening of Masonry Assemblages Using Fifer Glass*; In: Proceedings 10th International Brick/Block Masonry Conference (10th IB² Mac), 1994, S. 499–508
- [19] GALATI, N.; TUMIALAN, G.; NANNI, A.; LA TEGOLA, A.: *Influence of Arching Mechanism in Masonry Walls Strengthened with FRP Laminates*; In: Proceedings 3th International Conference on Composites in Infrastructure (ICCI 2002), CD-Rom, 2002; S. 1–11

- [20] GALATI, N.; GARBIN, E.; TUMIALAN, G.; NANNI, A., *Design Guidelines for Masonry Structures: Out of Plane Loads*; In: Proceedings 7th International Symposium FRP Reinforcement for Concrete Structures, SP-230-16, Hrsg.: SHIELD, C. K.; BUSEL, J. P.; WALKUP, S. L.; GREMEL, D. D., 2005, S. 269–288
- [21] GEBBEKEN, N.; DOEGE, T.: *Calculation of Two-Edge Supported Masonry Walls under Blast Load*; In: Proceedings JCSS and IABSE Workshop on Robustness of Structures, CD-Rom, 2005, S. 1–12
- [22] GILBERT, M.; HOBBS, B.; MOLYNEAUX, T.; BURNETT, S.; BEATTIE, G.; NEWTON, P.: *Improving the Impact Resistance of Masonry Parapet Walls*; In: Proceedings 3th International Arch Bridges Conference (ARCH'01), 2001, ISBN 2-85978-347-4, S. 635–640
- [23] GILSTRAP, J. M.; DOLAN, C. W.: *Out-of-Plane Bending of FRP-Reinforced Masonry Walls*; In: Composites Science and Technology, 58 (1998) 8, S. 1277–1284
- [24] GUNKLER, E.: *Zur nachträglichen Erhöhung der Biegetragfähigkeit von Mauerwerkswänden durch bewehrte Ergänzungsschichten*; Heft 98, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, 1993
- [25] HAMILTON, H. R.; DOLAN, W. C.: *Flexural Capacity of Glass FRP Strengthened Concrete Masonry Walls*; In: Journal of Composites for Construction, 5 (2001) 3, S.170–178
- [26] HAMOUSH, S. A.; MCGINLEY, M. W.; MLAKAR, P.: *Out-of-Plane Strengthening of Masonry Walls with Reinforced Composites*; In: Journal of Composites for Construction, 5 (2001) 3, S. 139–145
- [27] HASELTINE, B. A.: *Design of Laterally Loaded Wall Panels*; British Ceramic Research Association, Technical Note No. 284, 1975, S.14–16
- [28] HIERMAIER, S.: *Numerik und Werkstoffdynamik der Crash- und Impaktvorgänge*; Schriftenreihe è – Forschungsergebnisse aus der Kurzzeitdynamik, Heft 1, Ernst-Mach-Institut, 2003, ISBN 3-8167-6342-1
- [29] JÄGER, W.; BAIER, G.: *Zur Biegebemessung von bewehrtem Mauerwerk nach Eurocode 6*; In: Das Mauerwerk, (2004) 2, S. 65–71
- [30] JUNGINGER, M.: *Charakterisierung und Modellierung unverstärkter Kunststoffe zur numerischen Simulation von Crashvorgängen*; Schriftenreihe è – Forschungsergebnisse aus der Kurzzeitdynamik, Heft 3, Ernst-Mach-Institut, 2003, ISBN 3-8167-6339-1

- [31] KINGERY, C. N.; BULMASH, G.: *Airblast Parameters from TNT Spherical Air Bursts and Hemispherical Surface Bursts*; ARBRL-TR-02555, 1984
- [32] KINNEY, G. F.; GRAHAM, K.J.: *Explosive Shocks in Air*; Austin: Springer Verlag, 1985, ISBN 3-540-15147-8
- [33] KOLSCH, H.: *Upgrading Existing Structures with Composite Layers*; In: Proceedings Non-Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures, Taerve, L. (Ed.), RILEM, 1995, S. 525–532
- [34] KOLSCH, H.: *Eine Laminatbeschichtung aus Kohlenstoffgeweben und Zementmatrix zur Mauerwerksverstärkung*; In: Bauen mit Textilien, (1998) 2, S. 13–18
- [35] MAKOVIČKA, D.: *Influence of Short Load on Response of Masonry Structure*; In: Proceedings Structures Under Shock and Impact III; Hrsg.: Bulson, P. S., 1994, S. 53–60
- [36] MAKOVIČKA, D.: *Failure of Masonry under Impact Load Generated by an Explosion*; In: Acta Polytechnica, 39 (1999) 1, S. 63–91
- [37] MAKOVIČKA, D.; MAKOVIČKA, D. (Jr.): *Explosive Failuring of Masonry Structure*; In: Proceedings 17th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMIRT 17), Paper J04-2, CD-Rom; 2003, S. 1–8
- [38] MAIO, N. A.: *Dynamic Behaviour of Brick Structural Elements Infilled to Strengthen R. C. Structures*; In: Proceedings 5th International Brick Masonry Conference, 1979, S. 294–301
- [39] MAYRHOFER, C.: *Wirkung vertikaler Auflasten auf das dynamische Tragverhalten von horizontal belastetem Mauerwerk*; Bericht E 2/90, Ernst-Mach-Institut, 1990
- [40] MAYRHOFER, C.: *Gemauerte Wände mit Bewehrung unter Druckstoßbelastung*; Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 1992
- [41] MAYRHOFER, C.: *Reinforced Masonry Walls under Blast Loading*; In: International Journal of Mechanical Sciences, 44 (2002) 6, S. 1067–1080
- [42] MAYRHOFER, C.: *Methoden der dynamischen Grenztragfähigkeitsberechnung*; In: Workshop »BAU-PROTECT«; Hrsg.: Thoma, K.; Gebbeken, N.; Thünemann, H., 2004, ISSN 1614-4988, S. 169–184

- [43] MAYRHOFER, C.: *Widerstandsverhalten von Mauerwerk*; In: 2. Workshop »BAU-PROTECT«, Band 2; Hrsg.: Gebbeken, N.; Keuser, M.; Klaus, M.; Mangerig, I.; Thoma, K.; Thünemann, H., 2006, ISSN 1431-5122, S. 395–408
- [44] MOSALAM, K. M.; MOSALAM, A. S.: *Nonlinear Transient Analysis of Reinforced Concrete Slabs Subjected to Blast Loading and Retrofitted with CFRP Composites*; In: *Composites, Part B*, 32 (2001) 8, S. 623–636
- [45] MUSZYNSKI, L. C.: *Explosive Field Tests to Evaluate Composite Reinforcement of Concrete and Masonry Walls*; In: *Proceedings 2th International Conference on Composites in Infrastructure*, 1998, S. 276–284
- [46] N. N.: *Autodyn Theory Manual*, Century Dynamics Ltd., Horsham, England, 2005
- [47] OSWALD, C. J.; CHANG, K. K.: *Shock Tube Testing on Masonry Walls Strengthened with Kevlar*; In: *Proceedings 10th International Symposium on Interaction of the Effects of Munitions with Structures (10th ISIEMS)*, CD-Rom, 2001, S. 1–15
- [48] PATOARY, M. K. M.; TAN, K. H.: *Blast Resistance of Prototype In-Built Masonry Walls Strengthened with FRP Systems*; In: *Proceedings 6th International Symposium on Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Reinforced Concrete Structures (FRPRCS-6)*, 2003, S. 1189–1198
- [49] REICHENBACH, H.; MAYRHOFER, C.: *Dynamisches Tragverhalten von Mauerwerk bei horizontaler Belastung*; Ernst-Mach-Institut, Bericht E 5/86, 1986
- [50] REICHENBACH, H.; MAYRHOFER, C.: *Dynamisches Verhalten von Sonderkonstruktionen zur nachträglichen Ertüchtigung vorhandener Bausubstanz*; Ernst-Mach-Institut, Bericht E 2/89, 1989
- [51] RIEDEL, W.: *Beton unter dynamischen Lasten, Meso- und makromechanische Modell und ihre Parameter*; Schriftenreihe ε – Forschungsergebnisse aus der Kurzzeitdynamik, Heft 5, Ernst-Mach-Institut, 2003, ISBN 3-8167-6340-5
- [52] ROKO, K.; BOOTHBY, T. E.; BAKIS, C. E.: *Failure Modes of Sheet Bonded Fiber Reinforced Polymer Applied to Brick Masonry*; In: *Proceedings 4th International Symposium on Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Reinforced Concrete Structures (FRPRCS-4)*, 1999, S. 305–311

- [53] ROMANI, M.; MAYRHOFER, C.; THOMA, K.: *Study of Masonry Retrofit for Blast Loading with CFRP Strips*; In: Proceedings 12th International Symposium on Interaction of Effects of Munitions with Structures (12th ISIEMS), CD-Rom, 2005, S. 1–17
- [54] ROMANI, M.; RICHTER, R.: *Bauliche Reduktion der Wirkung von Beanspruchungen durch Blast und nachträgliche Bauteilverstärkung*; In: 2. Workshop »BAU-PROTECT«, Band 2, Hrsg.: Gebbeken, N.; Keuser, M.; Klaus, M.; Mangerig, I.; Thoma, K.; Thünemann, H., 2006, ISSN 1431-5122, S. 395–408
- [55] SATTI, K. M. H.; HENDRY, A. W.: *The Modulus of Rupture of Brickwork*; In: Proceedings 3th International Brick Masonry Conference, 1973, S. 155–160
- [56] SAWCZUK, A.; JÄGER, T.: *Grenztragfähigkeits-Theorie der Platten*; Berlin: Springer-Verlag, 1963
- [57] SCHÖNER, W.: *Zur Biegetragfähigkeit von Mauerwerk unter Berücksichtigung axialer Auflasten*; Heft 41, Institut für Baustoffkunde, Technische Universität Hannover, 1978
- [58] SCHUBERT, P.: *Auswertung der verfügbaren Untersuchungsergebnisse zur Biegezugfestigkeit von Mauerwerk im Hinblick auf die Angabe von aktualisierten zulässigen Biegezugspannungen bei Biegebeanspruchung parallel zur Lagerfuge sowie auch erstmalig auch für Biegebeanspruchung senkrecht zur Lagerfuge*; Forschungsbericht F590, Institut für Bauforschung, Technische Hochschule Aachen, Stuttgart: IRB Verlag, 1998
- [59] SCHUBERT, P.: *Eigenschaftswerte von Mauerwerk, Mauersteinen und Mauermörtel*; In: Mauerwerk Kalender 2003, Hrsg.: Irmschler, H. J.; Jäger, W.; Schubert, P., Berlin: Ernst & Sohn, 2003, S. 5–24
- [60] SCHUBERT, P.; MEYER, U.: *Harmonisierung europäischer Baubestimmungen – Eurocode 6 Mauerwerksbau; Ermittlung von charakteristischen Spannungs-Dehnungs-Linien von Mauerwerk*; Abschlussbericht F 330, Institut für Bauforschung, Technische Hochschule Aachen, 1989
- [61] SCHULER, H.: *Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Schädigung von stoßbeanspruchtem Beton*; Schriftenreihe ε – Forschungsergebnisse aus der Kurzzeitdynamik, Heft 6, Ernst-Mach-Institut, 2003, ISBN 978-3-8167-6363-2

- [62] SCHWEGLER, G.: *Verstärken von Mauerwerk mit Faserverbundkunststoffen in seismisch gefährdeten Zonen*; Bericht Nr. 229, Dübendorf: EMPA, 1994
- [63] SCHWEGLER, G.: *Verstärkung von Mauerwerk mit CFK-Lamellen*; In: Nachträgliche Verstärkung von Bauwerken mit CFK-Lamellen – Referate und Beiträge zur EMPA-SIA-Studentagung vom 21. September 1995 in Zürich, Hrsg.: Schweizerischer Ingenieur- und Architekten-Verein (SIA), 1995, S. 71–83
- [64] SILVA, P.; MYERS, A.; BELARBI, G.; TUMIALAN, K.; EL-DOMIATY, NANNI, A.: *Performance of Infill URM Wall Systems Retrofitted with FRP Rods and Laminates to Resist In-Plane and Out-of-Plane Loads*; In: Proceedings 9th International Conference of Structural Faults and Repair, CD-Rom, 2001, S. 1–12
- [65] SMITH, P. D.; HETHERINGTON, J. G.: *Blast and Ballistic Loading of Structures*; Butterworth-Heinemann Ltd, 1994, ISBN 0-7506-2024 2
- [66] STÖCKL, S.; HOFMAN, P.: *Tests on the Shear Bond Behaviour in the Bed-Joints of Masonry*; In: Proceedings 8th International Brick/Block Masonry Conference, 1988, S. 292–303
- [67] *Structural Masonry*, ROTS, J. G. (Hrsg.); Rotterdam: Balkema, 1997, ISBN 90-5410-680-8
- [68] TADEU, A.; BRANCO, F.: *Scherversuche an mit Epoxidharz befestigten Stahlplatten auf Beton unter Temperatureinfluss*; In: Bautechnik, 76 (1999) 7, S. 556–560
- [69] TAN, K. H.; PATOARY, M. K. H.: *Blast Resist of Masonry Walls Strengthened with Externally Bonded FRP Systems*; In: Proceedings 10th International Symposium on Interaction of Effects of Munitions with Structures (10th ISIEMS), CD-Rom, 2001, S. 1–12
- [70] TONN, V.: *Ein Beitrag zum Tragverhalten von zweiachsig gespannten gemauerten Wänden unter gleichzeitig wirkender horizontaler und vertikaler Belastung*; Technische Hochschule Darmstadt, 1992
- [71] TRIANTAFILLOU, T.: *Strengthening of Masonry Structures Using Epoxy-Bonded FRP Laminates*; In: Journal of Composites for Construction, 2 (1998) 2, S. 96–104
- [72] TM 5-1300: *Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions*; Headquarters Departments of the Army, the Navy and the Air Force, USA, 1990

- [73] TUMIALAN, J. G.; GALATI, N.; NAMBOORIMADATHIL, S. M.; NANNI A.: *Strengthening of Masonry with FRP Bars*; In: Proceedings 3th International Conference on Composites in Infrastructure, CD-Rom, 2002 S. 1–12
- [74] TUMIALAN, J. G.; GALATI, N.; NANNI, A.: *Field Assessment of Unreinforced Masonry Walls Strengthened with Fibre Reinforced Polymer Laminates*; In: Journal of Structural Engineering, 129 (2003) 8, S. 1047–1056
- [75] TUMIALAN, J. G.; MYERS, J. J.; NANNI, A.: *Field Evaluation of Masonry Walls Strengthened with FRP Composites at the Malcom Bliss Hospital*; Center for Infrastructure Engineering Studies, CIES 99-12, Department of Civil Engineering, University of Missouri-Rolla, 1999
- [76] TUMIALAN, J. G.; MORBIN, A.; MICELLI, F.; NANNI, A.: *Flexural Strengthening of URM Walls with FRP Laminates*; In: Proceedings 3th International Conference on Composites in Infrastructure (ICCI 2002), CD-Rom, 2002, S. 1–12
- [77] TURCO, V.; GLATI, N.; TUMIALAN, G.; NANNI, A.: *Flexural Strengthening of URM Walls with FRP Systems*; In: Proceedings 6th International Symposium on Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Reinforced Concrete Structures (FRPRCS-6), 2003, S. 1219–1228
- [78] VAN DER PLUIJM, R.: *Out-of-Plane Bending of Masonry Behaviour and Strength*; Dissertation, Technische Universiteit Eindhoven, 1999
- [79] VELAZQUEZ-DIMAS, J. I.; EHSANI, M. R., SAADATMANESH, H.: *Out-of-Plane Behavior of Brick Masonry Walls Strengthened with Fiber Composites*; In: ACI Structural Journal, Technical Paper no. 97-S41, 2000, S. 377–387
- [80] VELAZQUEZ-DIMAS, J. I.; EHSANI, M. R.: *Modeling Out-of-Plane Behavior of URM Walls Retrofited with Fiber Composites*; In: Journal of Composites for Construction, 4 (2000) 4, S. 172–181
- [81] VOLKMAN, D. E.: *Aspects of Blast Resistant Masonry Design*; In: ASTM, 1989, S. 413–422
- [82] WESEWICH, J. K.; OSWALD, C. J.; NEBULA, D.; EDEL, M. T.; LOWAK, M. J.; ALAOU, S. S.: *CMUDS Enhanced Concrete Masonry Database and Pressure-Impulse Diagrams*; In: Proceedings 11th International Symposium on Interaction of Effects of Munitions with Structures (11th ISIEMS), CD-Rom, 2003, S. 1–18

10 Notation

Die Notationen werden für den ersten Abschnitt, in dem sie erscheinen, aufgeführt.

Abschnitt 1:

–

Abschnitt 2:

$E_{c,mw}$:	Elastizitätsmodul des Mauerwerks bei Druckbeanspruchung
E_{ℓ} :	Längsdehnungsmodul
$E_{R,t}$:	Elastizitätsmodul der CFK-Lamelle bei Zugbeanspruchung
$E_{c,st}$:	Elastizitätsmodul des Mauersteins bei Druckbeanspruchung
$E_{t,s}$:	Elastizitätsmodul des Scherbenmaterials bei Zugbeanspruchung
$f_{R,t}$:	Zugfestigkeit der CFK-Lamelle
f_c :	Druckfestigkeit
$f_{c,mw}$:	Druckfestigkeit Mauerwerk
$f_{c,st}$:	Steindruckfestigkeit mit Formfaktor (trocken)
$f_{c,mö}$:	Druckfestigkeit des Mörtels
f_{vk} :	charakteristische Schubfestigkeit
f_{vko} :	abgeminderte Haftscherfestigkeit
σ_{Dd} :	Bemessungswert der Druckspannung
b_R :	Breite der CFK-Lamelle
t_R :	Dicke der CFK-Lamelle
A_R :	Querschnittsfläche der CFK-Lamelle
$F_{R,t,u}$:	Zugkraft CFK-Lamelle im Bruchzustand
$F_{R,c,u}$:	Druckkraft CFK-Lamelle im Bruchzustand
$F_{t,1}, F_{t,2}$:	Zugkraft zum Zeitpunkt 1 beziehungsweise 2
$\epsilon_{t,1}, \epsilon_{t,2}$:	Dehnung zum Zeitpunkt 1 beziehungsweise 2
$\epsilon_{R,t,u}$:	Bruchdehnung der CFK-Lamelle
$\epsilon_{c,st,u}$:	Bruchstauchung des Mauersteins
$\epsilon_{t,s,u}$:	Bruchdehnung Scherbenmaterial
ν :	Querdehnzahl
a, b, c :	Beiwerte
μ_{Reib} :	Reibungsbeiwert

Abschnitt 3:

E_{mw} :	Elastizitätsmodul des Mauerwerks bei Biegung
$\sigma_{B,br}$:	Randspannung bei einer Biegebeanspruchung
$\tau_{a,m}$:	mittlere Scherspannung über die Verankerungslänge
$\epsilon_{R,i}$:	Dehnung an der Stelle i
F_{br} :	Bruchlast
F_a :	Zugkraft
$F_{a,br}$:	maximale Zugkraft
$p_{s,br}$:	Bruchlast bei statischer Belastung
M_{br} :	Bruchmoment
W :	Widerstandsmoment
x_{br} :	Bruchverformung
v :	Ausziehweg bei $F_{a,br}$ im Zug-Druck-Versuch
b :	Breite des Mauerwerks
d_w :	Dicke der Wand
L :	Bauteillänge
ℓ :	Spannweite
ℓ_a :	Verankerungslänge
ΔA_{DMS} :	verklebte Fläche aller DMS über die Verankerungslänge
x, y, z :	Koordinaten
n :	Anzahl der CFK-Lamellen
μ_R :	Querschnittsanteil der CFK-Lamelle am Gesamtquerschnitt

Abschnitt 4:

$E_{ef,d}$:	Biegesteifigkeit ermittelt durch Eigenschwingmessung
$x_{1,max}$:	maximale Verformung bei der ersten Auslenkung in Belastungsrichtung
$x_{1,min}$:	minimale Verformung bei der ersten Auslenkung entgegen der Belastungsrichtung
m :	Masse pro Flächeneinheit
c :	Federsteifigkeit pro Flächeneinheit
T_n :	Eigenschwingzeit

Abschnitt 5:

$E_{c,mw}$:	Druck-Elastizitätsmodul des Mauerwerks
EI :	Biegesteifigkeit
GA :	Schubsteifigkeit
EA :	Dehnsteifigkeit
f_k :	charakteristische Mauerwerksdruckfestigkeit nach Eurocode 6
$\sigma_{R,1}, \sigma_{R,2}$:	Normalspannung der CFK-Lamelle an der Stelle 1 bzw. 2
$\sigma_{R,a}$:	mittlere Zugspannung der CFK-Lamelle am Beginn der Endverankerungslänge
$\sigma_{mw,1}, \sigma_{mw,2}$:	Biegenormalspannung im Mauerwerk an der Stelle 1 bzw. 2
$\varepsilon_1, \varepsilon_2$:	Randdehnung bzw. -stauchung am Rand 1 bzw. 2
$\Delta\varepsilon$:	Differenz der Dehnung zwischen Biegedruck- und Biegezugrand
u'' :	zweite Ableitung der Verformung
κ :	Krümmung
$p_a(x)$:	Bruchlast für ein Enverankerungsversagen an der Stelle x
p :	Druck
q_{lat} :	aufnehmbare waagrechte Bemessungslast je Flächenlast nach Eurocode 6
M, M_i :	Biegemoment
M_R :	Rissmoment
$M_{i,\eta}$:	Bruchmoment um die η -Achse
$M_{i,\zeta}$:	Bruchmoment um die ζ -Achse
$M_{i,min}$:	minimales Bruchmoment um die η -Achse und ζ -Achse
M_0 :	Moment aus der Belastung mit der Größe 1
N_i :	Normalkraft in der Spannungsnulllinie
N_0 :	Normalkraft aus der Belastung mit der Größe 1
V_0 :	Querkraft aus der Belastung mit der Größe 1
D :	resultierende Druckkraft
Z :	resultierende Zugkraft
Z_R :	Zugkraft der CFK-Lamelle
D_1, D_2 :	resultierende Druckkräfte an der Stelle 1 bzw. 2
V_1 :	Auflagerkraft an der Stelle 1
d_n :	Lage der Spannungsnulllinie
$F_{a,0}$:	Kurvenparameter zur Berechnung der Endverankerungskraft
$\ell_{a,0}$:	Kurvenparameter zur Berechnung der Endverankerungskraft
$\ell_{\bar{u}}$:	Länge des Überstands
ℓ_b :	Länge der Verbundentfestigung
Δ_f :	Rissöffnung

Δ_1, Δ_2 :	Eindrückung an der Stelle 1 bzw. 2
α :	Winkel der Verdrehung
$\delta_{0,i}$:	Verformung an der Stelle i
b_1 :	Beiwert
n_v :	Beiwert
γ_M :	Teilsicherheitsbeiwert des Materials nach Eurocode 6

Abschnitt 6:

$p(t)$:	Druck-Zeit-Verlauf der Belastung
p_E :	Ersatzlast für das Versagen Umkippen
p_s :	Flächenlast bei statischer Belastung
p_d :	reflektierter Spitzenüberdruck
$p_{br,m}$:	Mittelwert des Bruchlast als Flächenlast
I_+ :	positiver spezifischer Impuls
x, \dot{x}, \ddot{x} :	Auslenkung mit der entsprechenden Ableitung nach der Zeit
x_E :	elastische Verformung bei der Bruchlast
x_{br} :	Bruchverformung bei der Bruchlast
$x_{br,m}$:	Mittelwert der Bruchverformung bei der Bruchlast
\bar{x} :	normierte Durchbiegung
A :	Wandfläche
γ :	Eigengewicht pro Volumeneinheit
$R_e(x)$:	Widerstandsfunktion des EMS-Modells
$F_e(t)$:	Last-Zeit-Funktion des EMS-Modells
c_e :	Federsteifigkeit des EMS-Modells
t :	Zeit
t_1 :	charakteristische Belastungsdauer
\bar{t}_1 :	normierte Belastungsdauer
t_+ :	Zeitdauer der positiven Phase
λ :	dynamischer Lastfaktor
m_e :	Ersatzmasse
\bar{m} :	Masse pro Flächeneinheit
ω :	Kreisfrequenz
α_{ov} :	Winkel bei dem $p_E = 0$ ist.
k :	Dämpfungsverhältnis
ρ :	Konstante zur Ermittlung des Dämpfungsverhältnisses
ρ_e :	Konstante zur Ermittlung des Dämpfungsverhältnisses des EMS-Modells
A_k :	Abklingkonstante der modifizierten Friedlander-Funktion
ρ_0 :	Kurvenparameter

c_0 :	Kurvenparameter
k_m :	Massefaktor
k_ℓ :	Lastfaktor

Abschnitt 7:

S_{ij} :	Spannungsdeviator
ρ :	Dichte
v :	Geschwindigkeit
f_i :	Kräfte aus äußeren Lasten
f_s :	Scherfestigkeit

Abschnitt 8, Abschnitt 9, Abschnitt 10:

–

Abschnitt 11:

$E_{c,st}$:	Druck-Elastizitätsmodul Mauerstein
$E_{t,s}$:	Zug-Elastizitätsmodul Scherbenmaterial
$f_{c,st}$:	Druckfestigkeit Mauerstein
$f_{t,s}$:	Zugfestigkeit Scherben
$\epsilon_{t,s,u}$:	Bruchdehnung Scherbenmaterial
$\epsilon_{q,s}$:	Dehnung in Querrichtung des Scherbenmaterials
$F_{R,c}$:	Druckkraft der CFK-Lamelle beim Versagen
$F_{R,t}$:	Zugkraft der CFK-Lamelle beim Versagen
$F_{a,br}$:	Zugkraft im Zug-Druck-Versuch beim Versagen
$f_{R,c}$:	Druckfestigkeit
$f_{B,mö}$:	Biegefestigkeit Mörtel
$f_{c,mö}$:	Druckfestigkeit Mörtel
$\chi_{br,d}$:	Bruchverformung bei dynamischer Belastung
A_a :	Verankerungsfläche der CFK-Lamelle
G :	Gewicht
ρ_s :	Dichte Scherbenmaterial
ρ_{mw} :	Dichte Mauerwerk
$\rho_{mö}$:	Dichte Mörtel
v :	Auszieweg im Zug-Druck-Versuch
ν_s :	Querdehnzahl Scherbenmaterial
ϵ_R :	Dehnung der CFK-Lamelle

11 Anhang

Tabelle 11.1: Druckfestigkeit der Hlz B 12- 0,9 5 DF Steine in Stegrichtung.

Versuch	F_{br} [kN]	ϵ_{br} [%]	$f_{c,st}$ [MPa]	$f_{c,st}^{1)}$ [MPa]	$E_{c,st}$ [MPa]
SR-1	1605	0,33%	23,5	18,5	6958
SR-2	1613	0,24%	23,3	18,6	9552
SR-3	1530	0,18%	22,1	17,7	12 078
SR-4	1890	0,40%	27,3	21,8	6799
Mittelwert	1660	0,29%	23,9	19,2	8847
Variationskoeffizient [%]	9,5	33,8	9,5	9,5	28,2

¹⁾ Mit Formfaktor 0,8.

Tabelle 11.2: Ergebnisse der Zugversuche an der CFK-Lamelle.

Versuch	$F_{R,t}$ [kN]	x_{br} [mm]	$\epsilon_{R,t,u}$ [%]	$f_{R,t}$ [MPa]	$E_{R,t}$ [MPa]
Z-1	97,0	16,3	1,52	2 171	163 069
Z-2	103,4	14,9	1,49	2 226	145 678
Z-3	95,0	16,6	1,65	2 138	153 459
Z-4	89,6	12,5	1,22	2 015	152 030
Z-5	107,0	14,6	1,43	2 406	157 458
Mittelwert	98,4	15,0	1,46	2 191	154 339
Variationskoeffizient [%]	7,0	11,0	10,8	6,5	4,2

Tabelle 11.3: Ergebnisse der Druckversuche an der CFK-Lamelle.

Versuch	$F_{R,c}$	x_{br}	$f_{R,c}$
	[kN]	[mm]	[MPa]
D-1	30,7	0,73	689
D-2	24,0	0,41	539
D-3	28,2	0,59	633
D-4	23,7	0,46	532
D-5	22,7	0,49	509
D-6	25,4	0,56	571
Mittelwert	25,8	0,54	579
Variationskoeffizient [%]	11,9	20,6	11,9

Tabelle 11.4: Ergebnisse der statischen Kleinkörperversuche in Anlehnung an DIN EN 1052-2:1999.

Versuch	Alter [t]	F_{br} [kN]	x_{br} [mm]	$f_{mw} = M/W$ [MPa]	Versagen
MST-1	245	2,49	1,0	0,11	BV
MST-2	246	3,04	5,3	0,13	BV
MST-3	246	5,90	2,5	0,25	BV
Mittelwert	246	3,81	2,9	0,16	
MS1T-1	274	42,3	11,4	1,80	SV / VV
MS1T-2	274	42,2	9,4	1,80	SV / VV
MS1T-3	275	46,8	11,9	2,00	SV / VV
Mittelwert	274	43,8	10,9	1,87	
MS2T-1	264	50,4	9,2	2,15	SV / VV
MS2T-2	271	55,1	13,0	2,35	SV / VV
MS2T-3	271	36,9	8,0	1,57	SV / VV
Mittelwert	269	47,5	10,1	2,03	
MS3T-1	230	39,7	8,2	1,70	SV / VV
MS3T-2	246	65,2	13,5	2,78	SV / VV
Mittelwert	238	52,5	10,9	2,24	

BV: Biegeversagen; SV: Schubversagen; VV: Verankerungsversagen.

Tabelle 11.5: Anordnung der Dehnungsmessstreifen der Versuchsreihe MS1: Bezeichnung und Lage z der DMS für die Prüfkörper mit statischer Belastung nach Abbildung 3.6.

	MS1-W2	MS1-W6	MS1-W9
Lamelle	1	1	1
DMS Nr.	[mm]	[mm]	[mm]
1.1	0 (S)	-685 (SF)	-874 (SF)
1.2	0 (S)	-685 (SF)	-812 (S)
2.1	–	-310 (S)	-752 (S)
2.2	–	-310 (S)	-687 (SF)
3.1	–	0 (S)	-627 (SF)
3.2	–	0 (S)	-562 (S)
4.1	–	310 (S)	0 (S)
4.2	–	310 (S)	562 (S)
5.1	–	685 (SF)	627 (SF)
5.2	–	685 (SF)	687 (SF)
6.1	–	–	752 (S)
6.2	–	–	812 (S)
7.1	–	–	874 (SF)
7.2	–	–	–

S: Lage ausschließlich im Mauerstein; SF: Lage teilweise in Stoßfuge.

Tabelle 11.6: Anordnung der Dehnungsmessstreifen der Versuchsreihe MS2:
Bezeichnung und Lage z der DMS für die Prüfkörper mit statischer Belastung nach
Abbildung 3.6.

	MS2-W1		MS2-W7		MS2-W8	
Lamelle	1	2	1	2	1	2
DMS Nr.	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
1.1	0 (S)	–	-685 (SF)	–	–	-874 (SF)
1.2	0 (S)	–	–	-685 (SF)	–	-812 (S)
2.1	–	0 (S)	-310 (S)	–	–	-752 (S)
2.2	–	0 (S)	–	-310 (S)	–	-687 (SF)
3.1	–	–	0 (S)	–	–	-627 (SF)
3.2	–	–	–	0 (S)	–	-562 (S)
4.1	–	–	310 (S)	–	–	0 (S)
4.2	–	–	–	310 (S)	0(S)	–
5.1	–	–	685 (SF)	–	–	562 (S)
5.2	–	–	–	685 (SF)	–	627 (SF)
6.1	–	–	–	–	–	687 (SF)
6.2	–	–	–	–	–	752 (S)
7.1	–	–	–	–	–	812 (S)
7.2	–	–	–	–	–	874 (SF)

S: Lage ausschließlich im Mauerstein; SF: Lage teilweise in Stoßfuge.

Tabelle 11.7: Eigenschaften der Prüfkörper der Versuchsreihen MS, MS1 und MS2.

Versuchs- Reihe	Prüfkörper	CFK- Lamelle	Prüfalter [Tage]	G [kg]	ρ_{mw} [g/cm ³]
MS	W3	–	126	522	0,96
	W4	–	132	517	0,95
	W5	–	133	527	0,97
Mittelwert			130	522	0,96
MS1	W2	1	133	527	0,97
	W6	1	142	547	1,01
	W9	1	148	514	0,95
Mittelwert			141	529	0,97
MS2	W1	2	132	537	0,99
	W7	2	142	527	0,97
	W8	2	149	525	0,97
Mittelwert			141	529	0,97

Tabelle 11.8: Mörtel Eigenschaften der Prüfkörper der Versuchsreihen MS, MS1 und MS2.

Versuchsreihe	Prüfkörper	Prüfalter [Tage]	$\rho_{m\ddot{o}}$ [g/cm ³]	$f_{B,m\ddot{o}}$ [MPa]	$f_{c,m\ddot{o}}$ [MPa]
1	1	167	1,80	4,10	13,5
	2	167	1,78	4,50	14,1
	3	167	1,77	3,94	15,4
2	1	166	1,76	3,94	13,3
	2	166	1,75	4,35	14,1
	3	166	1,75	3,55	13,2
3	1	160	1,78	4,14	14,3
	2	160	1,79	4,92	15,3
	3	160	1,79	4,78	16,0
4	1	158	1,75	3,77	14,4
	2	158	1,76	4,56	14,0
	3	158	1,76	4,89	13,3
Mittelwert		163	1,77	4,29	14,2
Variationskoeffizient [%]		2,5	1,0	7,6	6,4

Tabelle 11.9: Dehnungen der CFK-Lamellen im Bruchzustand der Versuchsreihen MS1 mit einer CFK-Lamelle.

	MS1-W2	MS1-W6	MS1-W9
Lamelle	1	1	1
DMS-Nr.	[%]	[%]	[%]
1.1	0,588	0,199	0,214
1.2	0,582	0,211	0,261
2.1	–	0,544	0,250
2.2	–	0,551	0,314
3.1	–	0,603	0,251
3.2	–	0,631	0,340
4.1	–	0,565	0,495
4.2	–	0,527	0,358
5.1	–	0,328	0,246
5.2	–	0,061	0,041
6.1	–	–	0,163
6.2	–	–	0,145
7.1	–	–	0,083
7.2	–	–	–

Tabelle 11.10: Dehnungen der CFK-Lamellen im Bruchzustand der Versuchsreihen MS2 mit zwei CFK-Lamellen.

Lamelle	MS2-W1		MS2 -W7		MS2-W8	
	1	2	1	2	1	2
DMS Nr.	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
1.1	0,651	–	0,239	–	–	0,279
1.2	0,656	–	–	0,213	–	0,387
2.1	–	0,643	0,424	–	–	0,298
2.2	–	0,650	–	0,513	–	0,350
3.1	–	–	0,579	–	–	0,454
3.2	–	–	–	0,542	–	0,463
4.1	–	–	0,469	–	–	0,674
4.2	–	–	–	0,514	0,665	–
5.1	–	–	0,133	–	–	0,497
5.2	–	–	–	0,025	–	0,066
6.1	–	–	–	–	–	0,307
6.2	–	–	–	–	–	0,174
7.1	–	–	–	–	–	0,177
7.2	–	–	–	–	–	0,001

Tabelle 11.11: Versuchsergebnisse der Versuchsreihen MS, MS1 und MS2.

Versuchsreihe	Prüfkörper	$p_{s,br}$	x_{br}	$f_{mw}=M/W$	E_{mw}	Versagen
		[kPa]	[mm]	[MPa]	[MPa]	
MS	W3	2,95	3,68	0,12	450 ¹⁾	Bzv
	W4	2,93	3,91	0,12	611	Bzv
	W5	2,47	6,48	0,10	417	Bzv
Mittelwert		2,78	4,69	0,11	493	
MS1	W2	31,7	16,1	1,28	434	Ew
	W6	32,6	20,3	1,32	286	Ew
	W9	30,2	16,3	1,22	362	Ew
Mittelwert		31,5	17,5	1,27	361	
MS2	W1	63,3	25,5	2,56	421	Ew
	W7	56,2	19,2	2,27	466	Ew
	W8	68,0	24,5	2,75	608	Ew
Mittelwert		62,5	23,1	2,53	498	

¹⁾ Ermittelt als Sekanten-Elastizitätsmodul bei 1/10 der Bruchlast.
Bzv: Biegezugversagen; Ew: Endverankerungsversagen.

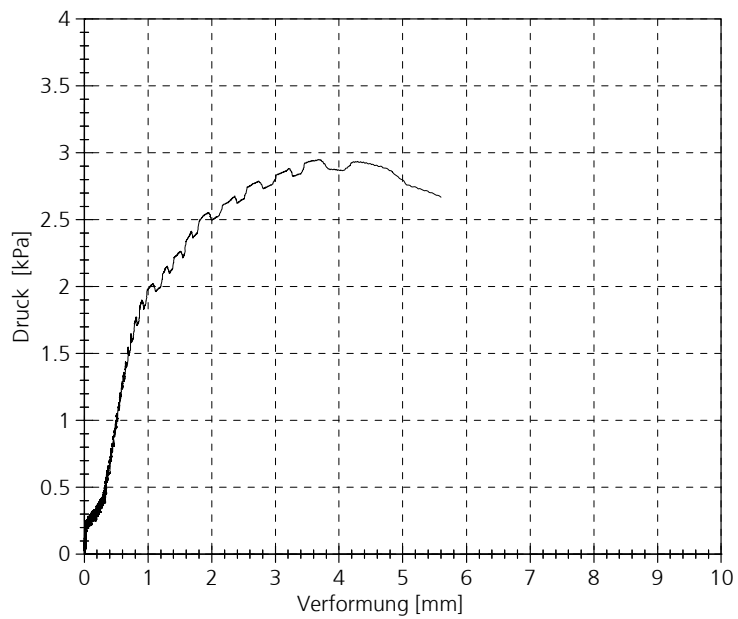
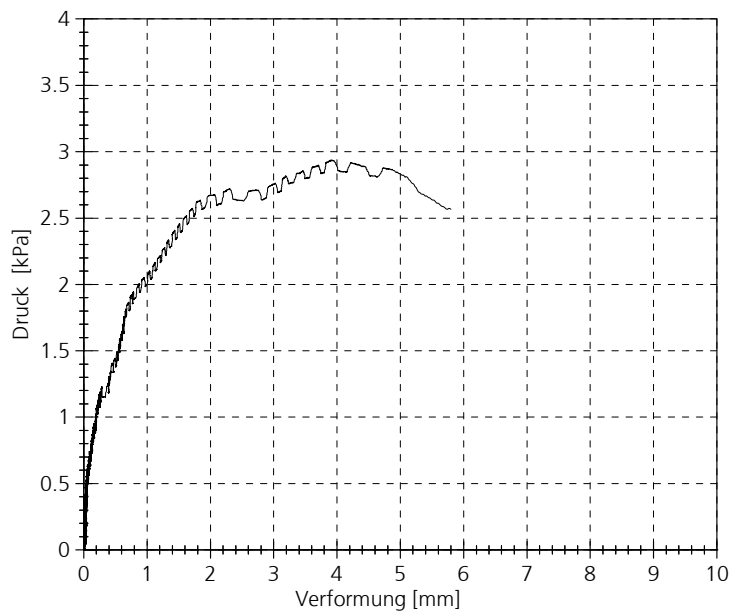
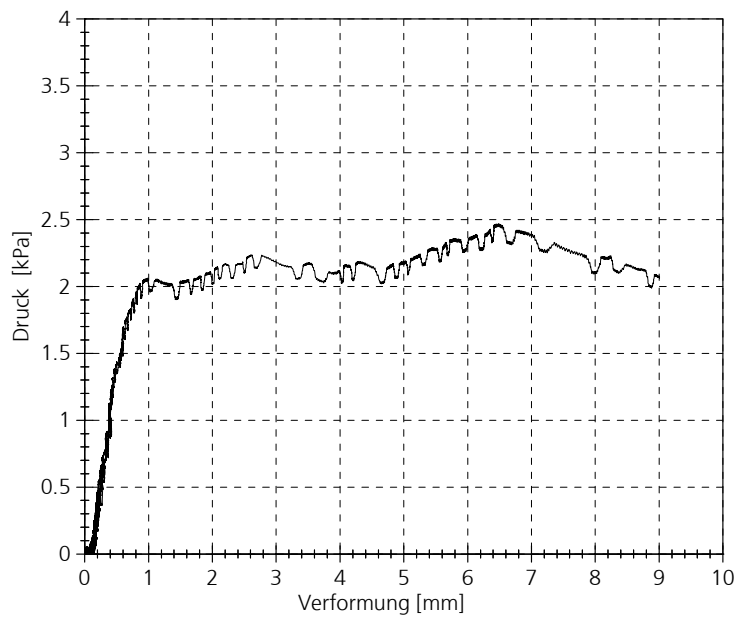


Abbildung 11.1: Last-Verformungs-Diagramm Prüfkörper MS-W3.



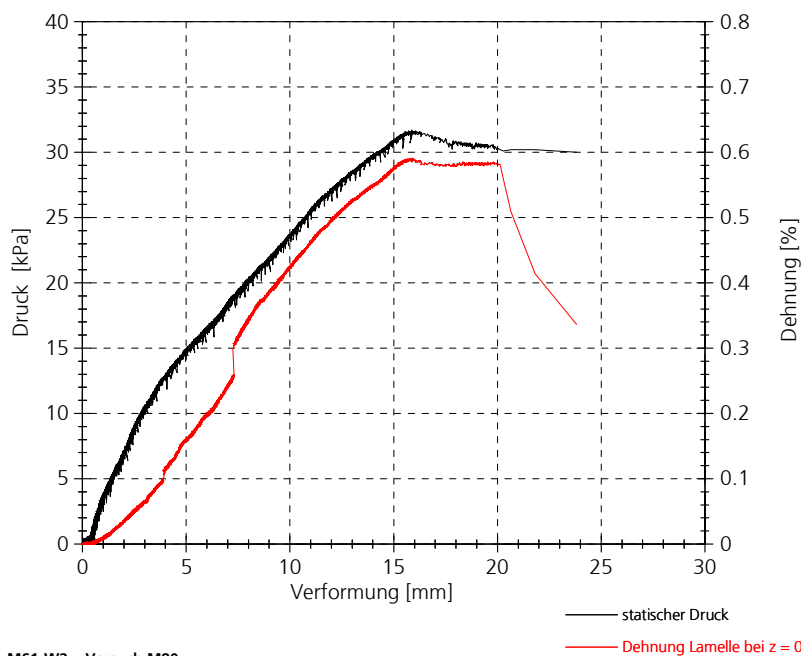
MS-W4 - Versuch M82

Abbildung 11.2: Last-Verformungs-Diagramm Prüfkörper MS-W4.



MS-W5 - Versuch M83

Abbildung 11.3: Last-Verformungs-Diagramm Prüfkörper MS-W5.



MS1-W2 - Versuch M80

Abbildung 11.4: Last-Verformungs-Diagramm Prüfkörper MS1-W2 mit Dehnungen CFK-Lamelle.

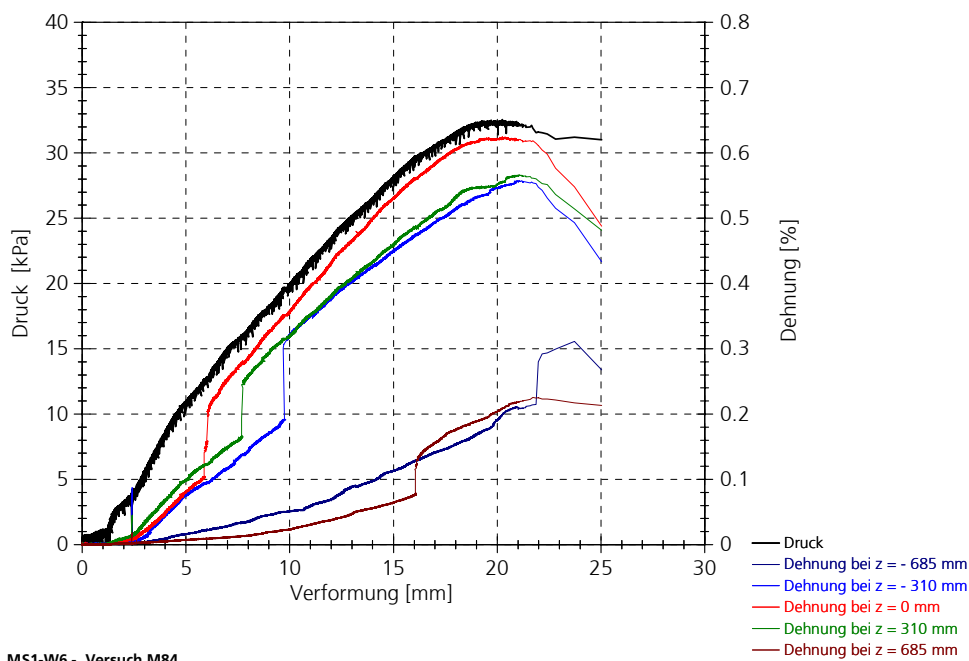


Abbildung 11.5: Last-Verformungs-Diagramm Prüfkörper MS1-W6 mit Dehnungen der CFK-Lamelle.

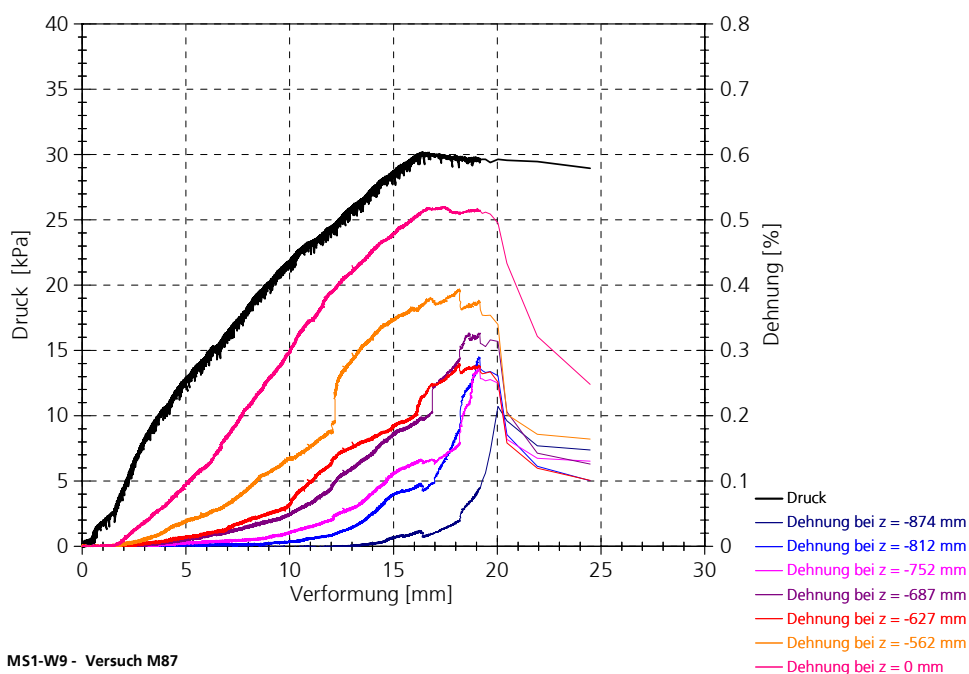
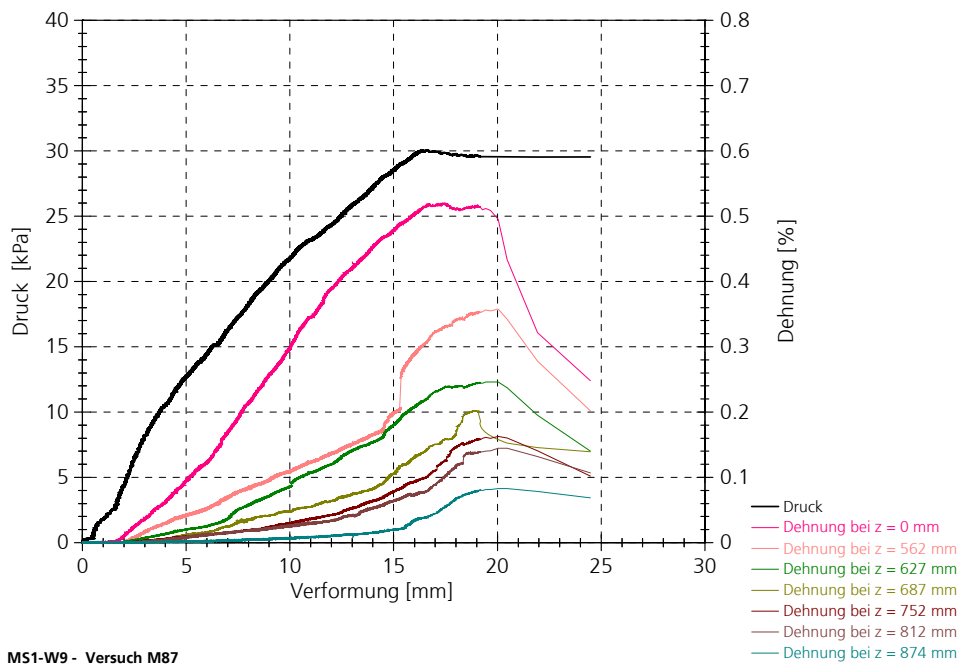
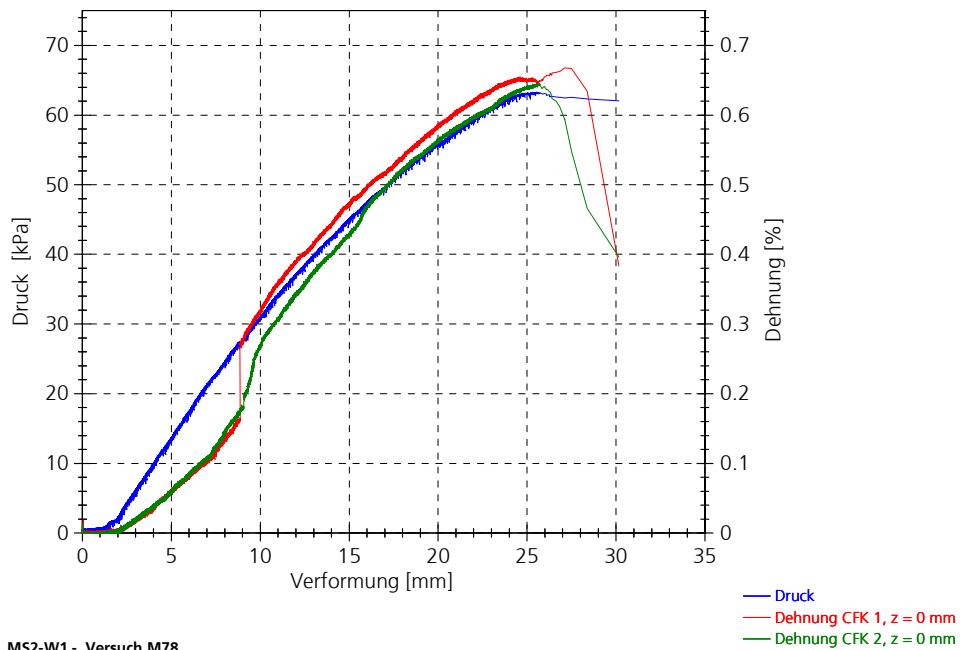


Abbildung 11.6: Last-Verformungs-Diagramm Prüfkörper MS1-W9 mit Dehnungen der CFK-Lamelle, Auflager oben.



MS1-W9 - Versuch M87

Abbildung 11.7: Last-Verformungs-Diagramm Prüfkörper MS1-W9 mit Dehnungen der CFK-Lamelle, Auflager unten.



MS2-W1 - Versuch M78

Abbildung 11.8: Last-Verformungs-Diagramm Prüfkörper MS2-W1 mit Dehnungen der CFK-Lamellen.

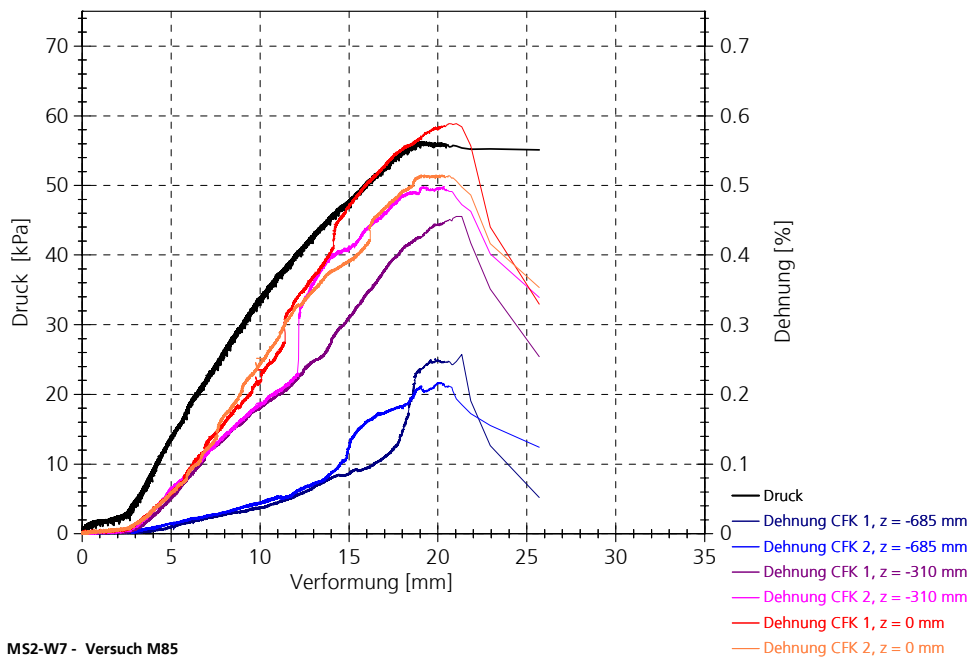


Abbildung 11.9: Last-Verformungs-Diagramm Prüfkörper MS2-W7 mit Dehnungen der CFK-Lamellen, obere Bauteilhälfte.

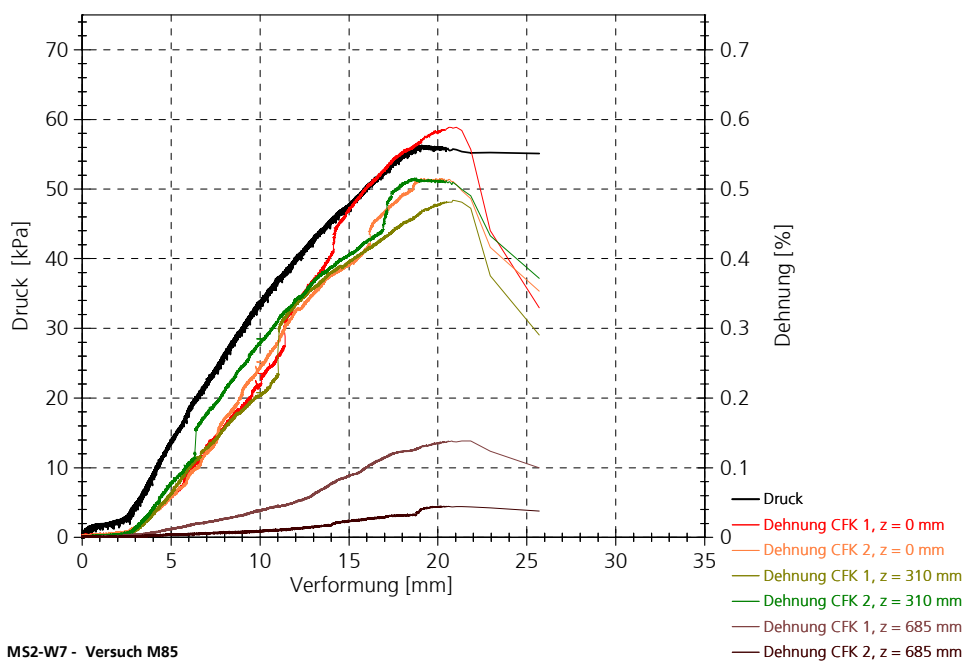
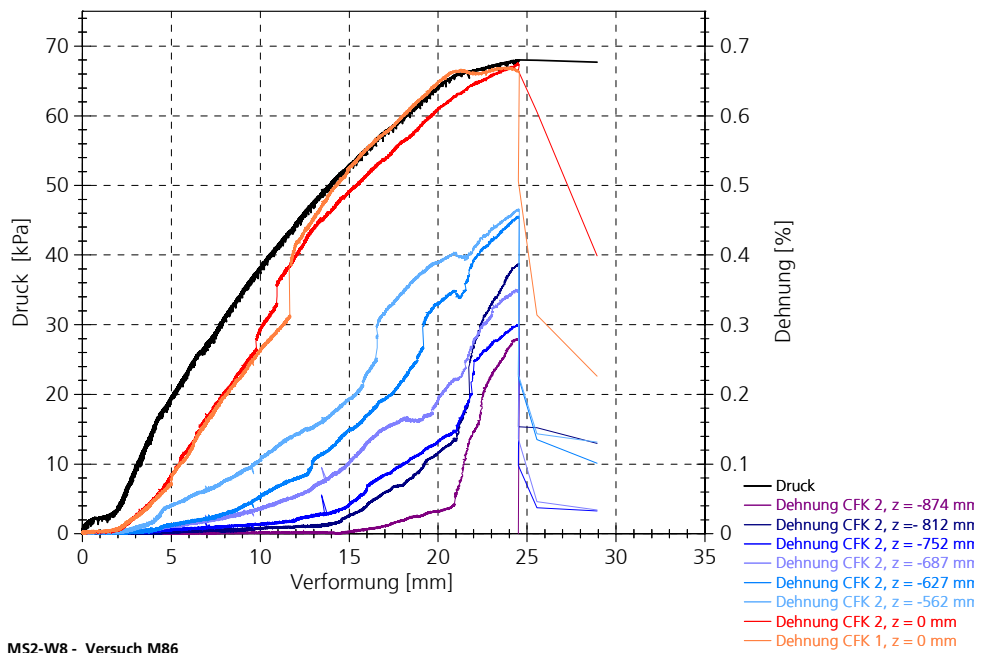
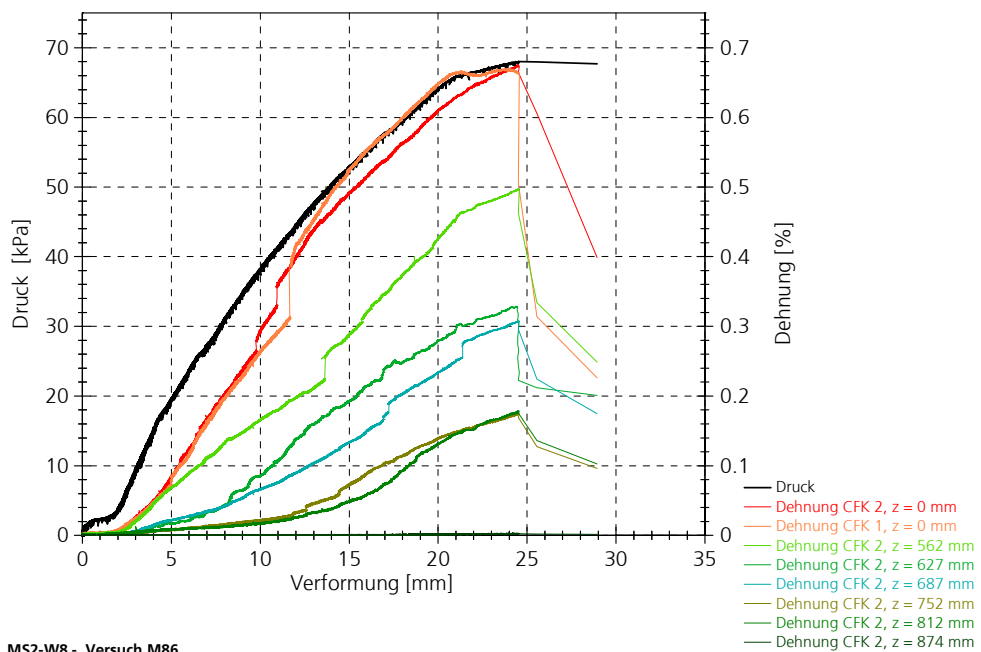


Abbildung 11.10: Last-Verformungs-Diagramm Prüfkörper MS2-W7 mit Dehnungen der CFK-Lamellen, untere Bauteilhälfte.



MS2-W8 - Versuch M86

Abbildung 11.11: Last-Verformungs-Diagramm Prüfkörper MS2-W8 mit Dehnungen der CFK-Lamellen, oberes Auflager.



MS2-W8 - Versuch M86

Abbildung 11.12: Last-Verformungs-Diagramm Prüfkörper MS2-W8 mit Dehnungen der CFK-Lamellen, unteres Auflager.

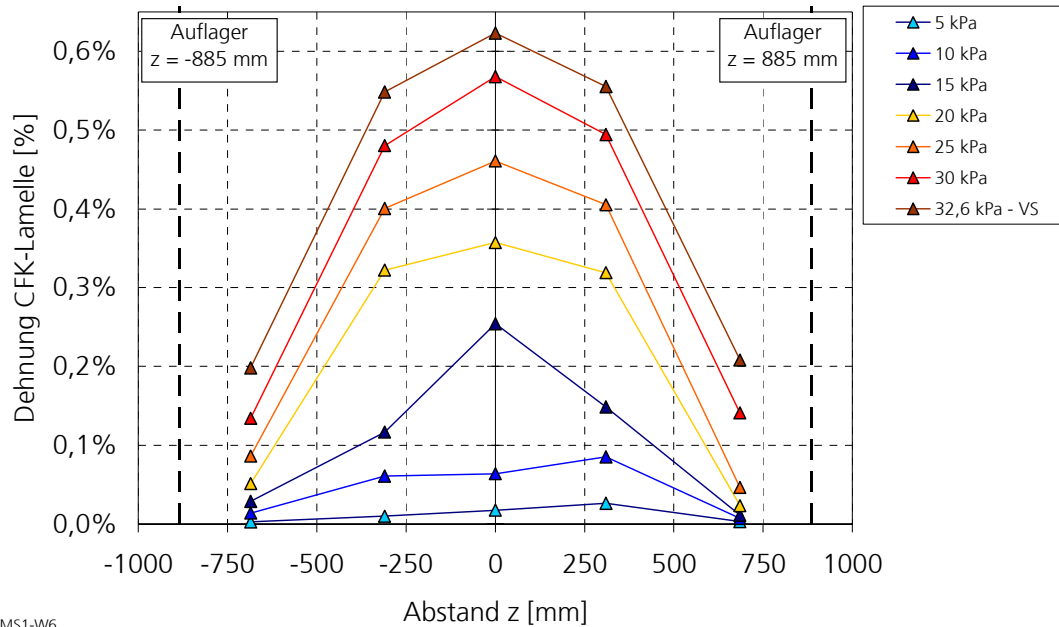


Abbildung 11.13: Prüfkörper MS1-W6 – Dehnungen der CFK-Lamelle entlang der Lamellenachse bei unterschiedlichen Laststufen.

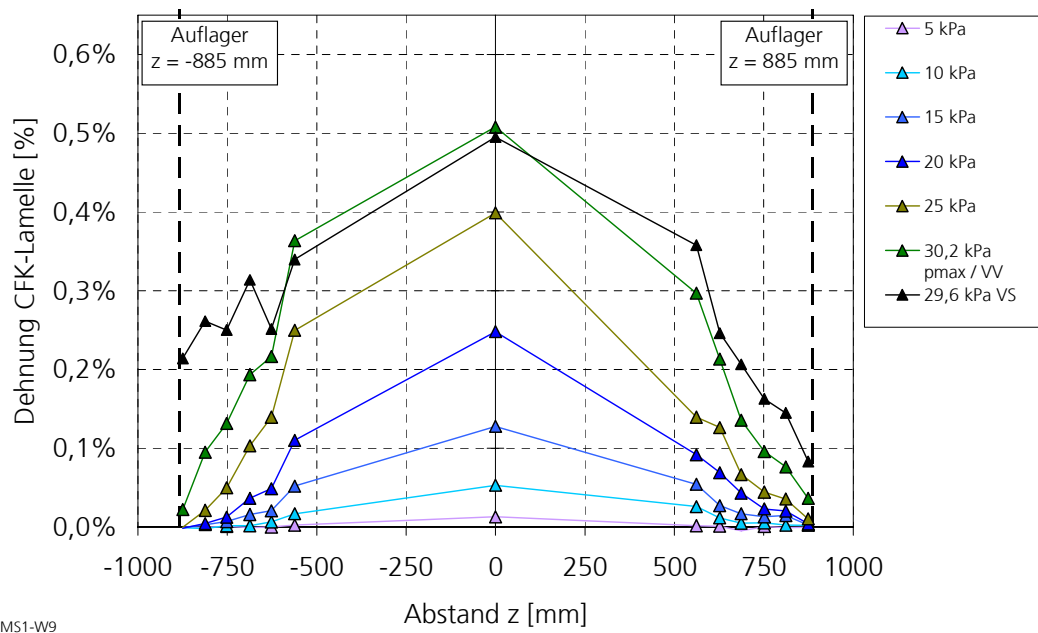


Abbildung 11.14: Prüfkörper MS1-W9 – Dehnungen der CFK-Lamelle entlang der Lamellenachse bei unterschiedlichen Laststufen.

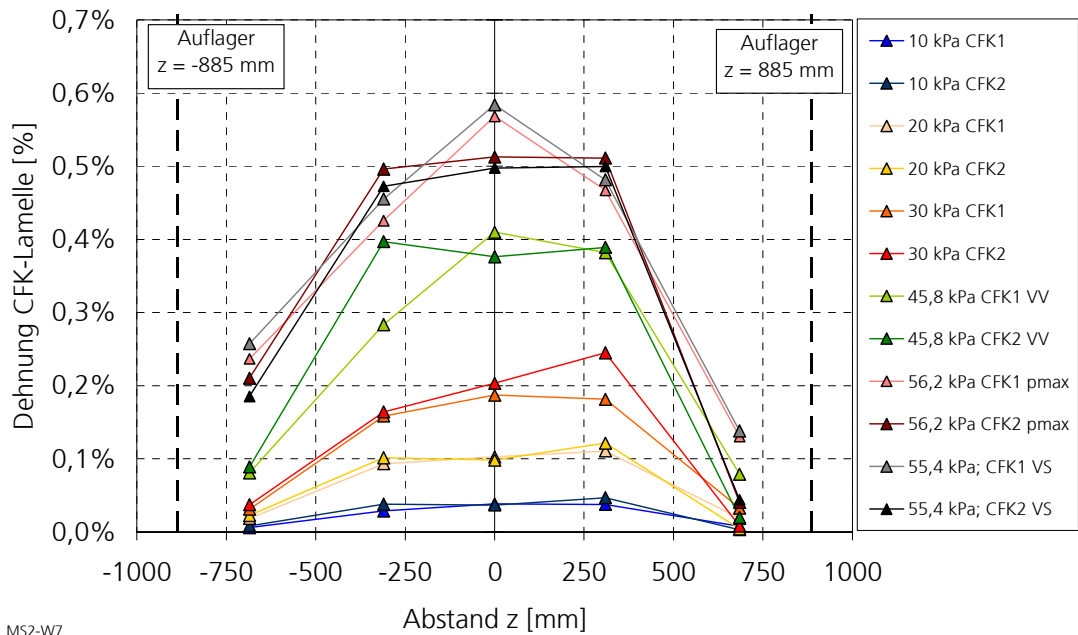


Abbildung 11.15: Prüfkörper MS2-W7 – Dehnungen der CFK-Lamelle entlang der Lamellenachse bei unterschiedlichen Laststufen.

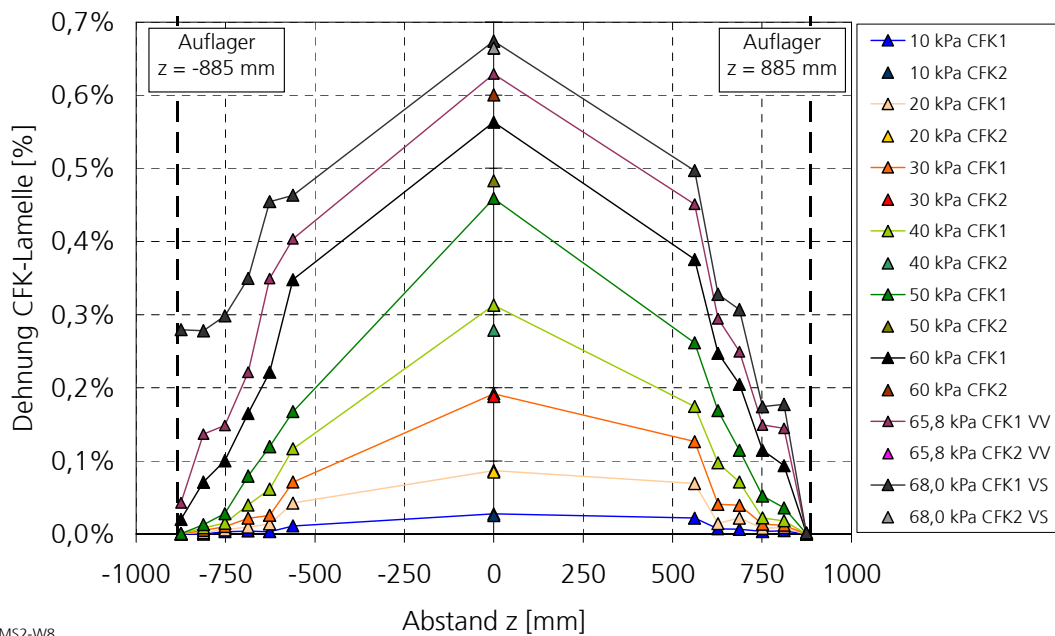


Abbildung 11.16: Prüfkörper MS2-W8 – Dehnungen der CFK-Lamelle entlang der Lamellenachse bei unterschiedlichen Laststufen.



Prüfkörper MS1-W2



Prüfkörper MS2-W8

Abbildung 11.17: Prüfkörper MS1-W2 mit einer CFK-Lamelle und Prüfkörper MS2-W8 mit zwei CFK-Lamellen nach der Prüfung mit einer statisch vollflächig aufgebrachten Belastung.

Tabelle 11.12: Versuchsergebnisse der Zug-Druck-Verbundversuche.

Versuch	ℓ_a	Rand- abstand	$F_{a,br}$	F_a	A_a	$\tau_{a,m}$	v	Lage
	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]	[mm ²]	[MPa]	[mm]	
AH3-13	114	150	9,6	9,6	5066	1,89	0,93	SF
AH3-23	113	460	15,3	15,3	5022	3,05	0,59	SF
AH3-33	112	150	9,5	9,5	4977	1,91	1,90	SF
AH3-43	112	225	12,4	12,4	4977	2,49	1,40	
AH3-53	112	225	9,4	11,3	4155	2,71	1,13	
Mittelwert	113		11,2	11,6	4840	2,40	1,19	
AH2-12	241	150	19,5	19,5	10 710	1,82	0,17	SF
AH2-22	241	460	27,3	30,8	9505	3,24	0,71	SF
AH2-32	242	150	24,3	24,3	10 754	2,26	0,94	SF
AH2-42	238	225	25,1	25,1	10 577	2,37	0,58	
AH2-52	243	225	24,8	27,9	9579	2,92	0,74	
Mittelwert	241		24,2	25,3	10 225	2,48	0,63	
AH1-11	363	150	25,1	25,1	16 132	1,56	0,99	SF
AH1-21	362	460	30,0	30,0	16 087	1,86	0,67	SF
AH1-31	358	150	28,0	28,0	15 910	1,76	1,20	SF
AH1-41	368	225	21,2	21,2	16 354	1,30	0,61	
AH1-51	362	225	29,0	32,0	14 563	2,20	1,38	
Mittelwert	363		26,7	27,2	15 809	1,72	0,97	
AH4-15	496	225	36,7	39,9	20 266	1,97	2,10	
AH4-25	496	225	29,1	29,1	22 042	1,32	1,20	
AH4-35	497	460	27,2	27,2	22 087	1,23	0,92	
Mittelwert	496		31,0	31,9	21 465	1,48	1,41	
AHL1-1	496	460	32,5	32,5	22 042	1,48	–	
AHL1-2	496	460	32,8	35,8	22 042	1,49	–	
Mittelwert	496	460	32,7	32,7	22 042	1,48	–	
AHL2-1	748	460	35,4	35,4	33 241	1,06	–	

SF: Stoßfuge.

Tabelle 11.13: Dehnungen bei der maximalen Last $F_{a,br}$ der Zug-Druck-Verbundversuche.

DMS Nr.	AH3-53		AH2-22		AH2-52		AH1-51		AH4-15	
	Lage	ϵ_R	Lage	ϵ_R	Lage	ϵ_R	Lage	ϵ_R	Lage	ϵ_R
	[mm]	[%]	[mm]	[%]	[mm]	[%]	[mm]	[%]	[mm]	[%]
Mittelwert DMS1/2	0	0,14	0	0,41	0	0,37	0	0,43	0	0,53
DMS 1	0	0,14	0	0,41	0	0,38	0	0,44	0	0,53
DMS 2	0	0,15	0	0,40	0	0,36	0	0,42	0	0,53
DMS 3	8	0,11	11	0,38	17	0,34	8	0,42	13	0,56
DMS 4	56	0,03	59	0,23	64	0,12	55	0,24	61	0,41
DMS 5	104	0,01	107	0,17	111	0,08	102	0,22	110	-
DMS 6	112	0,00	137	0,12	140	0,08	132	0,22	140	0,40
DMS 7	-	-	185	0,06	188	0,04	180	0,16	188	0,30
DMS 8	-	-	235	0,02	236	0,01	228	0,15	237	0,26
DMS 9	-	-	-	-	-	-	257	0,09	267	0,34
DMS 10	-	-	-	-	-	-	305	0,02	315	0,19
DMS 11	-	-	-	-	-	-	353	0,03	362	0,18
DMS 12	-	-	-	-	-	-	-	-	393	0,14
DMS 13	-	-	-	-	-	-	-	-	441	0,07
DMS 14	-	-	-	-	-	-	-	-	489	0,01

Lage: Abstand vom Beginn der Verklebung.

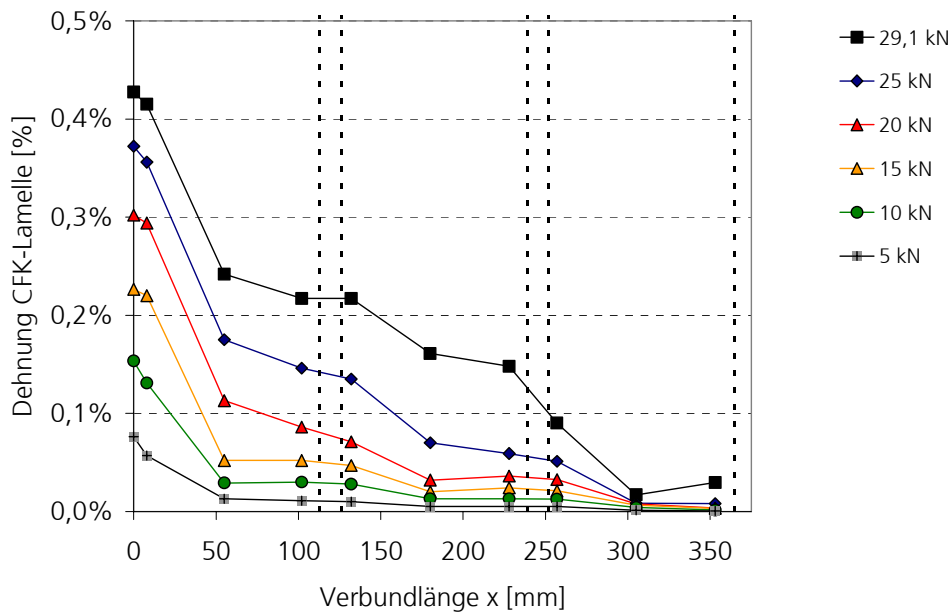


Abbildung 11.18: Zug-Druck-Verbundversuch AH1-51 – Dehnungen entlang der CFK-Lamelle bei ausgewählten Zugkräften.

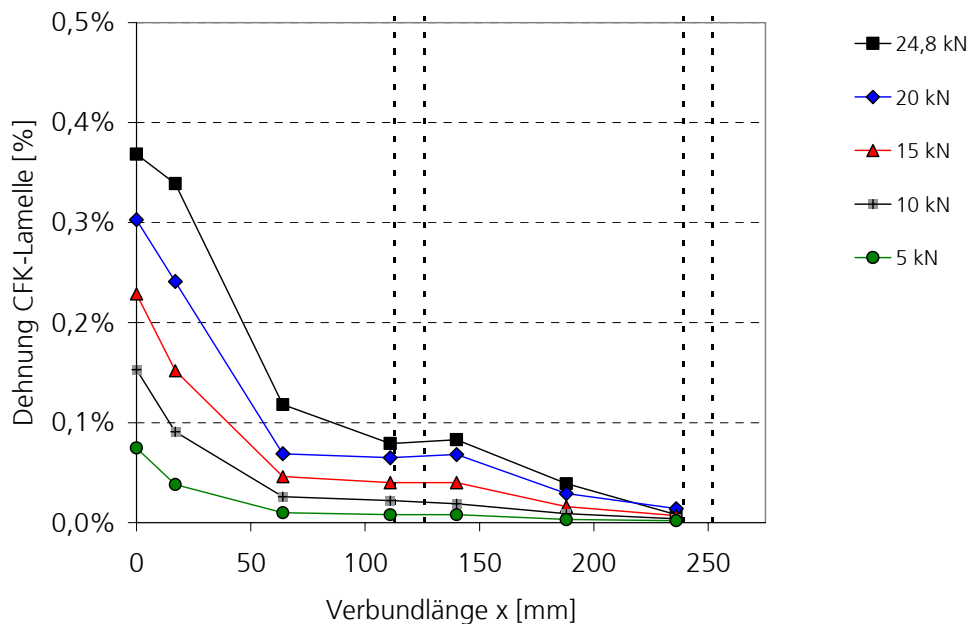


Abbildung 11.19: Zug-Druck-Verbundversuch AH2-52 - Dehnungen entlang der CFK-Lamelle bei ausgewählten Zugkräften.

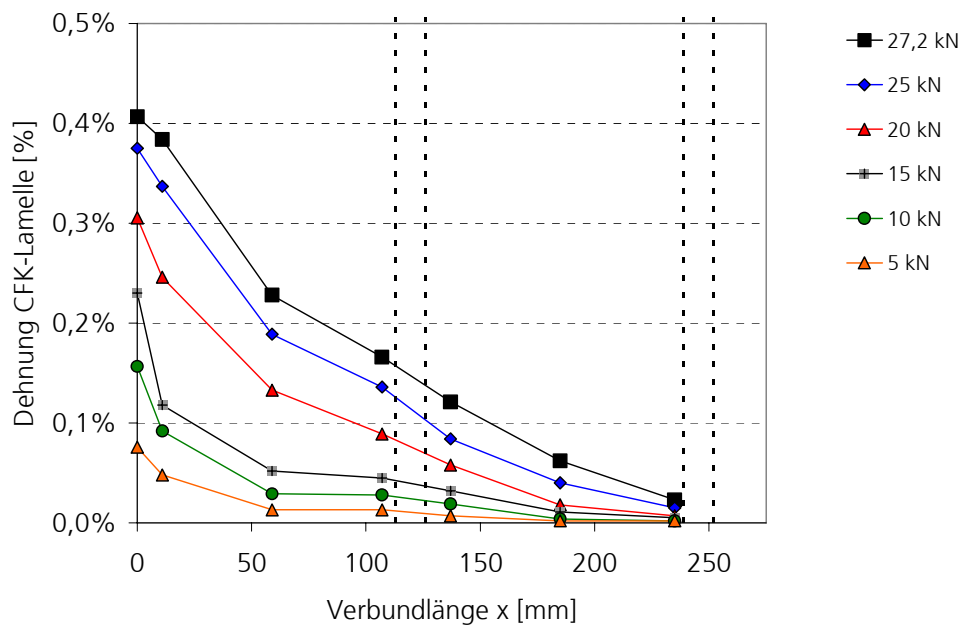


Abbildung 11.20: Zug-Druck-Verbundversuch AH2-22 – Dehnungen entlang der CFK-Lamelle bei ausgewählten Zugkräften.

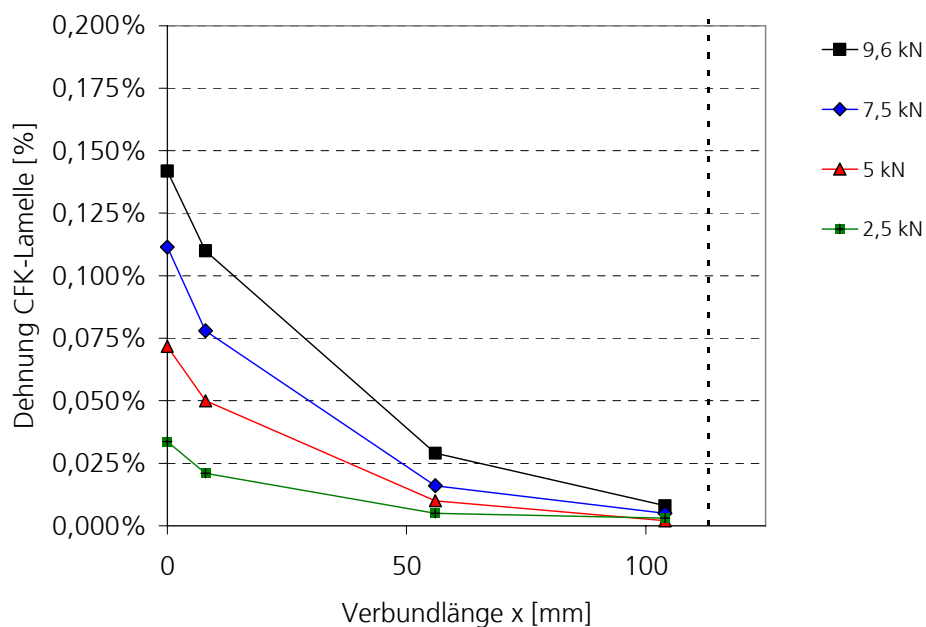


Abbildung 11.21: Zug-Druck-Verbundversuch AH3-53 – Dehnungen entlang der CFK-Lamelle bei ausgewählten Zugkräften.

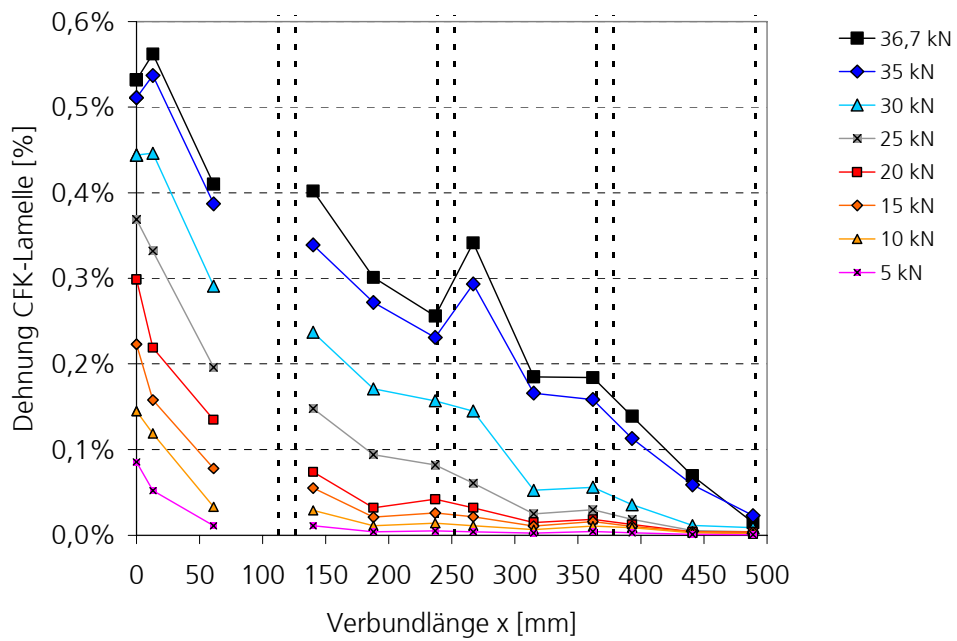


Abbildung 11.22: Zug-Druck-Verbundversuch AH4-15 – Dehnungen entlang der CFK-Lamelle bei ausgewählten Zugkräften.

Tabelle 11.14: Anordnung Dehnungsmessstreifen: Bezeichnung und Lage z der Dehnungsmessstreifen für die Prüfkörper der Versuchsreihen MD, MD1 und MD2 nach Abbildung 3.6.

DMS Nr.	MD1-W6	MD1-W7	MD1-W8	MD2-W4	MD2-W5		MD2-W9	
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	1 [mm]	2 [mm]	1 [mm]	2 [mm]
1.1	-685		-		-685	-	-	-
1.2	-685		-		-	-685	-	-
2.1	-310		-		-310	-	-	-
2.2	-310		-		-	-310	-	-
3.1	0	Keine DMS	0	Keine DMS	0	-	0	-
3.2	0		0		-	0	0	-
4.1	310		-		310	-	-	0
4.2	310		-		-	310	-	0
5.1	685		-		685	-	-	-
5.2	685		-		-	685	-	-

Tabelle 11.15: Eigenschaften der Prüfkörper der Versuchsreihen MD, MD1 und MD2.

Versuchsreihe	Prüfkörper	Prüfalter [Tage]	G [kg]	ρ_{mw} [g/cm ³]	T_n [ms]
MD	W1	85	582	1,07	10,9 ¹⁾
	W2	90	529	0,97	40,7
	W3	85	537	0,99	23,4
Mittelwert		87	549	1,01	32,1 ²⁾
MD1	W6	114	548	1,01	33,3
	W7	114	532	0,98	36,8
	W8	92	557	1,03	42,1
Mittelwert		107	545	1,00	37,4
MD2	W4	83	542	1,00	32,4
	W5	105	567	1,04	24,8
	W9	100	542	1,00	36,4
Mittelwert		96	550	1,01	31,2

¹⁾ Mit Behinderung der Verdrehung.

²⁾ Ohne MD-W1.

Tabelle 11.16: Mörtel Eigenschaften der Mauerwerkskörper der Versuchsreihen MD, MD1 und MD2.

Versuchsreihe	Prüfkörper	Prüfalter [Tage]	$\rho_{m\ddot{o}}$ [g/cm ³]	$f_{B,m\ddot{o}}$ [MPa]	$f_{c,m\ddot{o}}$ [MPa]
1	1	141	1,82	4,06	11,2
	2	141	1,82	3,73	11,6
	3	141	1,81	4,36	11,0
2	1	126	1,81	3,46	10,7
	2	126	1,81	3,61	11,2
	3	126	1,80	3,35	8,8
3	1	120	1,82	4,48	13,2
	2	120	1,81	4,19	13,8
	3	120	1,81	4,03	12,0
4	1	100	1,82	4,08	11,4
	2	100	1,82	4,47	13,3
	3	100	1,82	3,60	11,0
Mittelwert		122	1,81	3,95	11,6
Variationskoeffizient [%]		12,6	0,41	9,93	11,6

Tabelle 11.17: Versuchsergebnisse der Versuchsreihen MD, MD1 und MD2.

Versuchsreihe	Prüfkörper	Prüfalter [Tage]	p_d [kPa]	$x_{br,d}$ [mm]	t_+ [ms]	l_+ [kPa ms]	t_1 [ms]
MD ¹⁾	W1	85	32	>101	16	233	8
	W2	90	27	>99	16	194	7
	W3	85	28	>99	16	201	8
Mittelwert		87	29		16	209	8
MD1	W6	114	48	18,5	22	330	7,5
	W7	114	54	22,8	25	578	9
	W8	92	52	21,8	25	550	9
Mittelwert		107	51	21,2	24	486	8,5
MD2	W4	83	55	21,5	25	576	10
	W5	105	70	22,4	25	716	11
	W9	100	70	19,6	25	671	11
Mittelwert ²⁾		96	70	21,2	25	694	11

¹⁾ Prüfergebnisse für Versagen »Umkippen«.

²⁾ Ohne W4 – Druckschädigung CFK-Lamelle, Versagen durch nachlaufende Druckstoßwelle aufgrund Vorschädigung in einem Vorversuch.



Abbildung 11.23: Versagter, unverstärkter Mauerwerkskörper (MD-W3) und verstärkter Prüfkörper (MD1-W7) nach Stoßrohrprüfung.



Abbildung 11.24: Versagter Prüfkörper MD2-W9 mit zwei CFK-Lamellen nach der Stoßrohrprüfung.

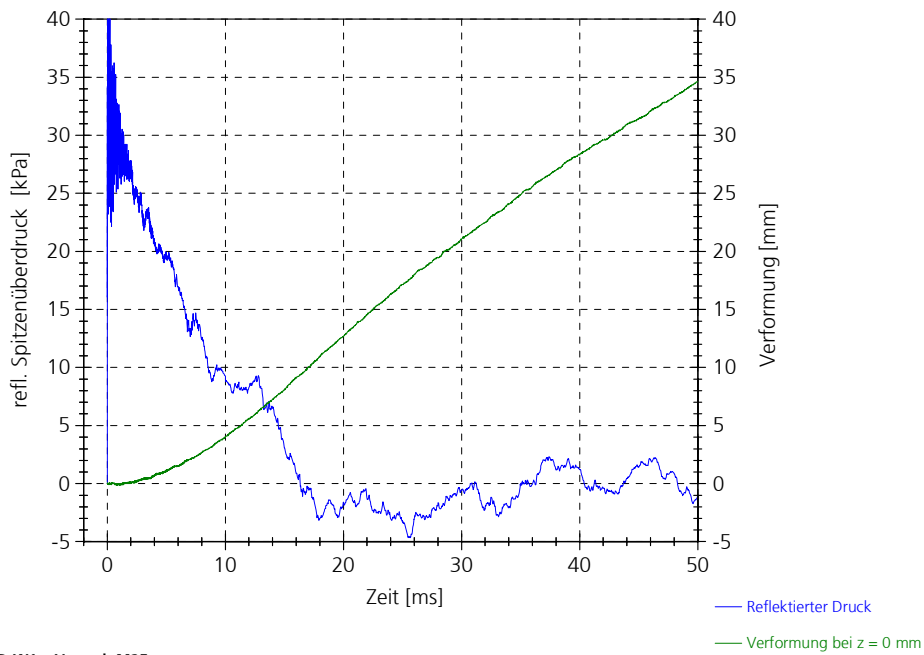


Abbildung 11.25: Druck-Zeit-Verlauf bzw. Verformungs-Zeit-Verlauf des Prüfkörpers MD-W1 – Versuch M25 – Stabilitätsversagen (Umkippen) bei $x > 100$ mm.

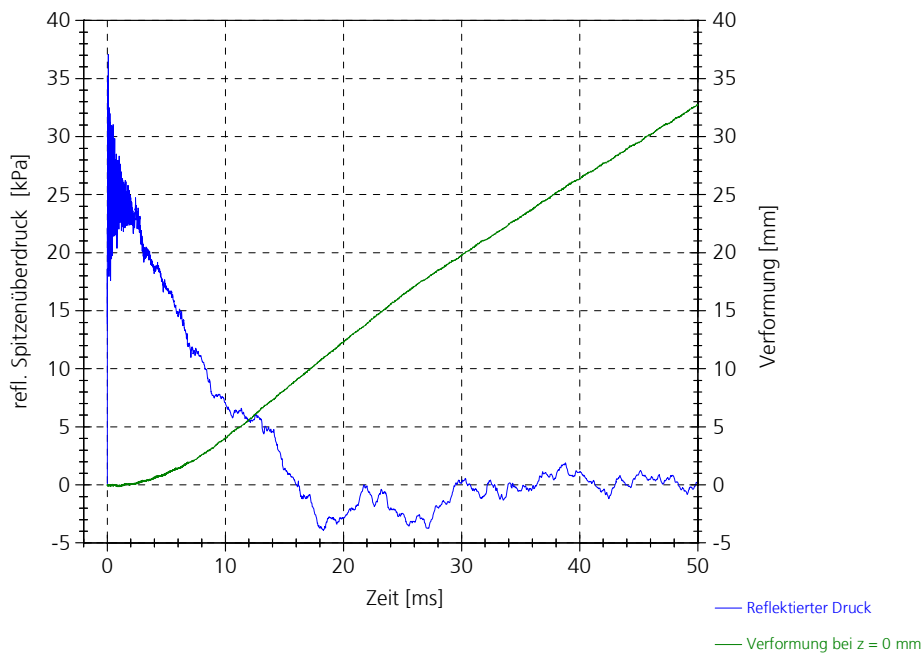
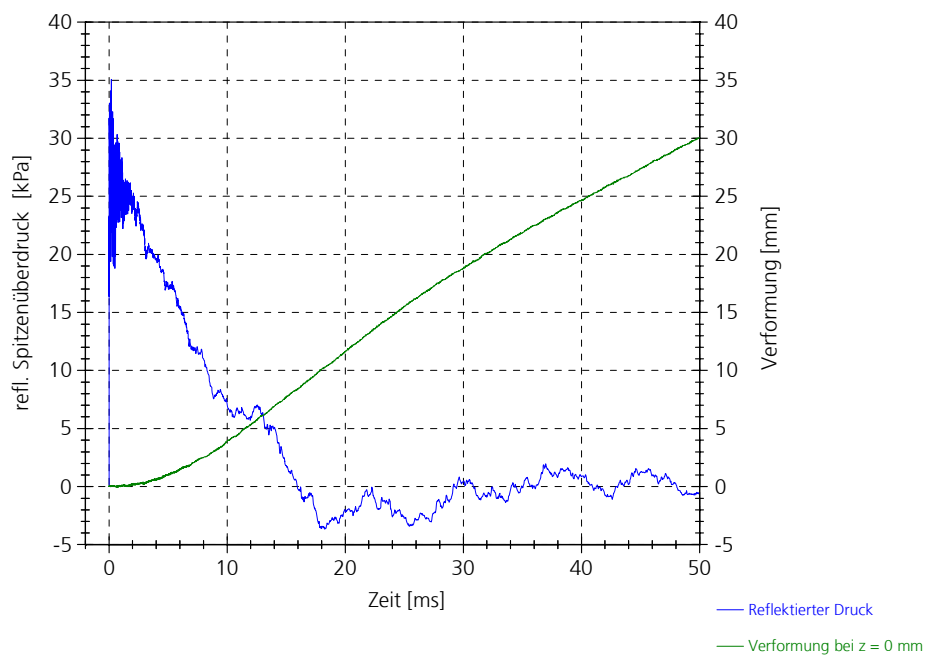
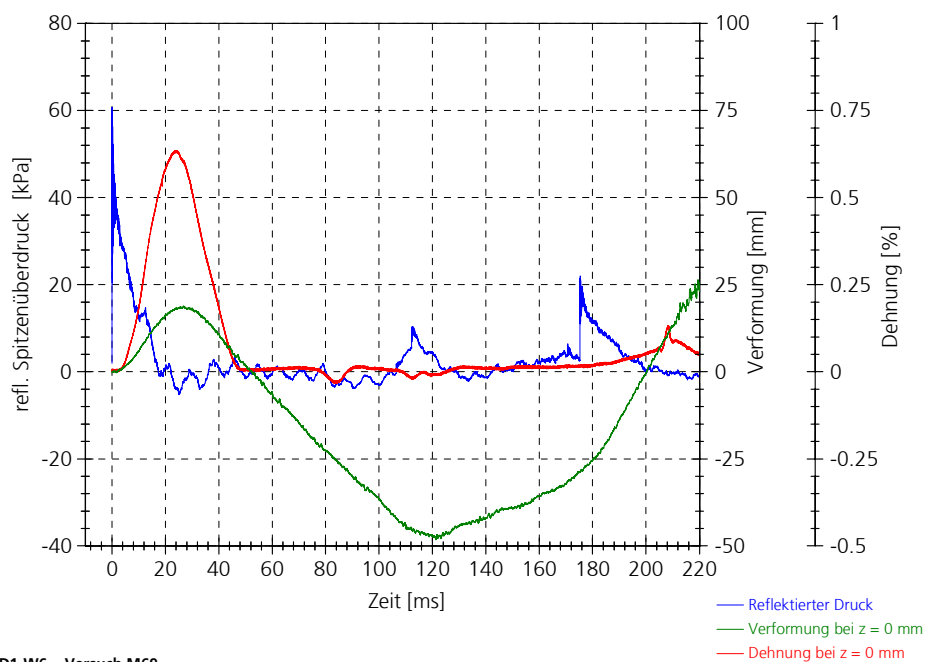


Abbildung 11.26: Druck-Zeit-Verlauf bzw. Verformungs-Zeit-Verlauf des Prüfkörpers MD2-W2 – Versuch M33 – Stabilitätsversagen (Umkippen) bei $x > 100$ mm.



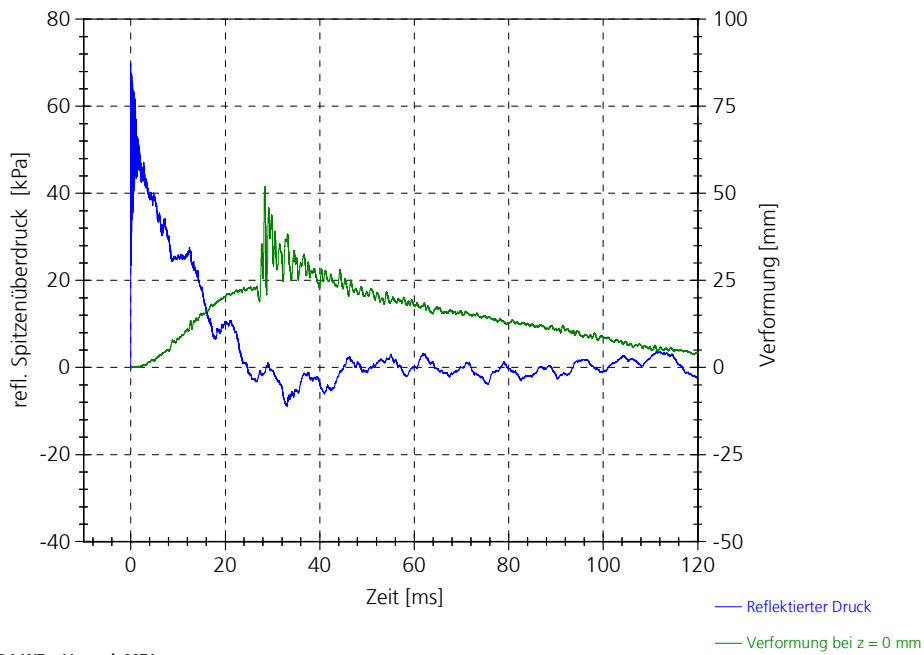
MD-W3 - Versuch M38

Abbildung 11.27: Druck-Zeit-Verlauf bzw. Verformungs-Zeit-Verlauf des Prüfkörpers MD-W3 – Versuch M38 – Stabilitätsversagen (Umkippen) bei $x > 100$ mm.



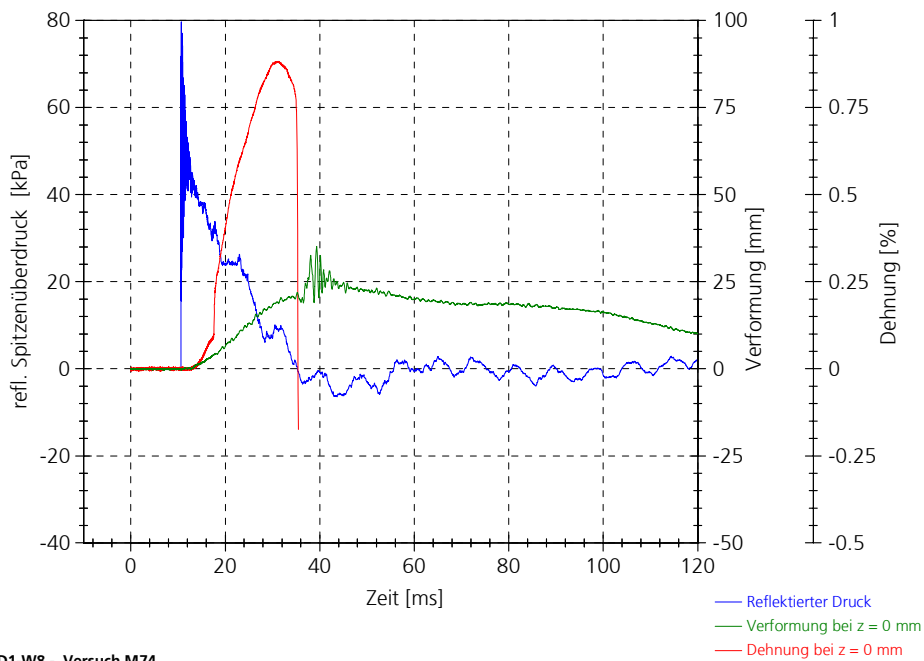
MD1-W6 - Versuch M69

Abbildung 11.28: Druck-Zeit-Verlauf bzw. Verformungs-Zeit-Verlauf des Prüfkörpers MD1-W6 – Versuch M69.



MD1-W7 - Versuch M71

Abbildung 11.29: Druck-Zeit-Verlauf bzw. Verformungs-Zeit-Verlauf des Prüfkörpers MD1-W7 – Versuch M71.



MD1-W8 - Versuch M74

Abbildung 11.30: Druck-Zeit-Verlauf, Verformungs-Zeit-Verlauf bzw. Dehnungs-Zeit-Verlauf des Prüfkörpers MD1-W8 – Versuch M74.

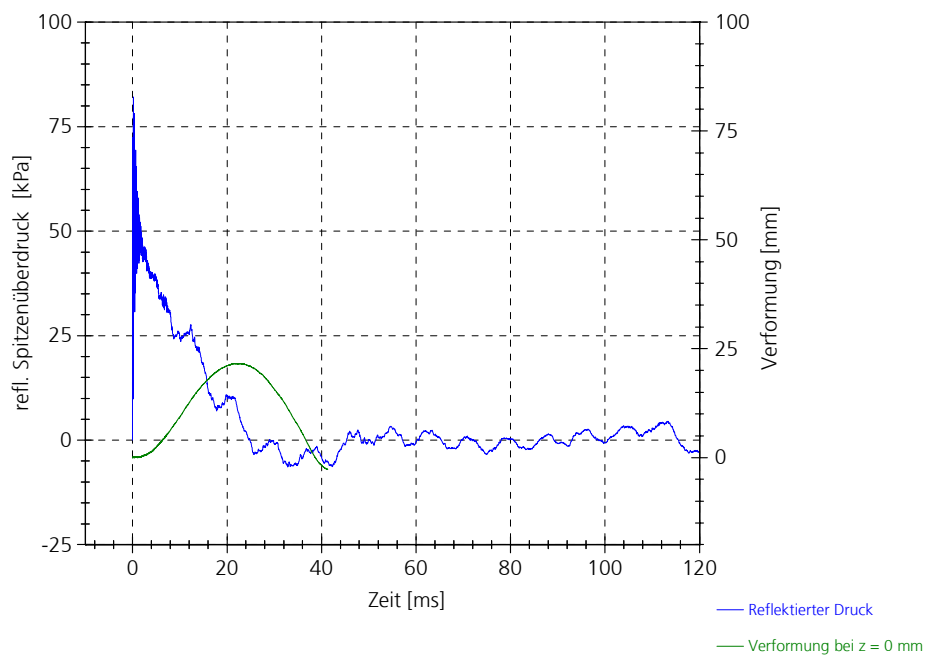


Abbildung 11.31: Druck-Zeit-Verlauf bzw. Verformungs-Zeit-Verlauf des Prüfkörpers MD2-W4 – Versuch M48 (Verformungsaufzeichnung unvollständig).

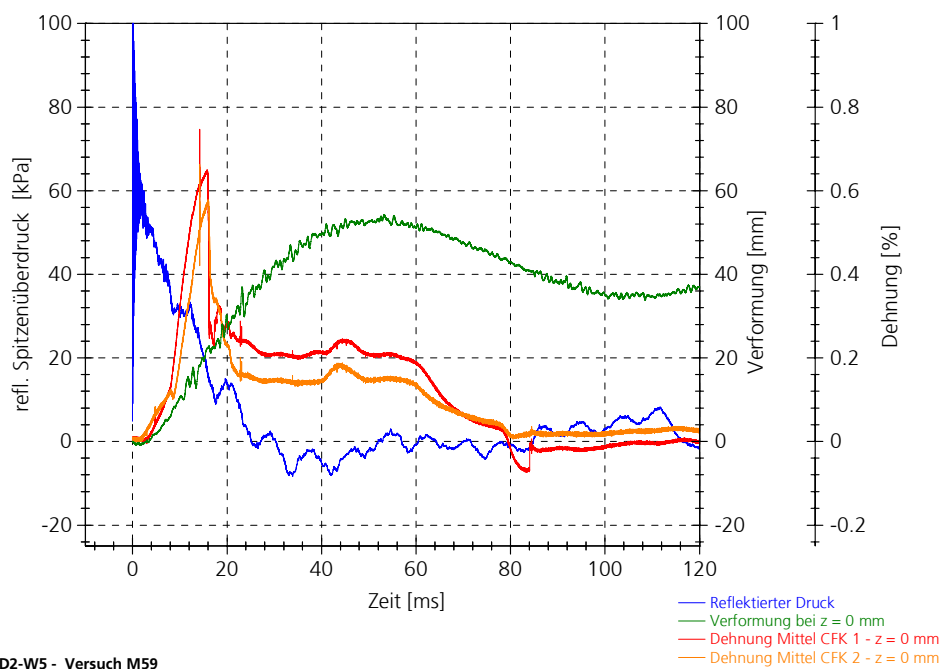
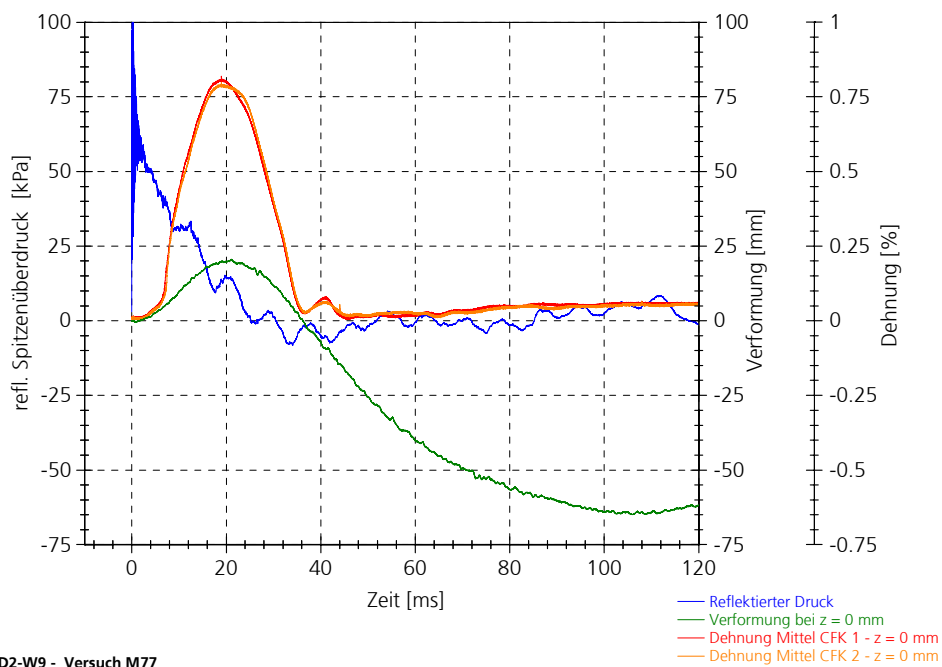


Abbildung 11.32: Druck-Zeit-Verlauf, Verformungs-Zeit-Verlauf bzw. Dehnungs-Zeit-Verlauf des Prüfkörpers MD2-W5 – Versuch M59.



MD2-W9 - Versuch M77

Abbildung 11.33: Druck-Zeit-Verlauf, Verformungs-Zeit-Verlauf bzw. Dehnungs-Zeit-Verlauf des Prüfkörpers MD2-W9 – Versuch M77.