

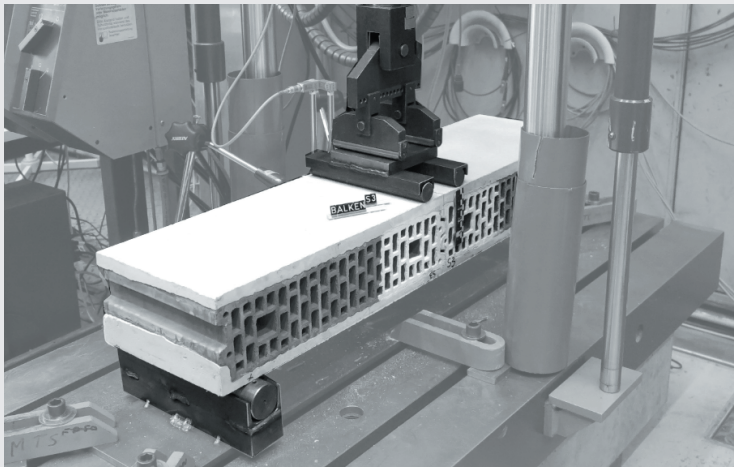
KARLSRUHER REIHE

Massivbau Baustofftechnologie Materialprüfung

HEFT 86

BERNHARD WALENDY

Ertüchtigung von nicht tragendem Mauerwerk gegen seismische Einwirkungen mittels aufgeklebter Textilien



Bernhard Walendy

**Ertüchtigung von nicht tragendem Mauerwerk gegen
seismische Einwirkungen mittels aufgeklebter Textilien**

Karlsruher Reihe

Massivbau
Baustofftechnologie
Materialprüfung

Heft 86

Institut für Massivbau und Baustofftechnologie
Materialprüfungs- und Forschungsanstalt, MPA Karlsruhe

Prof. Dr.-Ing. Frank Dehn
Prof. Dr.-Ing. Lothar Stempniewski

Ertüchtigung von nicht tragendem Mauerwerk gegen seismische Einwirkungen mittels aufgeklebter Textilien

von
Bernhard Walendy

Karlsruher Institut für Technologie
Institut für Massivbau und Baustofftechnologie

Ertüchtigung von nicht tragendem Mauerwerk gegen
seismische Einwirkungen mittels aufgeklebter Textilien

Zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktor-Ingenieurs von
der KIT-Fakultät für Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften
des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) genehmigte Dissertation

von Dipl.-Ing. Bernhard Walendy

Tag der mündlichen Prüfung: 10. Mai 2019
Erster Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Lothar Stempniewski
Zweiter Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Werner Seim

Impressum



Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
KIT Scientific Publishing
Straße am Forum 2
D-76131 Karlsruhe

KIT Scientific Publishing is a registered trademark
of Karlsruhe Institute of Technology.
Reprint using the book cover is not allowed.

www.ksp.kit.edu



*This document – excluding the cover, pictures and graphs – is licensed
under a Creative Commons Attribution-Share Alike 4.0 International License
(CC BY-SA 4.0): <https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/deed.en>*



*The cover page is licensed under a Creative Commons
Attribution-No Derivatives 4.0 International License (CC BY-ND 4.0):
<https://creativecommons.org/licenses/by-nd/4.0/deed.en>*

Print on Demand 2019 – Gedruckt auf FSC-zertifiziertem Papier

ISSN 1869-912X
ISBN 978-3-7315-0975-2
DOI 10.5445/KSP/1000098306

Kurzfassung

Mauerwerk ist durch Erdbebenbelastung besonders gefährdet. Dies betrifft sowohl tragendes Mauerwerk, welches im Erdbebenfall vornehmlich eine Scheibenbelastung (*in-plane*) erfährt, aber auch *nicht tragendes Mauerwerk*, das in diesem Fall eine Plattenbelastung (*out-of-plane*) erfährt. Bestandsaufnahmen jüngerer Erdbeben haben gezeigt, dass v.a. *nicht tragende, out-of-plane* belastete Mauerwerkswände erhebliche Schäden – bis hin zum Einsturz – aufweisen können.

Derzeit überwiegend verwendete Faserverbundwerkstoffe (*FVW*) zur nachträglichen Ertüchtigung von Mauerwerk werden meist streifenweise mit Epoxidharzen auf die unverputzte Oberfläche appliziert. Der Untersuchungsgegenstand dieser Arbeit ist ein *textiles Ertüchtigungssystem*, welches sich durch seine elastomerähnliche Matrix/Klebstoff (wässrige Polyurethandispersion), die Applikationsart (vollflächig auf Putz) und den vorwiegenden Versagensmodus (adhäsive Verbundentkopplung) von gängigen Systemen unterscheidet. Die Verwendung weicher Matrizen/Klebstoffe ist v.a. auf niederfesten Trägersubstraten (z. B. Putz) besonders vorteilhaft. Aufgrund dieser Besonderheiten kann das untersuchte System derzeit nicht mit entsprechenden Regelwerken quantifiziert werden.

In dieser Arbeit werden hauptsächlich das Verbund- und Bauteilverhalten dieses *textilen Ertüchtigungssystems* experimentell untersucht. Zur Bestimmung des Verbundverhaltens werden *Endverankerungsversuche* unter Variation von Trägersubstraten, Verankerungslängen, Lagerungsbedingungen, Belastungsgeschwindigkeit und Belastungsart (monoton bzw. zyklisch) durchgeführt. Es wird ein Versuchsaufbau zur direkten Ermittlung der *Bruchenergie* sowie der genauen Gestalt der τ - Δ -*Beziehungen* entwickelt. Die Untersuchung des Bauteilverhaltens erfolgt an statisch-monoton belasteten Biegekörpern sowie mittels dynamisch belasteter Rütteltischversuche.

Es werden numerische Modelle auf Verbund- und Bauteilebene erstellt. Die numerischen Modelle auf Verbundebene werden einerseits zur Validierung des neu entwickelten Versuchsaufbaus, andererseits zur genaueren Untersuchung des zyklischen Verbundverhaltens verwendet. Die numerischen Modelle auf Bauteilebene dienen sowohl der Überprüfung der Übertragbarkeit der *Endverankerungsversuche* auf Bauteilebene als auch Untersuchungen auf Querschnittsebene.

Auf Basis von Versuchs- und Simulationsdaten wird ein kraftbasiertes Bemessungskonzept für das untersuchte System erarbeitet. Numerische Untersuchungen zur Berücksichtigung des Energiedissipationsvermögens des Systems werden ebenfalls durchgeführt.

Abstract

Masonry is particularly vulnerable to earthquake loading. This applies to both load-bearing masonry, which experiences primarily an in-plane load in the earthquake case, but also not load-bearing masonry, which experiences primarily an out-of-plane load. Surveys of recent earthquakes have shown that especially non-supporting out-of-plane loaded masonry walls may suffer significant damage – including collapse.

Common fiber composite materials for retrofitting masonry are usually applied in strips with epoxy resins to unplastered walls. The topic of this work is a textile retrofitting system, which differs in its elastomer-like matrix/adhesive (aqueous polyurethane dispersion), the application (full surface on plaster) and the predominant failure mode (adhesive debonding) from common systems. The use of soft matrices/adhesives is especially on low strength carrier substrates (e.g. plaster) particularly advantageous. Because of these peculiarities, the investigated system can not currently be quantified with corresponding regulations.

In this work, primarily the bonding and the component behavior of this textile retrofitting system – applied on plastered masonry – are experimentally investigated. To determine the bonding behavior, *single-shear tests* are carried out with variation of the carrier substrates, anchorage lengths, storage conditions, load rate and load type (monotonic or cyclic). A test set-up for the direct determination of the fracture energy as well as the exact shape of the τ - Δ -relations is developed. The investigation of the component behavior is carried out on statically-monotonously loaded bending specimens as well as by means of dynamically loaded shaking table tests.

Numerical models are created at bonding and component level. The bonding-level numerical models are used to validate the newly developed experimental set-up and to further investigate cyclic composite behavior. The component-level numerical models are used both to verify the transferability of the single-shear tests at the component level and to investigate the cross-sectional level.

On the basis of test and simulation data, a force-based dimensioning concept for the investigated system is developed. Numerical studies to account for the energy dissipation capabilities of the system are also performed.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	i
Abstract	iii
Abbildungsverzeichnis	ix
Tabellenverzeichnis	xix
Glossar	xxi
Abkürzungsverzeichnis	xxv
Vorwort	xxxiii
1 Einleitung und Motivation	1
1.1 Kurzübersicht: Unbewehrtes Mauerwerk und faserverstärktes Mauerwerk unter seismischer Belastung	1
1.1.1 Lastabtragung als Klassifikationsmerkmal von Mauerwerk	2
1.1.2 Ertüchtigungsmaßnahmen mit Faserverbundwerkstoffen	3
1.2 Verbesserung der Verstärkungswirkung von Faserverbundwerkstoffen durch Anpassung der Matrixeigenschaften	4
1.3 Quantifizierung der Verstärkungswirkung einer neuen Klasse textiler Verstärkungssysteme	5
1.4 Zielsetzung und Vorgehensweise	7
1.5 Gliederung der Arbeit	12
2 Grundlagen, Stand der Forschung und der Technik	15
2.1 Faserverbundwerkstoffe im Bauwesen	15
2.1.1 Zusammenfassung	20
2.2 Out-of-plane belastetes, unverstärktes Mauerwerk unter Erdbebeneinwirkung	20
2.2.1 Tragverhalten von unverstärktem Mauerwerk	20
2.2.2 Bemessung nach Normen	24
2.2.3 Duktilität und Dämpfung	27
2.2.4 Zusammenfassung	29
2.3 Mit Faserverbundwerkstoffen verstärktes Mauerwerk – Verbundverhalten	30
2.3.1 Grundlagen: Das <i>Verbundspannungs-Schlupf</i> Konzept (τ - Δ -Konzept) unter statischer Belastung	30
2.3.2 Grundlagen: Das <i>Verbundspannungs-Schlupf</i> Konzept (τ - Δ -Konzept) unter zyklischer Belastung	35
2.3.3 Grundlagen: Das Zwischenrisselement	37

2.3.4	Stand der Forschung	38
2.4	Mit Faserverbundwerkstoffen verstärktes Mauerwerk – Bauteilverhalten und Bemessung nach Richtlinien	42
2.4.1	Stand der Forschung	42
2.4.2	Bemessung nach Richtlinien bzw. Normen	48
2.5	Numerische Modellierung von verstärktem Mauerwerk (Belastungsfall out-of plane)	51
2.5.1	Numerische Modellierung von verstärktem Mauerwerk	51
2.5.2	Numerische Modellierung von Mauerwerk – Ein alternativer Ansatz	52
3	<i>EQ-Top</i> als Verstärkungsmaßnahme von Mauerwerk	55
3.1	Erdbebenschäden von nicht tragendem, out-of-plane belastetem Mauerwerk	55
3.2	Das Anwendungsgebiet von <i>EQ-Top</i> und konstruktive Aspekte von <i>nicht tragendem Mauerwerk</i>	57
3.3	Zusammenfassung	59
4	Eigene Versuche: Durchführung, Ergebnisse und Auswertung	61
4.1	Übersicht: Durchgeführte Versuche	61
4.2	Übersicht: Verwendete Materialien	62
4.2.1	Verwendete Textilien	62
4.2.2	Verwendete Klebstoffe	64
4.2.3	Verwendete Mauerwerkssteine und Mörtel/Putze	66
4.2.4	Klebstoffapplikation und Versuchskörpervorbereitung	67
4.3	Versuche zur Untersuchung des Klebstoffs/Matrix	68
4.3.1	Schubprismenversuche	68
4.3.2	Haftzugfestigkeiten im Abreißversuch	72
4.4	Versuche zur Untersuchung des Verbundverhaltens	77
4.4.1	<i>Endverankerungsversuche</i> unter monotoner, quasi-statischer Belastung	79
4.4.2	<i>Endverankerungsversuche</i> unter zyklischer Belastung	99
4.5	Versuche zur Untersuchung des Bauteilverhaltens	104
4.5.1	Biegekörper unter statisch-monotoner Belastung	104
4.5.2	Rütteltischversuch an Einzelwänden	110
4.6	Zusammenfassung der Versuchsergebnisse	117
4.6.1	<i>Bruchenergie</i> und Umwelteinflüsse	117
4.6.2	Zusammenhang zwischen Haftfestigkeiten und Schubspannungen bei Systemverbundentkopplung	118
4.6.3	Viskoelastisches Klebstoffverhalten	119
4.6.4	Verbundverhalten bei großen Verbundlängen unter monotoner und zyklischer Belastung	120
4.6.5	Bauteilverhalten	120

5	Numerische Simulationen auf Verbund- und Bauteilebene	121
5.1	Verwendete numerische Modelle	121
5.1.1	Numerische Modelle zur Simulation des Verbundverhaltens von Textil und Mauerwerk: Nichtzyklisches, monotones Verhalten (Matlab-Programm).....	121
5.1.2	Numerische Modelle zur Simulation des Verbundverhaltens von Textil und Mauerwerk: Zyklisches Verhalten (Matlab-Programm)	122
5.1.3	Numerisches Simulationsmodell auf Basis eines <i>Einmassenschwingers</i> (Matlab Programm EQ-Soft).....	124
5.1.4	Numerische Modelle zur Simulation des Bauteilverhaltens von textilverstärktem Mauerwerk (Abaqus Modelle).....	127
5.2	Untersuchungen auf Verbundebene.....	130
5.2.1	Überprüfung der Methode der direkten Ermittlung der τ - Δ -Beziehungen	130
5.2.2	Bestimmung der Verankerungslänge und Verbundbruchkraft von <i>EQ-Top</i> mittels CNR-DT 200 R1/2013 [28]	137
5.2.3	Überprüfung der Methode der direkten Ermittlung der τ - Δ -Beziehungen in Hinblick auf zyklische Belastung und Übertragung des zyklischen Verbundverhaltens auf Bauteilebene.....	138
5.2.4	Zusammenfassung der Untersuchungen auf Verbundebene.....	141
5.3	Untersuchungen auf Bauteilebene	142
5.3.1	Bemessungsdiagramme für den Biegenachweis.....	142
5.3.2	Betrachtung des Zwischenrisselements für das <i>EQ-Top</i> System.....	149
5.3.3	Numerische Simulation der Balkenversuche aus 4.5.1.....	156
5.3.4	Numerische Simulation des Rütteltischversuchs aus 4.5.2.....	169
5.3.5	Zusammenfassung der Untersuchungen auf Bauteilebene	178
6	Quantifizierung der Verstärkungswirkung des <i>textilen Ertüchtigungssystems</i>	179
6.1	Kraftbasiertes Konzept	179
6.1.1	Nachweis der äquivalenten Zugfestigkeit und Überprüfung der Druckzonenhöhe.....	179
6.2	Verformungsbasiertes Konzept.....	185
6.2.1	Vorgehensweise.....	185
6.2.2	Verwendete Belastung.....	186
6.2.3	Untersuchte Systemkonfigurationen (Settings) und Erklärung des Begriffs Traglastfaktor	186
6.2.4	Darstellung der Ergebnisse.....	187
6.2.5	Weiterführende Interpretation der Simulationsergebnisse.....	189
6.3	Zusammenfassung	191
7	Zusammenfassung und Ausblick	193

Quellen 195

A Beispielhafte Bemessung einer nicht tragenden Innenwand unter Erdbebenbelastung..... 205

B CNR-DT 200 R1/2013 [28] 209

C Codes..... 213

 C.1 Abaqus 213

 C.2 Matlab 1 220

 C.3 Matlab 2 224

 C.4 Matlab 3 (EQ-Soft) 227

D Simulation – Numerische Überprüfung der analytischen Betrachtung zum Rissbild 235

E Validierungen..... 239

 E.1 Matlab – Endverankerung..... 239

 E.2 Matlab – EQ-Soft..... 240

 E.3 Abaqus 243

F Materialparameter: Abaqus 245

Versuchsdaten..... 247

 G.1 Zyklischer Versuch zur Untersuchung des Seilreckphänomens 247

 G.2 Monoton 248

 G.3 Zyklisch 255

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1-1:	Vergleich der Schubspannungsübertragung bei weichen und steifen Verbundschichten.....	5
Abbildung 1-2:	Das Verstärkungssystem <i>EQ-Top</i> : Applikation und Komponenten.....	6
Abbildung 1-3:	<i>EQ-Top</i> – Systemkomponenten: Links: Biaxiales Glasfasergewebe – Rechts: Milchig-weißer Klebstoff	6
Abbildung 1-4:	Das Verbundverhalten eines <i>textilen Ertüchtigungssystems</i> und seine Einflussfaktoren.....	8
Abbildung 1-5:	Das Bauteilverhalten einer erdbebenbelasteten, auf Biegung beanspruchten, textilverstärkten Mauerwerkswand.....	9
Abbildung 1-6:	Zielformulierung und Illustration der Vorgehensweise zur Bestimmung des Verbundverhaltens	10
Abbildung 1-7:	Zielformulierung und Illustration der Vorgehensweise zur Bestimmung des Bauteilverhaltens.....	10
Abbildung 1-8:	Zielformulierung und Illustration der Vorgehensweise zur Erstellung von Quantifizierungskonzepten der Verstärkungswirkung und der Sicherstellung der Reproduzierbarkeit des Gesamtvorgehens.....	11
Abbildung 2-1:	Die häufigsten Produktionsvarianten von Geweben (Schürmann [113]).....	16
Abbildung 2-2:	Darstellung des phänomenologischen Standardmodells für Polymere.....	18
Abbildung 2-3:	Experimentell bestimmte Spannungs-Dehnungsbeziehungen für Kalksandsteine mit Normalmörtel (Jäger et al. [75]).....	22
Abbildung 2-4:	Links: Spannungs-Dehnungsbeziehungen für Bestandsmörtel (Ordinatenachse: Bezogene Druckfestigkeit – Kurvenschar für Grad der Mehraxialität des Druckspannungszustands) aus Bierwirth [15] – Rechts: Spannungs-Dehnungsbeziehungen für Normalmörtel aus Kaushik et al. [78]	22
Abbildung 2-5:	Links: Plattenbiegung mit Beanspruchung senkrecht zur Lagerfuge – Rechts: Plattenbiegung mit Beanspruchung parallel zur Lagerfuge (aus DIN EN 1996-1-1 [37])	23

Abbildung 2-6:	Experimentell ermittelte Werte für die Biegezugfestigkeit mit der Beanspruchung senkrecht zur Lagerfuge aus Brameshuber [20]	23
Abbildung 2-7:	<i>Endverankerungsversuchstyp: Double-shear</i> (Valuzzi et al. [128]).....	31
Abbildung 2-8:	Erläuterungen zum τ - Δ -Konzept aus Seim et al. [115]	31
Abbildung 2-9:	Dominierende Versagensform von epoxidharzverklebten Textilien im Endverankerungsversuch: Verbundentkopplung mit Kohäsionsversagen (Valuzzi et al. [128]).....	33
Abbildung 2-10:	τ - Δ -Beziehungen für mit Epoxidharz verklebte <i>wet lay-up</i> Verstärkungssysteme für Mauerwerk aus CNR-DT 200 R1/2013 [28].....	35
Abbildung 2-11:	Zyklisches Materialverhalten auf Spannungs-Dehnungsebene Chen et al. [26]	35
Abbildung 2-12:	Quotient der Summe übertragbarer Verbundkräfte und Kraft im <i>Endverankerungsversuch</i> ($F_{f,EVE}$) – Polygonzug als vereinfachte Berechnung der Grenzkurve aus Pfeiffer [101]	38
Abbildung 2-13:	<i>Out-of-plane</i> belastete Mauerwerkswand aus Doherty et al. [45]: Links: Wirkende Kräfte bei angenommener <i>zwei Körper Gelenk-Kinematik</i> – Rechts: Experimentell ermittelte Last-Verformungskurve und mögliche Fittings.....	53
Abbildung 3-1:	<i>Out-of-plane</i> Versagensmodi nach CNR-DT 200 R1/2013 [28] – <i>overturning</i> (links), <i>zwei Körper Gelenk-Kinematik</i> (rechts).....	55
Abbildung 3-2:	<i>Out-of-plane</i> Versagensfälle nach dem L’Aquila Erdbeben (Braga et al. [19]): <i>Out-of-plane</i> mit <i>overturning</i>	56
Abbildung 3-3:	<i>Out-of-plane</i> Versagensfälle nach dem L’Aquila Erdbeben (Braga et al. [19]): <i>Out-of-plane</i> mit <i>zwei Körper Gelenk-Kinematik</i>	56
Abbildung 3-4:	<i>Out-of-plane</i> Versagensfälle nach dem L’Aquila Erdbeben (Braga et al. [19]): Schäden an Trennwänden in Gebäuden	56
Abbildung 3-5:	Wand-Deckenanschlüsse für ausfachende Mauerwerksände (Schmitt [110]).....	57
Abbildung 3-6:	Beispiele für die Ausgestaltung des Übergangsbereichs zwischen Einfassungsmauerwerk und Stahlbetonrahmen (Lunn et al. [85]).....	58
Abbildung 4-1:	Kraft-Dehnungsdiagramm von fünf Textilprüfungen von <i>EQ-Top</i> (<i>Schussrichtung</i> – beschichtet).....	64

Abbildung 4-2:	Zugspannungs-Dehnungsdiagramme: Links: Für die PU-Dispersion (Herstellerangaben – Prüfung nach DIN EN ISO 527-1 [43]) – Rechts: Für ein typisches Elastomer (Block [16])	65
Abbildung 4-3:	Bestimmung der Klebschichtdicken im Lichtmikroskop (Klebstoffkante schwarz markiert)	68
Abbildung 4-4:	Schubprismenversuche: Links: Probekörper in Prüfmaschine – Rechts: Typisches adhäsives Versagen (linker Teilkörper: kein Klebstoff – rechter Teilkörper ~95% verbleibender Klebstoff (hell))	69
Abbildung 4-5:	Schubprismenversuche: Gemischt kohäsiv-adhäsives Versagen aller Novipro-Putz Proben	70
Abbildung 4-6:	Ergebnisse der Schubprismenversuche (Geschwindigkeit des vertikalen Maschinenwegs: 0,5 mm/min)	70
Abbildung 4-7:	Mittelwerte aus drei Versuchen für Peciment 50 Proben – Darstellung in der Schub-, Normalspannungsebene	71
Abbildung 4-8:	Versagensformen: Oben links: Adhäsionsversagen – Unten links: Kohäsiv-adhäsives Versagen – Oben rechts: Tiefe Kohäsion – Unten rechts: Putz löst sich teilweise vom Stein	73
Abbildung 4-9:	Abreiß- bzw. Haftfestigkeiten: Darstellung der Festigkeiten und Einfluss der Versuchsgeschwindigkeit (Mittelwerte)	76
Abbildung 4-10:	Versuchsaufbauten für Endverankerungsversuche: Oben: Typ 1: Verankerungslängen von 40 mm – Mitte: Typ 2: Verankerungslängen bis 160 mm – Unten: Anordnung der Wegaufnehmer für beide Typen	78
Abbildung 4-11:	Versuchsaufbauten für <i>Endverankerungsversuche</i> : Typ 3	79
Abbildung 4-12:	Typisches Ergebnis eines <i>Endverankerungsversuchs</i> mit kurzer Verbundlänge	80
Abbildung 4-13:	Überprüfung des Fortschreitens der Alkalität durch Lagerung von Kalksandsteinproben in alkalischer Lösung (oben) – Rückseitige Durchfeuchtung der verklebten Prüfkörper und Lagerung im Klimaschrank (Mitte) – Kontrolle des pH-Wertes von Flüssigkeit und Steinoberfläche (unten) (Krylova [80])	81
Abbildung 4-14:	Links: Versagensmodus Adhäsion – Rechts: Versagensmodus leichte Kohäsion	82
Abbildung 4-15:	Anpassung der Versuchsdaten zur Ermittlung der lokalen τ - Δ -Beziehungen	83
Abbildung 4-16:	Auswertungsschema für Versuche mit Verbundlängen von 40 mm	83

Abbildung 4-17:	V Versuchsergebnisse, welche nicht geeignet sind, die <i>Bruchenergie</i> zu ermitteln.....	84
Abbildung 4-18:	Ergebnisse (1): Oben: Einfluss von Klima 1 und 2 für <i>EQ-Top</i> -Textil – Unten: Karbontextil auf verschiedenen Trägersubstraten	87
Abbildung 4-19:	Ergebnisse (2): Einfluss der Konditionierung für Proben aus Kalksandstein und Peciment 50	88
Abbildung 4-20:	Ergebnisse (3): Einfluss der Prüfgeschwindigkeit für Proben aus Peciment 50	89
Abbildung 4-21:	Ergebnisse (4) für Trägersubstrat Novipro	89
Abbildung 4-22:	Vom Rand des Textilstreifens induziertes Textilversagen.....	92
Abbildung 4-23:	Versuchsdaten: Links: Versagensmodus Verbundentkopplung – Rechts: Versagensmodus Textilversagen.....	92
Abbildung 4-24:	Auswertungsschema für Verbundlängen ab 350 mm	93
Abbildung 4-25:	Links: Ergebnisse für 80 mm Verbundlänge – Rechts: Für 160 mm Verbundlänge	97
Abbildung 4-26:	Ergebnisse Karbontextil für 80 und 160 mm Verbundlänge.....	97
Abbildung 4-27:	Ergebnisse Z-T3-500/K1/P/Glas/ASTM: Entwicklung der Entkopplungsfront (helle Bereiche).....	99
Abbildung 4-28:	Ergebnisse Z-T3-500/K1/P/Glas/12512-1	101
Abbildung 4-29:	Ergebnisse Z-T3-500/K1/P/Glas/ASTM-5	101
Abbildung 4-30:	Ergebnisse Z-T3-500/K1/P/Glas/12512-1	102
Abbildung 4-31:	Versuchsaufbau für Biegeversuche.....	104
Abbildung 4-32:	Beobachtete Druckzonenhöhe (4 – 5 mm) kurz vor Versagen – Referenzabmessung 10 mm als Maßstab	107
Abbildung 4-33:	Biegeversuche unter Schubversagen.....	107
Abbildung 4-34:	Biegeversuche bei Verbundentkopplung (Textil in <i>Kettrichtung</i>).....	108
Abbildung 4-35:	Biegeversuche bei Verbundentkopplung und Einzelrissbildung (Textil in <i>Schussrichtung</i>).....	108
Abbildung 4-36:	Biegeversuche bei Verbundentkopplung und Mehrfachrissbildung (Textil in <i>Schussrichtung</i>).....	109
Abbildung 4-37:	Übersicht zum Rütteltischversuch	110
Abbildung 4-38:	Rütteltischversuch: Deatilausbildung im Stahlprofilbereich.....	111
Abbildung 4-39:	Sensorierung der Wände: Links: Unverstärkte Wand – Rechts: Verstärkte Wand	111

Abbildung 4-40:	Erste Eigenform und –frequenz des Gesamtsystems im unbeschädigten Zustand (Bogdanovic et al. [17]).....	113
Abbildung 4-41:	Erste Eigenform und –frequenz des der unverstärkten Wand im unbeschädigten Zustand (Bogdanovic et al. [17]).....	113
Abbildung 4-42:	Einsturz der unverstärkten Wand während Test 16	114
Abbildung 4-43:	Links: Textilfaltenbildung während Test 19 in Wandmitte – Rechts: Sichtbarer Einzelriss in Wandmitte nach manueller Entfernung des Textils	114
Abbildung 4-44:	Ausgewählte Beschleunigungs-Zeitverläufe für Test 12	116
Abbildung 4-45:	Ausgewählter Beschleunigungs-Zeitverlauf für Test 19.....	116
Abbildung 4-46:	Die <i>Bruchenergie</i> (<i>BE</i>) von <i>EQ-Top</i> und beobachtete Einflussfaktoren (abs LF: absolute Luftfeuchtigkeit; V: Prüfgeschwindigkeit; Textil OF: Textilloberflächengestaltung; pH: pH-Wert einer wässrigen Lösung, welche zur Konditionierung von <i>EQ-Top</i> Prüfkörpern verwendet wird)	117
Abbildung 4-47:	Vergleich eines zyklischen und eines monotonen <i>Endverankerungsversuchs</i>	120
Abbildung 5-1:	Zyklisches Verhalten (Implementierung im eigenen Algorithmus) – Variation 1	123
Abbildung 5-2:	Zyklisches Verhalten (Implementierung im eigenen Algorithmus) – Variation 2	123
Abbildung 5-3:	Erläuterungen zu EQ-Soft: Zusammenhang zwischen Rissöffnung, Moment in Feldmitte und implementierte Textilkraft/Rissöffnungsbeziehung.....	124
Abbildung 5-4:	Programmablaufplan für das Programm EQ-Soft.....	126
Abbildung 5-5:	Oben: Eigene Versuche von textilverstärktem Mauerwerkskörpern (vier-Punkt Biegeversuch) – Unten: Abaqus Modell mit Orten möglicher Rissbildung (vertikale, schwarze Linien) und gerissenes Modell.....	128
Abbildung 5-6:	Implementiertes Zug-Druckverhalten auf Spannung-Dehnungsebene des Mauerwerks/Putz.....	129
Abbildung 5-7:	Versuchsdatenbasis der Versuchsreihe K1/P/Glas/05: Ergebnisse für 40 mm Verbundlänge.....	131
Abbildung 5-8:	Fitting-Funktionen für die Versuchsreihe K1/P/Glas/05	131
Abbildung 5-9:	Simulation von <i>Endverankerungsversuchen</i> mit den Verbundlängen 40, 80, 160, 350 und 500 mm	132

Abbildung 5-10:	Datenbasis und Fitting-Funktionen für die Versuchsreihe K2/P/Glas/05	133
Abbildung 5-11:	Simulationsergebnisse als Prognosekorridor (grau) und Versuchsergebnisse für Datenbasis K1/P/Glas/05 – Verbundlänge in Klammern.....	134
Abbildung 5-12:	Simulationsergebnisse als Prognosekorridor (grau) und Versuchsergebnisse für Datenbasis K1/P/Glas/05 – Verbundlänge in Klammern.....	134
Abbildung 5-13:	Simulationsergebnisse als Prognosekorridor (grau) und Versuchsergebnisse für 10 und 60 mm/Min Versuchsgeschwindigkeit – Verbundlänge in Klammern.....	134
Abbildung 5-14:	Simulationsergebnisse als Prognosekorridor (grau) und Versuchsergebnisse für Datenbasis K2/P/Glas/05	136
Abbildung 5-15:	Verbundspannungen entlang Verbundlänge (Simulation)	137
Abbildung 5-16:	Vergleich von Simulation und Versuch für zyklische Belastung	139
Abbildung 5-17:	Vereinfachung des zyklischen Verbundverhaltens von <i>EQ-Top</i>	141
Abbildung 5-18:	Dehnungsverteilung im verstärkten Mauerwerksquerschnitt – <i>Situation 1</i> : Bernoulli-Hypothese gültig und Mauerwerksdruckbruch	143
Abbildung 5-19:	Dehnungsverteilung im verstärkten Mauerwerksquerschnitt – <i>Situation 2</i> : Bernoulli-Hypothese gültig und Verbundentkopplung (Mauerwerk linear-elastisch)	143
Abbildung 5-20:	Dehnungsverteilung im verstärkten Mauerwerksquerschnitt – <i>Situation 3</i> : Bernoulli-Hypothese ungültig und Verbundentkopplung (Mauerwerk plastisch).....	143
Abbildung 5-21:	Bemessungsdiagramme <i>Situationen 1</i> und 2: Links: Grenzstauchung des Mauerwerks 0,0035 – Textilgrenzdehnung oben: 0,015 – unten 0,01 – Rechts: Grenzstauchung des Mauerwerks 0,01 – Textilgrenzdehnung oben: 0,015 – unten 0,01	147
Abbildung 5-22:	Bemessungsdiagramme <i>Situationen 1</i> bis 3: Links: Grenzstauchung des Mauerwerks 0,0035 – Textilgrenzdehnung oben: 0,015 – unten 0,01 – Rechts: Grenzstauchung des Mauerwerks 0,01 – Textilgrenzdehnung oben: 0,015 – unten 0,01	148
Abbildung 5-23:	Links: Bestimmung der Tragfähigkeit unter Annahme der Gültigkeit der Bernoulli-Hypothese (Kombination aus <i>Situation 1</i> und 2) – Rechts: Bestimmung der Tragfähigkeit unter Verletzung der Bernoulli-Hypothese (<i>Situation 3</i>)	149

Abbildung 5-24:	Links: Verteilte Risse im Mauerwerk einer <i>out-of-plane</i> belasteten Wand (Velazques-Dimas et al. [133]) – rechts: Rissbild bei Höchstlast einer <i>FVW</i> -verstärkten <i>out-of-plane</i> belasteten Mauerwerkswand (Willis et al. [138])	150
Abbildung 5-25:	Gegebener Mauerwerksbalken und globale Last-Verformungsbeziehung für ein <i>textiles Ertüchtigungssystem</i>	151
Abbildung 5-26:	Textilverstärkter Mauerwerksbalken unter zentrischer Zugkraft: Entstehung eines Erstrisses	151
Abbildung 5-27:	Textilverstärkter Mauerwerksbalken unter zentrischer Zugkraft: Entstehung eines Zweitrisses	152
Abbildung 5-28:	Doppelriss mit zweifachen Abstand der Verankerungslänge: Höchstlast im Mauerwerk wird erreicht.....	153
Abbildung 5-29:	Doppelriss mit zweifachen Abstand der Verankerungslänge – Beginnende Verbundentkopplung	154
Abbildung 5-30:	Mauerwerksbalken unter reiner Biegung bei Erstrissbildung: Links: Unverstärkter Mauerwerksbalken – Rechts: Textilverstärkter Mauerwerksbalken	155
Abbildung 5-31:	Übersicht zum numerischen Balkenmodell	156
Abbildung 5-32:	Simulierter <i>Endverankerungsversuch</i> der über Regressionsanalyse bestimmten τ - Δ -Beziehung und Vergleich mit Versuchsdaten: Links: <i>Schussrichtung</i> – Rechts: <i>Kettrichtung</i>	159
Abbildung 5-33:	Oben: Rissinitiiierung Simulation M1 – Unten: Rissinitiiierung Simulation M2	162
Abbildung 5-34:	Oben: Unsymmetrischer Entkopplungsvorgang (alle Modelle außer M1) – Unten: Symmetrischer Entkopplungsvorgang (M1).....	163
Abbildung 5-35:	Simulations- und Versuchsergebnisse	164
Abbildung 5-36:	Simulationsergebnisse der Balkenmodelle: Links: Summe der Auflagerkräfte und globale Verschiebung bei der Lasteinleitung – Rechts: Textilkräfte in Abhängigkeit zur Rissöffnung.....	165
Abbildung 5-37:	Simulationsergebnisse M2: Links: Textilkraft bei Erstrissbildung – Rechts: Überprüfung der Spannungs-Dehnungsimplementierung.....	165
Abbildung 5-38:	Simulationsergebnisse M2: Links: Globale Verformung und extremale Stauchung – Rechts: Druckzonenhöhe bei Kontrollpunkt S2 (ca. 3,5 – 4,5 mm)	166

Abbildung 5-39:	Simulationsergebnisse M2: Druckspannungen in l-Richtung bei Verbundentkopplung	166
Abbildung 5-40:	Auslesen aus dem Bemessungsdiagramm.....	168
Abbildung 5-41:	Markierung des Schnitts am Wandkopf, welcher durch das 2D FE-Modell abgebildet werden soll.....	169
Abbildung 5-42:	Übersicht zum numerischen Balkenmodell zur Nachrechnung des Rütteltischversuchs – Oben: Übersicht und <i>Sollbruchstellen</i> – unmittelbar darunter: FE-Mesh (Diskretisierung ~ 10 x 15 mm) – unmittelbar darunter: In der Simulation beobachtete Schadensszenarien	170
Abbildung 5-43:	Simulation Rütteltischversuche – Modell 1: Zugspannungen (globale x-Richtung) im Erstriss-bereich (Feldmitte) und Beschleunigungen an gleicher Stelle in globaler y-Richtung	174
Abbildung 5-44:	Simulation Rütteltischversuche – Modell 2: Textilkräfte im Erstrissbereich (Feldmitte) und Beschleunigungen an gleicher Stelle in globaler y-Richtung	174
Abbildung 5-45:	Simulation Rütteltischversuche – Modell 2: Beschleunigungen in globaler y-Richtung am Ort der Rissbildung (Feldmitte)	174
Abbildung 5-46:	Simulation Rütteltischversuche – Modell 3: Zugspannungen (globale x-Richtung) am Ort der Folgerissbildung und Beschleunigungen in Feldmitte in globaler y-Richtung.....	175
Abbildung 5-47:	Simulation Rütteltischversuche – Modell 3: Textilkräfte in Feldmitte und Beschleunigungen in Feldmitte in globaler y-Richtung	176
Abbildung 6-1:	Diagramm zum Nachweis der äquivalenten Biegezugstigkeit und exemplarische Nachweisführung	181
Abbildung 6-2:	Simulationsergebnis für Setting 1 – Annahme: Systemversagen eingetreten (Kriterium: Halbe Rissbreite).....	188
Abbildung 6-3:	Simulationsergebnisse und Vergleich mit der Traglast des kraftbasiertem Konzept (Referenzspektrum 1)	189
Abbildung 6-4:	Simulationsergebnisse und Vergleich mit der Traglast des kraftbasiertem Konzept (Referenzspektrum 2)	189
Abbildung 6-5:	Eigenperiodenbereich der Simulationen (grauer Korridor) und Einordnung in Referenzspektren.....	190

Abbildung A-1:	Links: Darstellung einer Wand, welche als Vorlage für das Rechenbeispiel dient – Rechts: Erdbebenzonen und Grundwerte der Bodenbeschleunigungen in [g] in Griechenland.....	205
Abbildung A-2:	Elastisches <i>Antwortspektrum</i> für die Beispielwand und Einordnung der ersten Eigenperiode der Primärstruktur (grün) und der Sekundärstruktur (rot).....	206
Abbildung D-1:	Numerische Simulation eines textilverstärkten Mauerwerkzugstabs – geringe Rissabstände (Spannungen in 1-Richtung).....	235
Abbildung D-2:	Numerische Simulation eines textilverstärkten Mauerwerkzugstabs – große Rissabstände (Spannungen in 1-Richtung).....	236
Abbildung D-3:	<i>Sollbruchstellen</i> die für numerische Simulation eines textilverstärkten Mauerwerkbalkens – geringe Rissabstände (81 mm).....	237
Abbildung D-4:	Numerische Simulation eines textilverstärkten Mauerwerkbalkens – Spannungen in 1-Richtung bei Erreichen der zulässigen Textilspannungen in Feldmitte (Textil nicht dargestellt).....	238
Abbildung D-5:	Ergebnisse der numerischen Simulation: Textilspannungen in Feldmitte und Vergleich mit max. zulässiger Textilspannung im <i>Endverankerungsversuch</i>	238
Abbildung E-1:	Validierung des Matlab-Codes für den linearen Verbundansatz.....	239
Abbildung E-2:	Validierung des Matlab-Codes für den polynomischen Verbundansatz	239
Abbildung E-3:	Grafische Ausgabe von EQ-Soft: Validierung unter quasi-statischer Belastung (1g).....	240
Abbildung E-4:	Vergleich der Textilspannungen im Ausschwingversuch zwischen Abaqus (schwarz) und Matlab (rot)	242
Abbildung E-5:	Abaqus Modell mit erzwungener Rissbildung in Feldmitte zur Validierung der diskreten Rissmodellierung mittels Kontaktformulierung	244
Abbildung E-6:	Vergleich der globalen Last-Verformungskurven zur Validierung der Modellierung der <i>Mode I Rissbildung</i> (Daten zur analytischen Lösung aus Moës et al. [92]).....	244
Abbildung G-1:	Untersuchung des Seilreckphänomens unter zyklischer Belastung.....	247
Abbildung G-2:	Kraft-Wegdiagramme (1) zu Tabelle 4-15.....	248
Abbildung G-3:	Kraft-Wegdiagramme (2) zu Tabelle 4-15.....	249
Abbildung G-4:	Kraft-Wegdiagramme (3) zu Tabelle 4-15.....	250

Abbildung G-5:	Kraft-Wegdiagramme (1) zu Tabelle 4-16.....	251
Abbildung G-6:	Kraft-Wegdiagramme (2) zu Tabelle 4-16.....	252
Abbildung G-7:	Kraft-Wegdiagramme (3) zu Tabelle 4-16.....	253
Abbildung G-8:	Kraft-Wegdiagramme (4) zu Tabelle 4-16.....	254
Abbildung G-9:	Kraft-Wegdiagramme (1) zu Tabelle 4-17.....	255
Abbildung G-10:	Kraft-Wegdiagramme (2) zu Tabelle 4-17.....	256

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2-1:	Empfohlene Mindestabmessungen für Schubwände DIN EN 1998-1 [40].....	25
Tabelle 2-2:	Gesichtete Literatur bzgl. des Verbundverhaltens von <i>FVW</i> auf Mauerwerk – Begriff EB bedeutet externally bonded (oberflächlich appliziert)	39
Tabelle 2-3:	Von Urban [126] erfasste Literatur bzgl. <i>out-of-plane</i> Tragverhalten von <i>FVW</i> -verstärktem Mauerwerk (Bauteilebene)	43
Tabelle 2-4:	Gesichtete Literatur bzgl. <i>out-of-plane</i> Tragverhalten von <i>FVW</i> -verstärktem Mauerwerk (Bauteilebene)	45
Tabelle 2-5:	CNR-DT Regelungen bzgl. Biegeverstärkung.....	50
Tabelle 4-1:	Übersicht über Versuche/Prüfungen an Textil- und Klebstoff- bzw. Matrixkomponente von <i>EQ-Top</i>	61
Tabelle 4-2:	Übersicht über <i>Endverankerungsversuche</i> zur Untersuchung des Verbundverhaltens von <i>EQ-Top</i> auf verschiedenen Trägersubstraten.....	62
Tabelle 4-3:	Übersicht über Versuche zur Untersuchung des Bauteilverhaltens von mit <i>EQ-Top</i> verstärkten Mauerwerkskörpern	62
Tabelle 4-4:	Mechanische Eigenschaften der Textilkomponente des Verstärkungssystems <i>EQ-Top</i>	63
Tabelle 4-5:	Weitere Eigenschaften der Textilkomponente des Verstärkungssystems <i>EQ-Top</i>	63
Tabelle 4-6:	Herstellerangaben zu Materialeigenschaften des unidirektionalen Karbontextils	64
Tabelle 4-7:	Herstellerangaben zu Klebstoffeigenschaften.....	64
Tabelle 4-8:	Herstellerangaben zu den verwendeten Mauersteinen.....	66
Tabelle 4-9:	Materialeigenschaften der verwendeten Putze/Mörtel.....	66
Tabelle 4-10:	Ergebnisse der Schubprismenversuche – Mittelwerte von je drei Versuchen.....	71
Tabelle 4-11:	Ergebnisse der Haftfestigkeiten	74
Tabelle 4-12:	Randbedingungen für die <i>Endverankerungsversuche</i>	77
Tabelle 4-13:	Tabellarische Ergebnisse (1) Verbundlänge 40 mm	85
Tabelle 4-14:	Tabellarische Ergebnisse (2) Verbundlänge 40 mm	86
Tabelle 4-15:	Tabellarische Ergebnisse Verbundlänge 80 und 160 mm.....	94

Tabelle 4-16: Tabellarische Ergebnisse Verbundlänge größer als 160 mm
(Varkoef = Variationskoeffizient) 95

Tabelle 4-17: Tabellarische Ergebnisse zu zyklischen Versuchen mit
großen Verbundlängen..... 100

Tabelle 4-18: Versagensmodi bei den Biegeversuchen 105

Tabelle 4-19: Ergebnisse der Biegeversuche 106

Tabelle 4-20: Belastungsprogramm des Rütteltischversuchs..... 112

Tabelle 4-21: Ausgewählte Beschleunigungswerte für Test 12 115

Tabelle 4-22: Ausgewählte Beschleunigungswerte für Test 19 115

Tabelle 5-1: Vergleich Simulation und Versuche 135

Tabelle 5-2: Erläuterungen zu Abbildung 5-31 157

Tabelle 5-3: Übersicht über Simulationsmodelle 160

Tabelle 5-4: Simulations- und Versuchsergebnisse der Balkenversuche 160

Tabelle 5-5: Anmerkungen zur Auswertung der Simulationen 161

Tabelle 5-6: Erläuterungen zu Abbildung 5-42 170

Tabelle 5-7: Übersicht über Simulationsmodelle 171

Tabelle 6-1: Übersicht über Settings für Simulationsmodelle 187

Tabelle F-1: *Mode I Bruchenergien* und dazugehörige Zugfestigkeit
aus Richter [106] 245

Glossar

<i>aMax</i>	Maximale Schubspannung der τ - Δ -Beziehung
<i>Antwortspektrum (AWS)</i>	Verknüpft Frequenzen mit entsprechenden Beschleunigungsamplituden – wichtigstes Werkzeug im Erdbebeningenieurwesen zur Ermittlung der Belastung eines Bauwerks
<i>arching effect</i>	Druckbogenausbildung in auf Plattenbiegung belastetem Mauerwerk – wirkt der Belastung entgegen – wird oft mit dem Begriff <i>Membranwirkung</i> synonym verwendet
<i>balanced condition</i>	Simultanes rechnerisches Versagen eines verstärkten / bewehrten Querschnitts auf Druck bzw. Bewehrungs- / Verstärkungsversagen
<i>bMax</i>	zu <i>aMax</i> korrelierender <i>lokaler Schlupf</i>
<i>Bruchenergie</i>	Integral der τ - Δ -Beziehungen – Energie die rechnerisch notwendig ist, um ein infinitesimales Element des <i>FVW</i> vom Trägergrund zu entkoppeln – bzgl. einer <i>Mode I Rissbildung</i> ist die <i>Bruchenergie</i> das Integral der Rissöffnungs-Normalspannungs-Beziehung
<i>cMax</i>	<i>lokaler Schlupf</i> bei vollständiger Verbundentkopplung
<i>concrete damaged plasticity (cdp)</i>	Numerisches Materialmodell, welches in Abaqus implementiert ist zur Abbildung von Steifigkeitsdegradation und plastischen Dehnungen für spröde Materialien
<i>double-shear</i>	Endverankerungsversuch wobei der zu prüfende <i>FVW</i> mit zwei Oberflächen mit dem Trägersubstrat verbunden ist
<i>effektive Dämpfung</i>	Dämpfung eines linear-elastischen, fiktiven Materials, welches während eines Verformungszyklus die gleiche Energie dissipiert wie das zu substituierende Material
<i>Einmassenschwinger (EMS)</i>	Mechanisches Modell, welches im Erdbebeningenieurwesen auch zur Beschreibung komplexer Strukturen unter dynamischer Belastung verwendet wird

<i>Endverankerungsversuch</i>	Versuch bei dem z.B. ein FVW-Streifen auf einem Träger-substrat appliziert ist, welcher durch eine an einem Ende des Streifens durch eine Zugkraft belastet wird
<i>EQ-Top</i>	<i>textiles Ertüchtigungssystem</i> für Mauerwerk mit den Komponenten biaxiales Glasfasergewebe und wässriger Polyurethandispersion – Untersuchungsgegenstand dieser Arbeit
<i>Faserverbundwerkstoffe (FVW)</i>	Ein zweikomponentiger Werkstoff aus einer Matrix- und einer Faserkomponente – <i>EQ-Top</i> ist ein <i>FVW</i> . Im Rahmen dieser Arbeit wird der Begriff <i>textiles Ertüchtigungssystem</i> auch synonym für <i>FVW</i> verwendet
<i>Fiber reinforced Polymer (FRP)</i>	Wie <i>FVW</i> nur das die Matrixkomponente auf die Klasse organischer Materialien beschränkt ist
<i>Filament</i>	Einzelne Faser eines Faserwerkstoffs
<i>Gelenk-Kinematik bzw zwei Körper Gelenk-Kinematik</i>	Schadensszenario <i>out-of-plane</i> belasteter Mauerwerkswände, wobei ein Aufreißen der Wand in Feldmitte angenommen wird
<i>Glasübergangstemperatur</i>	Temperatur, ab welcher Polymere von einem glasähnlichen mechanischen Verhalten in einen elastomerähnlichen Zustand übergehen
<i>globaler Schlupf</i>	Relativverschiebung des <i>FVW</i> zum Trägergrund an der lastzugewandten Seite des <i>FVW</i> an der Stelle bei beginnendem Verbund im <i>Endverankerungsversuch</i>
<i>in-plane Belastung</i>	Scheibenbelastung von flächigen Strukturen
<i>Kette oder Kettrichtung</i>	Richtungsangabe der <i>Filament-/Roving</i> orientierung – entspricht der Produktionsrichtung
<i>kompensierter Maschinenweg</i>	Modifikation von Maschinenweg- oder Wegaufnehmerdaten zur Ermittlung des <i>globalen Schlupfs</i>
<i>lokaler Schlupf</i>	Relativverschiebung des <i>FVW</i> zum Ort der Verbundentkopplung im Trägersubstrat (z.B. Substratoberfläche bei Adhäsionsversagen)

<i>Membranwirkung</i>	Bildung von Kräften parallel zur Wandoberfläche (Scheibenbelastung) in auf <i>out-of-plane</i> belasteten Mauerwerk durch Effekt aus Theorie 3 Ordnung
<i>Mode I Rissbildung</i>	Rissbildung bei sich öffnenden Rissufern
<i>Mode II Rissbildung</i>	Rissbildung bei gegeneinander gleitenden Rissufern
<i>nicht tragendes Mauerwerk</i>	Mauerwerk, welches außer durch sein Eigengewicht planmäßig nicht durch eine Normalkraft belastet ist
<i>NSM FRP</i>	near surface mounted FRP – in Schlitzen verklebte <i>FVW</i> (Lamellen)
<i>out-of-plane Belastung</i>	Plattenbiegebelastung von flächigen Strukturen
<i>overturning</i>	Schadensszenario von <i>out-of-plane</i> belasteten Wänden, wobei sich die Wände von orthogonal angeschlossenen Wänden oder Bauteilen ablösen
<i>P-Δ-Beziehung</i>	Funktion, welche den <i>globalen Schlupf</i> mit der gemessenen Textilkraft im <i>Endverankerungsversuch</i> verknüpft
<i>preimpregnated fibres (prepregs)</i>	Meist mit Reaktionsharzen vorimprägnierte textile Halbzeuge, wobei die Polymerisation der Matrix noch nicht stattgefunden hat
<i>pushover Berechnung</i>	statisch nichtlineares Bemessungsverfahren im Erdbebeningenieurwesen
<i>Roving</i>	Zu einem Faserbündel zusammengefasster Faserstrang aus einzelnen <i>Filamenten</i> (parallele Anordnung)
<i>Schuss oder Schussrichtung</i>	Richtungsangabe der <i>Filament-/Rovingorientierung</i> – entspricht Richtung orthogonal zur Produktionsrichtung
<i>single-shear</i>	<i>Endverankerungsversuch</i> wobei der zu prüfende <i>FVW</i> nur mit einer Oberfläche mit dem Trägersubstrat verbunden ist
<i>Situation</i>	Dehnungskinetik im <i>FVW</i> verstärkten Querschnitt
<i>Sollbruchstelle</i>	Stelle in eigenen numerischen Modellen, wo durch die Definition einer Kontaktbedingung eine <i>Mode I</i> Rissbildung im simulierten Bauteil ermöglicht wird

<i>Stockwerksspektrum</i>	ähnlich wie <i>AWS</i> – kann als <i>AWS</i> innerhalb eines Gebäudes interpretiert werden und wird zur Belastungsermittlung auf einzelne Bauteile herangezogen
<i>Standardmethode</i>	Methode zur Ermittlung der τ - Δ -Beziehung mittels <i>Endverankerungsversuchen</i> mit großer Verbundlänge und anschließender Regressionsanalyse
τ - Δ -Beziehung	Funktion, welche den <i>lokalen Schlupf</i> mit der sich einstellenden Schubspannung verknüpft
<i>Tex</i>	Maßeinheit für die Feinheit textiler Fasern z.B. für ein <i>Roving</i> [g/km]
<i>textiles Ertüchtigungssystem</i>	<i>FVW</i> zur (nachträglichen) Verstärkung von Bauteilen
<i>textile Halbzeuge</i>	Flächig angeordnete und meist imprägnierte Weiterverarbeitungsform von <i>Filamenten</i> oder <i>Rovings</i>
<i>Verbundspannungs-Schlupf Konzept</i>	Quantifizierungskonzept der Verstärkungswirkung von <i>FVW</i> unter Verwendung von τ - Δ -Beziehungen
<i>warp</i>	englische Entsprechung zum Begriff <i>Kette</i>
<i>weft</i>	englische Entsprechung zum Begriff <i>Schuss</i>
<i>wet lay-up</i>	Klasse von textilen <i>FVW</i> -Systemen, welche erst bei der Applikation mit der Matrixkomponente in Kontakt kommen – <i>EQ-Top</i> gehört zu dieser Kategorie

Abkürzungsverzeichnis

Lateinische Buchstaben (alphabetisch geordnet)

A_a	Dynamischer Erhöhungsfaktor
A_f	Querschnittsfläche des <i>FVW</i>
a_g	Bodenbeschleunigung
$a_g(t)$	Fußpunktbeschleunigung einer <i>out-of-plane</i> belasteten Wand (zwei Körper Gelenk-Kinematik)
A_h	Höhenfaktor
$aMax$	s. Glossar
$a_m(t)$	Relativbeschleunigung der Mauerwerkskörper (zwei Körper Gelenk-Kinematik)
b	Querschnittsbreite senkrecht zur Darstellungsebene
B	Belastungsfaktor
b_f	Breite eines <i>FVW</i> -Streifens
$bMax$	s. Glossar
c	geschwindigkeitsproportionale Dämpfung
c_{cycl}	Reduktionswert für $f_{id,adh}$ zur Berücksichtigung einer Entfestigung unter zyklischer Belastung
c_{env}	Reduktionswert der <i>Bruchenergie</i> zur Berücksichtigung von Umwelteinflüssen
$cMax$	s. Glossar
E	Elastizitätsmodul
E_f	Elastizitätsmodul des <i>FVW</i>
E_m	Elastizitätsmodul des Mauerwerks
E_p	Elastizitätsmodul der Putzschicht

F_a	Horizontale Erdbebenkraft
f_b	Normierte Mauersteindruckfestigkeit in Lastrichtung
f_{bm}	Mittelwert der zentrischen Mauersteindruckfestigkeit
$f_{bt,cal}$	Rechnerische Steinzugfestigkeit
f_{btm}	Mittelwert der Mauersteinzugfestigkeit
FC	Bedeutungsfaktor
F_{cr}	<i>Mode I</i> Risskraft eines Mauerwerkquerschnitts
F_f	Kraft im <i>FVW</i>
$F_{fd,50}$	Bemessungswert der Zugkraft eines 50 mm breiten <i>FVW</i> Streifens
$f_{fd,adh}$	Bemessungswert der <i>FVW</i> -Spannung bei Verbundentkopplung (vollverankerte Endverankerung) speziell für adhäsiv versagende Systeme
$f_{fd,adh,2}$	Bemessungswert der <i>FVW</i> -Spannung bei Verbundentkopplung (Zwischenrisselemente) speziell für adhäsiv versagende Systeme
$F_{f,db}$	theoretische Höchstlast eines <i>FVW</i> -Streifens bei Verbundentkopplung (Endverankerungssituation)
$f_{fd,db}$	Bemessungswert der <i>FVW</i> -Spannung bei Verbundentkopplung (vollverankerte Endverankerung)
$F_{fd,db}$	Bemessungshöchstlast eines <i>FVW</i> -Streifens bei Verbundentkopplung (Endverankerungssituation)
$F_{fd,db}$	Bemessungshöchstlast eines <i>FVW</i> -Streifens bei Verbundentkopplung im <i>Endverankerungsversuch</i>
$f_{fd,db,2}$	<i>FVW</i> -Spannung bei Verbundentkopplung für den Nachweis am Zwischenrisselement
$f_{fk,ss}$	Charakteristischer Wert der <i>FVW</i> -Spannung für Versagensmodus <i>FVW</i> -Bruch im <i>Endverankerungsversuch</i>
f_m	mittlere Mauerwerksdruckfestigkeit in Betrachtungsrichtung
F_m	resultierende Kraft im Mauerwerksquerschnitt

f_{md}	Bemessungswert der Mauerwerksdruckfestigkeit in Betrachtungsrichtung
f_{mk}	Charakteristische Druckfestigkeit von Mauerwerk
f_{mortar}	Druckfestigkeit des Mauermörtels
$f_{m,red}$	Extremale Spannung des Spannungsblocks (reduziert)
f_{st}	umgerechnete mittlere Steindruckfestigkeit
f_t	(Biege)zugfestigkeit des unverstärkten Mauerwerkbalkens
$f_{t,eq}$	Äquivalente Biegezugfestigkeit des Mauerwerkquerschnitts
f_{vk0}	Charakteristische Anfangsscherfestigkeit (Haftscherfestigkeit)
f_{xd}	Bemessungswert der Biegefestigkeit der entsprechenden Biegerichtung
f_{xk1}	Charakteristische Biegefestigkeit von Mauerwerk mit der Bruchebene parallel zu den Lagerfugen
f_{xk2}	Charakteristische Biegefestigkeit von Mauerwerk mit der Bruchebene senkrecht zu den Lagerfugen
H	Höhe der Primärstruktur ab rechnerischer Einspannstelle
H	Querschnittshöhe
h_p	Schichtdicke einer Putzschicht
I	Flächenträgheitsmoment
k	Steifigkeit
K	Konstante (MW-Druckfestigkeit)
k_b	Geometrischer Beiwert: Berücksichtigt Abhängigkeit des Spannungszustands im Trägergrund von <i>FVW</i> - zu Substratbreite
k_g	Empirisch bestimmter Beiwert, zur Verknüpfung von Versagensschubspannung <i>aMax</i> und der <i>Bruchenergie</i>
$K_s(t)$	Steifigkeit einer experimentell ermittelten Last-Verformungskurve bzgl. einer <i>out-of-plane</i> Verformung in Wandmitte (<i>zwei Körper Gelenk-Kinematik</i>)
L	Wandhöhe

l_{cd}	Verbundlänge, ab welcher ein <i>FVW</i> in der Endverankerungssituation seine Höchstlast erreicht
l_{ol}/h_u	Verhältnis Überbindelänge/Steinhöhe
m	Masse
m_a	Masse des Bauteils
M_{cr}	Rissmoment des unverstärkten Mauerwerkbalkens
M_{cd}	Einwirkendes Bemessungsbiegemoment auf eine Struktur
M_e	modale Masse (<i>zwei Körper Gelenk-Kinematik</i>)
$M_{f,Rd}$	Widerstandsmoment im Grenzzustand der Tragfähigkeit des <i>FVW</i> verstärkten Mauerwerksquerschnitts
M_{Rd}	Aufnehmbares Biegemoment einer Struktur
q	Verhaltensbeiwert (allgemein)
q_a	Verhaltensbeiwert (Bezeichnung im Rahmen einer Bemessung)
R_{el}	zu u_{el} korrespondierender Widerstand
R_{pl}	zu u_{pl} korrespondierender Widerstand
S	Bodenparameter
S_a	Spektralbeschleunigung
T_1	Grundschwingzeit der Primärstruktur
T_a	Grundschwingzeit des nicht tragenden Bauteils
t_f	Dicke des <i>FVW</i>
u	Verschiebung (relativ)
\dot{u}	Geschwindigkeit (relativ)
\ddot{u}	Beschleunigung (relativ)
\ddot{u}_b	Beschleunigung (absolut)

u_{el}	Verschiebung, bis zu welcher sich eine untersuchte Struktur sich linear-elastisch verhält
u_{pl}	Verschiebung, ab welcher sich eine Struktur plastisch verhält
u_{ul}	Verschiebung, ab welcher vom Versagen einer Struktur ausgegangen werden kann
$W_{dis,i}$	Dissipierte Energie eines Verformungszyklus
$W_{pot,i}$	Potentielle Energie eines Verformungszyklus
X	Druckzonenhöhe
x_{red}	Druckzonenhöhe des Spannungsblocks (reduziert)
Z	Das elastische Widerstandsmoment je Höhen- oder Längeneinheit der Wand
z	Innerer Hebelarm
z_h	Höhe des Bauteils ab rechnerischer Einspannstelle

Griechische Buchstaben (alphabetisch geordnet)

α	Konstante (MW-Druckfestigkeit)
α	Konstante für Mauerwerksbiegezugfestigkeit
α_t	Quotient der Dehnsteifigkeiten von Verstärkungsmaterial und Trägergrund
α_{CNR}	Erhöhungsfaktor der Grenzdehnung am Zwischenrisselement
$\alpha_{CNR,mod}$	Erhöhungsfaktor der Grenzdehnung am Zwischenrisselement
β	Konstante (MW-Druckfestigkeit)
$\beta_{D,st}$	Normdruckfestigkeit des Mauersteins
$\beta_{D,st,1}$	Steinlängsdruckfestigkeit des Mauersteins
β_{HZ}	Haftzugfestigkeit
β_{sb}	Reduktionsbeiwert für Druckzonenhöhe (Spannungsblockbeiwert)
ε_f	Vorhandene Dehnung im <i>FVV</i>

ϵ_{fd}	Bemessungswert der Grenzdehnung des <i>FVW</i>
$\epsilon_{fd,db}$	Bemessungswert der Grenzdehnung des <i>FVW</i> bei Verbundentkopplung
$\epsilon_{fd,warp}$	ϵ_{fd} in Kettrichtung
$\epsilon_{fd,weft}$	ϵ_{fd} in Schusstrichtung
ϵ_{fk}	Charakteristischer Wert der Bruchdehnung des <i>FVW</i>
ϵ_m	Vorhandene Mauerwerksdehnung
$\epsilon_{m,crack}$	Bruchdehnung des Mauerwerks bei <i>Mode I Rissbildung</i> (Zug)
ϵ_{md}	Bemessungswert der Mauerwerksbruchdehnung (Druck)
$\epsilon_{m,yield}$	Mauerwerksdehnung (Druck) ab welcher Fließen eintritt (bilineares Materialmodell)
γ_1	Bedeutungsbeiwert der Primärstruktur
γ_a	Bedeutungsbeiwert des nicht tragenden Bauteils
Γ_f	<i>Bruchenergie</i>
γ_f	Teilsicherheitsbeiwert (für <i>FVW</i> -Bruch = 1,1)
$\gamma_{f,adh}$	Teilsicherheitsbeiwert (für Verbundentkopplung durch Adhäsion)
$\gamma_{f,db}$	Teilsicherheitsbeiwert (für Verbundentkopplung = 1,5)
Γ_{fd}	Bemessungswert der <i>Bruchenergie</i>
Γ_{fk}	Charakteristischer Wert der <i>Bruchenergie</i>
Γ_m^I	Bruchenergie der <i>Mode I Rissbildung</i>
$\Gamma_{fk,exp}$	Experimentell zu bestimmender charakteristischer Wert der <i>Bruchenergie</i>
$\gamma_{f,ss}$	Teilsicherheitsbeiwert (für Textilversagen im <i>Endverankerungsversuch</i>)
γ_Γ	Teilsicherheitsbeiwert für die experimentell bestimmte <i>Bruchenergie</i>
γ_m	Teilsicherheitsbeiwert für Mauerwerk (beispielsweise aus DIN EN 1996-1-1 [37])

γ_{Rd}	Teilsicherheitsbeiwert zur Berücksichtigung der Streuung von a_{Max} (substratabhängig)
γ_{sb}	Reduktionsbeiwert für extremal zulässige Mauerwerksdruckspannung (Spannungsblockbeiwert)
η_a	Reduktionsfaktor zur Berücksichtigung vom Einsatzumfeld des <i>FVW</i> (Umwelteinflüsse – für Glas/Epoxidharz in Innenräumen = 0,75)
μ	Reibungsbeiwert
μ_{Rd}	Dimensionsloses Widerstandsmoment: $\mu_{Rd} = \frac{F_m \cdot z}{bh^2 f_{md}}$
ω	Bewehrungsgrad des <i>FVW</i> verstärkten Mauerwerkquerschnitts: $\omega = \frac{E_f A_f \varepsilon_{fd}}{bh f_{md}}$
ω_1	Erste Eigenkreisfrequenz
$\omega_{prov, warp}$	ω in <i>Kettrichtung</i>
$\omega_{prov, weft}$	ω in <i>Schussrichtung</i>
ρ_l	Dichte je Längeneinheit
ρ	Dichte der Mauerwerkswand
σ_d	Bemessungswert der zugehörigen Druckspannung rechtwinklig zur Lagerfuge
σ_m	Vorhandene Spannung im Mauerwerk
$\sigma_{m,crack}$	<i>Mode I</i> Rissinitiierungsspannung (Zug)
$\sigma_{m,yield}$	Spannung bei rechnerischem Fließen auf Druck
τ	Schubspannung
ξ_0	Grunddämpfung
ξ_{eff}	effektive Dämpfung
ξ_{eq}	äquivalente Dämpfung
$\xi_{eq,i}$	äquivalente Dämpfung eines Verformungszyklus
ζ	Dimensionsloser Beiwert (bezogener Hebelarm)

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Massivbau und Baustofftechnologie am Karlsruher Institut für Technologie (KIT).

Mein Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Lothar Stempniewski für die Möglichkeit, über einen besonders innovativen Bereich des Bauwesens promovieren zu können, sowie für die Übernahme des Hauptreferats.

Ebenso möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Werner Seim für die Übernahme des Koreferats bedanken.

Meinen Kolleginnen und Kollegen am Institut möchte ich ebenfalls für die zahlreichen und stets hilfreichen fachlichen und nicht fachlichen Anregungen aus den letzten Jahren danken. Liebe Mareike, Roman und Stephan, Euch gilt hierbei mein besonderer Dank.

Besonders herzlich bedanke ich mich bei meiner ganzen Familie und meiner Frau Jiuru, die mich gerade in schwierigen Phasen dieser Arbeit immer geduldig unterstützt hat.

Karlsruhe, im November 2019

Bernhard Walendy

1 Einleitung und Motivation

In diesem Kapitel wird die Relevanz des Themas Faserverstärkung von erdbebenbelastetem Mauerwerk im Allgemeinen herausgearbeitet. Anschließend folgen Erläuterungen traglaststeigernder Effekte bei der Verwendung von Faserverbundwerkstoffen (*FVW*) mit weichen Matrizen/Klebstoffe.

Der Untersuchungsgegenstand dieser Arbeit – ein *textiles Ertüchtigungssystem*, welches sich v.a. aufgrund seiner weichen, elastomerähnlichen Matrix, sowie einem adhäsiven Verbundentkopplungsvorgang vom Trägergrund von herkömmlichen epoxidharzbasierten Systemen unterscheidet – wird vorgestellt. Offene Fragen zur Quantifizierung der Leistungsfähigkeit solcher Systeme werden formuliert.

1.1 Kurzübersicht: Unbewehrtes Mauerwerk und faserverstärktes Mauerwerk unter seismischer Belastung

Mauerwerk ist ein kostengünstiger, sowie praktisch überall verfügbarer Baustoff. Es kann sowohl tragende als auch raumabschließende Funktionen erfüllen und weist bauphysikalisch positive Eigenschaften auf. Selbst unter rudimentären Herstellungsbedingungen und bei gering qualifizierter Ausführung können Mauerwerksbauten grundlegende menschliche Bedürfnisse erfüllen. Dies sind nur einige Gründe, weshalb die Mauerwerksbauweise weltweit und schon sehr früh in der Kulturgeschichte der Menschheit oft Verwendung findet.

Mauerwerk kann großer Druckbelastung widerstehen und eignet sich daher sehr gut für die direkte Abtragung von Vertikallasten. Als weit weniger günstig ist das strukturmechanische Verhalten von Mauerwerk unter Zugbelastung zu beurteilen. Zu Zugspannungen im Mauerwerk kann es unter anderem durch Horizontallasten, wie sie bei Wind- oder Erdbebeneinwirkung auftreten, kommen.

Aufgrund der weltweiten Verbreitung von Mauerwerk – und somit auch in erdbebengefährdeten Regionen – besteht ein großes Gefährdungspotential, welches durch zusätzliche Faktoren noch gesteigert wird:

- Oftmals nicht sachgerechte Ausführung
- Unzureichendes normatives Regelwerk (betrifft v.a. *nicht tragendes Mauerwerk*)
- Umnutzungen von Bestandsgebäuden führen zu erhöhten Lasten. Die Tragfähigkeit von Bestandsmauerwerk ist nur schwer quantifizierbar.

Dies sind nur einige Gründe weshalb Erdbeben katastrophale Auswirkungen vor allem auf Mauerwerksbauten haben können (s. Abbildung 3-2, Abbildung 3-3 und Abbildung 3-4).

1.1.1 Lastabtragung als Klassifikationsmerkmal von Mauerwerk

In vielen Regelwerken (z.B. DIN EN 1996-1-1 [37]) wird Mauerwerk vornehmlich entsprechend der Art des Lastabtrags kategorisiert. Findet der Lastabtrag größtenteils innerhalb, d.h. parallel zur Mauerwerksoberfläche statt, so spricht man von einer Scheiben – bzw. *in-plane* Belastung. Bei einem Lastabtrag senkrecht zur Mauerwerksoberfläche handelt es sich um eine Platten– bzw. *out-of-plane* Belastung. Diese Klassifikation ist nicht zu verwechseln mit der Unterscheidung zwischen tragendem und *nicht tragendem Mauerwerk*, welche sich auf die vertikale Lastabtragung bezieht (vertikale Aussteifung). Tragendes Mauerwerk kann zur Lastabtragung horizontaler Lasten auf Gebäude herangezogen werden (horizontale Aussteifung), welche zu einer *in-plane* Belastung führen. *Nicht tragendes Mauerwerk* wird planmäßig weder zur vertikalen noch zur horizontalen Lastabtragung herangezogen. Nichtsdestoweniger kann eine *out-of-plane* Belastung sowohl tragende als auch *nicht tragende* Wände betreffen. Im Rahmen dieser Arbeit liegt der Fokus auf der *out-of-plane* Belastung von *nicht tragendem Mauerwerk*.

Die Bemessung von durch Erdbeben *in-plane* belastetem Mauerwerk war in den letzten Jahren Gegenstand von Forschungsprojekten (z.B. ESECMaSE [51] und ReLuis [105]) und vieler Veröffentlichungen (z.B. Gellert [60], Mistler [90] und Park [99]), deren Ergebnisse Einfluss auf aktuelle Regelwerke zur Bemessung hatten. Die Tragfähigkeit von *in-plane* belastetem Mauerwerk, kann für bestimmte Ausführungsvarianten bezüglich ertragbarer Höchstlasten, sowie Verformungsfähigkeit und Duktilität mit den derzeitig verfügbaren Regelwerken wirtschaftlich bestimmt werden. Die Quantifizierung der Tragfähigkeit auch für bestehende Gebäude stellt eine rationale Entscheidungsgrundlage für den möglichen Einsatz nachträglicher Verstärkungsmaßnahmen.

Obwohl es eine Reihe wissenschaftlicher Veröffentlichungen zur Quantifizierung des Bauteilwiderstands von durch Erdbeben *out-of-plane* belastetem Mauerwerk gibt (z.B. Doherty et al. [45], Doherty et al. [46] und Menon et al. [87]), werden für diesen Belastungsfall in der aktuellen Normengeneration lediglich geometrische Mindestanforderungen an Mauerwerkswände gestellt. Darüber hinaus sei erwähnt, dass die Mindestanforderungen an die

Abmessungen von Mauerwerk lediglich für tragendes Mauerwerk formuliert werden und die Bestimmung von *nicht tragendem Mauerwerk* bezüglich einer *out-of-plane* Belastung nicht ausdrücklich geregelt ist. Da es unter Erdbebenbelastung zu erheblichen Gebäudeschäden v.a. durch einstürzendes *nicht tragendes Mauerwerk* kommen kann (s. Braga et al. [19]), verschärft sich die Situation zusätzlich. Durch die große Unschärfe auf der Bauteilwiderstandsseite wird v.a. bei *nicht tragendem, out-of-plane belastetem Mauerwerk* der Einsatz von nachträglichen Verstärkungsmaßnahmen besonders dringlich.

1.1.2 Ertüchtigungsmaßnahmen mit Faserverbundwerkstoffen

Im Rahmen dieser Arbeit wird lediglich auf die Ertüchtigungsmaßnahmen mit extern applizierten Faserverbundwerkstoffen eingegangen. Diese Ertüchtigungsmaßnahme ist aufgrund der geringen zusätzlich eingebrachten Masse vor allem als Erdbebenverstärkung besonders vorteilhaft. Der Stand der Forschung bis ca. in das Jahr 2010 wurde weitestgehend in Urban [126] erfasst. Es ist aber wichtig zu betonen, dass es im Zuge der Erdbeben in L'Aquila im Jahr 2009 (s. Braga et al. [19]) und der dadurch verursachten Schäden zu großen Forschungsprojekten und Standardisierung extern applizierter *FVW* auf Mauerwerk gekommen ist (s. z.B. ReLuis [105] und Valuzzi et al. [128]). Die Ergebnisse dieser und anderer Forschungsvorhaben fanden auch teilweise Eingang in aktuelle Normen CNR-DT 200 R1/2013 [28].

Die allermeisten Forschungsvorhaben bzgl. extern applizierter Faserverstärkung für Mauerwerk befassen sich ausschließlich mit *FVW* mit epoxidharzbasierten Matrizen. Diese Matrizen weisen alle eine sehr hohe Haftfestigkeit auf mineralischen Trägergrund, eine hohe Festigkeit und ein relativ großes Elastizitätsmodul auf. Der vorherrschende Versagensmodus der Verbundentkopplung aufgrund eines Kohäsionsversagens im Trägergrund ist die unmittelbare Folge (abgesehen von einem Mauerwerksdruckversagen). Darüber hinaus konzentrieren sich die meisten Veröffentlichungen auf streifenweise applizierte Faserverbundwerkstoffe. Für diese Klasse von *FVW* gibt es bereits Bemessungsansätze zur Quantifizierung der Traglast des faserverbundverstärkten Mauerwerkbauteils sowohl für den Belastungsfall *in-plane* sowie *out-of-plane*. Insgesamt kann der Stand des Wissens bzgl. der Quantifizierung der Verstärkungswirkung epoxidharzbasierter, streifenweise applizierter Faserverbundverstärkung als relativ weit fortgeschritten betrachtet werden. Dies betrifft aber nur die Verstärkungswirkung bzgl. ertragbarer Höchstlasten. Zur Quantifizierung von zusätzlich erzielter Duktilität des verstärkten Bauteils durch Faserverbundwerkstoffe gibt es nur sehr wenig belastbare Daten.

1.2 Verbesserung der Verstärkungswirkung von Faserverbundwerkstoffen durch Anpassung der Matrixeigenschaften

Bereits in München [95], Urban [126] und Wallner [135] wird gezeigt, dass sich der Einsatz weicher Matrizen von *FVV* als besonders vorteilhaft für den Fall der Erdbebenverstärkung erweist. Es kann beispielsweise für ein hybrides Multiaxial-Textil, welches mit einem rein mineralischen Mörtel als Matrix vollflächig auf Mauerwerk appliziert wird, gezeigt werden, dass sich Laststeigerungen im Vergleich zu unverstärkten Prüfkörpern in der Größenordnung von bis zu 30% unter statischer Lastaufbringung erzielen lassen (Urban [126]). Gleichzeitig kann unter gleichen Randbedingungen eine signifikante Erhöhung der Duktilität beobachtet werden. Ein solches System wurde erfolgreich unter dynamischer Anregung auf einem Rütteltisch an einem Gebäudemodell eines zweistöckigen Mauerwerksgebäudes im Maßstab 1:2 getestet (Shendova [116]).

In Urban [126] wird ein extern appliziertes biaxiales Glasfasergewebe, welches vornehmlich in Verbindung mit Polyesterklebstoffen und Polyurethandispersionen auf verputztes Mauerwerk appliziert wird, untersucht. Diese Werkstoffkombination führt zu vergleichsweise großen Bauteilverformungen und es kann unter dynamischer Belastung eine sehr große Verstärkungswirkung beobachtet werden.

In Kwiecień [82] werden durch die Verwendung eines weichen PU-Klebers deutlich höhere Lasten in das Verstärkungssystem übertragen, als es unter sonst gleichen Randbedingungen für ein epoxidharzbasiertes System möglich ist.

Im Folgenden wird der Einfluss der Steifigkeit eines Klebstoffs/Matrix eines textilen Verstärkungssystems auf das Verbundverhalten zwischen Textil und Trägersubstrat vereinfacht dargestellt. Es wird hierbei davon ausgegangen, dass die Systemleistungsfähigkeit durch die Festigkeit des Trägersubstrats (z.B. Mauerwerk oder Beton) begrenzt ist. Gegeben ist ein Textilstreifen mit einer Breite von 50 mm, der über die Verbundlänge von 300 mm mit einem Trägersubstrat verklebt ist (die Materialparameter des Textils können Tabelle 4-4 und Tabelle 4-5 entnommen werden). Der Textilstreifen wird am Beginn des Verbundbereichs gezogen. Dieser Versuchsaufbau entspricht dem *Endverankerungsversuch*, oder auch *single-shear* Test (s. Abbildung 4-11). Entlang der Verbundlänge stellt sich ein Verbundspannungsverlauf ein, welcher mit zunehmender Entfernung von der Lasteinleitung abnimmt. Der Wert des Integrals dieser Verbundspannungen über die Verbundfläche ist identisch mit der eingeleiteten Last. Für beide Fälle werden die Verbundspannungsverläufe für dieselbe Last entsprechend eines Gleichungslösers, welcher in 5.1.1 genauer beschrieben wird, ermittelt. Die Hintergründe zur Beschreibung des Verbundverhaltens aufgeklebter Textilstreifen werden in Kapitel 2.3 erläutert. Die Steifigkeit des Verbunds für die weiche Konfiguration entspricht der Anfangssteifigkeit der *Verbundspannungs-Schlupf Beziehung* (τ - Δ -Beziehung)

entsprechend Abbildung 5-8 (Fitting 4). Die Steifigkeit des Klebstoffs für die steife Konfiguration entspricht der Anfangssteifigkeit der τ - Δ Beziehung entsprechend Abbildung 2-10. Der steife Verbund ist somit ca. 12-mal steifer als der weiche.

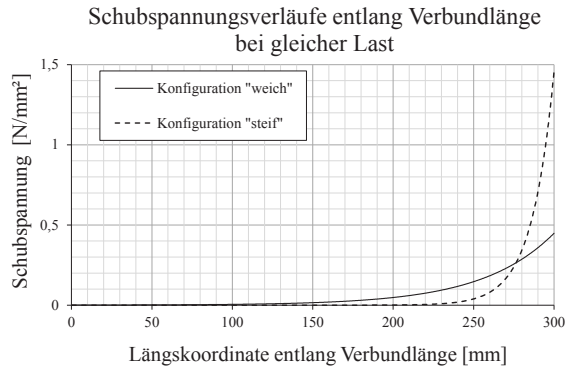


Abbildung 1-1: Vergleich der Schubspannungsübertragung bei weichen und steifen Verbundschichten

Aus Abbildung 1-1 wird ersichtlich, dass es bei einer für beide Fälle gleichen Last bei der steifen Konfiguration zu maximalen Schubspannungen von 1,47 N/mm² kommt. Bei der weichen Konfiguration beträgt die maximale Schubspannung 0,42 N/mm². Die Schubspannung kann als Maß für die Belastung des Trägergrundes interpretiert werden. Bei gleicher Last wird also der Trägergrund in der weichen Konfiguration deutlich geringer belastet als in der steifen Konfiguration.

1.3 Quantifizierung der Verstärkungswirkung einer neuen Klasse textiler Verstärkungssysteme

Im Rahmen dieser Arbeit wird ein *textiles Ertüchtigungssystem* für Mauerwerk untersucht (im Weiteren als *EQ-Top* bezeichnet), das sich von den allermeisten auf dem Markt erhältlichen, sowie auch normativ erfassten Systemen, durch folgende Eigenschaften abgrenzt:

- Vollflächige Applikation auf den (unbehandelten) Putz von Mauerwerkswänden
- Verwendeter Klebstoff dient auch als Matrix und ist äußerst weich (Elastizitätsmodul ~ 3 N/mm²)
- Verwendung eines biaxialen Glasfasergewebes in Leinwandbindung

Auf die mechanischen Eigenschaften der einzelnen Komponenten von *EQ-Top* wird in Kapitel 4 vertieft eingegangen.

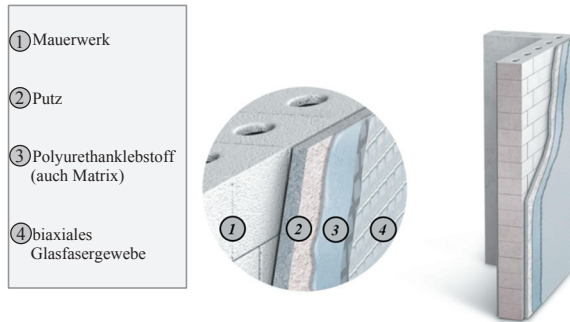


Abbildung 1-2: Das Verstärkungssystem *EQ-Top*: Applikation und Komponenten

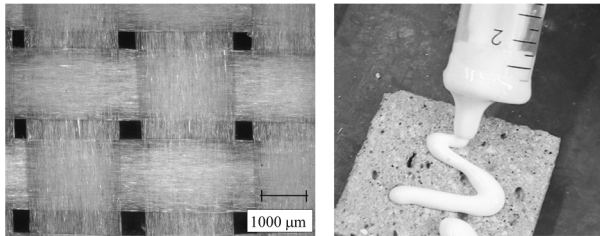


Abbildung 1-3: *EQ-Top* – Systemkomponenten: Links: Biaxiales Glasfasergewebe – Rechts: Milchig-weißer Klebstoff

Eigene Versuche mit diesem System zeigen, dass die Versagensmodi der Verbundentkopplung durch Adhäsionsversagen bzw. der Bruch des Faserwerkstoffs dominieren. Darüber hinaus können wesentlich größere Relativverformungen zwischen Textil und Applikations-trägergrund (Schlupf) beobachtet werden, als sie bei epoxidharzbasierten Systemen auftreten. Aufgrund der beobachteten Versagensmodi und der relativen Weichheit des Systems, die in dieser Form für *FVV* als Verstärkungsmaßnahme im Bauwesen unüblich sind, können bestehende Quantifizierungsansätze zur Verstärkungswirkung nicht, oder nur nach sorgfältiger Anpassung, auf das System übertragen werden.

Die vorliegende Arbeit wird zeigen, dass das untersuchte System als exemplarischer Fall einer Klasse bisher noch unzureichend erforschter *textiler Ertüchtigungssysteme* aufgefasst werden kann.

Das System weist einen überaus stabilen und reproduzierbaren Entkopplungsvorgang sowohl unter zyklischer als auch unter dynamischer Belastung auf. Es wird daher auch ein Konzept entwickelt die Verstärkungswirkung des Systems unter Berücksichtigung des Verformungs- und Energiedissipationsvermögens zu quantifizieren.

1.4 Zielsetzung und Vorgehensweise

Das Ziel dieser Arbeit ist es ein möglichst generisches Quantifizierungskonzept für ein vollflächig geklebtes, *textiles Ertüchtigungssystem* für durch Erdbeben biegebelastetes, *nicht tragendes Mauerwerk* zu entwickeln. Dies geschieht v.a. unter besonderer Berücksichtigung des Materialverhaltens einer elastomerähnlichen Matrix/Klebstoffs und des adhäsiven Verbundentkopplungsvorgangs des Systems. Das Konzept soll folgende Betrachtungsebenen umfassen:

- Verbundebene
- Bauteilebene

Diese Zielsetzung wird anhand von Versuchen und Simulationen mit einem speziellen Verstärkungssystem umgesetzt, was in einem Widerspruch zum generischen Charakter des angestrebten Quantifizierungskonzepts zu stehen scheint. Es zeigt sich nämlich, dass v.a. auf Grund des dominierenden Versagensmodus der adhäsiven Verbundentkopplung das applizierte Verstärkungssystem einen stark Klebstoff/matrixspezifischen Charakter aufweist. Das prinzipielle Vorgehen ist aber auf Systeme, welche den anfangs formulierten Charakteristika entsprechen übertragbar. Die Arbeit kann somit als Leitfaden für die Methodik zur Quantifizierung der Leistungsfähigkeit ähnlicher Verstärkungssysteme dienen – validierte numerische Algorithmen und finite Elemente Modelle werden im Anhang zur Verfügung gestellt. Eine Überführung der Versuchsdaten in ein normkonformes Sicherheitskonzept erfolgt auch wegen des individuellen Charakters des Systems aber nicht. Die Strategie zum Umsetzen dieses Ziels wird im Folgenden erläutert.

Entsprechend ausgewählter Referenzdokumente zur Bemessung von mit *FVW* verstärktem Mauerwerk (ACI 440.3R-12 [2] und CNR-DT 200 R1/2013 [28]) werden u.a. bestimmte Kenntnisse seitens des *FVW* zum Verbundverhalten zur Bemessung benötigt. Mittels dieser Kenntnisse wird auf das Bauteilverhalten geschlossen. In Abbildung 1-4 wird das Verbundverhalten und die Einflussfaktoren illustriert, welche sich speziell bei dem in dieser Arbeit untersuchten System einstellen. Die Ermittlung des Verbundverhaltens unter besonderer Berücksichtigung v.a. der Faktoren α_1 , α_2 und α_3 ist ein Kernbestandteil dieser Arbeit.

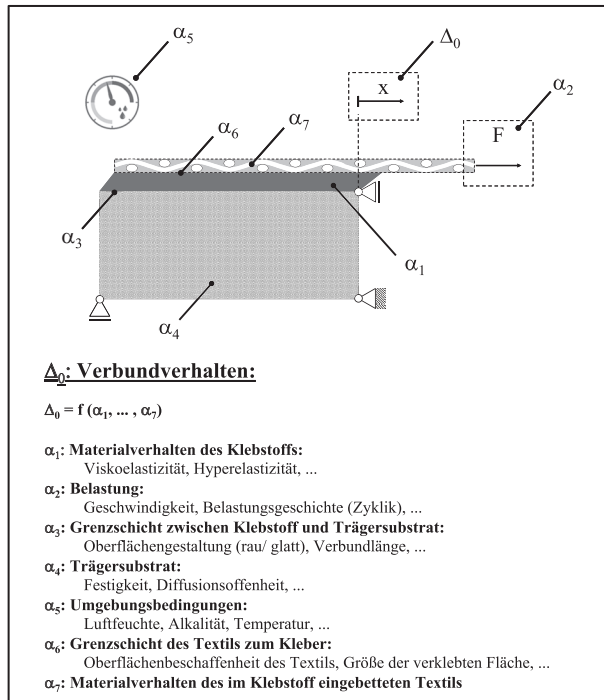


Abbildung 1-4: Das Verbundverhalten eines *textilen Ertüchtigungssystems* und seine Einflussfaktoren

In Abbildung 1-5 ist das Bauteilverhalten von mit *FVW* verstärktem Mauerwerk unter seismisch induzierter Biegebelastung und seine wesentlichen Einflussfaktoren dargestellt.

Im Rahmen dieser Arbeit werden überwiegend Versuche auf Verbundebene durchgeführt. Die durchgeführten Versuche zum Bauteilverhalten umfassen eine Versuchsserie von monoton und quasi-statisch belasteten Kleinbalken und einen Rütteltischversuch bei dem eine unverstärkte und eine verstärkte Wand simultan im Maßstab 1:1 untersucht werden. Die Versuche auf Bauteilebene werden mittels numerischer Untersuchungen ergänzt. Im Rahmen dieser Arbeit werden nicht alle Einflussfaktoren auf das Bauteilverhalten gleichermaßen intensiv untersucht. Dies betrifft v.a. den Einflussfaktor β_5 entsprechend Abbildung 1-5 (*arching effect*), der aufgrund des Einsatzgebietes des untersuchten Verstärkungssystem von (schlanken) *nicht tragenden Mauerwerkswänden* von untergeordneter Bedeutung ist (s. hierzu auch die Ausführungen in 3.2).

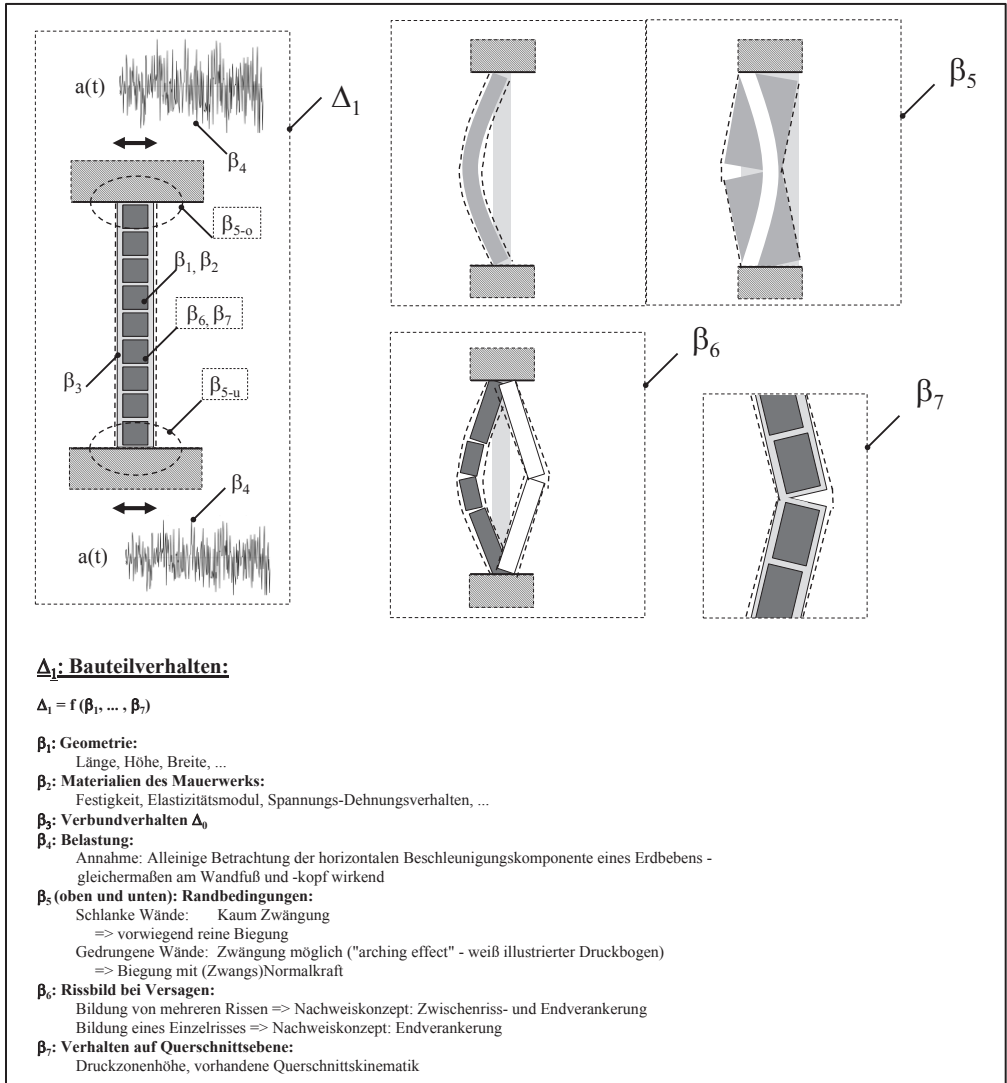


Abbildung 1-5: Das Bauteilverhalten einer erdbebenbelasteten, auf Biegung beanspruchten, textilverstärkten Mauerwerkswand

Abbildung 1-6, Abbildung 1-7 und Abbildung 1-8 dienen zur Illustration der Ziele, welche mit dieser Arbeit erreicht werden sollen. Es wird ein Vorgehen gewählt, welches gleichermaßen auf Versuchen und numerischen Simulationen beruht und durch analytische Betrachtungen ergänzt wird. Die grau unterlegten Zielformulierungen werden hierbei bereits mit den wichtigsten Erkenntnissen aus dieser Arbeit ergänzt.

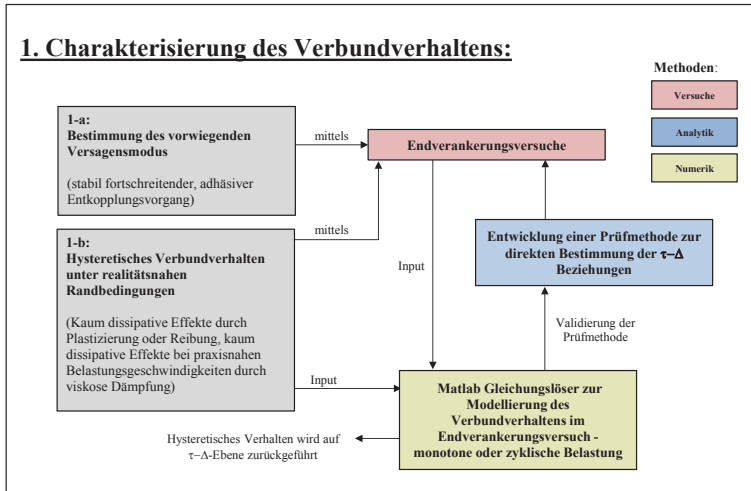


Abbildung 1-6: Zielformulierung und Illustration der Vorgehensweise zur Bestimmung des Verbundverhaltens

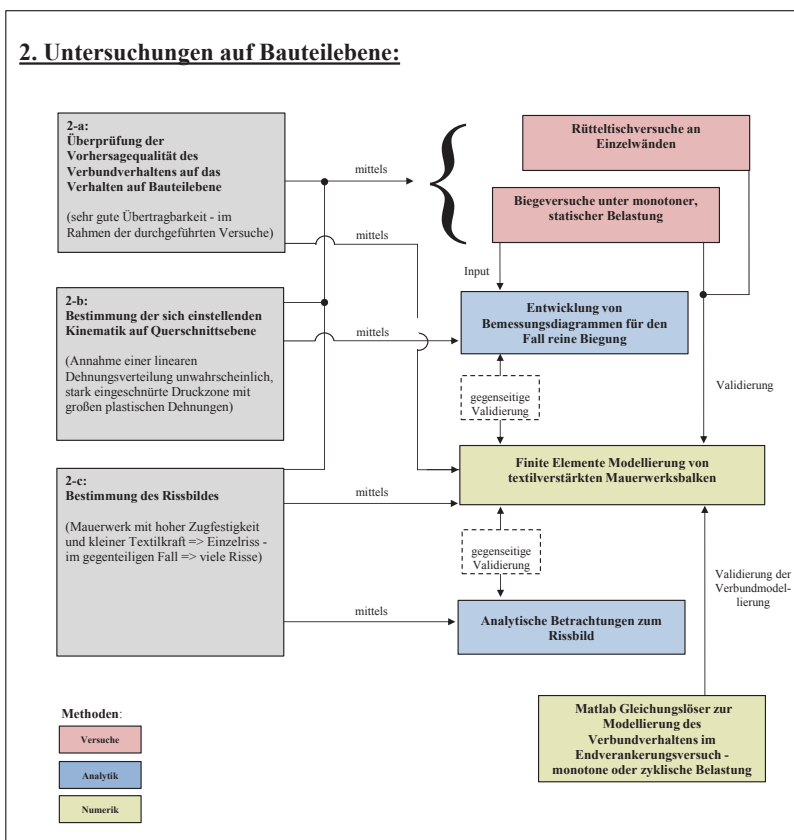


Abbildung 1-7: Zielformulierung und Illustration der Vorgehensweise zur Bestimmung des Bauteilverhaltens

3. Quantifizierungskonzepte der Verstärkungswirkung auf Bauteilebene und Reproduzierbarkeit des Vorgehens:

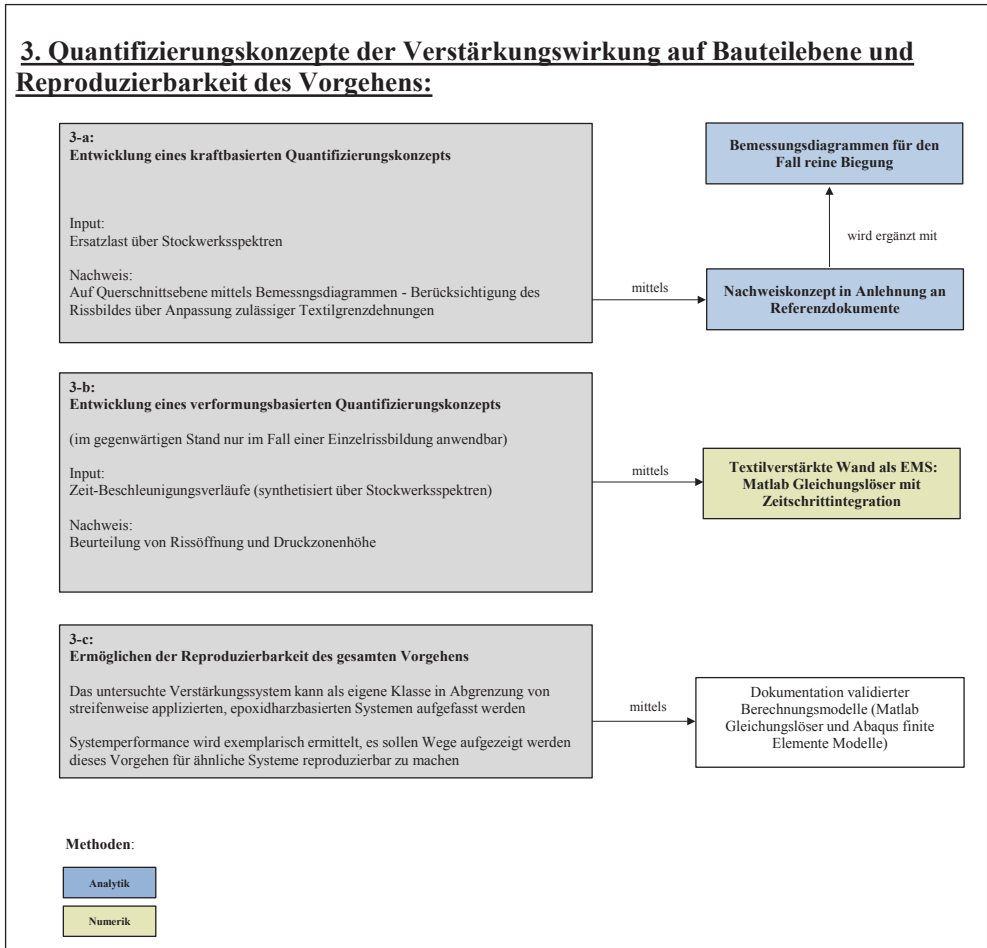


Abbildung 1-8: Zielformulierung und Illustration der Vorgehensweise zur Erstellung von Quantifizierungskonzepten der Verstärkungswirkung und der Sicherstellung der Reproduzierbarkeit des Gesamtverfahrens

Die durchgeführten Versuche können entsprechend ihres Untersuchungsgegenstands und der Art der aufgetragenen Belastung kategorisiert werden. Die Untersuchungsgegenstände in dieser Arbeit sind:

- Matrix/Klebstoff
- Verbundverhalten des Verstärkungssystems
- Bauteilverhalten des verstärkten Mauerwerks

Die Belastung wird meist quasi-statisch und monoton aufgebracht. Es werden aber auch quasi-statische und zyklische Belastungsprogramme realisiert. Ein Versuch wird an zwei

Mauerwerkswänden unter dynamischer Belastung durchgeführt. Eine Übersicht über alle durchgeführten Versuche, ihren Versuchsgegenstand, sowie die gewählte Belastung ist in 4.1 zu finden.

Es werden zwei Kategorien numerischer Modelle in dieser Arbeit verwendet:

Modelle zur Untersuchung des Bauteil- und Verbundverhaltens, welche auf der Methode der finiten Elemente beruhen, werden mit dem Programm Abaqus erstellt. Eine Skript-Datei hierzu findet sich im Anhang C.1.

Modelle zur Untersuchung des Verbundverhaltens oder des Bauteilverhaltens, welche nicht auf der finiten Element Methode beruhen, werden mit dem Programm Matlab erstellt. Ausgewählter Programmcode findet sich in den Anhängen C.2 bis C.4.

1.5 Gliederung der Arbeit

Das zweite Kapitel vermittelt grundlegendes Wissen über die Themenbereiche *FVW* und ihre Anwendung im Bauwesen, unverstärktes Mauerwerk unter Biegebelastung, faserverstärktes Mauerwerk unter Biegebelastung sowie numerische Modellierung von verstärktem Mauerwerk. Der Schwerpunkt der Darstellung liegt hierbei auf der Untersuchung von faserverstärktem Mauerwerk auf Verbund- sowie auf Bauteilebene.

In Kapitel drei wird das Einsatzgebiet des untersuchten Verstärkungssystems genauer eingegrenzt. Die Relevanz des Themas nachträgliche Ertüchtigung für nicht tragende Wände unter Erdbebenbelastung wird herausgearbeitet.

Das vierte Kapitel enthält Ausführungen zu den durchgeführten Versuchen. Die Versuche werden hierbei unterteilt in Versuche zur Bestimmung von Eigenschaften der Komponenten des Verstärkungssystems, des Verbundverhaltens und des Bauteilverhaltens. Die Darstellung der Versuche folgt dem Schema: Versuchsaufbau – Versuchsdurchführung – Versuchsergebnisse – Versuchsinterpretation. Die Auswertung eines Großteils der Versuche erfolgt unter Annahmen, welche im Folgekapitel validiert werden.

Im fünften Kapitel erfolgt zunächst die Validierung mittels numerischer Modelle zu im vierten Kapitel getroffenen Annahmen. Es kann gezeigt werden, dass das Verbundverhalten des Systems entsprechend der Zielformulierung in guter Näherung bestimmt werden kann. Es folgen Betrachtungen auf Bauteilebene. Der Rissbildungsprozess von mit Textilien vollflächig verstärktem Mauerwerk wird analytisch untersucht und mit numerischen Simulationen überprüft. Es folgen numerische Simulationen zur Untersuchung der Dehnungsverteilung im Querschnitt und der Übertragbarkeit von Versuchsdaten von Verbundebene auf Bauteilebene. Weitere Simulationen unter dynamischer Belastung werden durchgeführt.

Im sechsten Kapitel wird aufbauend auf den Versuchsergebnissen und den numerisch validierten, zuvor getroffenen Annahmen ein kraftbasiertes Bemessungskonzept für das untersuchte Verstärkungssystem formuliert, welches Aspekte aus CNR-DT 200 R1/2013 [28] und DIN EN 1996-3 [39] beinhaltet. Das Kapitel schließt mit einer Untersuchung der Verstärkungswirkung des Systems unter Berücksichtigung des Verformungs- und energetischen Dissipationsvermögens des untersuchten Systems.

Das siebte Kapitel schließt die Arbeit mit einer Zusammenfassung und einem Ausblick ab.

2 Grundlagen, Stand der Forschung und der Technik

2.1 Faserverbundwerkstoffe im Bauwesen

Dieses Unterkapitel gibt einen Überblick über die Anwendung von *FVW* im Bauwesen im Allgemeinen. Die anschließende Untersuchung der Komponenten von *FVW* erfolgt in Hinblick auf den Gegenstand der Arbeit vornehmlich zur Abgrenzung von elastomerähnlichen Polyurethanmatrizen/-klebstoffen zu im Bauwesen weit verbreiteten Epoxidharzen. Der Fokus liegt hierbei auf dem ausgeprägt viskoelastischen Materialverhalten von Elastomeren. Aspekte der Dauerhaftigkeit v.a. die Matrix/Klebstoff betreffend werden ebenfalls behandelt.

Der Themenkomplex ist äußerst umfangreich und wird hier auf die Berührungspunkte mit der Arbeit reduziert, weswegen an dieser Stelle auf umfassende Literatur verwiesen wird:

- Zu Faserverbundwerkstoffen: AVK – Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e.V. (Hrsg.) [12], Schürmann [113] und Zoghi [141]
- Zu Kunst- und Klebstoffen (Polymere): Brinson et al. [21], Ehrenstein et al. [49] und Habenicht [64]

FVW kombinieren die hohen Festig- und Steifigkeiten von Fasermaterialien mit der Stütz- und Schutzfunktion einer umgebenden (Polymer-) Matrix. Die Hauptvorteile von *FVW* sind ihre sehr hohe spezifische (d.h. gewichtsbezogene) Steifig- und Festigkeit sowie ihre im Allgemeinen große Korrosionsbeständigkeit. Ein wesentlicher Nachteil sind die vergleichsweise hohen Materialkosten, aber auch der hohe Lohnkostenanteil bei der Herstellung bzw. Applikation. Ursprünglich wurden *FVW* vornehmlich in der Raum- und Luftfahrtindustrie eingesetzt, da hier eine besonders große wirtschaftliche Notwendigkeit zur Gewichtsreduktion eines Bauteils gegeben ist, und sich somit der hohe Materialpreis v.a. der Fasern, besonders schnell relativiert. Mittlerweile finden sich aber auch im Bauwesen viele Anwendungen von *FVW*:

- Brückenträger und Brückenüberbauten
- Bewehrungsstäbe für den Einsatz in korrosiven Medien oder zur Vermeidung von Wärmebrücken

- Einsatz für die nachträgliche Verstärkung zur positiven Beeinflussung von:
 - Biegetragfähigkeit (Brückenträger, Flachdecken, Unter-/Überzüge, Mauerwerkswände, ...)
 - Schubtragfähigkeit (Brückenträger, Balken, Unter-/Überzüge, Mauerwerkswände, ...)
 - Normalkrafttragfähigkeit bzw. kombinierte Biege-/Normalkraftbelastung durch Umschnürungswirkung (Stützen, Rahmenecken, ...)

Für weitere Anwendungsbeispiele wird auf Zoghi [141] verwiesen.

Zum Einsatz kommen für den Anwendungsfall der nachträglichen Verstärkung v.a. *FVW* als Lamine, vorimprägnierte *FVW* (engl. *prepregs*) oder *textile Halbzeuge*, welche erst auf der Baustelle appliziert und in ihre Matrix eingebettet werden (*wet lay-up* Verfahren). *FVW* eignen sich für den Fall einer Erdbebenverstärkung wegen ihres geringen Gewichts besonders gut. Die Applikation im *wet lay-up* Verfahren ermöglicht eine große Flexibilität bzgl. der Geometrie des zu verstärkenden Bauteils und stellt eine besonders im Vergleich zu herkömmlichen Verstärkungsmaßnahmen (wie z.B. zusätzliche Stahlmatten mit Spritzbeton) gering invasive Verstärkungsmethode dar.

Das im Rahmen dieser Arbeit untersuchte Verstärkungssystem gehört entsprechend der Einordnung nach CNR-DT 200 R1/2013 [28] der Kategorie der *wet lay-up* Systeme an. Der Richtlinie gemäß bedeutet dies, dass die mechanischen Eigenschaften des *FVW*s am Textil ohne Einbettung in einer Matrix zu ermitteln sind.

In Abbildung 2-1 sind unterschiedliche Produktionsvarianten eines Gewebes abgebildet. Diese haben Einfluss auf die Schiebefestigkeit, die Faserkrümmung, die Handhabbarkeit, die Haptik und letztlich auch auf das Verbundverhalten innerhalb einer eingebetteten Matrix als *FVW*. Die Faserkomponente des im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Systems ist ein biaxiales Glasfasergewebe in Leinwandbindung.

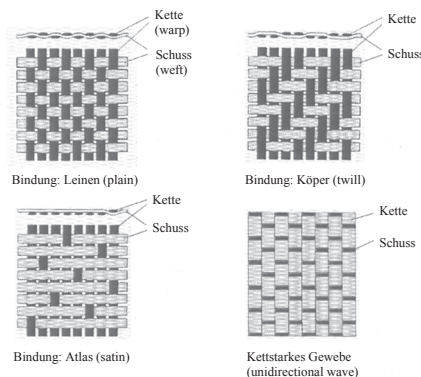


Abbildung 2-1: Die häufigsten Produktionsvarianten von Geweben (Schürmann [113])

Fasern weisen eine höhere Festigkeit auf, als wenn der gleiche Werkstoff in einer kompakten Form vorliegt. Einer der Gründe hierfür liegt daran, dass die Festigkeit von spröde versagenden Werkstoffen maßgeblich über die Größe ihrer Fehlstellen gesteuert wird. Da die Fehlstellengröße von Materialien in Faserform deutlich kleiner ist als in Kompaktform, können mit Materialien in Faserform größere Festigkeiten erreicht werden.

Prinzipiell eignen sich sehr viele Fasertypen zum Einsatz in *FVW* wie z.B. Naturfasern, organische, anorganische und Metallfasern. Die im Bauwesen am häufigsten verwendeten Fasermaterialien sind Karbon, Glas, Aramid und Basalt. Eine Übersicht zu den mechanischen Eigenschaften von Fasermaterialien und Polymermatrizen kann CNR-DT 200 R1/2013 [28] entnommen werden.

Nachteilig zu erwähnen, v.a. in Hinblick auf den Einsatz von *FVW* zur Verstärkung von Mauerwerk, ist der geringe Ausnutzungsgrad der Zugfestigkeit des Faserwerkstoffs bei Versagen des Verstärkungssystems (meist durch Verbundentkopplung). Dieser liegt nach Felice et al. [52] bei Glasfaserwerkstoffen bei ~ 60 % und bei Carbon bei ~ 30 %.

Das Spannungs-Dehnungsverhalten von üblichen Fasermaterialien wird i.d.R. als linear-elastisch bis zum Bruch charakterisiert. Die Ermittlung der Festigkeitseigenschaften erfolgt meist an einem 5 cm breiten Textilstreifen, welcher mehrere *Rovings* enthält. Das auch in den eigenen Zugversuchen festgestellte und gering ausgeprägte Lastplateau wird durch das reiverschlussartige Versagen der einzelnen *Rovings* bedingt und stellt einen Spröbruch parallelgeschalteter Einzelrovings dar (s. Abbildung 4-1).

FVW stellen einen Verbundwerkstoff aus Fasern und einer umgebenden Matrix dar. Bei *wet lay-up* Verstärkungssystemen stellt die Matrix auch den Klebstoff zwischen Faserwerkstoff und Applikationsgrund dar. Die folgenden Ausführungen zu verwendeten Matrizen beziehen sich auf die Klasse der organischen oder auch Polymermatrizen. Anorganische d.h. mineralische Matrizen (z.B. Mörtel) werden nicht berücksichtigt. Innerhalb der großen Klasse von Polymermatrizen wird die Betrachtung zusätzlich auf die im Bauwesen überwiegend vorkommenden Epoxidharze und – wegen des Untersuchungsgegenstandes dieser Arbeit – auf Matrizen/Klebstoffe aus Polyurethan beschränkt.

Alle Polymere bestehen aus Molekülketten mit wiederkehrender Anordnung. Der Grad der Vernetzung dieser Molekülketten untereinander dient zur Klassifizierung der Polymere und man unterscheidet u.a. zwischen Thermoplasten, Duromeren und Elastomeren.

Thermoplaste weisen je nach Umgebungstemperatur fünf typische Bereiche visko-elastischen Materialverhaltens auf: Glasähnlich (1) – Übergangsbereich (2) – gummiähnlich (3) – gummiähnlich bis flüssig (4) – flüssig (5). Duromere sind aufgrund des hohen Vernetzungsgrads nicht schmelzbar und durchlaufen nur die Bereiche 1 bis 3. Die Temperatur im Übergangsbereich zwischen Bereich (1) und (2) wird als *Glasübergangstemperatur* bezeichnet. Sie liegt bei Epoxidharzen zwischen 50 ° bis 100 °C und bei Polyurethan meist deutlich unter 0 °C.

Die *Glasübergangstemperatur* soll beim Einsatz von Epoxidharz im Bauwesen möglichst nicht überschritten werden. Es ist ein bemerkenswerter Umstand, dass der im Rahmen dieser Arbeit verwendete Polyurethanklebstoff planmäßig deutlich oberhalb seiner *Glasübergangstemperatur* eingesetzt wird und sein gummiähnliches Verhalten erwünscht ist.

Sowohl Epoxidharz als auch Polyurethan sind Polymere, welche über den Reaktionsvorgang der Polyaddition entstehen. Epoxidharze sind im ausgehärteten Zustand der Gruppe der Duomere zuzuordnen und kennzeichnen sich durch ihr sprödes und steifes Verhalten und eine hohe *Glasübergangstemperatur* aus.

Der im Rahmen dieser Arbeit verwendete wässrige Dispersionsklebstoff basiert auf einer anionisch stabilisierten Polyurethandispersion, bei der der Polymeraufbau bereits vollzogen ist und keine weitere chemische Reaktion zum Aufbau des Molekulargewichtes nach Applikation notwendig ist. Ein Einsatz von Emulgatoren, welche verschiedene Nachteile aufweisen, kann durch die anionische Stabilisierung in den Polymerketten vermieden werden. Die Filmbildung erfolgt nach Wasserverdunstung – welche durch hohe Kapillarkräfte verstärkt wird – durch mechanisches Verzahnen der Polymerketten. Durch die Verwendung einer wässrigen Dispersion wird der Anteil flüchtiger reaktionsfähiger Moleküle extrem reduziert, was aus umwelt- und arbeitsschutzbezogenen Aspekten als sehr positiv zu bewerten ist. Gleichzeitig besteht aber eine – so wie auch im Fall des verwendeten Klebstoffes – gewisse Sensitivität der mechanischen Eigenschaften bzgl. einer Feuchtigkeitsexposition nach Aushärtung.

Zur Beschreibung des phänomenologischen Verhaltens von viskoelastischen Materialien – zu denen auch Polymere gehören – können kombinierte Feder-Dämpfer-Schaltungen verwendet werden. Das einfachste dieser Elemente, welches geeignet ist, die Dehnratenabhängigkeit eines viskoelastischen Materials grundlegend abzubilden, ist das sogenannte Standardelement für Polymere oder auch Burgers-Modell, das in der folgenden Abbildung dargestellt ist.

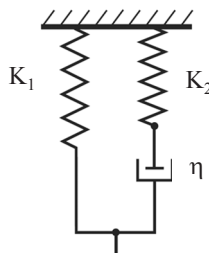


Abbildung 2-2: Darstellung des phänomenologischen Standardmodells für Polymere

Polymere, welche sich in einem glasähnlichen Zustand befinden (z.B. Epoxidharz bei Raumtemperatur) verhalten sich überwiegend elastisch. Beim Übergang eines Polymers in ein gummiähnliches Verhalten, z.B. bei Überschreitung der *Glasübergangstemperatur*, kann das Materialverhalten mit dem Standardmodell durch eine Erhöhung des viskosen Dämpfungsanteils beschrieben werden. Der im Rahmen dieser Arbeit verwendete Klebstoff verhält sich im Zugversuch praktisch wie ein Elastomer. Es wird daher eine im Vergleich zu Epoxidharz vergleichsweise hohe Dehnratenabhängigkeit des Klebstoffes auf Steifigkeit, innere Festigkeit, Adhäsionsfestigkeit und energetisches Dissipationsvermögen vermutet.

Das Steifigkeits-Dehnratenverhalten des Standardelementes entsprechend Abbildung 2-2 kann in drei Bereiche unterteilt werden. Für kleine Dehnraten überträgt das Dämpfungselement sehr kleine Kräfte und das Verhalten des Standardelementes entspricht der elastischen Federsteifigkeit (K_1). Für sehr große Dehnraten verhält sich das Dämpfungselement praktisch starr und das Verhalten des Standardelementes entspricht der Summe der elastischen Federsteifigkeiten ($K_1 + K_2$). Zwischen diesen beiden Grenzbetrachtungen stellt sich ein kontinuierlicher Übergangsbereich ein. Polymere weisen aber auch eine Dehnratenabhängigkeit bzgl. ihrer Festigkeit bzw. ihrer Grenzspannungen im adhäsiven Kontakt auf (s. Popov et al. [102]).

Entsprechend ausgewählter Leitdokumente (z.B. ACI 440.3R-12 [2] und CNR-DT 200 R1/2013 [28]) erfolgt die Berücksichtigung potentiell schädlicher Umweltfaktoren über eine pauschale Reduktion bemessungsrelevanter Kennwerte auf der Widerstandsseite. Hierbei wird nicht zwischen Matrix und Faserwerkstoff differenziert, sondern es werden Reduktionsfaktoren für das Verbundsystem gegeben. Diese Werte beruhen auf Versuchen mit epoxidharzbasierten *FVW* und können daher nicht auf das in dieser Arbeit untersuchte System übertragen werden. Eine umfassende Darstellung zur Beständigkeit von Polymerwerkstoffen wird auf Ehrenstein et al. [49] verwiesen.

Bei dem untersuchten *textilen Ertüchtigungssystem* wird ein E-Glasfasergewebe in Kombination mit einer Matrix/Klebstoff verwendet, welche aus einem Polyurethandispersionsklebstoff besteht. Es wird daher eine große Sensitivität des Systems gegenüber Feuchte- und Alkalitätsexposition erwartet. Untersuchungen bzgl. dieser Aspekte die Matrix/Klebstoff betreffend werden im Rahmen dieser Arbeit mittels konditionierter Verbundversuche am applizierten System durchgeführt. Der Einfluss von Feuchtigkeit (z.B. Hydrolyseangriff) und Alkalität auf Textilglas ist nicht Gegenstand dieser Arbeit. Hier sei beispielsweise auf Lee et al. [83] verwiesen. Weitere umweltbedingte Einflussfaktoren auf das System werden im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht.

Da der Einsatz des Systems sich auf verputzte Wände in Innenräumen beschränkt (wasserlösliche Matrix/Kleber), ist das System den zuvor genannten potentiell schädlichen Einflüssen nur in einem geringen Maß ausgesetzt, was bei der Wahl einer geeigneten Prüfmethode unbedingt berücksichtigt werden sollte.

2.1.1 Zusammenfassung

FVW eignen sich aufgrund ihrer sehr hohen gewichtsbezogenen Festigkeit hervorragend als Ertüchtigung bzgl. seismischer Belastungen. Gängige *FVW* zur Ertüchtigung von Mauerwerk sind Glas-, Karbon- und Aramidfasern in Kombination mit Epoxidharzen. Aspekte der Dauerhaftigkeit von Faserverbundwerkstoffen für Faserwerkstoffe und Matrizen sind teilweise noch Gegenstand der Forschung. In den Referenzdokumenten (ACI 440.7R-10 [3] und CNR-DT 200 R1/2013 [28]) werden Umwelteinflüsse auf die Dauerhaftigkeit von Fasern und Matrix nur für *FVW* in Kombination mit Epoxidharzen berücksichtigt.

Für das *EQ-Top* System mit seiner elastomerähnlichen, wässrigen PU Klebstoff-/Matrixkomponente gilt es folgende Aspekte besonders zu beachten:

- Das viskoelastische Materialverhalten tritt bei *FVW*, deren Matrixkomponente in Bereichen oberhalb ihrer *Glasübergangstemperatur* verwendet wird, stärker in den Vordergrund als bei gängigen Epoxidharzmatrizen. Im Einsatzbereich unter Erdbebenbelastung ist eine Untersuchung dieses Aspekts besonders dringlich.
- Es wird eine große Sensitivität der Matrix bzgl. Feuchtigkeitsexposition erwartet.

2.2 Out-of-plane belastetes, unverstärktes Mauerwerk unter Erdbebeneinwirkung

2.2.1 Tragverhalten von unverstärktem Mauerwerk

Im Folgenden werden die Grundlagen für das mechanische Verhalten und zur Bemessung von unbewehrtem Mauerwerk zusammengefasst. Dies alles erfolgt vor allem in Hinblick auf die gegebene Zielsetzung – und zur besseren Übersicht – unter Berücksichtigung der Randbedingungen: *Out-of-plane* belastetes, *nicht tragendes Mauerwerk* unter Erdbebenbelastung. Das Kapitel untersucht nur die Bauteilebene. Eine Darstellung der teils komplexen Wechselwirkung von Mauerwerkswänden und dem umgebenden Gebäude erfolgt nicht. Eine beispielhafte Bemessung einer nicht tragenden, unverstärkten Innenwand in Griechenland unter Erdbebenbelastung findet sich im Anhang A.

Einleitend ist festzuhalten, dass das Tragverhalten von Mauerwerk selbst unter einfachen Randbedingungen (z.B. einachsiger Druck) sehr komplex ist und maßgeblich vom Verhalten seiner Komponenten Stein und Mörtel gesteuert wird. Eine weitere Ursache für die Heterogenität des Verbundwerkstoffes Mauerwerk wird auch durch die Vielzahl der Ausführungsvarianten bzgl. Fugen-, Verbandsausbildung begründet. Mauerwerk ist somit als ein stark anisotroper Werkstoff zu kategorisieren. Eine umfassende Darstellung zum Tragverhalten

von Mauerwerk findet sich beispielsweise in Jäger et al. [74] oder in Schubert et al. [112]. Das Biegetragverhalten von Mauerwerk wird im Wesentlichen von seinem einachsigen Zug- und Druckverhalten, sowie der Mauerwerksanfangsscherfestigkeit $f_{v,ko}$ bestimmt.

Die Druckfestigkeit von Mauerwerk kann im Regelfall zwischen den Druckfestigkeiten des Mauersteins als oberer und des Mörtels als unterer Grenzwert angesiedelt werden. Das Druckversagen von Mauerwerk äußert sich dann als ein Querzugversagen des Mauersteins. Die Zugspannungen im Mauerstein werden hierbei durch die Verformungsbehinderung des weicheren Mörtels induziert.

Die charakteristische Druckfestigkeit von Mauerwerk senkrecht zur Lagerfuge kann nach DIN EN 1996-1-1 [37] für bestimmte Kombinationen von Stein- und Mörteltypen berechnet werden:

$$f_{mk} = K \cdot f_b^\alpha \cdot f_{mortal}^\beta \quad (2.1)$$

f_{mk}	Charakteristische Druckfestigkeit von Mauerwerk
K, α, β	Konstanten
f_b	Normierte Mauersteindruckfestigkeit in Lastrichtung
f_{mortal}	Druckfestigkeit des Mauermörtels

Die Parameter K , α und β sind hierbei dem nationalen Anhang von DIN EN 1996-1-1 [37] zu entnehmen. Mit Hilfe dieses Formelwerks sind bei weitem nicht alle Stein-Mörtelkombinationen erfasst. Für ein solches, nicht erfasstes Mauerwerk ist dann ggf. eine experimentelle Ermittlung der Druckfestigkeit beispielweise nach DIN EN 1052-1 [29] möglich. Das Druckspannungs-Dehnungsverhalten von Mauerwerk wird in den meisten Normen mittels eines Parabel-Rechteck Diagramms beschrieben.

Da im Rahmen dieser Arbeit das Biegetragverhalten von besonderem Interesse ist, sei erwähnt, dass der Kenntnisstand der Druckfestigkeit von Mauerwerk parallel zur Lagerfuge wesentlich schlechter ist (Daten hierzu finden sich z.B. in Schubert [111]).

Die Implementierung des einachsigen Spannungs-Dehnungsverhaltens in numerische Modelle ist im Rahmen dieser Arbeit von besonderem Interesse. Für unverstärktes Mauerwerk wird in Schmitt [110] eine detaillierte Untersuchung verschiedener Spannungs-Dehnungsbeziehungen auf Querschnittsebene auch unter Berücksichtigung einer vorhandenen Normalkraft durchgeführt. Im Rahmen dieser Arbeit erfolgt die Implementierung von einachsigen Spannungs-Dehnungsbeziehungen überwiegend entsprechend der Empfehlungen aus CNR-DT 200 R1/2013 [28] durch bilineare Ansätze.

In Jäger et al. [75] werden auf Basis uniaxialer Druckversuche an Mauerwerkskörpern parametrisierte Spannungs-Dehnungsbeziehungen hergeleitet. Die experimentell bestimmten minimalen Stauchungen bei Versagen liegen bei den geprüften Ziegelmauerkörpern bei ca. 2 ‰, bei Kalksandsteinmauerkörpern bei 4-5 ‰ (s. Abbildung 2-3).

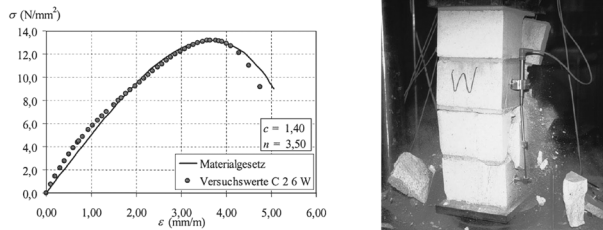


Abbildung 2-3: Experimentell bestimmte Spannungs-Dehnungsbeziehungen für Kalksandsteine mit Normalmörtel (Jäger et al. [75])

Eigene Versuche in 4.5.1 und numerische Simulationen in 5.3.3 zeigen, dass mit *EQ-Top* verstärkte Mauerwerks-Biegekörper stark eingeschnürte Druckzonen aufweisen, welche sich vollständig in den Putzschichten im Bauteilrand ausbilden (s. Abbildung 4-32). Das einachsige Spannungs-Dehnungsverhalten von Putz bzw. Mörtel ist demnach von besonderem Interesse.

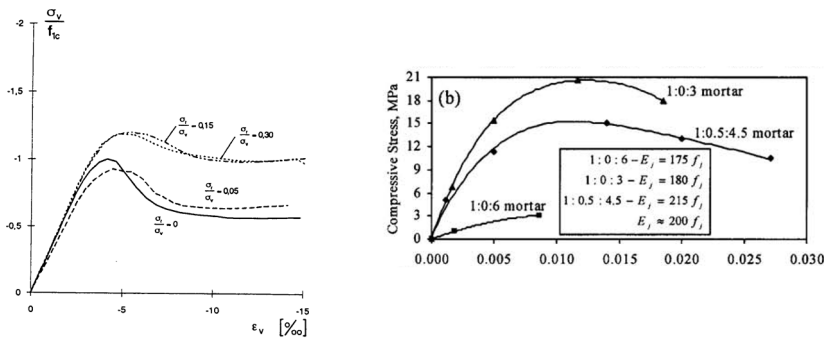


Abbildung 2-4: Links: Spannungs-Dehnungsbeziehungen für Bestandsmörtel (Ordinatenachse: Bezogene Druckfestigkeit – Kurvenschar für Grad der Mehraxialität des Druckspannungszustands) aus Bierwirth [15] – Rechts: Spannungs-Dehnungsbeziehungen für Normalmörtel aus Kaushik et al. [78]

Abbildung 2-4 zeigt das Spannungs-Dehnungsverhalten verschiedener Mörtel. Während für Mauerwerk Stauchungen von wenigen Promille, zum Versagen führen so sind die entsprechenden Werte bei Mörtel im Prozentbereich.

Bezüglich der Plattenbiegung (*out-of-plane* Belastung) von Mauerwerk wird zwischen folgenden Fällen unterschieden:

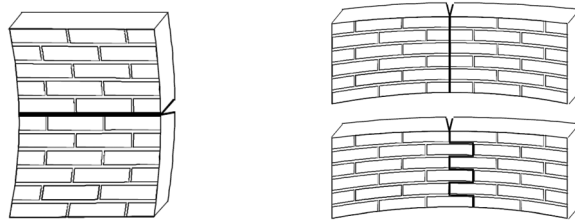


Abbildung 2-5: Links: Plattenbiegung mit Beanspruchung senkrecht zur Lagerfuge – Rechts: Plattenbiegung mit Beanspruchung parallel zur Lagerfuge (aus DIN EN 1996-1-1 [37])

Beim Nachweis nach DIN EN 1996-1-1 [37] bzgl. Plattenbiegung mit der Beanspruchungsrichtung senkrecht zur Lagerfuge wird der Bemessungswert der Biegezugfestigkeit mit f_{xd1} bezeichnet. Bei der Ermittlung von f_{xd1} ist meist die Haftzugfestigkeit zwischen Stein und Mörtel maßgebend und viel seltener die Steinzugfestigkeit. Folgende Abbildung bietet eine Übersicht über experimentell ermittelte Biegezugfestigkeiten f_{xd1} . Es fällt auf, dass die Werte sehr stark streuen, weshalb die Verwendung von f_{xd1} in Deutschland stark eingeschränkt wird, was sich u.a. in einem maximal zulässigen Wert von 0,2 N/mm² ausdrückt. In Deutschland darf f_{xd1} auch nur unter zeitlich begrenzt wirkender Belastung (z.B. Wind) angesetzt werden. Entsprechend DIN EN 1996-1-1 [37] kann f_{xd1} durch eine ständig wirkende Auflast erhöht werden.

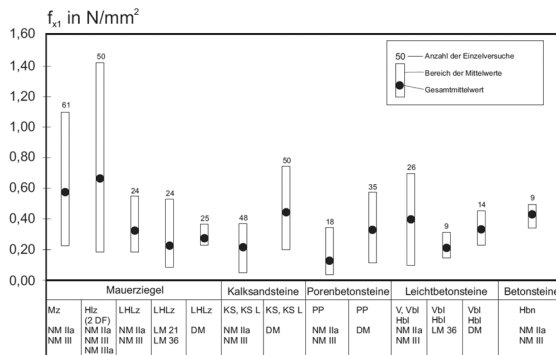


Abbildung 2-6: Experimentell ermittelte Werte für die Biegezugfestigkeit mit der Beanspruchung senkrecht zur Lagerfuge aus Brameshuber [20]

Beim Nachweis nach DIN EN 1996-1-1 [37] bzgl. Plattenbiegung mit der Beanspruchungsrichtung parallel zur Lagerfuge wird der Bemessungswert der Biegezugfestigkeit mit f_{xd2} bezeichnet. Hier müssen zwei unterschiedliche Bruchmechanismen betrachtet werden, je nachdem, ob der Riss vornehmlich durch die Fugen (Fugenversagen) oder durch die Mauersteine (Steinzugversagen) verläuft. Nach DIN EN 1996-1-1 [37] gelten folgende Beziehungen:

Für Steinzugversagen:

$$f_{xk2} = 0,5 \cdot f_{bt,cal} \leq 0,7 \text{ N/mm}^2 \quad (2.2)$$

Für Fugenversagen:

$$f_{xk2} = (\alpha \cdot f_{vk0} + \mu \cdot \sigma_d) \cdot \frac{l_{ol}}{h_u} \quad (2.3)$$

f_{xk1}	Charakteristische Biegefestigkeit von Mauerwerk mit der Bruchebene parallel zu den Lagerfugen
f_{xk2}	Charakteristische Biegefestigkeit von Mauerwerk mit der Bruchebene senkrecht zu den Lagerfugen
$f_{bt,cal}$	Charakteristische Steinzugfestigkeit
f_{vk0}	Charakteristische Anfangsscherfestigkeit (Haftscherfestigkeit)
μ	Reibungsbeiwert: 0,6
α	1,0 für vermörtelte, 0,5 für unvermörtelte Stoßfugen
σ_d	Bemessungswert der zugehörigen Druckspannung rechtwinklig zur Lagerfuge
$\frac{l_{ol}}{h_u}$	Verhältnis Überbindelänge/Steinhöhe

Bei Kenntnis der Steindruckfestigkeiten in Querrichtung kann die Längsdruckfestigkeiten berechnet werden (s. Schubert [111]). Die Anwendung von DIN EN 1996-1-1/NA [38] ermöglicht die Bestimmung der rechnerischen Steinzugfestigkeit in Abhängigkeit der Steindruckfestigkeit in entsprechender Steinrichtung. Die umgerechnete mittlere Steindruckfestigkeit kann über DIN EN 1996-1-1/NA [38] Tabelle NA.3 über die Druckfestigkeitsklasse der Mauersteine ermittelt werden.

2.2.2 Bemessung nach Normen

Obwohl die Ermittlung der Belastung auf *nicht tragende Mauerwerkswände* unter Erdbebenbelastung normativ geregelt ist, gibt es derzeit kein normiertes Verfahren zur Bemessung der Tragfähigkeit unter Erdbebenbelastung. Die Situation stellt sich wie folgt dar:

Eine eigene Recherche, welche auch mit Erkenntnissen aus Meskouris et al. [88] und Braga et al. [19] ergänzt wird kommt zu folgendem Schluss: In FEMA 307 [55] wird über die Auswertung von Versuchsreihen gezeigt, dass ein *out-of-plane* Versagen unwahrscheinlich ist, solange die geforderten Höchstschlankheiten für tragende Wände eingehalten werden. Nach Auswertung der Normenreihen der DIN EN 1998-1 [40], FEMA 273 [53], FEMA 306 [54], FEMA 307 [55], FEMA 308 [56] und einer neuseeländischen Norm NZSEE [96] wird ersichtlich, dass es bezüglich eines *out-of-plane* Versagens von Mauerwerk sowohl für

tragendes, als auch für *nicht tragendes Mauerwerk* keine Bemessungskonzepte gibt. Für *nicht tragendes Mauerwerk* kommt zusätzlich erschwerend hinzu, dass keine Höchstschlankheiten in den genannten Normen angeführt werden. FEMA 273 [53] schlägt vor, Zeitverlaufsrechnungen für Einzelwände mit Beschleunigungsverläufen, die an Wandkopf und -fuß angebracht werden, durchzuführen, um die Tragfähigkeit nachzuweisen. FEMA 273 [53] enthält aber keine näheren Angaben, wie der Nachweis zu führen ist.

Die geforderten Mindestabmessungen für Schubwände aus DIN EN 1998-1 [40] können Tabelle 2-1 entnommen werden. Es wird hierbei ersichtlich, dass diese Werte nicht praktikabel für *nicht tragendes Mauerwerk* übernommen werden können. Beispielsweise besitzen die Steine, welche standardmäßig in Skopje für *nicht tragendes Mauerwerk* verwendet werden (s. Tabelle 4-8), eine Abmessung in Tiefenrichtung von 120 mm und unterschreiten die empfohlene Mindestabmessung. Die nach Tabelle 2-1 empfohlene maximale Höhe einer Wand bestehend aus solchen Steinen betrüge 1,8 m, womit sich keine geschosshohen Wände realisieren ließen.

Tabelle 2-1: Empfohlene Mindestabmessungen für Schubwände DIN EN 1998-1 [40]

Mauerwerksart	$t_{ef,min}$ [mm]	$(h_{ef}/t_{ef})_{max}$	$(l/h)_{min}$
Unbewehrt, aus natürlichen Mauersteinen	350	9	0,5
Unbewehrt, aus beliebigen anderen Mauersteinen	240	12	0,4
Unbewehrt, aus beliebigen anderen Mauersteinen bei geringer Seismizität	170	15	0,35
Eingefasstes Mauerwerk	240	15	0,3
Bewehrtes Mauerwerk	240	15	unbegrenzt

Die verwendeten Formelzeichen haben folgende Bedeutung:

- t_{ef} Wanddicke (siehe EN 1996-1-1:2004);
- h_{ef} Knicklänge der Wand (siehe EN 1996-1-1:2004);
- h größere lichte Höhe der an die Wand angrenzenden Öffnungen;
- l Länge der Wand.

Da es kein eindeutig formuliertes normatives Vorgehen für die Bemessung für *nicht tragendes Mauerwerk* unter durch Erdbeben hervorgerufene *out-of-plane* Belastung gibt, werden Berechnungsverfahren für vergleichbare Belastungssituationen (z.B. Wind) herangezogen.

Im Folgenden werden Verfahren vorgestellt, welche eine vorhandene Biegezugfestigkeit berücksichtigen. Verfahren, welche dies nicht tun, sind in Hinblick auf nicht tragende Wände nicht sinnvoll übertragbar. Zusätzlich werden Verfahren zur Quantifizierung der Tragfähigkeit von Wänden, bei welchen sich ein Druckbogen einstellt (*arching effect*), ebenfalls vorgestellt. Auf eine ausführliche Untersuchung weiterer Verfahren wird auf Richter [107] und Schmitt [110] verwiesen.

Entsprechend DIN EN 1996-1-1 [37] Abschnitt 6.3.1 gilt für unbewehrte, durch Horizontal-lasten auf Plattenbiegung beanspruchte Mauerwerkswände, dass zum Nachweis des Zustands der Tragfähigkeit das elastische Widerstandsmoment größer oder gleich dem einwirkenden Moment sein soll.

$$M_{ed} \leq M_{Rd} = f_{xd} \cdot Z \quad (2.4)$$

M_{ed}	Einwirkendes Biegemoment
M_{Rd}	Bemessungswert des aufnehmbaren Momentes einer Wand je Höhen- oder Längseinheit
f_{xd}	Bemessungswert der Biegefestigkeit der entsprechenden Biegerichtung
Z	Das elastische Widerstandsmoment je Höhen- oder Längseinheit der Wand

In DIN EN 1996-1-1 [37] Anhang E wird ein Verfahren zur Bestimmung der Tragfähigkeit von einschaligen horizontal belasteten Wandscheiben mit Wanddicken kleiner als 250 mm angeführt. Der Nachweis berücksichtigt hierbei unterschiedliche Randbedingungen einer mindestens an drei Seiten gelagerten Wand, wodurch eine zwei-achsige Tragwirkung berücksichtigt wird. Das Verfahren ist tabellarisch aufbereitet und berücksichtigt als Eingangswerte Höhen- zu Längenverhältnisse von 0,3 bis 2,0, sowie Biegezugfestigkeitsverhältnisse (Orthotropiefaktor) in beide Richtungen von 0,05 bis 1,0. Mit dem nun ablesbaren Biegemomentkoeffizient kann das aufnehmbare Moment in beide Richtungen bestimmt werden. Die positive Wirkung einer ständigen Auflast darf angerechnet werden. Dieses Verfahren ist in Deutschland nicht zulässig.

In DIN EN 1996-3 [39] wird im Anhang C ein vereinfachtes Verfahren für vertikal nicht-beanspruchte Wände mit gleichmäßig verteilter horizontaler Belastung vorgestellt. Ähnlich wie bei dem zuvor vorgestellten Verfahren wird die Mauerwerkswand zunächst entsprechend ihrer Lagerungsbedingungen klassifiziert, wobei zwischen freien und gelenkig gelagerten Rändern unterschieden wird. Wandöffnungen können in parametrisierter Form berücksichtigt werden. Als Eingangsparameter kann beispielweise das l zu t Verhältnis, der Orthotropiefaktor und das Verhältnis von Bemessungszugfestigkeit und Flächenlast gewählt werden. Mit diesen Parametern lässt sich anschließend bei einer gegebenen Höhe die benötigte Mindestwanddicke ablesen. Dieses Verfahren ist in Deutschland nicht zulässig, es ist aber in Hinblick auf das potentielle Einsatzgebiet von *EQ-Top* im südeuropäischen Ausland von besonderem Interesse.

Werden nicht tragende Wände kraftschlüssig mit angrenzenden Bauteilen verbunden, kann es zur Ausbildung eines Druckbogens kommen (*arching effect*). Der *arching effect* wird in DIN EN 1996-1-1 [37] als auf der Bauteilwiderstandsseite wirkend angenommen und darf in beide Richtungen der Mauerwerkswand angesetzt werden, solange die vorhandene Schlankheit nicht größer als 20 ist. Die aufnehmbare Bemessungslast ist hierbei von der Wand-schlankheit und der Bemessungsdruckfestigkeit in der entsprechenden Richtung abhängig.

Der *arching effect* bewirkt eine zur aufnehmbaren Flächenlast betragsgleiche Auflagerkraft im Übergangsbereich zu den angrenzenden Bauteilen (Bogenschub), die ebenfalls nachgewiesen werden muss.

Der *arching effect* wird oft synonym mit dem Begriff *Membranwirkung* verwendet. Im Prinzip beschreiben beide Begriffe das Phänomen, dass senkrecht zur Wand wirkende Lasten vornehmlich über Scheiben/Membrankräfte in der Wand an die Auflager weitergeführt werden. Bei der *Membranwirkung* werden die Ursachen der Entstehung dieser Kräfte auf verformungsbehinderte Verdrehungen am Auflager zurückgeführt (Effekte aus Theorie 3. Ordnung – s. Schmitt [110]). Bei dem im vorherigen Abschnitt vorgestellten Bemessungskonzept wird die Bildung eines vom Verformungsverhalten des Mauerwerks weitgehend unabhängigen Druckbogens unterstellt.

Eine detaillierte Analyse der *Membranwirkung* unter Berücksichtigung der komplexen Wechselwirkung von Mauerwerkswand und angrenzenden Bauteilen, sowie ihre Überführung in ein Bemessungskonzept, wird in Schmitt [110] durchgeführt.

Da der vornehmliche Einsatzzweck des *EQ-Top* Systems sich gegenwärtig auf nicht tragende Innenwände beschränkt, welche meistens Schlankheiten >20 aufweisen, ist der *arching effect* bzw. die *Membranwirkung* kein Untersuchungsgegenstand dieser Arbeit (s. hierzu auch die Ausführungen in 3.2).

2.2.3 Duktilität und Dämpfung

Der Widerstand eines Gebäudes gegenüber Erdbebenbelastungen hängt nicht nur von seiner maximal ertragbaren Kraft (Fundamentschub) ab, sondern auch in ähnlich großem Ausmaß von seiner Fähigkeit Energie durch inelastische Verformungen zu dissipieren. Nach Bachmann [14] kann festgestellt werden, dass ein linear-elastischer, ideal plastischer *EMS* für Frequenzbereiche $f < 1,5$ Hz den gleichen Erdbebenwiderstand wie ein linear-elastischer *EMS* gleicher Anfangssteifigkeit aufweist und sich bei beiden Systemen die gleichen Verschiebungen einstellen (Prinzip der Verschiebungsgleichheit). Für Frequenzbereiche von 2 bis 10 Hz liegt bei beiden Systemen der gleiche Erdbebenwiderstand vor, wenn jeweils die gleiche Formänderungsarbeit bei Maximalverschiebung verrichtet wird (Prinzip der gleichen Formänderungsarbeit). Um bei linear elastischen Bemessungen diesem Umstand Rechnung zu tragen wird der Verhaltensbeiwert q eingeführt, mit welchem die Bemessungslasten im Erdbebenfall reduziert werden.

Ab Gebäude-/Bauteilfrequenzen von ~ 33 Hz und mehr sind keine Reduktionen der Bemessungslasten zulässig, da hierbei i.d.R. spröde Versagensmechanismen dominieren. Der Verhaltensbeiwert q , berücksichtigt aber nicht nur Nichtlinearitäten durch Materialverhalten. In ihn fließen auch andere dissipative Mechanismen wie z.B. Boden-Bauwerksinteraktion mit ein. Festzuhalten ist, dass der Erdbebenwiderstand von Gebäuden und Bauteilen sowohl

von dem Widerstand bzgl. aufnehmbarer Lasten als auch vom inelastischen Verformungsvermögen abhängt. Nach DIN EN 1998-1 [40] sind für Stahl- und Stahlbetonbauten weitere Lastreduktionen zur Berücksichtigung von Überfestigkeiten (OSR) möglich. Da dies für Mauerwerksbauten allerdings aktuell noch kontrovers diskutiert wird (s. Gellert [60]), wird im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter darauf eingegangen. Für Bemessungszwecke im Erdbebeningenieurwesen wird für q die Bezeichnung q_a verwendet und es gelten für Mauerwerksbauten nach EC-8 DIN EN 1998-1 [40] folgende Verhaltensbeiwerte für äußere und innere Wände:

- Nach DIN EN 1998-1 [40]: $q_a = 2,0$
- Nach VCI [130]: $q_a = 1,5$

Spielt der Verhaltensbeiwert q v.a. bei den linear-elastischen Berechnungsverfahren eine wichtige Rolle, so kommt eine entsprechende Bedeutung der *effektiven Dämpfung* ξ_{eff} für die statisch-nichtlinearen Verfahren wie der Kapazitätsspektrummethode zu. ξ_{eff} repräsentiert alle dissipativen Mechanismen einer Struktur. Anders ausgedrückt dissipiert ein linearelastischer *EMS* mit einer Dämpfung ξ_{eff} die gleiche Energiemenge wie ein nicht linearer *EMS* inklusive dessen Grunddämpfung ξ_0 .

$$\xi_{eff} = \xi_0 + \xi_{eq} \quad (2.5)$$

ξ_{eff}	effektive Dämpfung
ξ_0	Grunddämpfung
ξ_{eq}	äquivalente Dämpfung

Prinzipiell repräsentiert ξ_{eq} das Verhältnis von dissipierter und elastischer (potentieller) Energie während eines Belastungszyklus i (eingeschlossene Fläche der Kraft-Verformungskurve eines Belastungszyklus). Zur theoretischen Herleitung des Konzepts sei auf Chopra [27] verwiesen.

$$\xi_{eq,i} = \frac{1}{4\pi} \cdot \frac{W_{dis,i}}{W_{pot,i}} \quad (2.6)$$

$\xi_{eq,i}$	äquivalente Dämpfung eines Verformungszyklus
$W_{dis,i}$	Dissipierte Energie eines Verformungszyklus
$W_{pot,i}$	Potentielle Energie eines Verformungszyklus

Zur Ermittlung von ξ_{eq} sind experimentelle Daten zyklisch belasteter Versuchskörper notwendig. In ATC 40 [11] werden für schubbelastete Stahlbetonwände Werte für ξ_{eq} angegeben. Grundsätzlich wird dabei von einem idealisierten zyklischen Verhalten ausgegangen, welches von der Annahme von fülligen, trapezartigen Hystereseen ausgeht. Zur Berücksichti-

gung unterschiedlichen dissipativen Verhaltens verursacht z.B. durch weniger dissipative Versagensmodi, werden Reduktionsfaktoren eingeführt.

Auch für Verbindungsmittel im Holzbau gibt es Prüfmethode zur Ermittlung von ξ_{eq} (z.B. DIN EN 12512 [31]). Im Mauerwerksbau werden für schubbelastete Wände Verfahren angewendet, die ξ_{eq} als Funktion der Kopfauslenkung ermitteln (s. Gellert [60]). Speziell für Mauerwerk kommt erschwerend hinzu, dass „eine Abschätzung der Form der Hysteresekurve aufgrund reiner Erfahrungswerte (Anmerkung des Autors: So geschehen in ATC 40 [11] für Stahlbetonwände) für Mauerwerksbauten nahezu unmöglich ist“ (Gellert [60]).

Die Erkenntnis, dass die Form der Hystereseschleifen maßgebenden Einfluss auf die Ermittlung von ξ_{eq} hat, wird an dieser Stelle nochmals betont. Speziell für Mauerwerk hat dies weitreichende Konsequenzen, da die Verwendung bestimmter Berechnungsmethoden ein hohes Maß an energetischen Dissipationsvermögens implizit voraussetzen und somit ggf. nicht für die Nachweisführung geeignet sind. Dies betrifft die N2-Methode, die „in der Form der DIN EN 1998-1 (2010) nicht auf Mauerwerksbauten anwendbar ist“ (Meskouris et al. [88]). Bei der Ermittlung von ξ_{eq} werden darüber hinaus Anforderungen an die Gleichförmigkeit der Hystereseschleifen für ein Verformungsziel, welches mehrfach angesteuert wird, gestellt. In 4.4.2.2 wird gezeigt, dass diese Kriterien für faserverstärktes Mauerwerk unter *out-of-plane* Belastung nicht erfüllt werden.

Üblicherweise wird ξ_{eq} mit Hilfe von experimentell ermittelten Last-Verformungskurven bestimmt. Für *in-plane* belastetes Mauerwerk besteht bereits eine sehr breite Datenbasis hierfür, so dass inelastische, statische Berechnungsmethoden mittlerweile schon oft zum Erdbebennachweis verwendet werden.

In Doherty [44], Doherty et al. [45] und Doherty et al. [46] und Menon et al. [87] werden Ansätze entwickelt die Last-Verformungskurven von *out-of-plane* belasteten Mauerwerk zu parametrisieren und somit einer verformungsbasierten, inelastischen, statischen Berechnungsmethode zugänglich zu machen. Diese Methode ist in der Entstehung begriffen und findet in der Praxis noch keine Anwendung.

2.2.4 Zusammenfassung

Es gibt derzeit kein normativ geregeltes Bemessungskonzept zur Bemessung *nicht tragender Mauerwerkswände* unter erdbebeninduzierter *out-of-plane* Belastung. Die Berücksichtigung dieser Belastungssituation kann indirekt beispielsweise durch Übertragung von Schlankheitskriterien für tragendes Mauerwerk auf *nicht tragendes Mauerwerk* berücksichtigt werden, was aber zu unrealistisch großen Bauteilabmessungen führen kann.

DIN EN 1996-3 [39] Anhang C enthält ein Verfahren zur Bemessung von durch Flächenlasten belastetes, *nicht tragendes Mauerwerk*. Das Verfahren wird zwar für eine Erdbebenbelas-

tung ausgeschlossen, liefert aber einen ersten Ansatz zur Übertragung auf den Untersuchungsgegenstand dieser Arbeit.

FEMA 273 [53] schlägt vor, Zeitverlaufsberechnungen von Einzelwänden mit Beschleunigungsverläufen, die an Wandkopf und Wandfuß angebracht werden, durchzuführen, um die Tragfähigkeit nachzuweisen. Wie der Nachweis durchzuführen ist, wird nicht näher erläutert. In Anlehnung an diese Methode werden in Kapitel 6 Zeitverlaufsberechnungen durchgeführt.

Der Erdbebenwiderstand eines Gebäudes oder Bauteils ist neben ertragbarer Höchstlasten auch von seinem Energiedissipationsvermögen abhängig. Zur Quantifizierung des letztgenannten, werden v.a. für Mauerwerk Verfahren verwendet, welche das Energiedissipationsvermögen in eine effektive hysteretische Dämpfung überführen. Hierbei wird ein stabiles hysteretisches Verhalten unter zyklischer Belastung unterstellt. Um Energiedissipationsvermögen für das *EQ-Top* System zu quantifizieren, gilt es diese Annahme zu prüfen und ggf. alternative Verfahren aufzuzeigen.

2.3 Mit Faserverbundwerkstoffen verstärktes Mauerwerk – Verbundverhalten

2.3.1 Grundlagen: Das *Verbundspannungs-Schlupf* Konzept (τ - Δ -Konzept) unter statischer Belastung

Zur Beschreibung des Verbundverhaltens von Verstärkungsmaterialien auf spröden Trägergründen hat sich der *Endverankerungsversuch* oder auch *single-shear* bzw. *double-shear* (Abbildung 2-7) Versuch durchgesetzt. Hierbei wird das Verstärkungsmaterial streifenförmig auf den Trägergrund appliziert und an einem Ende i.d.R. verformungsgesteuert bis zum Versagen belastet. Die wesentlichen, messtechnisch zu erfassenden Größen hierbei sind die Relativverformungen zwischen Verstärkungsmaterial und Trägergrund ab Verbundbeginn bei der lastzugewandten Seite (der sog. *globale Schlupf*), sowie die entsprechende Kraft. Zusätzlich werden oftmals noch (diskrete) Dehnungsmessungen entlang der Verbundlänge durchgeführt.

Das Verbundverhalten zwischen einem Verstärkungsmaterial (z.B. *FVW* aber auch Stahlplatten) und einem Trägersubstrat (z.B. Stahlbeton oder Mauerwerk) kann mittels der Modellvorstellung einer Schubspannungsübertragungsfunktion beschrieben werden. Schubspannung und Relativverformung zwischen dem Verstärkungsmaterial und der Versagenszone im Trägersubstrat werden hierbei in einen funktionalen Zusammenhang gesetzt. Diese Funktion wird in vielen Veröffentlichungen auch als die (lokale) τ - Δ -Beziehung bezeichnet.

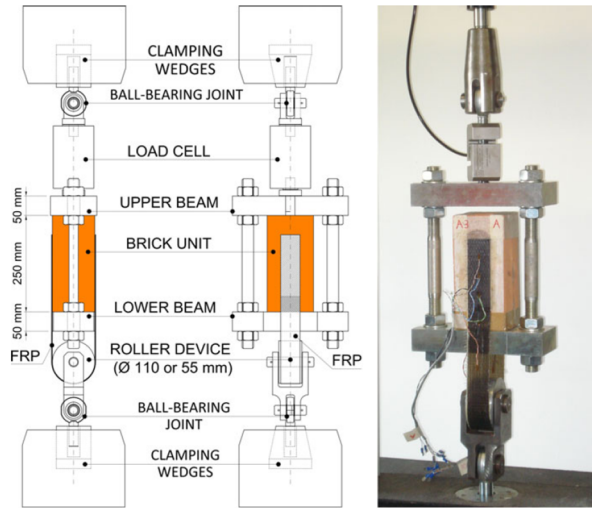


Abbildung 2-7: Endverankerungsversuchstyp: Double-shear (Valuzzi et al. [128])

In den meisten Regelwerken (Budelmann et al. [22], CNR-DT 200 R1/2013 [28], Zilch et al. [139] und Zilch et al. [140]) wird hierbei von einer über die Verbundlänge unveränderlichen Schubspannungsübertragungsfunktion ausgegangen. Die folgenden Ausführungen beschränken sich auf die Darstellung für die Endverankerungssituation, d.h. wenn das Verstärkungsmaterial entlang seiner Ausrichtung nur von einer Seite belastet wird und der Trägergrund ungerissen ist. Die Modellvorstellung kann folgendermaßen in eine mathematische Form überführt werden:

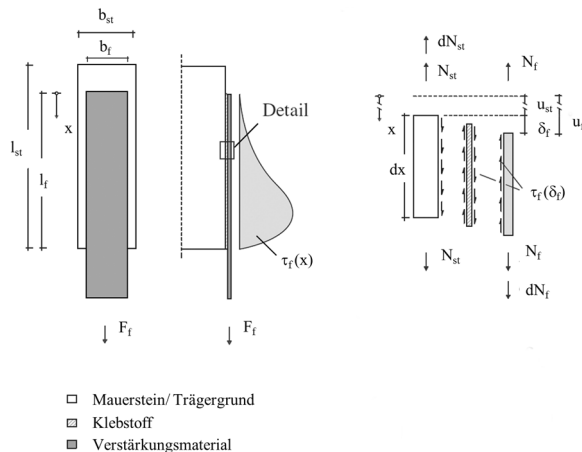


Abbildung 2-8: Erläuterungen zum τ - Δ -Konzept aus Seim et al. [115]

Unter Verwendung der Bezeichnungen aus Abbildung 2-8 kann durch Bildung des Gleichgewichts am differentiellen Element folgende Gleichung aufgestellt werden:

$$\delta_f'' - \tau_f(\delta_f) \cdot \left(\frac{1}{E_f \cdot t_f} + \frac{1}{E_{st} \cdot t_{st}} \right) = 0 \quad (2.7)$$

Wird die Dehnung des Trägermaterials vernachlässigt, so kann Gleichung (2.7) umgeformt werden zu:

$$\delta_f'' - \tau_f(\delta_f) \cdot \left(\frac{1}{E_f \cdot t_f} \right) = 0 \quad (2.8)$$

Die Gleichungen (2.7) und (2.8) werden auch als Differentialgleichung des verschieblichen Verbunds bezeichnet. Die *Bruchenergie*, welche notwendig ist um ein Verstärkungsmaterial, welches über eine unendlich lange Verbundlänge mit dem Trägergrund verbunden ist, vom selben zu entkoppeln berechnet sich folgendermaßen:

$$\Gamma_f = \int_0^\infty \tau_f(x) dx \quad (2.9)$$

Γ_f *Bruchenergie*

Als einer der ersten entwickelt Täljsten [121] ein analytisches Konzept zur Bestimmung der Höchstlast von mit Epoxidharz verklebten *FVW* auf Stahlbeton, welches auf den theoretischen Grundlagen aus Holzenkämpfer [72] aufbaut. Hierbei wird die Höchstlast über die *Bruchenergie* bestimmt.

$$F_{f,db} = b_f \sqrt{\frac{2E_f t_f \Gamma_f}{1 + \alpha_T}} ; \quad \alpha_T = \frac{E_f t_f}{E_c t_c} \quad (2.10)$$

- $F_{f,db}$ theoretische Höchstlast eines *FVW*-Streifens bei Verbundentkopplung (Endverankerungssituation)
- b_f Breite des *FVW*-Streifens
- α_T Quotient der Dehnsteifigkeiten von Verstärkungsmaterial und Trägergrund
- E_f Elastizitätsmodul des *FVW*
- t_f Dicke des *FVW*
- E_c Elastizitätsmodul des Trägergrunds (hier: Beton)
- t_c Dicke des Trägergrunds (hier: Beton)

Durch eine Vernachlässigung der Verformungen im Trägergrund kann Gleichung (2.10) vereinfacht werden zu:

$$F_{f,db} = b_f \sqrt{2E_f t_f \Gamma_f} \quad (2.11)$$

Formel (2.11) hat auch Einzug in die italienische Richtlinie CNR-DT 200 R1/2013 [28] gefunden. Um die Traglast eines Verstärkungsmaterials für den Versagensmodus Verbundentkopplung zu bestimmen, wird neben den Materialkenngrößen des Verstärkungsmaterials (Elastizitätsmodul, Streifenbreite und Streifenhöhe) die *Bruchenergie* als Eingangsgröße benötigt. In den meisten Regelwerken wird die *Bruchenergie* für je eine Klasse von Verstärkungsmaterialien (aufgeklebte Stahllaschen, Textillamellen oder Textilien appliziert im *wet lay-up* Verfahren) als Funktion von bestimmten Festigkeitseigenschaften des Trägergrundes und Breiteneinflussfaktoren bestimmt. Die Breiteneinflussfaktoren berücksichtigen die Breite des Verstärkungsmaterials im Verhältnis zur Breite des Trägermaterials, in welcher von einer mittragenden Wirkung des Selben ausgegangen werden kann.

$$\Gamma_f = f(k_b, k_g, aMax) \quad (2.12)$$

k_b	Geometrischer Beiwert: Berücksichtigt Abhängigkeit des Spannungszustands im Trägergrund von <i>FVW</i> - zu Substratbreite
k_g	Empirisch bestimmter Beiwert, zur Verknüpfung von Versagensschubspannung <i>aMax</i> und der <i>Bruchenergie</i>
<i>aMax</i>	Maximalwert der übertragbaren Schubspannung zwischen Verstärkungsmaterial und Trägergrund

Der sich für epoxidharzverklebte Verstärkungstextilien für Mauerwerk, welche im *wet lay-up* Verfahren hergestellt werden, einstellende Versagensmodus ist eine Verbundentkopplung durch Kohäsionsversagen im Trägergrund (s. Abbildung 2-9).

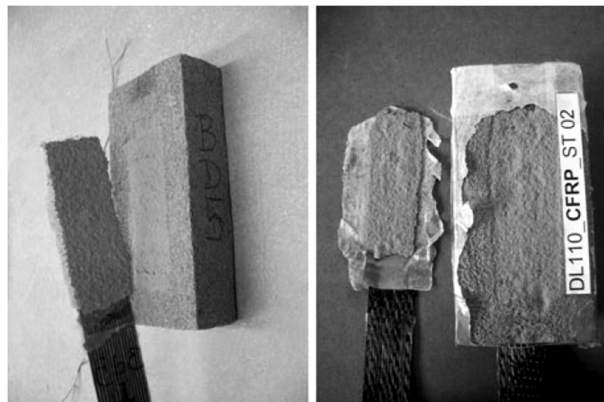


Abbildung 2-9: Dominierende Versagensform von epoxidharzverklebten Textilien im Endverankerungsversuch: Verbundentkopplung mit Kohäsionsversagen (Valuzzi et al. [128])

Im Rahmen dieser Arbeit wird ein Verstärkungssystem untersucht, dessen Verbundentkopplung vom Trägergrund überwiegend durch ein Adhäsionsversagen gekennzeichnet ist. Dies bedeutet, dass die *Bruchenergie* weitestgehend unabhängig vom Spannungszustand im Trägergrund ist, wodurch kein Breitenfluss zu erwarten ist. Mit dem Übergang von Kohäsionsversagen im Trägergrund hin zum Adhäsionsversagen zwischen Klebstoff und Trägergrund rücken aber andere, bisher noch nicht in den gängigen Regelwerken erfasste Mechanismen in den Vordergrund. Da sich das Versagen nun in den Grenzflächen zwischen Trägergrund-Klebstoff-Textil abspielt, sind deren Eigenschaften nun u.U. maßgebend für die Verbundkraftübertragung. Aspekte wie Oberflächenbeschaffenheit sowohl des Trägergrundes aber auch des Textils werden im Rahmen dieser Arbeit untersucht.

Wird entsprechend Formel (2.11) die Höchstlast eines Verstärkungssystems für den Versagensfall Verbundentkopplung bestimmt, so wird die *Bruchenergie* als Eingangsgröße benötigt – eine genaue Beschreibung der Gestalt der τ - Δ -Beziehungen ist nicht notwendig. Ist dies von Interesse, so werden in der Literatur hauptsächlich zwei Methoden zu deren Ermittlung beschrieben. Die erste Methode stellt eine Regressionsanalyse dar, welche mit einer Reihe von numerischen Simulationen gekoppelt ist. Hierbei werden τ - Δ -Beziehungen vorgegeben und *Endverankerungsversuche* simuliert. Die globalen P - Δ Ergebnisse – d.h. der Schlupf ab Verbundbeginn, sowie die entsprechende Belastung – werden zwischen Simulation und Versuch an bestimmten Stützstellen miteinander verglichen. Über eine anschließende Regressionsanalyse wird dann die τ - Δ -Beziehung ermittelt, welche zu größt-ähnlichen globalen P - Δ Ergebnissen zwischen Versuch und Simulation führt. Hierbei wird meist die Gültigkeit der Annahme von einer über die Verbundlänge konstanten, lokalen τ - Δ -Beziehung vorausgesetzt. Darüber hinaus muss im Vorfeld der Variationsbereich der τ - Δ -Beziehung stark eingeschränkt werden, was eine grundlegende Kenntnis von deren Gestalt erfordert. Dieses Vorgehen wird in Zilch et al. [139] ausführlich erläutert und wird im Weiteren mit dem Begriff *Standardmethode* referenziert.

Eine versuchstechnisch ungleich aufwändigere Methode stellt die Ermittlung der lokalen τ - Δ -Beziehung mittels diskreter Dehnungsmessungen entlang der Verbundlänge des Textils dar. Dieses Vorgehen kann bei flächig oder in Schlitzen verklebten Lamellen zu guten Ergebnissen führen, sollte aber v.a. bei Textilien, welche im *wet lay-up* Verfahren appliziert werden, kritisch hinterfragt werden.

Die direkte experimentelle Bestimmung der τ - Δ -Beziehungen wird i.d.R. nicht für Bemessungszwecke, sondern nur zur qualitativen Bestimmung ihrer Form verwendet. Zwar werden in ausgewählten Regelwerken parametrisierte τ - Δ -Beziehungen für Bemessungszwecke gegeben, allerdings basieren diese auf der Anwendung der *Standardmethode*. Die direkte Bestimmung der τ - Δ -Beziehungen hat allerdings mit dazu beigetragen, dass sich speziell für *FVW*-verstärktes Mauerwerk die Annahme einer bilinearen τ - Δ -Beziehung für Bemessungszwecke durchgesetzt hat.

Die folgende Abbildung enthält die nach CNR-DT 200 R1/2013 [28] gegebenen τ - Δ -Beziehungen für textile *wet lay-up* Systeme (ermittelt für die Mittelwerte der Materialeigenschaften von drei Mauerwerkstypen). Alle τ - Δ -Beziehungen wurden für ein Mauerwerk mit der mittleren Druckfestigkeit von $f_m = 5,0 \text{ N/mm}^2$ und unter der Annahme einer Mauerwerkszugfestigkeit von 10 % der Druckfestigkeit ermittelt ($f_{tm} = 0,1 f_m$). Der Breiteninflussfaktor, sowie alle Teilsicherheitsbeiwerte werden hierbei mit 1,0 angenommen.

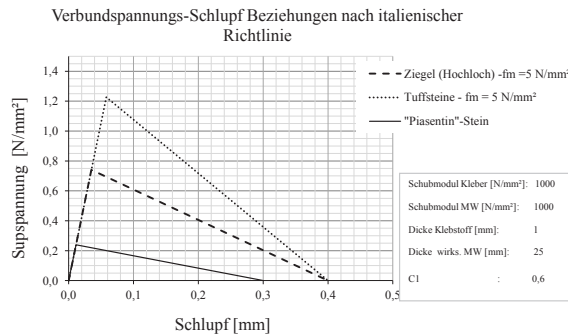


Abbildung 2-10: τ - Δ -Beziehungen für mit Epoxidharz verklebte *wet lay-up* Verstärkungssysteme für Mauerwerk aus CNR-DT 200 R1/2013 [28]

2.3.2 Grundlagen: Das Verbundspannungs-Schlupf Konzept (τ - Δ -Konzept) unter zyklischer Belastung

Zunächst wird das zyklische Spannungs-Dehnungsverhalten eines Materials unter zyklischer Belastung grundlegend diskutiert. Die Ausführungen aus Chen et al. [26] werden hierbei sinngemäß wiedergegeben.

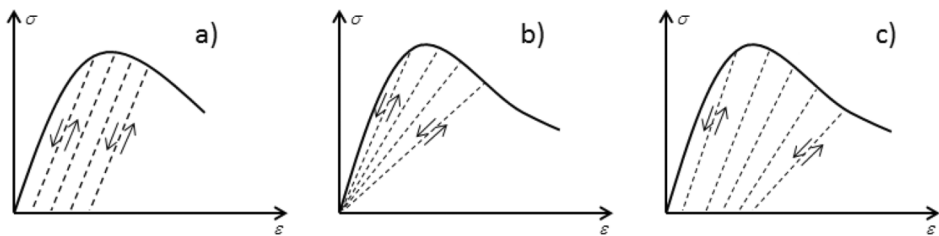


Abbildung 2-11: Zyklisches Materialverhalten auf Spannungs-Dehnungsebene Chen et al. [26]

In Abbildung 2-11 Fall a) liegt ein Material vor, bei welchem die Be- und Entlastungspfade immer parallel zum elastischen Bereich des Erstbelastungspfad verlaufen. Bei einer vollständigen Entlastung kommt es zu bleibenden – also plastischen – Dehnungen. Es handelt sich somit, um ein elastisch-plastisches Materialverhalten.

In Abbildung 2-11 Fall b liegt ein Material vor, bei welchem sich die Be- und Entlastungspfade immer als Ursprungsgeraden darstellen. Es kommt zu keinen plastischen Verformungen. Dieses zyklische Materialverhalten wird auch als Modell der zunehmenden Schädigung bezeichnet. Diese zunehmende Schädigung findet im Material z.B. durch Rissbildung statt. Man spricht auch von einem durch Schädigung dominierten zyklischen Materialverhalten.

Viele Materialien, z.B. Beton, lassen sich weder durch die rein plastischen oder rein schädigungsdominierten Modelle beschreiben. In Abbildung 2-11 Fall c liegt ein solcher Fall vor, bei dem es sowohl zu plastischen Dehnungen, als auch zu Steifigkeitsreduktion kommt.

Diese Erkenntnisse lassen sich prinzipiell auf die Modellierung des Verbundverhaltens von *EQ-Top* unter zyklischer Belastung übertragen. Hierbei ist aber experimentell zu klären, ob ein eher plastisches oder schädigungsdominiertes Verhalten vorliegt.

Das Verbundverhalten von Stahlflaschen, welche auf Betonkörper verklebt sind, wird in Dauerschwingversuchen in Hankers [70] untersucht. Die hierbei gewonnenen Erkenntnisse können nicht unmittelbar auf das *EQ-Top* System übertragen werden. Hierfür gibt es folgende Gründe:

- Das Verbundentkopplungsverhalten des *EQ-Top* Systems ist i.d.R. durch ein Adhäsionsversagen gekennzeichnet. Die Trennflächen von Textil und Putz sind sehr glatt. Das Textil verhält sich nach Verbundentkopplung seilähnlich. Aus diesen Gründen bauen sich keine oder nur sehr geringe Druckspannungen im Textil bei Entlastung auf.
- Die Versuche in Hankers [70] sind nicht zur Simulation einer Erdbebenbelastung (low-cycle fatigue) konzipiert, sondern dienen der Ermittlung des Ermüdungswiderstands. Beispielsweise deuten Versuche in Kashyap et al. [77], wobei ein für Erdbeben realistischerer Versuchsablauf gewählt wird, auf ein stärker schädigungsdominiertes, zyklisches Verhalten des Verbundes unter zyklischer Belastung hin.

2.3.2.1 Materialprüfung nach Norm unter zyklischer Belastung zur Quantifizierung des Erdbebenwiderstandes

Im Rahmen dieser Arbeit werden zyklische Verbundversuche in Anlehnung an zwei Normen aus dem Holzbau durchgeführt. Es werden Regelwerke aus dem Holzbau verwendet, da es bisher noch keine entsprechenden Normen für Mauerwerk gibt.

Die erste Prüfnorm (DIN EN 12512 [31]) dient zur Ermittlung von Höchstlasten, Duktilität, Festigkeitsminderung und Energiedissipationsvermögen über Bestimmung eines äquivalenten proportionalen Dämpfungsverhältnisses von Anschlüssen mit mechanischen Verbindungsmitteln im Holzbau. Die Prüfung wird zyklisch und verformungsgesteuert durchgeführt.

Als Alternative hierzu wird zusätzlich eine weitere Norm verwendet. ASTM-E2126 [10] dient zur Bestimmung des Schubwiderstands von vertikal ausgerichteten Elementen, welche zur horizontalen Aussteifung eines Gebäudes dienen. Prüfgegenstand dieser Norm sind Elemente aus Holz oder Stahl, welche mit metallischen Verbindungsmitteln an das Gebäude angeschlossen sind.

Die beiden Prüfnormen unterscheiden sich v.a. in Hinblick auf Prüfgeschwindigkeit und Zyklenanzahl. Von dem *EQ-Top* System wird vermutet, dass es sich bzgl. beider Parameter sehr sensitiv verhält. Durch die Verwendung dieser Normen wird eine Grenzwertbetrachtung des Einflusses dieser Parameter ermöglicht.

Die Übertragung dieser Normen auf das *EQ-Top* System ist kritisch zu prüfen, da ein relativ stabiles hysteretisches Verhalten innerhalb der Prüfzyklen unterstellt wird. Die Normen verlangen zyklische Verformungen in zwei Richtungen (positive und negative Verformungen). Bei der Übertragung der Prüfnormen auf das *EQ-Top* System wird nur in einer Richtung geprüft, da das Textil auf Druck keine Lasten aufnimmt.

2.3.3 Grundlagen: Das Zwischenrisselement

Bildet sich ein einzelner Riss in einem textilverstärkten Bauteil aus, so erfährt das Verstärkungstextil eine Belastung, die in guter Näherung der Situation im *Endverankerungsversuch* entspricht. Der in dieser Situation vorherrschende Belastungszustand auf den Verbund wird in der Literatur (z.B. in Schilde [108]) als Gleichgewichtsverbund bezeichnet.

Bilden sich beginnend von einem Einzerriss weitere Risse aus, so wirkt auf das Verstärkungstextil eine von beiden Rissufern induzierte Zugkraft. Der in dieser Situation vorherrschende Belastungszustand auf den Verbund geht vom reinen Gleichgewichtsverbund in einen Zustand des gemischten Gleichgewichts-/Verträglichkeitsverbunds über. Ist die Zugkraft von beiden Rissufern her gleich groß, so liegt ein reiner Verträglichkeitsverbund vor. Der Bereich zwischen zwei Rissen wird als Zwischenrisselement bezeichnet.

Die Begriffe Gleichgewichts- und Verträglichkeitsverbund können auch über die Belastungssituationen im *Endverankerungsversuch* bzw. bei einem Balken unter reiner Momentenbelastung erklärt werden (Schilder [108]).

Generell sind an einem Zwischenrisselement größere oder gleichgroße Textilkräfte zulässig wie in der Endverankerungssituation. In Pfeiffer [101] wird ein Verfahren zur Bestimmung maximal ertragbarer Textilkräfte am Zwischenrisselement hergeleitet. In Abbildung 2-12 wird ersichtlich, dass die Summe der von den Zwischenrisselementen (von Pfeiffer [101] als Verankerungselemente bezeichnet) aufgenommenen Differenzkräfte mit der Anzahl, der sich einstellenden Zwischenrisselemente steigt. Dieser grundlegende Zusammenhang findet sich auch in stark vereinfachter Form in CNR-DT 200 R1/2013 [28]. Hierbei werden die

zulässigen Grenzdehnungen des Textils in der Endverankerungssituation für einen Nachweis von Zwischenrisselementen pauschal erhöht.

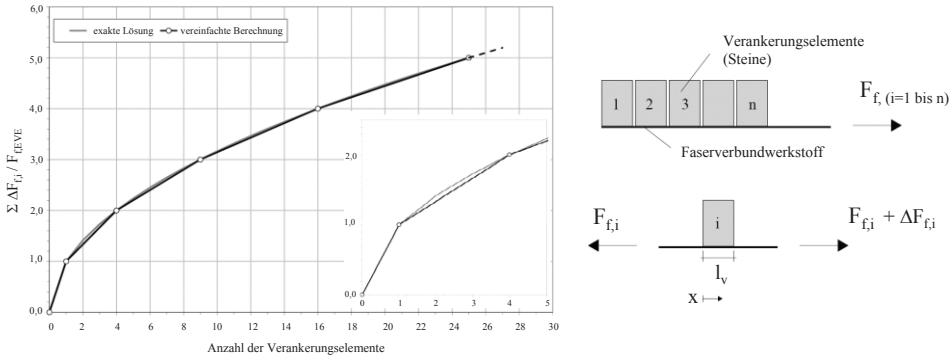


Abbildung 2-12: Quotient der Summe übertragbarer Verbundkräfte und Kraft im *Endverankerungsversuch* (F_{FEVE}) – Polygonzug als vereinfachte Berechnung der Grenzkurve aus Pfeiffer [101]

Für das *EQ-Top* System bleibt die Frage zu klären, unter welchen Bedingungen sich Zwischenrisselemente ausbilden, was in 5.3.2 untersucht wird. Eine Diskussion zulässiger Textildehnungen bzw. -kräfte für das *EQ-Top* System für den Fall, dass sich Zwischenrisselemente bilden erfolgt in 6.1.

2.3.4 Stand der Forschung

Im Folgenden wird die gesichtete Literatur, die sich größtenteils mit der experimentellen Untersuchung des Verbundverhaltens von extern applizierten *FVW*-Materialien, sowie in Schlitzen verklebten Lamellen beschäftigt, zusammenfassend dargestellt.

Tabelle 2-2: Gesichtete Literatur bzgl. des Verbundverhaltens von *FVW* auf Mauerwerk – Begriff EB bedeutet externally bonded (oberflächlich appliziert)

Jahr	Prüfkörper	Abmessungen der Prüfkörper	Mauerwerk	Versuchsart	Fasermaterial	Textiltyp	Matrix	Belastung	Quelle
2009	Kleinkörper: Fünf Steinreihen hoch	~350 x 400 x 110 mm	Ziegel	Endverankerung: Single-shear	NSM: Karbon; EB: Glas, Karbon	Laminat und Textilien	Keine Angabe	Statisch-monoton	Willis et al. [137]
2010	10 Einzelsteine	250 x 120 x 55 mm	Ziegel	Endverankerung: Double-shear	Karbon und Glas	Uniaxiale Textilien; wet lay-up Systeme	Epoxidharz	Statisch-monoton	Garbin et al. [59]
2010	Unbekannte Anzahl von Kleinmauerwerkskörpern (5 Steine übereinander); eine Einzelwand 2500 x 2500 x 110 (mit Fensteröffnung)	420 x 230 x 55 mm	Ziegel	Endverankerung: Single-shear und out-of-plane zyklisch belastete Mauerwerkswand (Airbag)	Karbon	NSM	Epoxidharz	Statisch-monoton	Su et al. [120]
2011	Unbekannte Anzahl von Kleinmauerwerkskörpern (5 Steine übereinander >2)	Keine Angabe	Ziegel	Endverankerung: Single-shear	Karbon und Glas	NSM und EB FRP	Epoxidharz	Statisch-monoton	Kashyap et al. [76]
2011	40 Kleinwandkörper	235 x 130 x 90 mm	Ziegel	Endverankerung: Single-shear	Karbon und Glas	Uniaxiale Textilien; wet lay-up Systeme	Epoxidharz	Statisch-monoton	Oliveira et al. [97]
2011	91 Einzelsteine und 24 Kleinwandkörper	(115-120) x (240-250) x (65-71); (750-910) x 740 x 115 mm	Kalksandstein und Ziegel	Endverankerung: Double-shear	Karbon und Glas	Textil (wet lay-up)	Epoxidharz (Variation der Viskosität) und hochfester Zementmörtel	Statisch-monoton	Seim et al. [115], Pfeiffer [101]
2012	Kleinkörper: Fünf Steinreihen hoch	~ 350 x 400 x 110 mm	Ziegel	Endverankerung: Single-shear	Karbon	NSM	Epoxidharz	Statisch-monoton und quasi-statisch-zyklisch	Kashyap et al. [77]
2012	Reine Numerik, bezieht sich auf Versuche aus Valuzzi et al. 2012	250 x 120 x 55 mm	Ziegel	Endverankerung: Single-shear und Double-shear	Glas, Karbon, Basalt, SRP (Steel reinforced polymer)	Uniaxiale Textilien; wet lay-up Systeme	Epoxidharz	Statisch-monoton	Ghiassi et al. [61]
2012	280 Einzelsteine	250 x 120 x 55 mm	Ziegel	Endverankerung: Single-shear und Double-shear	Glas, Karbon, Basalt, SRP (Steel reinforced polymer)	Uniaxiale Textilien; wet lay-up Systeme	Epoxidharz	Statisch-monoton	Valuzzi et al. [128]

Fortsetzung von Tabelle 2-2:

Jahr	Prüfkörper	Abmessungen der Prüfkörper	Mauerwerk	Versuchsart	Fasermaterial	Textiltyp	Matrix	Belastung	Quelle
2014	24 Einzelsteine	370 x 250 x 110 mm	Gelber Tuffstein	Unterschiedliche Endverankerungsversuche	Karbon, Glas, Basalt und Flachs	Uniaxiale Textilien; wet lay-up Systeme	Epoxidharz	Statisch-monoton	Ceroni et al. [25]
2014	20 Einzelsteine (zuerst mit Epoxidharz, danach mit weichem PU-Kleber)	250 x 120 x 55 mm	Ziegel	Endverankerung: Single-shear	Glas, Karbon, Basalt, SRP (Steel reinforced polymer)	Uniaxiale Textilien; wet lay-up Systeme	Epoxidharz und PU-Kleber (E-Modul: 8 N/mm ²)	Statisch-monoton	Kwiecień [82]
2014	Reine Numerik, bezieht sich auf Versuche aus Valuzzi et al. 2012	250 x 120 x 55 mm	Ziegel	Endverankerung: Single-shear und Double-shear	GFVW, CFVW, BFRP (Basalt), SRP (Steel reinforced polymer)	Uniaxiale Textilien; wet lay-up Systeme	Epoxidharz	Statisch-monoton	Ceroni et al. [24]
2014	29 Einzelsteine davon 7 Stück mit GFVW	235 x 113 x 115 mm	Kalksandstein und Ziegel	Modifizierter double-shear Endverankerungsversuch	GFVW und hybrides Multiaxial-Textil in Mörtel	GFVW (wet lay-up); Multiaxial in Mörtel	verschiedene Kleber und Mörtel	Statisch-monoton	Urban [126]
2015	42 Versuche an Einzelsteinen; 57 Versuche: 5-Steine und 4 Mortelfugen	MW: 315 x 120 x 250 mm; Einzelstein: 250 x 120 x 55 mm	Ziegel	Endverankerung: Single-shear und Double Shear	Glas, Karbon, Basalt, SRP (Steel reinforced polymer)	Uniaxiale Textilien; wet lay-up Systeme	Epoxidharz	Statisch-monoton	Felice et al. [52]
2016	20 Einzelsteine	200 x 100 x 55 mm	Ziegel	Endverankerung: Single-shear	Glas (MAPE-WRAP UNI-AX)	Uniaxiale Textilien; wet lay-up Systeme	Epoxidharz (Mapewrap 31)	Impulsartig: Freifallturm	Pereira et al. [100]

2.3.4.1 Zusammenfassung

Die überwiegende Mehrheit experimenteller Untersuchungen für extern applizierte oder in Schlitzten verklebte Verstärkungstextilien untersucht *FVW* mit Epoxidharzmatrizen. Hierbei werden die Verstärkungstextilien i.d.R. direkt mit unverputztem Mauerwerk verklebt. Lediglich Kwiecień [82] und Urban [126] verwenden wesentlich weichere Polyurethanklebstoffe. Als einziger untersucht Urban [126] verputzte Mauerwerkskörper als Trägergrund.

Zur Untersuchung des Verbundverhaltens werden überwiegend *Endverankerungsversuche* durchgeführt. Das hierbei i.d.R. beobachtete Versagen ist eine kohäsive Verbundentkopplung im Trägersubstrat, wobei oft eine mehrere Millimeter dicke Schicht des Trägersubstrats auf dem Verstärkungstextil verbleibt. Bei den verputzten Trägersubstraten von Urban [126] ist meist eine Putzablösung festzustellen.

Zur Quantifizierung der Höchstlasten für diesen Versagensmechanismus hat sich das τ - Δ -Konzept weitestgehend durchgesetzt. Es werden meist bilineare, über die Verbundlänge unveränderliche Funktionen angenommen (Su et al. [120], Kashyap et al. [76], Valuzzi et al. [128] und Ceroni et al. [24]). Alternativ finden sich tri-lineare (Ghiassi et al. [61]) und exponentielle Ansätze (Garbin et al. [59]). In Willis et al. [137] werden τ - Δ -Beziehungen über Dehnungsmessungen ermittelt. Es wird eine über die Verbundlänge variable τ - Δ -Beziehung festgestellt.

Als einzige Arbeiten befassen sich Seim et al. [115] und Pfeiffer [101] mit dem Zwischenrisselement. In dem Referenzdokument CNR-DT 200 R1/2013 [28] werden aber Bemessungsformeln zur Ermittlung des Bauteilwiderstands am Zwischenrisselement gegeben. Anmerkungen zu dem Formelwerk nach CNR-DT 200 R1/2013 [28] zum Zwischenrisselements unter Berücksichtigung der Arbeiten von Seim et al. [115] und Pfeiffer [101] finden sich in 6.1.

Nur eine Veröffentlichung berichtet von Versuchen zum Verbundverhalten unter zyklischer Belastung (Kashyap et al. [77]). Die hierbei durchgeführten *Endverankerungsversuche* mit einem erdbebenähnlichen Belastungsprogramm (low cycle fatigue) von in Schlitzten geklebten Lamellen in Mauerwerkskörpern weisen geschlossene Hysteresen ab dem zweiten Ansteuern eines Verformungsziels auf. Konsequenzen auf den Bauteilwiderstand unter Berücksichtigung der Hystereseform werden aber nicht formuliert.

Versuche mit auf Mauerwerk applizierten Glasfasertextilien mit Epoxidharzmatrizen deuten auf sehr kleine Verankerungslängen hin (s. Valuzzi et al. [128] und Felice et al. [52]). Bei der Verwendung von weicheren Polyurethanklebstoffen können wesentlich größere Verankerungslängen beobachtet werden (s. Kwiecień [82] und Urban [126]).

Pereira et al. [100] untersuchen die Dehnratenabhängigkeit von Trägergrund und Matrix im Erdbebenfall. Es wird festgestellt, dass bzgl. des Trägergrundes keine dehnratenabhängigen Effekte zu erwarten sind. Bei Epoxidharzmatrizen wird experimentell nachgewiesen, dass

die Verbundfestigkeit bereits ab Schlupfraten von ca. 0,1 mm/ms stark zunimmt. Ein Einfluss der Dehnratenabhängigkeit auf den Verbund unter Erdbebenbelastung wird somit als möglich angesehen.

2.4 Mit Faserverbundwerkstoffen verstärktes Mauerwerk – Bauteilverhalten und Bemessung nach Richtlinien

Im Rahmen dieser Arbeit liegt der Fokus auf *FVW*, die auf der Mauerwerksoberfläche mit organischen Matrizen appliziert. Darüber hinaus wird in Hinblick auf das Einsatzgebiet von *EQ-Top* die Betrachtung auf *FVW* zur Biegeverstärkung beschränkt. Auf eine umfassende Literaturrecherche bezüglich des Bauteilverhaltens von faserverstärktem Mauerwerk auch unter Schubbelastung wird auf Urban [126] verwiesen.

2.4.1 Stand der Forschung

Da in Urban [126] bereits eine Recherche bezüglich der Beschreibung des Bauteilverhaltens von *out-of-plane* belasteten, faserverstärktem Mauerwerk durchgeführt wurde, werden im Rahmen der eigenen Literaturrecherche schwerpunktmäßig die Veröffentlichungen der letzten zehn Jahre erfasst. Um aber dennoch ein möglichst umfassendes Gesamtbild zu präsentieren, wird auch die von Urban [126] gesichtete Literatur berücksichtigt. Tabelle 2-3 stellt die von Urban [126] gesichtete Literatur zusammenfassend dar. Tabelle 2-4 stellt die vom Autor gesichtete Literatur zusammenfassend dar.

Tabelle 2-3: Von Urban [126] erfasste Literatur bzgl. *out-of-plane* Tragverhalten von *FVV*-verstärktem Mauerwerk (Bauteilebene)

Jahr	Prüfkörper	Abmessungen der Prüfkörper	Mauerwerk	Versuchsart	Fasermaterial	Textiltyp	Matrix	Belastung	Quelle
1995	3 Wände, 2x mit Faserverstärkung	1778 x 1829 mm	Ziegel	4-Punkt Biegung	Glas	wet lay-up Systeme	Epoxidharz	Monoton und zyklisch	Reinhorn et al. [104]
1998	10 Wände (13 Versuche)	6 x (1825 x 1190 mm); 4 x (4000 x 1200 mm)	Beton-Hohlblock	4-Punkt Biegung	Karbon und Glas	wet lay-up Systeme	Epoxidharz	12 x statisch monoton; 1 x statisch zyklisch	Albert [4]
1998	6 Kleinwandkörper, 4x verstärkt 2x unverstärkt;	900 x 120 x 400 mm	Gelochte Ziegel	4-Punkt Biegung	Karbon	Laminate	Epoxidharz	Statisch-monoton	Triantafillou [123]
1998	Mind. 2 Wände	300 x 300 x 24 mm; 200 x 200 x 24 mm	Kalksandstein	Gleichm. Druck (Airbag); Balken auf 2 Stützen	Karbon	Grobes Gitter	Epoxidharz vergüteter Mörtel	Quasi-statisch zyklisch	Kolsch [79]
1998	Unbekannte Anzahl von kleinen Mauerwerksbalken; 7 Kleinwandversuche	Kleinwände: 3 x (1300 x 1300 mm); 3 x (1300 x 790 mm); 1 x (1300 x 560 mm)	Ziegel	Gleichm. Druck (Airbag); Balken auf 2 Stützen	Aramid und Karbon	wet lay-up Systeme	Epoxidharz und Vinytester	Statisch-monoton	Gilstrap et al. [62]
1999	3 Wände	710 x 1219 mm	Ziegel	Gleichm. Druck (Airbag); Balken auf 2 Stützen	Glas	wet lay-up Systeme	Epoxidharz	Quasi-statisch zyklisch	Ehsani et al. [50]
1999	3 Wände – 4 Versuche	2438 x 1219 mm	Beton-Hohlblock	Keine Angabe	Karbon	Laminate	Epoxidharz	2 x statisch monoton; 2 x statisch zyklisch kraftgesteuert	Vandergift et al. [129]
2000	6 Balken	216 x 102 x 1450 mm	Ziegel	4-Punkt Biegung	Glas	wet lay-up Systeme	Epoxidharz	Statisch-monoton	Velazques-Dimas et al. [133]
2000	Keine Versuche	Herleitung von Bemessungsformeln	Ziegel	Gleichm. Druck (Airbag); Balken auf 2 Stützen	Glas	wet lay-up Systeme	Epoxidharz	Quasi-statisch zyklisch	Velazques-Dimas et al. [131]
2000	4 Wände	3 x (1420 x 1220 mm); 1 x (1220 x 2470 mm)	Ziegel	Gleichm. Druck (Airbag); Balken auf 2 Stützen	Glas	wet lay-up Systeme	Epoxidharz	Quasi-statisch zyklisch	Velazques-Dimas et al. [132]

Fortsetzung Tabelle 2-3

Jahr	Prüfkörper	Abmessungen der Prüfkörper	Mauerwerk	Versuchsart	Fasermaterial	Textiltyp	Matrix	Belastung	Quelle
2001	4 Kleinwände; 2 große Wände	1800 x 610 mm; 4700 x 1220 mm	Beton- Hohlblock	Gleichm. Druck (Airbag); Balken auf 2 Stützen	Glas	wet lay-up Systeme	Epoxidharz	Statisch-monoton	Hamilton et al. [68]
2002	26 Kleinwände	95 x 600 x 1200 mm	Betonstein; Ziegel	4-Punkt Biegung	Glas und Aramid	Laminate	Epoxidharz	Quasi-statisch zyklisch	Tumialan et al. [125]
2002	10 Kleinwände	1220 x 610 x 95 mm	Betonstein; Ziegel	4-Punkt Biegung inkl. variabler Randenspannung	Glas	Laminate	Epoxidharz	Statisch-monoton	Galati et al. [58]
2002	6 Kleinwände, 4 x mit Faserver- stärkung	1440 x 1670 mm	Gelochte Ziegel	Gleichm. Druck (Airbag); Balken auf 2 Stützen	Karbon	Laminate	Epoxidharz	Statisch-monoton	Hoepfner et al. [71]
2002	18 Kleinwände	900 x 600 x 200 mm	Beton- Hohlblock	4-Punkt Biegung	Glas	wet lay-up Systeme	Epoxidharz	Statisch-monoton (kraftgesteuert)	Hamouh et al. [69]
2003	8 Wände; 9 Versuche	4000 x 1200 mm (1:1)	Beton- Hohlblock	4-Punkt Biegung	Glas	wet lay-up Systeme	Epoxidharz	Quasi-statisch zyklisch mit konstanter Normalkraft (Spannfeder)	Kuzik et al. [81]
2007	4 Wände (3 x verstärkt)	2640 x 2640 mm	Ziegel	Gleichm. Druck (Wasserdruck); Balken auf 2 Stützen	Glas und Karbon	Laminate	Epoxidharz	Quasi-statisch zyklisch	Mosallam [93]
2007	12 Kleinwände	1300 x 400 x 85 mm	Gelochte Ziegel	3-Punkt Biegung	Karbon	Grobes Gitter und laminierte Streifen	Epoxidharz und anorgani- sche Matrizen (Mörtel)	Quasi-statisch zyklisch	Papanicolaou et al. [98]

Tabelle 2-4: Gesicherte Literatur bzgl. *out-of-plane* Tragverhalten von *FVW*-verstärktem Mauerwerk (Bauteilebene)

Jahr	Prüfkörper	Abmessungen der Prüfkörper	Mauerwerk	Versuchsart	Fasermaterial	Textiltyp	Matrix	Belastung	Quelle
2003	4 Wände in situ	2440 x 2440 x 330 mm	Im Kreuzverband hergestellte HLZ Wand als Ausfachung in Stahl-betonrahmen (Schlankheit ~8)	Konzentrierte Lasteinleitung; 3-Punkt Biegung	Glas	wet lay-up Systeme	Epoxidharz	quasi-statisch zyklisch	Tumialan et al. [124]
2004	30 Kleinwände	1000 x 1000 mm	Vollziegel (verputzt)	Konzentrierte Lasteinleitung; 3-Punkt Biegung	Karbon und Glas	wet lay-up Systeme	Epoxidharz und Polyesterharz	statisch monoton	Tan et al. [122]
2006	8 Wände; 6 davon mit Öffnung; 4 davon mit vertikaler Vorspannung; Lagerung zur Realisierung von 2-achsiger Biegung	8 Wände (4000 x 2500 mm und 2500 x 2500 mm)	Vollziegel	Gleichm. Druck (Airbag)	keine Verstärkung	kein Textil	keine Matrix	quasi-statisch zyklisch	Griffith et al. [63]
2009	3 Wände (FVW mit Streifen); 1 Wand (NSM)	3 x 2500 x 4000 mm; 1 x 2500 x 4000 mm	Vollziegel	Gleichm. Druck (Airbag)	Karbon und Glas	Laminat und in Schlitzen verklebte Karbonstreifen	Epoxidharz	statisch-monoton u. teilweise zyklisch	Willis et al. [138]
2010	6 Wände; 4 x verstärkt 2 x unverstärkt	2060 x 1050 mm	Betonhohlblock	4-Punkt Biegung	Karbon und Glas	wet lay-up Systeme	Epoxidharz	statisch-monoton	Hamed et al. [67]
2011	14 Wände (Maßstab 1:1); Davon 10 verstärktt	2440 x 2440 mm und 2440 x 3910 mm	Betonstein	Gleichm. Druck (Airbag)	Glas	Laminat	Epoxidharz	statisch-monoton	Lunn et al. [85]

Fortsetzung Tabelle 2-4

Jahr	Prüfkörper	Abmessungen der Prüfkörper	Mauerwerk	Versuchsart	Fasermaterial	Textiltyp	Matrix	Belastung	Quelle
2014	Reine Analytik/ Numerik	2440 x 2440 mm und 2440 x 3910 mm	Betonstein	Gleichm. Druck (Airbag)	Glas	Laminat	Epoxidharz	statisch- monoton	Lunn et al. [86]
2014	27 kleine Balken	390 x 1310 x 120 mm	Hohllochziegel	4-Punkt Biegung	Karbon, Flachs, Hanf/Basalt, Glas	wet lay-up Systeme	Epoxidharz, Zementmörtel und mit Magnesium versetzter Zementmörtel	statisch monoton	Valluzzi et al. [127]
2014	35 Kleinwandkörper davon 16 mit GFVW	492 x 115 x 360 mm; 980 x 190 x 155 mm	Kalksandstein und Hohlloch- ziegel	Konzentrierte mittige Last- einleitung (bei 30 Versuchen zusätzlich konstanter Querdruck)	Glas und Hybrides Multiaxial- System in Mörtel (Applikation auf Gipsputz)	Textilgewebe; wet lay-up Systeme	verschiedene Kleber und verschiedene Mörtel	statisch monoton	Urban [126]
2014	4 Wände (1:1)	2500 x 2800 mm	Hohllochziegel	Dynamische, uniaxiale Erdbebenbean- spruchung	Glas – biaxial (Applikation auf Zement- putz)	Textilgewebe; wet lay-up Systeme	Polyesterklebstoff	dynamisch	Urban [126]
2016	6 skalierte Kleinwandkörper	880 x 880 x 105 mm	Im Kreuzverband hergestellte Vollziegel- körper inkl. Putz aus Feinbeton auf der Druckzonnenseite	Konzentrierte mittige Lasteinleitung induziert zwei-achsige Biegung	Glas	wet lay-up Systeme	Epoxidharz	statisch monoton	Sisiani, N., R. et al. [118]

2.4.1.1 Zusammenfassung

Die überwiegende Mehrzahl der gesichteten Veröffentlichungen untersucht unverputzte Mauerwerksbiegekörper, welche mit Epoxidharz verklebten Textilstreifen verstärkt sind. Die Mauerwerkskörper bilden meist die Situation einer Belastung senkrecht zur Lagerfuge ab (Bruchfläche parallel zur Lagerfuge) – bei einem statischen System eines Einfeldbalkens. Hiervon abweichend sind die Arbeiten von Hamed et al. [67], Lunn et al. [85, 86], Urban [126] und Sistani, N., R. et al. [118] zu erwähnen. Hamed et al. [67] und Urban [126] untersuchen u.a. verstärkte Mauerwerksbalken mit Bruchfläche senkrecht zur Lagerfuge, stellen aber keine grundlegenden Abweichungen zur Situation mit Bruchfläche parallel zur Lagerfuge fest. Lunn et al. [85, 86] untersuchen den Einfluss der Interaktion zwischen Mauerwerksausfachung und verstärkter Mauerwerkswand. Es wird experimentell gezeigt, dass die Effektivität einer nachträglichen extern applizierten Verstärkung stark gemindert wird, falls es zum Herausgleiten der Ausfachungswand aus dem angrenzenden Rahmen kommt. Es werden verschiedene Verankerungstechniken des Textils auf dem angrenzenden Rahmen in Hinblick auf ihre laststeigernde Wirkung untersucht (s. Abbildung 3-6). Sistani, N., R. et al. [118] führen eine Versuchsreihe an zweiachsig tragenden *out-of-plane* belasteten Mauerwerkskörpern durch, welche mit einem *FVW* System verstärkt sind, welches auf einen zementösen Putz appliziert wird. Es wird ein analytisches Bemessungskonzept vorgestellt, welches die unterschiedlichen Materialeigenschaften einer geschichteten Druckzone abbilden kann.

Veröffentlichungen aus dem US-amerikanischen Raum, Kanada und Australien stellen den größten Teil der Datenbasis zum Bauteilverhalten *FVW*-verstärkter Mauerwerkswände. Meist werden hierbei die Versagensmodi *FVW*-Bruch bzw. Mauerwerksdruckbruch beobachtet. Die hierbei gemessenen *FVW*-Dehnungen liegen deutlich unterhalb der Werte aus Zugversuchen am nicht applizierten *FVW* (Reinhorn et al. [104], Albert [4] und Velazques-Dimas et al. [131, 132, 133]). Versuche finden meist auf Mauersteinen mit hoher Festigkeit statt (oftmals Betonstein). Eine Übertragbarkeit dieser Versuchsergebnisse auf beispielsweise europäische Bauweisen ist daher nur eingeschränkt möglich.

Zur Bemessung auf Querschnittsebene haben sich Verfahren in Anlehnung aus dem Stahlbetonbau etabliert (Tan et al. [122], Triantafillou [123] und Sistani, N., R. et al. [118]). Es existieren Bemessungsdiagramme (Triantafillou [123]) zur Festlegung des Bewehrungsgrads für die *balanced condition* (Mauerwerksdruckbruchwiderstand = Verbundentkopplungswiderstand).

Zyklische Bauteilversuche weisen meist eingeschnürte Hysteresen auf (Ehsani et al. [50], Velazques-Dimas et al. [131, 132, 133] und Kuzik et al. [81]). Dissipatives Verhalten wird überwiegend auf Reibungsvorgänge im Mauerwerk zurückgeführt (Griffith et al. [63]). Solche Reibungsvorgänge treten dabei vornehmlich in schubbelasteten Mauerwerkswänden auf. Diese Erkenntnis wird im Rahmen der eigenen Arbeit im Umkehrschluss aufgegriffen, nämlich, dass bei vorwiegendem Biegeversagen, mögliche dissipative Mechanismen, nicht durch das Mauerwerk entstehen können.

Für Mauerwerkswände, bei welchen sich nur wenige, vereinzelte Risse bei Versagen einstellen, werden Dehnungen im Verstärkungstextil gemessen, welche den Dehnungen bei Verbundentkopplung im *Endverankerungsversuch* entsprechen (Willis et al. [138]).

Verbundentkopplungsvorgänge flächig applizierter und dehnweicher Textilien werden als stabiler beschrieben, als bei streifenweise applizierten und dehnsteifen Textilien (Hamed et al. [67]).

Hamoush et al. [69] zeigen, dass die Schubtragfähigkeit von Mauerwerkswänden, welche oberflächlich mit *FVW* verstärkt sind, nicht beeinflusst wird. Es kann außerdem gezeigt werden, dass die Schubtragfähigkeit mit dem Formelwerk für unverstärktes Mauerwerk ausreichend genau bestimmt werden kann.

Die Arbeiten von Galati et al. [58], Tumialan et al. [124] und Tumialan et al. [125] befassen sich u.a. mit dem *arching effect*. In Tumialan et al. [124] wird der *arching effect* bewusst erzwungen. Experimente an verstärkten Wänden führen zu einem Mauerwerkdruckversagen am Wandfuß. Die hierbei festgestellte Verstärkungswirkung von *FVW*-Streifen als Biegebewehrung ist erwartungsgemäß relativ gering. In Tumialan et al. [125] wird gezeigt, dass eine wesentliche Wirkung des *arching effects* ab Wandschlankheiten größer als 20 ausgeschlossen werden kann.

Urban [126] führt Versuche an jeweils einer verstärkten und einer unverstärkten Mauerwerkswand in Rütteltischversuchen durch. Die Mauerwerkswände werden im Maßstab 1:1 realisiert und mit verschiedenen Beschleunigungs-Zeit-Verläufen beaufschlagt. Für einen Versuchsaufbau mit Wänden ohne Öffnungen werden Fußpunktbeschleunigungen von 1,89 g bei Versagen der unverstärkten Wand gemessen. Die verstärkte Wand weist bei einer Fußpunktbeschleunigung von 2,97 g noch keine größeren Schäden auf. Das verwendete Verstärkungssystem weist in wesentlichen Punkten ähnliche Eigenschaften auf, wie das im Rahmen der eigenen Arbeit untersuchte Verstärkungssystem. Die eigene Arbeit baut unmittelbar auf die Arbeit von Urban auf und es werden teilweise Versuchsaufbauten übernommen.

2.4.2 Bemessung nach Richtlinien bzw. Normen

2.4.2.1 Bemessung von *out-of-plane* belastetem, textilverstärktem Mauerwerk nach CNR-DT CNR-DT 200 R1/2013 [28]

Die italienische Richtlinie CNR-DT 200 R1/2013 [28] befasst sich mit der Verstärkung bestehender Strukturen sowohl aus Stahlbeton sowie Mauerwerk mittels extern applizierter *FVW*. Die Richtlinie enthält auch Ausführungen speziell für *out-of-plane* belastetes Mauerwerk unter Erdbebenbelastung. Hierfür werden drei Schadensszenarien beschrieben.

- Szenario 1: Kippmechanismen (*overturning*): Ablösen von Mauerwerkswänden von orthogonal angeschlossenen Wänden (s. Abbildung 3-1 – links)
- Szenario 2: Biegung mit Belastung senkrecht zur Lagerfuge (s. Abbildung 3-1 – rechts)
- Szenario 3: Biegung mit Belastung parallel zur Lagerfuge

Entsprechend der Ausführungen aus Kapitel 3 ist eine Untersuchung von Szenario 1 nicht Gegenstand dieser Arbeit und wird nicht weiter betrachtet.

Szenario 2 berücksichtigt auch eine Normalkraft durch angrenzende Geschosse, sowie das Eigengewicht der Wand. Bei der Nachweisführung soll das Herausfallen der Wand unter Bildung einer *zwei Körper Gelenk-Kinematik* unterbunden werden. Eigengewicht und Normalkraft wirken hierbei der Belastung entgegen. Die Erdbebenbelastung soll als konzentrierte Einzellast in Feldmitte angesetzt werden. Wird eine Verstärkung angeordnet, so erhöht sich der Widerstand in Feldmitte, um das durch die Verstärkung induzierte innere Moment.

Bei Szenario 3 wird bei der Nachweisführung das Vorhandensein eines Druckbogens unterstellt. Ist die Mauerwerkswand unverstärkt, so gilt sie als nachgewiesen, wenn die Horizontalbelastung z.B. aus Erdbeben kleiner ist, als der Widerstand des Druckbogens. Der Widerstand des Druckbogens ist hierbei abhängig von der Wandgeometrie und der Mauerwerksdruckfestigkeit. Für den Fall, dass die Wand verstärkt wird, wird empfohlen, mögliche Kräfte aus der Bogenwirkung zu vernachlässigen und die Nachweisführung in Anlehnung Szenario 2 durchzuführen.

Bei der Übertragung dieser Schadensszenarien auf den Anwendungsbereich von *EQ-Top* werden vom Autor folgende Anpassungen vorgeschlagen:

- Schadensszenario 1 wird nicht weiter untersucht
- Schadensszenario 2 stellt den Referenzfall dar, allerdings ist bei dem *EQ-Top* System von schlanken Wänden mit einer vernachlässigbaren Normalkraft auszugehen. Es wird empfohlen auf die günstige Wirkung von Normalkraft und Eigengewicht zu verzichten.
- Bei Schadensszenario 3 ist bei Ausschließen eines zuvor eintretenden Schadensszenario 1 eine Verstärkung durch *EQ-Top* ggf. sinnvoll.

Bezüglich des Nachweisformats von Mauerwerksbauteilen unter Biegebelastung weist die Richtlinie einige Gemeinsamkeiten mit der US-amerikanischen Richtlinie ACI 440.7R-10 [3] auf. Beispielsweise wird der Nachweis der Tragfähigkeit ebenfalls auf Querschnittsebene mit Hilfe des Spannungsblockverfahrens geführt. Ein Unterschied besteht in der Ermittlung der Grenzdehnung des *FVV* bei Verbundentkopplung. Im Gegensatz zur ACI-Richtlinie verfolgt die italienische Richtlinie ein bruchmechanisches Konzept, wobei in Abhängigkeit

der Materialkennwerte des Trägergrundes, sowie des *FVW* die Grenzdehnungen des *FVW* bei Verbundentkopplung durch den Anwender ermittelt werden können. Die Nachweisführung berücksichtigt hierbei unterschiedliche Grenzdehnungen, je nachdem ob ein Endverankerungs- oder Zwischenrisselementnachweis geführt wird. Die Richtlinie basiert auf Veröffentlichungen, in denen ausnahmslos steife Epoxidharze als *FVW*-Matrix/Klebstoff verwendet wurden.

Tabelle 2-5: CNR-DT Regelungen bzgl. Biegeverstärkung

Schubversagen d. Mauerwerks	Nachweise wie für unverstärktes Mauerwerk
Langzeit- u. Umwelteinflüsse	Reduktion Grenzdehnungen des <i>FVW</i> mit Faktoren
Biegenachweis: – <i>FVW</i> -Widerstand	Nachweis der Verbundentkopplung bzw. <i>FVW</i> -Versagen über Grenzdehnung
<i>FVW</i> -Materialverhalten	Linear-elastisch bis Bruch
Biegenachweis: – Mauerwerkswiderstand	Nachweis des Biegedruckwiderstandes – Spannungsblockverfahren mit max. Grenzstauchung (Bernoulli gültig: Ebenbleiben des Querschnitts)
Mauerwerk-Materialverhalten	Nichtlinearität abgebildet durch Plastizieren der Druckzone. Spannungsblockbeiwerte werden für hohe Druckzonenausnutzung gegeben. Spannungsblockbeiwerte auf Basis von bilinearen, elastisch-ideal plastischen Materialverhalten mit Bruchstauchungen von 3,5 %
Sonstiges	Formelwerk für bruchmechanisches Konzept setzt kohäsives Versagen des Trägergrundes voraus. Nachweisformat für Zwischenrisselement liefert streuende Materialwiderstände bis 100 % und sollte kritisch geprüft werden.

In 6.1 wird ein kraftbasiertes Quantifizierungskonzept für das *EQ-Top* System erarbeitet, welches in großen Teilen an CNR-DT 200 R1/2013 [28] angelehnt ist.

Im Anhang B wird das Formelwerk nach CNR-DT 200 R1/2013 [28] detailliert vorgestellt und erläutert.

2.4.2.2 Bemessung von *out-of-plane* belastetem, textilverstärktem Mauerwerk nach ACI 440.7R-10 [3]

Die US-amerikanische Richtlinie ACI 440.7R-10 [3] dient als Hilfestellung zur Auswahl und Bemessung von extern applizierten *FVW* für Mauerwerk. Im Rahmen dieser Richtlinie werden als Verstärkungsmethoden sowohl in Schlitzten verklebte Lamellen sowie flächig verklebte Textilien erfasst. Die Richtlinie bietet zudem ein Formelwerk zur Bemessung für *in-plane* und *out-of-plane* belastetes Mauerwerk, wobei ausdrücklich der Einsatz von *FVW*-Systemen zur Erdbebenverstärkung betont wird. Die Norm schließt explizit Ausfachungsmauerwerk aus, da der Versagensmodus des Herauskippen eines Mauerwerkskörpers aus einem umgebenden Stahlbetonrahmen hier nicht geregelt ist. In den Arbeiten Lunn et al.

[85, 86] wird gezeigt, dass die Richtlinie auch für Mauerwerksausfachung angewendet werden kann, wenn beispielsweise der Versagensmodus des Herauskippen durch zusätzliche Verankerungsmaßnahmen unterbunden wird. Die Richtlinie basiert auf Veröffentlichungen, in denen ausnahmslos steife Epoxidharze oder Vinylester als *FVW*-Matrix/Klebstoff verwendet wurden. Die Nachweisführung auf Querschnittsebene weist viele Gemeinsamkeiten mit CNR-DT 200 R1/2013 [28] auf. Beispielsweise wird ebenfalls das Spannungsblockverfahren unter Annahme der Gültigkeit der Bernoulli-Hypothese in Kombination mit plastizierendem Materialverhalten des Mauerwerks verwendet. Ein wesentlicher Unterschied besteht hingegen auf der Ermittlung zulässiger Textildehnungen. Hier werden systemspezifische, feste Werte gegeben – unabhängig von der Nachweisstelle und des Rissbilds. Da die eigene Arbeit die Ermittlung der *Bruchenergie* sowie der τ - Δ -Beziehungen des *EQ-Top* Systems als zentrale Gegenstände betrachtet, wird auf eine detaillierte Ausführung des Formelwerks verzichtet.

2.5 Numerische Modellierung von verstärktem Mauerwerk (Belastungsfall out-of plane)

2.5.1 Numerische Modellierung von verstärktem Mauerwerk

Bei der Modellierung von *FVW*-verstärktem Mauerwerk unter *out-of-plane* Belastung muss v.a. bzgl. der Modellierung zur Abbildung des Verbundverhaltens und des Bauteilverhaltens unterschieden werden. Während es zum Thema Verbundmodellierung bereits eine Vielzahl von Veröffentlichungen gibt, so trifft dies bei der Modellierung auf Bauteilebene nicht zu.

Bei der Modellierung des Verbundverhaltens hat sich weitestgehend das Konzept einer schubspannungsübertragenden Grenzschicht zwischen Textil und Trägersubstrat durchgesetzt. Ein Versagen dieser Schicht wird dabei über bruchmechanische Konzepte realisiert, wobei meist bilineare Ansätze Verwendung finden (Ceroni et al. [24], Kashyap et al. [76] und Su et al. [120]). Vereinzelt finden sich auch alternative Ansätze (trilineare Beziehungen in Ghiassi et al. [61], exponentielle Ansätze in Garbin et al. [59]). Bei vorwiegend kohäsiv, durch Verbundentkopplung versagenden, epoxidharzbasierten, *textilen Ertüchtigungssystemen* ist eine solche Modellierung v.a. in Hinblick auf die Ermittlung von Spannungs- Dehnungsverläufen im Trägergrund, sowie dem globalen Verformungsverhalten, kritisch zu prüfen. Dies liegt darin begründet, dass der Versagensmodus in der Grenzschicht erzwungen wird, und unabhängig vom Spannungszustand des Trägersubstrats ist, was in der Realität nicht der Fall ist. Eine alternative Vorgehensweise ist in Kwiecień [82] zu finden. Hier wird die weiche Klebschicht als hyperelastisches Material mit Kontinuumselementen modelliert. Dies hat einerseits den Vorteil, dass sich die Eigenschaften der Grenzschicht über Versuche am

ausgehärteten Klebstoff (beispielsweise Zugprüfungen) bestimmen lassen. Der auf bruchmechanischen Konzepten basierende Entkopplungsvorgang kann aber nicht abgebildet werden.

Bei der Modellierung auf Bauteilebene finden sich Veröffentlichungen, welche verstärktes Mauerwerk als diskrete Mauerwerksblöcke unter Annahme einer gegebenen Schadenskinematik und Mitwirkung der Verstärkung als Zugbewehrung annehmen (Su et al. [120] und Tumialan et al. [124]). In Tumialan et al. [124] wird die Wirkung der textilen Bewehrung über eine Rissöffnungs-Textilzugkraft Beziehung implementiert.

In Su et al. [120] wird die textile Bewehrung in Interfacelementen eingebettet, welche die lokalen τ - Δ -Beziehungen abbilden. Hamed und Mitautoren entwickeln in ihren Veröffentlichungen Hamed et al. [65], Hamed et al. [66] und Hamed et al. [67] ein numerisches Modell auf Mikroebene mit getrennter Betrachtung von Mauerstein, Mörtelfuge, Klebstoff und Textil. Der implementierte Rissbildungsprozess kann nur in der Mörtelfuge stattfinden. Materielle Nichtlinearitäten des Mauerwerks unter Druckbelastung werden für die Mauerwerksfuge berücksichtigt. Die Textilentkopplung wird als zweistufiger Prozess modelliert und wird stets in unmittelbarer Nähe eines Risses in der Mörtelfuge initiiert. Das Modell beruht auf miteinander verknüpften Timoshenko-Balkenelementen.

Die eigenen numerischen Modelle, die auf Basis der Methode der finiten Elemente beruhen, verfolgen einen Modellierungsansatz auf Mesoebene (zur Klassifizierung von Modellierungsstrategien von Mauerwerk s. Mistler [90]). Diese Modelle werden in 5.1.4 näher erläutert.

2.5.2 Numerische Modellierung von Mauerwerk – Ein alternativer Ansatz

Im Folgenden wird ein Verfahren vorgestellt *out-of-plane* belastetes, unverstärktes Mauerwerk, unter dynamischer Beanspruchung auf ein EMS-System zu reduzieren. Unter den Annahmen, dass eine *out-of-plane* belastete Mauerwerkswand unter Ausbildung einer *zwei Körper Gelenk-Kinematik* versagt und die Mauerwerkskörper als starr angenommen werden können, kann das statische System zu einem EMS-System vereinfacht werden und die Bewegungsgleichung lautet nach Doherty [44]:

$$a_m(t) + \frac{2}{3} \left(\frac{c}{M_e} \right) v(t) + \frac{3}{2} \left(\frac{K_s(t)}{M_e} \right) \Delta(t) = -\frac{3}{2} \left(\frac{c}{M_e} \right) a_g(t) \quad (2.13)$$

$a_m(t)$	Relativbeschleunigung der Mauerwerkskörper
c	geschwindigkeitsproportionale Dämpfung
M_e	Modale Masse: 75% der Gesamtmasse (s. Doherty et al. [45])

- $K_s(t)$ Steifigkeit einer experimentell ermittelten Last-Verformungskurve bzgl. einer *out-of-plane* Verformung in Wandmitte (s. Abbildung 2-13)
- $a_g(t)$ Fußpunktbeschleunigung einer *out-of-plane* belasteten Wand

In Abbildung 2-13 wird ersichtlich, dass die Kraft-Verformungsbeziehungen nichtlinear sind, weswegen Gleichung (2.13) über direkte Zeitintegration unter Berücksichtigung der verformungsabhängigen Steifigkeit gelöst werden muss. Der Widerstand einer unverstärkten Wand wird hierbei durch die Normalkraft bzw. das Eigengewicht der Starrkörper aktiviert. Ein Versagen der unverstärkten Wand tritt bei einem Stabilitätsverlust der *zwei Körper Gelenk-Kinematik* auf. Die Materialdegradierung des Mauerwerks durch die zyklische Belastung wird experimentell ermittelt und mittels einer trilinearen Kraft-Verformungskurve abgebildet (s. Abbildung 2-13).

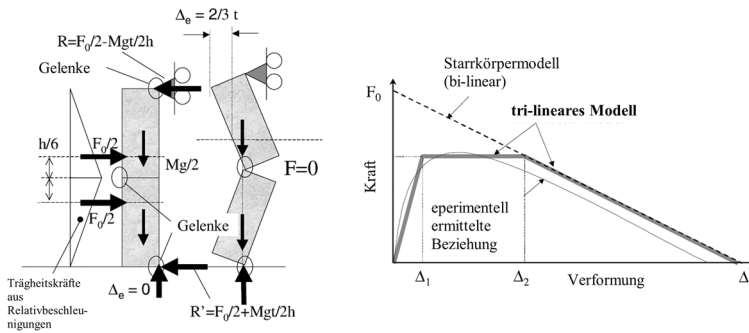


Abbildung 2-13: *Out-of-plane* belastete Mauerwerkswand aus Doherty et al. [45]: Links: Wirkende Kräfte bei angenommener *zwei Körper Gelenk-Kinematik* – Rechts: Experimentell ermittelte Last-Verformungskurve und mögliche Fittings

In Doherty et al. [46] wird dieser Modellierungsansatz mit experimentellen Ergebnissen verglichen, und es zeigen sich gute Übereinstimmungen bzgl. Verformungen und Beschleunigungen in Wandmitte.

Dieser Modellierungsansatz wird im Rahmen dieser Arbeit auf textilverstärktes Mauerwerk übertragen. Das numerische Modell wird in 5.1.3 näher erläutert.

3 EQ-Top als Verstärkungsmaßnahme von Mauerwerk

3.1 Erdbebenschäden von nicht tragendem, out-of-plane belastetem Mauerwerk

Wie Bestandsaufnahmen der Gebäudeschäden nach jüngeren Erdbeben in Italien (z.B. L'Aquila Erdbeben im Jahr 2009 – Bestandsaufnahme in Braga et al. [19]) gezeigt haben, sind v.a. nicht tragende Wände durch eine *out-of-plane* Belastung besonders stark beschädigt worden bzw. zusammengestürzt. Bei den *out-of-plane* Versagensmechanismen unterscheidet Braga et al. [19] beispielsweise zwischen Starrkörperrotation (*overturning*) und einer *zwei Körper Gelenk-Kinematik*. In der italienischen Norm CNR-DT 200 R1/2013 [28], sind diese Erkenntnisse mit eingeflossen und es werden dort u.a. folgende Versagensmechanismen beschrieben:

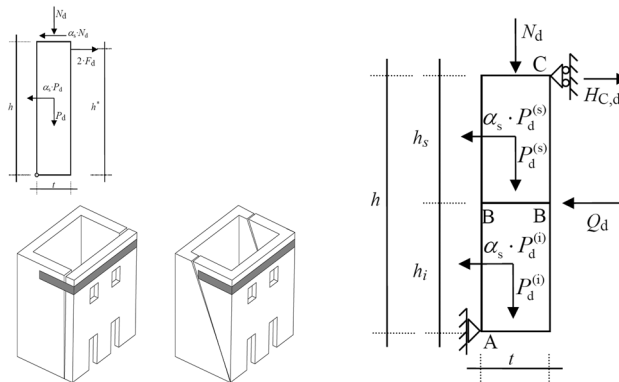


Abbildung 3-1: *Out-of-plane* Versagensmodi nach CNR-DT 200 R1/2013 [28] – *overturning* (links), *zwei Körper Gelenk-Kinematik* (rechts)

Out-of-plane Versagensformen sind umso wahrscheinlicher, je höher die betrachtete Wand im Gebäude angeordnet ist, da die horizontale Belastung durch Erdbeben mit der Gebäudehöhe steigt. In Abbildung 3-2, Abbildung 3-3 und Abbildung 3-4 sind typische Schadensfälle an *out-of-plane* belastetem Mauerwerk dargestellt.



Abbildung 3-2: *Out-of-plane* Versagensfälle nach dem L'Aquila Erdbeben (Braga et al. [19]):
Out-of-plane mit *overturning*



Abbildung 3-3: *Out-of-plane* Versagensfälle nach dem L'Aquila Erdbeben (Braga et al. [19]):
Out-of-plane mit zwei Körper Gelenk-Kinematik



Abbildung 3-4: *Out-of-plane* Versagensfälle nach dem L'Aquila Erdbeben (Braga et al. [19]):
Schäden an Trennwänden in Gebäuden

3.2 Das Anwendungsgebiet von *EQ-Top* und konstruktive Aspekte von *nicht tragendem Mauerwerk*

Das Anwendungsgebiet von *EQ-Top* sind in erster Linie nicht tragende Wände. Darüber hinaus muss in der gegenwärtigen Konfiguration der Systemkomponenten durch die Verwendung einer feuchtigkeitssensitiven Matrix auf den Einsatz im Außenbereich abgesehen werden.

Nicht tragende Innenwände, können beispielsweise in Form von Ausfachungswänden innerhalb eines Rasters aus Stützen und Decken/Unterzügen oder in Form von miteinander orthogonal verbundener Trennwandsysteme realisiert werden. Entsprechend der Nachweisführung für nicht tragende Innenwände wie sie in 2.2.2 beschrieben wird, wird eine Einspannwirkung der einzelnen Mauerwerkswand nicht berücksichtigt, was sich auch mit den Ausführungen aus Schmitt [110] deckt, wo erwähnt wird dass „in der Regel (am Wandfuß) auf die Berücksichtigung der Zugfestigkeit für die Bemessung verzichtet (wird)“. Zur Bemessung für nicht tragende Wände entsprechend 2.2.2 wird aber an drei von vier Rändern einer Wand eine horizontal unverschiebliche Lagerung gefordert. Dies kann beispielsweise durch eine Vermörtelung der Wandfugen mit den angrenzenden Bauteilen oder durch das Anordnen von Stahlwinkeln realisiert werden. Die folgende Abbildung zeigt verschiedene Ausführungsvarianten von Wand-Deckenanschlüssen für ausfachendes Mauerwerk.

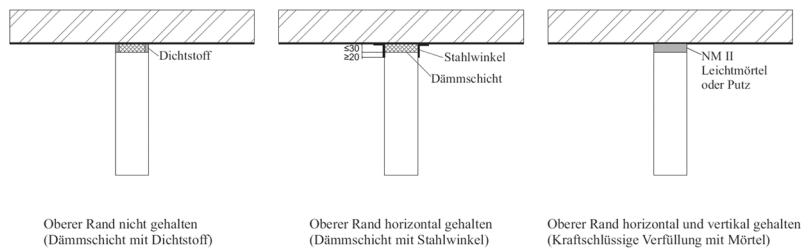


Abbildung 3-5: Wand-Deckenanschlüsse für ausfachende Mauerwerksände (Schmitt [110])

Abbildung 3-5 verdeutlicht auch, dass es mit der Ausnahme der Ausbildung einer Vermörtelung der Fuge zwischen Wand und Decke nicht zu einer vertikalen Kraftübertragung kommen kann. Dies und die Tatsache, dass nicht tragende Innenwände i.d.R. sehr schlank sind (einschalig, geringe statische und bauphysikalische Anforderungen) führt dazu, dass der *arching effect* für den Untersuchungsgegenstand dieser Arbeit nicht von Bedeutung ist. Bezüglich der Grenzwerte von Schlankheiten, ab welchen von keinem *arching effect* mehr ausgegangen werden kann – speziell für den Fall, dass eine textile Verstärkung vorhanden

ist – werden in der Literatur verschiedene Zahlen genannt. Diese schwanken zwischen 20 bis 30 (Valluzzi et al. [127]) oder nach ACI 440.7R-10 [3] mit der Angabe „größer als 14“.

Um eine Wand im Erdbebenfall wirkungsvoll zu verstärken, muss das Umkippen der Wand aus den umgebenden Bauteilen (*overturning*) verhindert werden. Entsprechend der Ausführungen für mögliche Verstärkungsmaßnahmen nach DIN EN 1998-1 [40] zur Vermeidung dieses Mechanismus, werden Drahtnetze vorgeschlagen die auf einer Seite der Wand gut verankert sind. Um den gleichen Effekt bei der Verwendung von *EQ-Top* für eingefasstes Mauerwerks zu erzielen sind Ausführungsvarianten entsprechend Abbildung 3-6 (Bilder a, c und d) denkbar. Variante a sollte hierbei beidseitig überlappend durchgeführt werden und erscheint im Vergleich zu den Varianten c und d als geeigneter in der Baupraxis verwendet werden zu können. Eine Anordnung von Stahlwinkeln im Übergangsbereich zwischen Wand und Decke bei geschosshohen Wänden entsprechend Abbildung 3-5 stellt ebenfalls eine sinnvolle Ergänzungsmaßnahme beim Einsatz von *EQ-Top* dar. In wie weit solche Maßnahmen notwendig sind, um das Umkippen der zu verstärkenden Wand zu verhindern, ist nicht Gegenstand dieser Arbeit.

Alle in dieser Arbeit vorgestellten Berechnungsmodelle und Quantifizierungskonzepte gehen davon aus, dass der Versagensmodus des Umkippens nicht eintritt. Zweiachsige Lastabtragungsmechanismen werden auf der sicheren Seite liegend nicht angenommen, was das statische System der verstärkten Wand somit auf einen normalkraftfreien Einfeldträger reduziert.

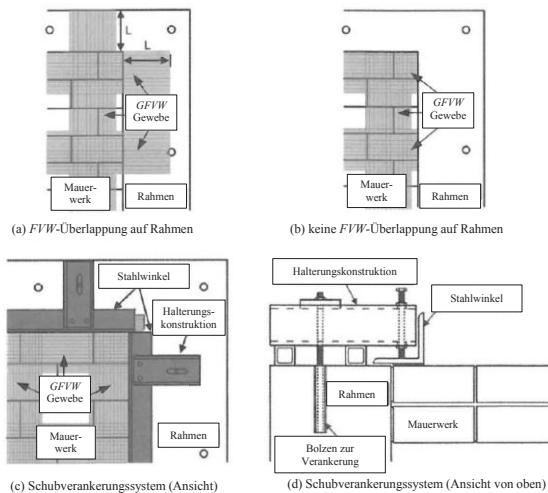


Abbildung 3-6: Beispiele für die Ausgestaltung des Übergangsbereichs zwischen Einfassungsmauerwerk und Stahlbetonrahmen (Lunn et al. [85])

Eine beispielhafte Bemessung einer nicht tragenden, unverstärkten Innenwand in Griechenland unter Erdbebenbelastung findet sich im Anhang A. Es wird gezeigt, dass für Mauerwerkswände in der im Anhang beschriebenen Ausführungsversion ein erhebliches Sicherheitsrisiko besteht.

3.3 Zusammenfassung

Schadensanalysen jüngerer Erdbeben zeigen, dass v.a. *nicht tragendes Mauerwerk* durch induzierte Biegebelastungen stark beschädigt wird. Es überwiegen hierbei Schadensfälle des Herauskippen von Wandscheiben aus ihrer Einfassung oder die Bildung einer *zwei Körper Gelenk-Kinematik*.

Das untersuchte Verstärkungssystem ist speziell für die Anwendung auf nicht tragende Innenwände konzipiert. Ein Herauskippen verstärkter Wände, welches beispielsweise durch konstruktive Maßnahmen verhindert werden kann, wird im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht. Eigene Untersuchungen auf Bauteilebene verstärkter Mauerwerkswände beschränken sich somit auf das statische System eines gelenkig gelagerten Einfeldträger.

Eine beispielhafte Bemessung einer schlanken, nicht tragenden Innenwand für den Standort Griechenland deutet auf ein hohes Gefährdungspotential (s. Anhang A).

4 Eigene Versuche: Durchführung, Ergebnisse und Auswertung

In diesem Kapitel werden die eigenen Versuche und deren Ergebnisse vorgestellt. Die Präsentation der Ergebnisse erfolgt entsprechend des untersuchten Versuchsgegenstands und der Belastungsart. Im Anschluss an die Darstellung der Versuchsdurchführung und -ergebnisse erfolgt für jeden Versuchsgegenstand eine vertiefende Auswertung und Dateninterpretation.

4.1 Übersicht: Durchgeführte Versuche

Alle durchgeführten Versuche zur Untersuchung der Textil- und Klebstoff- bzw. Matrixkomponente des *EQ-Top* Systems werden in 4.2 und 4.3 ausführlich dargestellt. Folgende Tabelle dient zur Übersicht aller durchgeführten Versuche/Prüfungen zu diesem Untersuchungsgegenstand:

Tabelle 4-1: Übersicht über Versuche/Prüfungen an Textil- und Klebstoff- bzw. Matrixkomponente von *EQ-Top*

Systemkomponente	Versuchs-/ Prüfungsart	Art der Belastung	Anzahl der Versuche/Prüfungen
Textil (<i>Schuss</i>)	Zugstreifen (Prüfung)	quasi-statisch monoton – weggesteuert	5
Textil (<i>Kette</i>)	Zugstreifen (Prüfung)	quasi-statisch monoton – weggesteuert	5
Klebstoff/Matrix	Abscheren von Trägersubstratprismen	quasi-statisch monoton – weggesteuert	12
Klebstoff/Matrix	Abreiversuch	quasi-statisch monoton – kraftgesteuert	53

Alle durchgeführten Versuche zur Untersuchung des Verbundverhaltens des *EQ-Top* Systems werden in 4.4 ausführlich dargestellt. Folgende Tabelle dient zur Übersicht aller durchgeführten Versuche zu diesem Untersuchungsgegenstand:

Tabelle 4-2: Übersicht über *Endverankerungsversuche* zur Untersuchung des Verbundverhaltens von *EQ-Top* auf verschiedenen Trägersubstraten

Verankerungslänge [mm]	Art der Belastung	Anzahl der Versuche
40	quasi-statisch monoton – weggesteuert	85 (s. Anmerkung)
80 -500	quasi-statisch monoton – weggesteuert	45 (s. Anmerkung)
500	quasi-statisch zyklisch – weggesteuert	11

Anmerkung: Es werden auch Versuche mit einem Karbontextil durchgeführt.

Alle durchgeführten Versuche zur Untersuchung des Bauteilverhaltens von mit dem *EQ-Top* System verstärkten Mauerwerkskörpern werden in 4.5 ausführlich dargestellt. Folgende Tabelle dient zur Übersicht aller durchgeführten Versuche zu diesem Untersuchungsgegenstand:

Tabelle 4-3: Übersicht über Versuche zur Untersuchung des Bauteilverhaltens von mit *EQ-Top* verstärkten Mauerwerkskörpern

Versuchskörper	Art der Belastung	Anzahl der Versuche
Textilverstärkte Mauerwerkskörper (balkenähnlich)	quasi-statisch monoton.– weggesteuert	11
je eine textilverstärkte und unverstärkte Mauerwerkswand	dynamisch	1 x verstärkt und 1 x unverstärkt

4.2 Übersicht: Verwendete Materialien

4.2.1 Verwendete Textilien

Tabelle 4-4 und Tabelle 4-5 zeigen die wesentlichen mechanischen Eigenschaften der Textilkomponente des Verstärkungssystems *EQ-Top* (biaxiales Glasfasergewebe). Geprüft wird entsprechend ISO 4606 [73] mit einem Textilstreifen, welcher an beiden Enden in Aluminiumplatten mittels Epoxidharz verklebt wird. Die freie Textillänge beträgt 200 mm und es wird eine verformungsgesteuerte Zugprüfung mit 20 mm/min durchgeführt. Die Darstellung erfolgt für Mittelwerte von fünf als zulässig betrachteten Prüfergebnissen (kein Klemmbruch).

Tabelle 4-4: Mechanische Eigenschaften der Textilkomponente des Verstärkungssystems *EQ-Top*

	Mittelwerte aus fünf Prüfungen ohne Klemmbruch			
	Dehnung bei Höchstlast [%]	Dehnung bei Bruch [%]	Höchstlast [kN]	Elastizitätsmodul [N/mm ²]
<i>Kette</i> (beschichtet)	2,3	3,5	3,97	~69.000
<i>Schuss</i> (beschichtet)	2,4	3,5	3,8	~69.000
<i>Kette</i> (unbeschichtet)			3,8	
<i>Schuss</i> (unbeschichtet)			3,3	
Standardabweichung für Höchstlast (<i>Kette</i> – beschichtet)			0,137	
Standardabweichung für Höchstlast (<i>Schuss</i> – beschichtet)			0,148	

Tabelle 4-5: Weitere Eigenschaften der Textilkomponente des Verstärkungssystems *EQ-Top*

Textilausrichtung	Anzahl der <i>Rovings</i> je 5 cm Breite	Flächengewicht (beschichtet) [g/m ²]	Flächengewicht (unbeschichtet) [g/m ²]	Querschnittsfläche [mm ² /5cm]
<i>Kette</i>	25	161	147	2,83
<i>Schuss</i>	20	128	118	2,26

Die Ermittlung der Querschnittsfläche erfolgt rechnerisch unter der Annahme einer Dichte für Textilglas für $\rho_g = 2,6 \text{ g/cm}^3$.

In Abbildung 4-1 sind die Kraft-Dehnungsverläufe für Textilstreifen in *Schussrichtung* dargestellt. Man beachte das für Faserwerkstoffe bis zur Höchstlast praktisch linear-elastische Verhalten und den sukzessiven Teilbruch der *Rovings*, welcher sich durch den gezackten Kurvenverlauf kurz vor oder nach Höchstlast abbildet. Im Rahmen dieser Arbeit werden alle weiteren Versuche, bei denen das *EQ-Top* Textil verwendet wird, mit den beschichteten Textilien durchgeführt.

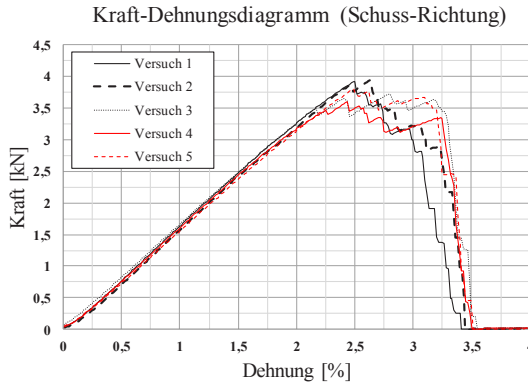


Abbildung 4-1: Kraft-Dehnungsdiagramm von fünf Textilprüfungen von *EQ-Top* (Schussrichtung – beschichtet)

Eine geringe Anzahl von Versuchen wird mit einem unidirektionalen Karbontextil durchgeführt.

Tabelle 4-6: Herstellerangaben zu Materialeigenschaften des unidirektionalen Karbontextils

Querschnittsfläche [mm ² /5cm]	Elastizitätsmodul [N/mm ²]	Dehnung bei Bruch [%]
6,25	238.000	1,8

4.2.2 Verwendete Klebstoffe

Die Bestimmung der inhärenten Klebstoffeigenschaften ist nicht Bestandteil dieser Arbeit. Alle eigenen Versuche unter Beteiligung des Klebstoffes/Matrix des Verstärkungssystems *EQ-Top* erfolgen in Hinblick auf die Ermittlung von Systemkenngrößen, d.h. in Kombination mit dem Verstärkungstextil oder nichtinhärenten Kenngrößen (z.B. Adhäsion). Die im Folgenden angeführten Kenngrößen beruhen auf Herstellerangaben.

Im Rahmen dieser Arbeit kommen zwei Klebstoffe zum Einsatz. Ein zweikomponentiges Epoxidharz des Typs MC-DUR 1209 und die Polyurethandispersion des Verstärkungssystems *EQ-Top*.

Tabelle 4-7: Herstellerangaben zu Klebstoffeigenschaften

	Elastizitätsmodul [N/mm ²]	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Bruchdehnung [%]
MC-DUR 1209	3000	Keine Angabe	< 4
PU Dispersion	~6	10 – 12	> 600

Der Klebstoff MC-DUR 1209 wird bei den eigenen Versuchen zum Fixieren des Textils in Metallklammern oder auf Lasteinleitungsadaptern verwendet. Der Klebstoff MC-DUR 1209 dient idealerweise zur Realisierung annähernd starrer Randbedingungen und wird in dieser Arbeit nicht weiter untersucht. Die PU-Dispersion steuert maßgeblich das Verformungsverhalten und die Verbundspannungsübertragung des Textils auf den Applikationsgrund und ist in Kombination mit dem Verstärkungssystem somit ein wesentlicher Versuchsgegenstand in dieser Arbeit.

Um das für einen Klebstoff zur konstruktiven Verstärkung ungewöhnlich weiche strukturelle Verhalten zu verdeutlichen, wird in der folgenden Abbildung das Zug-Dehnungsdiagramm für eine Klebstoffprobe der PU-Dispersion dargestellt (durchgeführt entsprechend DIN EN ISO 527-1 [43] – Versuche durch Hersteller).

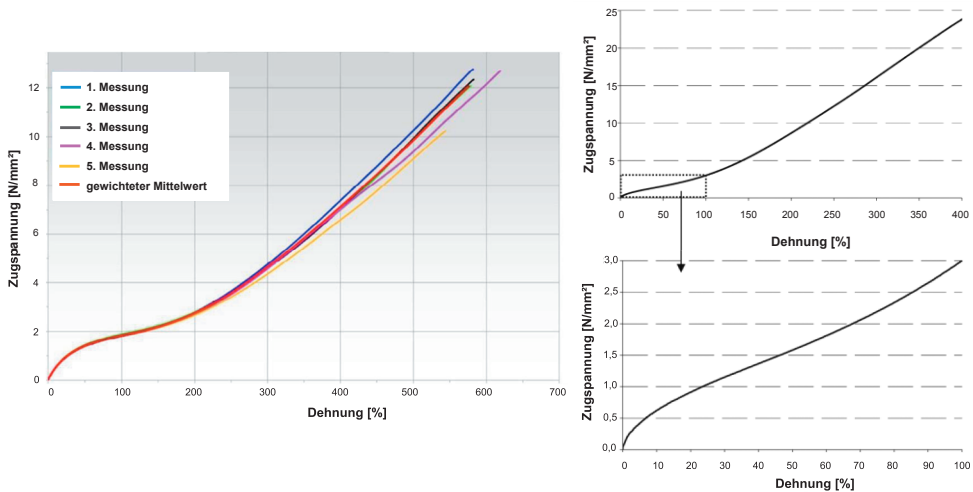


Abbildung 4-2: Zugspannungs-Dehnungsdiagramme: Links: Für die PU-Dispersion (Herstellerangaben – Prüfung nach DIN EN ISO 527-1 [43]) – Rechts: Für ein typisches Elastomer (Block [16])

Vergleicht man Abbildung 4-2 (links) mit einem für Elastomere typischen Zugspannungs-Dehnungsdiagramm (s. Abbildung 4-2 (rechts)), so wird die Ähnlichkeit offensichtlich.

4.2.3 Verwendete Mauerwerkssteine und Mörtel/Putze

Tabelle 4-8 und Tabelle 4-9 geben Auskunft über die verwendeten Mauerwerkssteine und Mörtel/Putze.

Tabelle 4-8: Herstellerangaben zu den verwendeten Mauersteinen


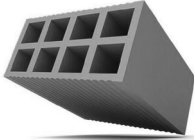
Steinart	Bezeichnung	Abmessungen [cm]	Mittlere Druckfestigkeit [N/mm ²]
 Hohllochziegel	8DF 0,8/8	49,8/11,5/24,9	0
 Hohllochziegel	Skopje – Makedonien	25/25/12	>2

Tabelle 4-9: Materialeigenschaften der verwendeten Putze/Mörtel

Verwendete Mörtel/Putze	Druckfestigkeit – Herstellerangaben	Druckfestigkeitsklasse – Herstellerangaben	Mittlere Druckfestigkeit aus Versuchen	Mittlere Biegezugfestigkeit aus Versuchen	Elastizitätsmodul – Herstellerangaben
	[N/mm ²] [Veweis]	[N/mm ²] [Veweis]	[N/mm ²] [Veweis]	[N/mm ²] [Veweis]	[N/mm ²]
Peciment 50	> 45 DIN EN 1504-3 [33]	R4 – DIN EN 1504-3 [33]	–	–	–
NOVIPro Zementmörtel	> 6 DIN EN 998-1 [42]	CS IV DIN EN 998-1 [42]	–	–	–
Mörtel Skopje	–	–	6,0 DIN EN 196-1 [35]	–	–
Röfix Sisma Calce			11,75 DIN EN 196-1 [35]	4,36 DIN EN 196-1 [35]	7500
Knauf Gipsputz (Goldband)	> 3 DIN EN 13279-1 [32]				

Es werden Mauerwerkskörper in der Kombination Stein (Skopje) und Mörtel (Skopje) unter zentrischer Druckbelastung in einem verformungsgesteuerten Versuch bis zum Bruch belastet. Die im Mittel gemessene höchste Spannung (bezogen auf den Bruttoquerschnitt) beträgt $0,84 \text{ N/mm}^2$ bei Bruchstauchungen von 1 bis 3 %.

Der am häufigsten verwendete Mörtel als Trägergrund ist Peciment 50. Die Verwendung dieses Mörtels als Trägergrund im Rahmen von Laborversuchen hat mehrere Vorteile:

- Oberflächenrauigkeit wegen großer Festigkeit und des sehr kleinen Größtkorns sehr gut steuerbar (z.B. Schleifen mit Diamantwinkelschleifer)
- Sensitivität der Systemeigenschaften bzgl. Luftfeuchtigkeit durch die geringe Wasserdampfdurchlässigkeit maximal – ermöglicht Grenzwertbetrachtungen
- Oberflächenporigkeit und Wasseraufnahme immer noch ausreichend um zwei Werkstücke mit der wässrigen *EQ-Top* PU-Dispersion gegenseitig zu verkleben (Schubprismenversuch), was bei Stahl beispielsweise nicht möglich ist

4.2.4 Klebstoffapplikation und Versuchskörpervorbereitung

Die Klebstoffapplikation erfolgt mittels einer medizinischen Einwegspritze (s. Abbildung 1-3) und Pinsel über Volumenmengen (PU-Dispersion: 1 cm^3 ca. 1 g – Unschärfe der Spritzen-skala $< 0,1 \text{ ml}$). Die Applikation erfolgt für alle Versuche mit 600 g/m^2 ($0,06 \text{ g/cm}^2$). Für den Rütteltischversuch an Einzelwänden erfolgt die Klebstoffapplikation mit Farbrollen.

Die Textilapplikation in Kombination mit dem Textil erfolgt stets in der Reihenfolge:

- 400 g/m^2 Klebstoff (erste Schicht – aufgetragen mit Einwegspritze und Pinsel oder Farbroller)
- Textil wird mit Teflonroller in Klebstoff eingebettet
- 200 g/m^2 Klebstoff (zweite Schicht – aufgetragen mit Pinsel oder Farbroller)

Bildaufnahmen im Lichtmikroskop (s. Abbildung 4-3) belegen, dass auf diese Weise Klebschichtdicken von ca. $0,1 - 0,2 \text{ mm}$ zwischen Textil und Applikationsgrund entstehen (geprüft an Textilien nach Ablösung vom Trägergrund). Die Klebschichtdicken ohne Textil liegen bei einem Auftrag von 600 g/m^2 bei $0,2 - 0,4 \text{ mm}$.

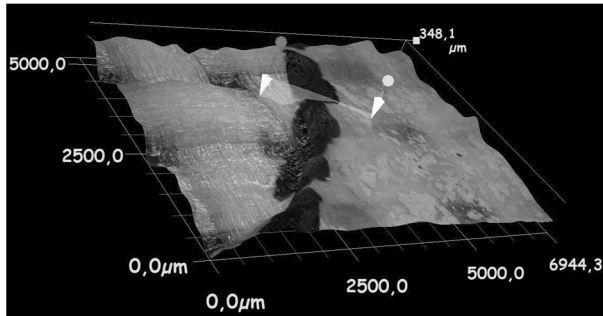


Abbildung 4-3: Bestimmung der Klebschichtdicken im Lichtmikroskop (Klebstoffkante schwarz markiert)

Für alle Versuche mit dem Trägermaterial Peciment 50 werden entweder durch Sägeschnitt entstandene oder durch mit einem Diamantwinkelschleifer nachträglich bearbeitete Oberflächen als Trägergrund verwendet. Nach dem Anschleifen wird die Oberfläche mit Druckluft gereinigt. Bei Prüfoberflächen mit anderen Trägermaterialien wird auf die gleiche Weise vorgegangen, nur dass der Winkelschleifer durch ein Handschleifgerät ersetzt wird.

Die Prüfkörper, für die nicht Peciment 50 verwendet wird, werden 28 Tage nach Herstellung (+/- drei Tage) geprüft. Da bei den Peciment 50 Probekörpern der Klebstoff bzw. das Textil stets durch Adhäsionsversagen entkoppelt, werden die Trägerplatten teils mehrfach verwendet, da eine mögliche Nachverfestigung des Prüfgrunds in diesem Fall keinen Einfluss auf die Ergebnisse hat.

Die Prüfung des Klebstoffs/des verklebten Textils erfolgt immer sieben Tage nach Applikation. Die Proben werden bis zur Prüfung in einem Klimaraum untergebracht. Es werden die folgenden Lagerungsbedingungen hierbei gewählt:

- 20°C und 65% rel. Luftfeuchtigkeit (Klimabedingung 1)
- 23°C und 50% rel. Luftfeuchtigkeit (Klimabedingung 2)

4.3 Versuche zur Untersuchung des Klebstoffs/Matrix

4.3.1 Schubprismenversuche

4.3.1.1 Versuchsaufbau, Durchführung und Ergebnisse

Es werden insgesamt zwölf Versuche an zersägten Schubprismen in Anlehnung an DIN EN 12188 [30] durchgeführt. Im Gegensatz zur Prüfnorm werden die Prismen (Abmessungen

160 x 40 x 40 mm) nicht aus Stahl, sondern aus Peciment 50 (neun Versuche) und aus dem Putzmörtel Novipro (drei Versuche) hergestellt. Als Klebstoff kommt ausschließlich die PU-Dispersion zum Einsatz. Die PU-Dispersion härtet durch Wasserverdunstung aus. Eine Verklebung von zwei Stahlflächen ist deshalb nicht möglich. Alle Versuche werden in einer Prüfmaschine des Typs MTS 100 mit einer konstanten Belastungsgeschwindigkeit von 0,5 mm/min durchgeführt. Aufgrund der Weichheit der Klebeverbindung und des sehr steifen Versuchsaufbaus (Versuchsstand ist auf 100 kN Vertikallast ausgelegt) wird auf externe Wegaufnehmer verzichtet. Es werden immer jeweils drei Versuche mit den Schnittwinkeln 50°, 60° und 70° zur Horizontalen durchgeführt. Die Klebstoffschichtdicke beträgt nach Aushärtung ~ 0,2 mm. Die Lagerung der Prüfkörper erfolgt entsprechend Klimabedingung 1.

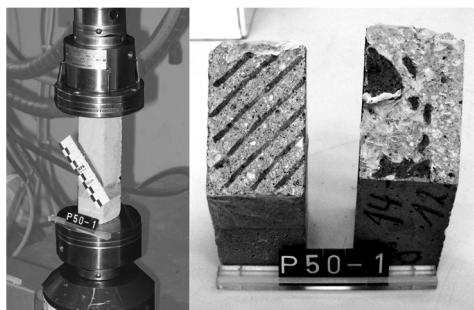


Abbildung 4-4: Schubprismenversuche: Links: Probekörper in Prüfmaschine – Rechts: Typisches adhäsives Versagen (linker Teilkörper: kein Klebstoff – rechter Teilkörper ~95% verbleibender Klebstoff (hell))

Abbildung 4-4 zeigt den Versuchsaufbau, sowie den bei allen Versuchen mit dem Peciment-Schubprismen auftretenden Versagensmodus (Adhäsionsversagen). Der gemessene Maschineweg, sowie die Kraft werden entsprechend der Orientierung der Schnittfläche durch trigonometrische Funktionen in den Fugenweg sowie die Schubspannung umgerechnet und in Abbildung 4-6 dargestellt. Die Ermittlung der Schubspannung erfolgt, indem die Kraftkomponente in Schnittrichtung mit der gesamten Schnittfläche dividiert wird. Der Fugenweg (Verformung parallel zum Schnitt) kann auch als Relativverformung der Prismenteilstücke zueinander interpretiert werden. Der Versagensmodus bei den Prismen aus Novipro-Putz ist anhand der Bruchflächen kaum von den Versuchen mit Peciment 50 zu unterscheiden. Der verbleibende Klebstoff, der sich wie beim Peciment 50 fast immer auf einer Bruchfläche konzentriert, weist lediglich eine sehr feine Putzstaubschicht auf. Während der Versagensmodus bei den Peciment-Proben eindeutig adhäsiv ist, so liegt bei den Novipro-Proben ein kohäsiv-adhäsives Versagen vor, welches mit einem sehr feinen Putzabrieb einhergeht. Bei allen Versuchen verbleiben fast immer 100% des Klebstoffs auf einer Schnittfläche. Abbildung 4-5 zeigt ein Schubprisma aus Novipro-Putz nach dem Versuch.



Abbildung 4-5: Schubprismenversuche: Gemischt kohäsiv-adhäsives Versagen aller Novipro-Putz Proben

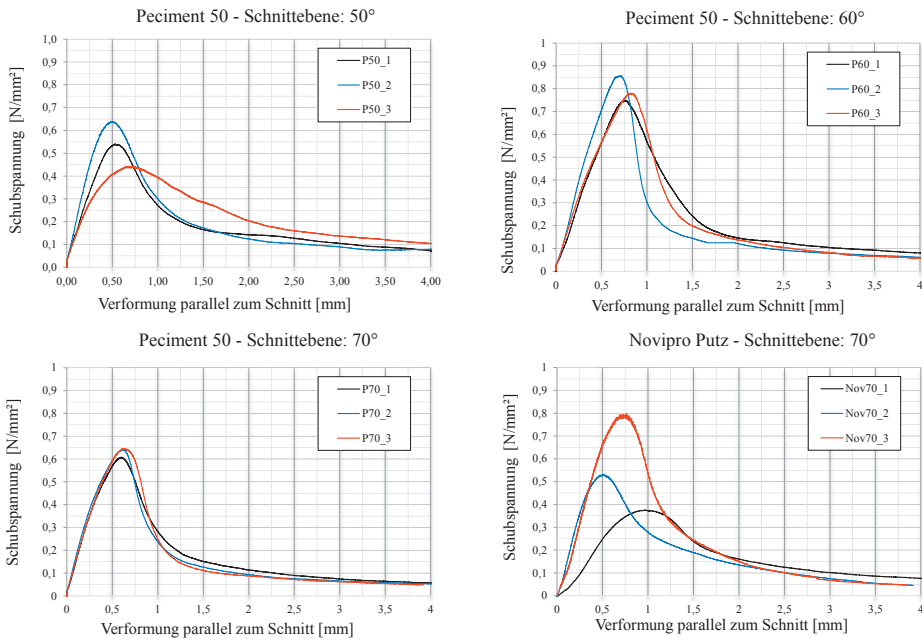


Abbildung 4-6: Ergebnisse der Schubprismenversuche (Geschwindigkeit des vertikalen Maschinenwegs: 0,5 mm/min)

4.3.1.2 Auswertung und Interpretation

In Abbildung 4-7 und Tabelle 4-10 werden die Mittelwerte relevanter Messgrößen von je drei Versuchen dargestellt.

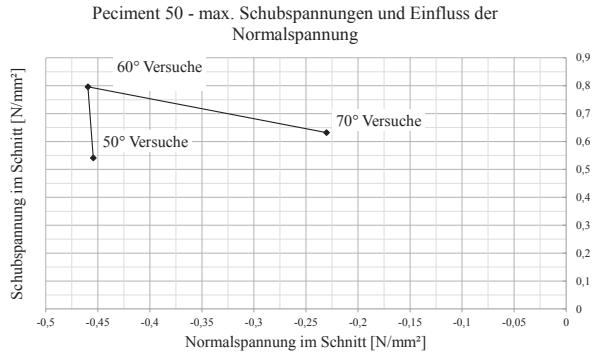


Abbildung 4-7: Mittelwerte aus drei Versuchen für Peciment 50 Proben – Darstellung in der Schub-, Normalspannungsebene

Tabelle 4-10: Ergebnisse der Schubprismenversuche – Mittelwerte von je drei Versuchen

	max. Schubspannung (Mittelwert)	Standardabweichung	Variationskoeffizient	Fugenweg bei max. Schubspannung (Mittelwert)	Standardabweichung	Variationskoeffizient
	[N/mm²]	[N/mm²]		[mm]	[mm]	
Peciment						
50 °	0,54	0,10	0,19	0,58	0,11	0,20
60 °	0,80	0,06	0,07	0,76	0,05	0,07
70 °	0,63	0,02	0,03	0,61	0,02	0,03
Novipro:						
70 °	0,57	0,22	0,38	0,75	0,24	0,31

Die Ergebnisse aus Tabelle 4-10 verdeutlichen das selbst bei sehr dünnen Klebstoffschichtdicken große Verformungsvermögen des Klebstoffs. Der Einfluss der Normalkraft hat eine bei Druck laststeigernde Wirkung in Bezug auf die maximalen Schubspannungen (Vergleich der Ergebnisse zwischen Schnittwinkeln bei 60° und 70° – s. Abbildung 4-7). Für Peciment 50

weisen die Versuche mit 50° Schnittwinkel die größte Streuung auf (s. Tabelle 4-10). Die Versuche mit den Novipro Proben weisen eine vergleichsweise hohe Streuung auf.

Die Ergebnisse dieser Versuchsreihe sind kritisch zu prüfen, da die Versuchskonzeption entsprechend DIN EN 12188 [30] zur Ermittlung der Schubfestigkeit von Epoxidharzklebstoffen verwendet wird und das Versagen „Gleiten durch Adhäsionsversagen“ ausdrücklich als nicht zulässig bezeichnet wird. Nichtsdestoweniger scheint die Versuchsmethode insbesondere für die Peciment 50 Proben und großen Schnittwinkeln geeignet zu sein, um das prinzipielle Schubspannungs-Fugenweg Verhalten des Klebstoffs für den Versagensmodus Adhäsionsversagen zu ermitteln (siehe Werte für Standardabweichung und Variationskoeffizient in Tabelle 4-10).

Schubprismenversuche an Epoxidharzen werden auch dazu verwendet, die Versagensschubspannung bei Kohäsionsbruch des Harzes unter reiner Schubbelastung zu ermitteln. Hierbei wird unter der Annahme der Gültigkeit beispielsweise eines Mohr-Coulombschen Schadenskriteriums die Versagensschubspannung durch Extrapolation der Versuchsergebnisse im Normalspannungs-Schubspannungsraum ermittelt. In analoger Weise könnte eine Schubspannung für das *EQ-Top* System bei Adhäsionsversagen bestimmt werden. In Abbildung 4-7 sind die Mittelwerte der Ergebnisse der Schubprismenproben für Peciment 50 im Normalspannungs-Schubspannungsraum dargestellt. Es wird hierbei ersichtlich, dass die Werte mit zunehmenden Schnittwinkel keinem linearen Trend folgen.

Die Bestimmung der Versagensschubspannung ohne Normalkrafteinfluss erfolgt für das *EQ-Top* System daher auf eine alternative Methode (mittels Schubversuchen mit kurzen Verbundlängen am applizierten System – s. 4.4.1). Die Prüfmethode mittels zweier verklebter Substratblöcke wird hierfür aus folgenden Gründen als ungeeignet angesehen:

- Der vorhandene Einfluss der Luftfeuchtigkeit auf die Klebstoffeigenschaften, lässt sich schlecht quantifizieren.
- Der Einfluss der Texturoberflächengestaltung kann nicht berücksichtigt werden.
- Es ist fraglich, ob gängige Schadenskriterien zur Extrapolation der Daten herangezogen werden können.

4.3.2 Haftzugfestigkeiten im Abreißversuch

In dieser Arbeit werden die Ergebnisse von 53 Abreißversuchen dargestellt und diskutiert. Die Prüfung erfolgt in Anlehnung an DIN EN 1542 [34], wobei einige Änderungen am Prüfablauf durchgeführt werden. Eine Übersicht über Prüfnormen zur Ermittlung von Haftzugfestigkeiten kann in Froebus [57] entnommen werden.

4.3.2.1 Versuchsaufbau, Durchführung und Ergebnisse

Die Versuche dienen zur Bestimmung der Haftfestigkeit der PU-Dispersion auf verschiedenen Trägersubstraten. Der Prüfablauf nach DIN EN 1542 [34] wird daher folgendermaßen angepasst:

Eine Trägerplatte wird mit der PU-Dispersion bestrichen und danach entsprechend Klimabedingung 1 für die Dauer von sieben Tagen gelagert. Am sechsten Lagerungstag wird der Prüfstempel mit der beschichteten Trägerplatte mit einem Epoxidharz verklebt. Vor der Prüfung wird die PU-Dispersion rings um den Stempel mit einem Messer eingeritzt.

Varierte Parameter sind Prüfgrund, Oberflächenbeschaffenheit des Prüfgrundes und Prüfungsgeschwindigkeit.

Die auftretenden Versagensformen werden exemplarisch in Abbildung 4-8 dargestellt.

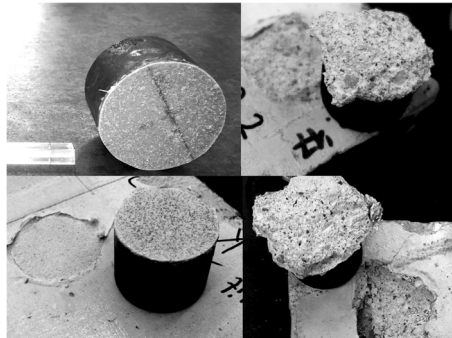


Abbildung 4-8: Versagensformen: Oben links: Adhäsionsversagen – Unten links: Kohäsiv-adhäsives Versagen – Oben rechts: Tiefe Kohäsion – Unten rechts: Putz löst sich teilweise vom Stein

Bei allen Versuchen verbleibt der *EQ-Top* Klebstoff vollständig auf dem Prüfstempel.

Bei dem Prüfgrund Peciment 50 wird die Oberflächenrauigkeit variiert. Entsprechend der Auswertung in Froebus [57] wird die Stempeloberfläche mit der verbleibenden PU-Dispersion im Lichtmikroskop vermessen. Durch Auswertung des Höhenprofils in mehreren Schnitten ergibt sich ein grob geschätztes Oberflächenverhältnis von rau zu glatt von 2,0 (Auflösungsvermögen des Mikroskops 1×10^{-6} mm).

Bei der Darstellung der Versuchsergebnisse in Tabelle 4-11 wird die Normalspannung durch Division der gemessenen Höchstlast mit der Stempelfläche ermittelt.

Tabelle 4-11: Ergebnisse der Haftfestigkeiten

Material	Anmerkung	Prüfgeschwindigkeit	Normalspannung	Versagen	Mittelwert der Normalspannungen	Standardabweichung	Variationskoeffizient
		[N/S]	[N/mm ²]		[N/mm ²]	[N/mm ²]	
Knauf Gipsputz	unbehandelte Oberfläche	100	0,47	kohäsiv-adhäsiv	0,48	0,06	0,13
			0,43				
			0,51				
			0,41				
			0,58				
			0,46				
Kalksandstein	unbehandelte Oberfläche	100	1,65	kohäsiv-adhäsiv (Anmerkung 1)	1,92	0,27	0,14
			1,60				
			2,04				
			2,15				
			2,15				
Sisma Calce	glatte Oberfläche – anschleifen mit Sandpapier; vergütet mit Haftbrücke	100	2,30	adhäsiv	2,04	0,27	0,13
			2,24	kohäsiv-tief			
			1,62	kohäsiv-tief			
			2,01	adhäsiv			
			2,01	adhäsiv			
Putz Skopje	unbehandelte Oberfläche	100	0,39	kohäsiv-tief	0,39	0,08	0,19
			0,47	kohäsiv-tief			
			0,32	Putzablösung			
Novipro Putz	glatte Oberfläche – anschleifen mit Sandpapier	10	0,42	kohäsiv-adhäsiv	0,44	0,08	0,18
			0,48				
			0,34				
			0,52				
		50	0,40	kohäsiv-adhäsiv	0,43	0,05	0,12
			0,48				
			0,39				
		100	0,54	kohäsiv-adhäsiv	0,46	0,05	0,10
			0,45				
			0,48				
			0,41				
			0,45				

Fortsetzung Tabelle 4-11:

Material	Anmerkung	Prüfgeschwindigkeit	Normalspannung	Versagen	Mittelwert der Normalspannungen	Standardabweichung	Variationskoeffizient
		[N/S]	[N/mm ²]		[N/mm ²]	[N/mm ²]	
Peciment 50 (glatt)	glatte Oberfläche – anschleifen mit Winkelschleifer	10	1,14	adhäsiv	1,18	0,05	0,05
			1,24				
			1,15				
		100	1,30	adhäsiv	1,31	0,06	0,04
			1,25				
			1,36				
		500	1,57	adhäsiv	1,46	0,10	0,07
			1,38				
			1,43				
Peciment 50 (rau)	raue Oberfläche – unbehandelt	10	1,74	adhäsiv	1,75	0,12	0,07
			1,58				
			1,90				
			1,83				
			1,72				
		100	2,55	adhäsiv	2,41	0,21	0,09
			2,08				
			2,55				
			2,35				
		2,54					
		500	2,46	adhäsiv	2,56	0,13	0,05

Anmerkung: Für den Trägergrund Kalksandstein kann der Versagensmodus nicht eindeutig festgestellt werden kann. Zwar scheint eine leichte Kohäsion vorzuliegen, doch der Anteil der betroffenen Klebefläche ist praktisch nicht ermittelbar.

4.3.2.2 Auswertung und Interpretation

In Abbildung 4-9 sind die Ergebnisse in Diagrammen aufbereitet dargestellt (Mittelwerte). Die Ergebnisse lassen eine Kategorisierung entsprechend rein adhäsives und kohäsives Versagen als sinnvoll erscheinen.

- Bei Adhäsionsversagen können in der Regel größere Kräfte gemessen werden als beim kohäsiven Versagen (Ausnahme: Kalksandstein).
- Der Einfluss der Prüfgeschwindigkeit ist bei Adhäsionsversagen deutlich messbar und für den Fall Kohäsionsversagen nicht feststellbar.

- Bei Adhäsionsversagen können größere Kräfte bei rauen Oberflächen als bei glatten Oberflächen gemessen werden.
- Der Einfluss der Prüfgeschwindigkeit ist bei rauen Oberflächen stärker ausgeprägt als bei glatten Oberflächen.

Werden die gemessenen Höchstlasten bei rauen Peciment 50 Oberflächen in Zusammenhang mit der Prüfgeschwindigkeit dargestellt (s. Abbildung 4-9), so scheint die Annahme der Übertragbarkeit des viskoelastischen Standardmodells für Polymere entsprechend Abbildung 2-2 auf die PU-Dispersion gerechtfertigt. Der viskose Anteil des PU-Klebers scheint die Haftfestigkeit ab Prüfgeschwindigkeiten von 100 N/s nur noch wenig zu beeinflussen (Versuchsdauer zwischen 10 und 30 Sekunden).

In Hinblick auf die Dauer eines typischen Belastungszyklus im Erdbebenfall von unter einer Sekunde (> 1 Hz) scheint der viskose Anteil des PU-Klebers im Anwendungsfall nur noch eine geringe Rolle zu spielen. Diese Überlegung wird für den Fall der Scherbelastung des Klebstoffs in 4.4.2.2 und 4.6.3 nochmals aufgegriffen.

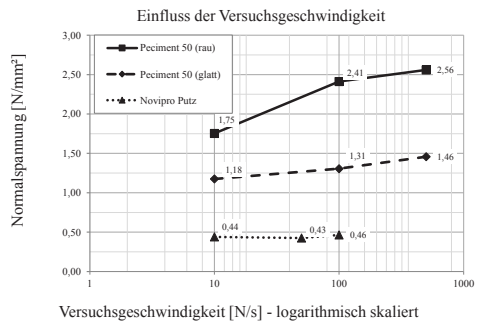
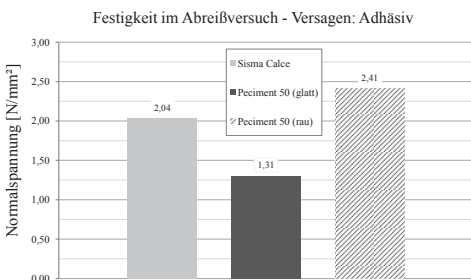
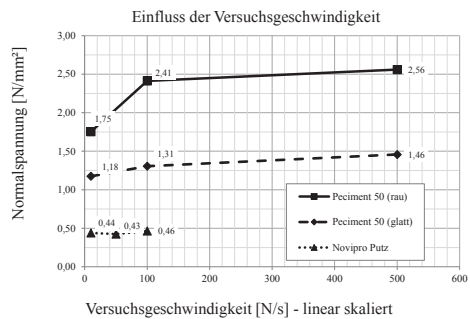
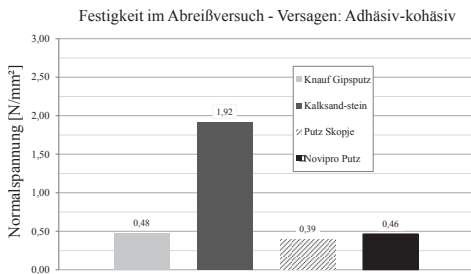


Abbildung 4-9: Abreiß- bzw. Haftfestigkeiten: Darstellung der Festigkeiten und Einfluss der Versuchsgeschwindigkeit (Mittelwerte)

4.4 Versuche zur Untersuchung des Verbundverhaltens

Alle gewählten Versuchsaufbauten sollen die Endverankerungssituation eines verklebten Textils abbilden. Der gewählte Versuchstyp entspricht dem in der Literatur (z.B. Valuzzi et al. [128]) als Einzellaschenkörper (*single-shear*) bezeichneten Versuch. Durch die Verwendung von Einzellaschenkörpern wird vermieden, dass sich die gemessenen Textilkraften als Mittelung der Kräfte auf zwei Prüfflächen darstellen, wie es beispielsweise beim Doppellaschenkörper (*double-shear*) der Fall ist. Beim Einzellaschenkörper nachteilig zu erwähnen, ist die große Sensitivität bzgl. der Realisierung der Lasteinleitung im Detail. Da sich das Verbundverhalten des untersuchten *EQ-Top* Systems verglichen mit epoxidharzbasierten Systemen als vergleichsweise weich darstellt, ist dieses Problem hierbei von geringerer Bedeutung.

Die Versuchsaufbauten werden entsprechend der Verbundlänge des verklebten Textils in die Typen 1, 2 und 3 unterteilt (s. Abbildung 4-10 und Abbildung 4-11). Bei den Versuchsaufbauten entsprechend Typ 1 und Typ 2 wird bei der oberen Trägergrundplatte, das Textil mit Epoxidharz verklebt. Bei allen Versuchen verbleibt das verklebte Textil auf der oberen Trägergrundplatte schadensfrei und keine Verbundentkopplung ist festzustellen. Aufgrund der Steifigkeitsverhältnisse von PU-Dispersion und Epoxidharzkleber (s. Tabelle 4-7) ist die Annahme einer Vernachlässigung der Verformungsanteile durch Textilschlupf auf der oberen Trägergrundplatte daher gerechtfertigt. Der gemessene Maschinenweg für die Versuchsaufbauten von Typ 1 und 2 setzt sich daher aus den Komponenten Textilschlupf auf der unteren Trägergrundplatte, Textildehnungen und Verformungen des Versuchsaufbaus zusammen. Durch die Anordnung zusätzlicher Wegaufnehmer (s. Abbildung 4-10) können Wegdaten ohne Anteil des Versuchsaufbaus gemessen werden. Bei Versuchen des Typs 3 werden zwei Wegaufnehmer bei Beginn der Verklebung angeordnet. Bei manchen Versuchen erfolgt eine zusätzliche Anordnung von Wegsensoren auch noch am lastabgewandten Ende des verklebten Textils.

Alle Versuche werden verformungsgesteuert mit einer Datenerfassungsrate von 10 bis 100 Hz durchgeführt. Die Verformungsgeschwindigkeit wird zwischen einzelnen Versuchsreihen variiert, wodurch eine Anpassung der Datenerfassungsrate notwendig wird.

Tabelle 4-12: Randbedingungen für die *Endverankerungsversuche*

Versuchstyp	Textilbreite [mm]	Verankerungslänge [mm]	Prüfmaschine
1	40	40	Zwick/Roell 10 kN
2	40	40, 80, 160	Zwick/Roell 10 kN; MTS-100
3	50	350, 400, 500	MTS-100

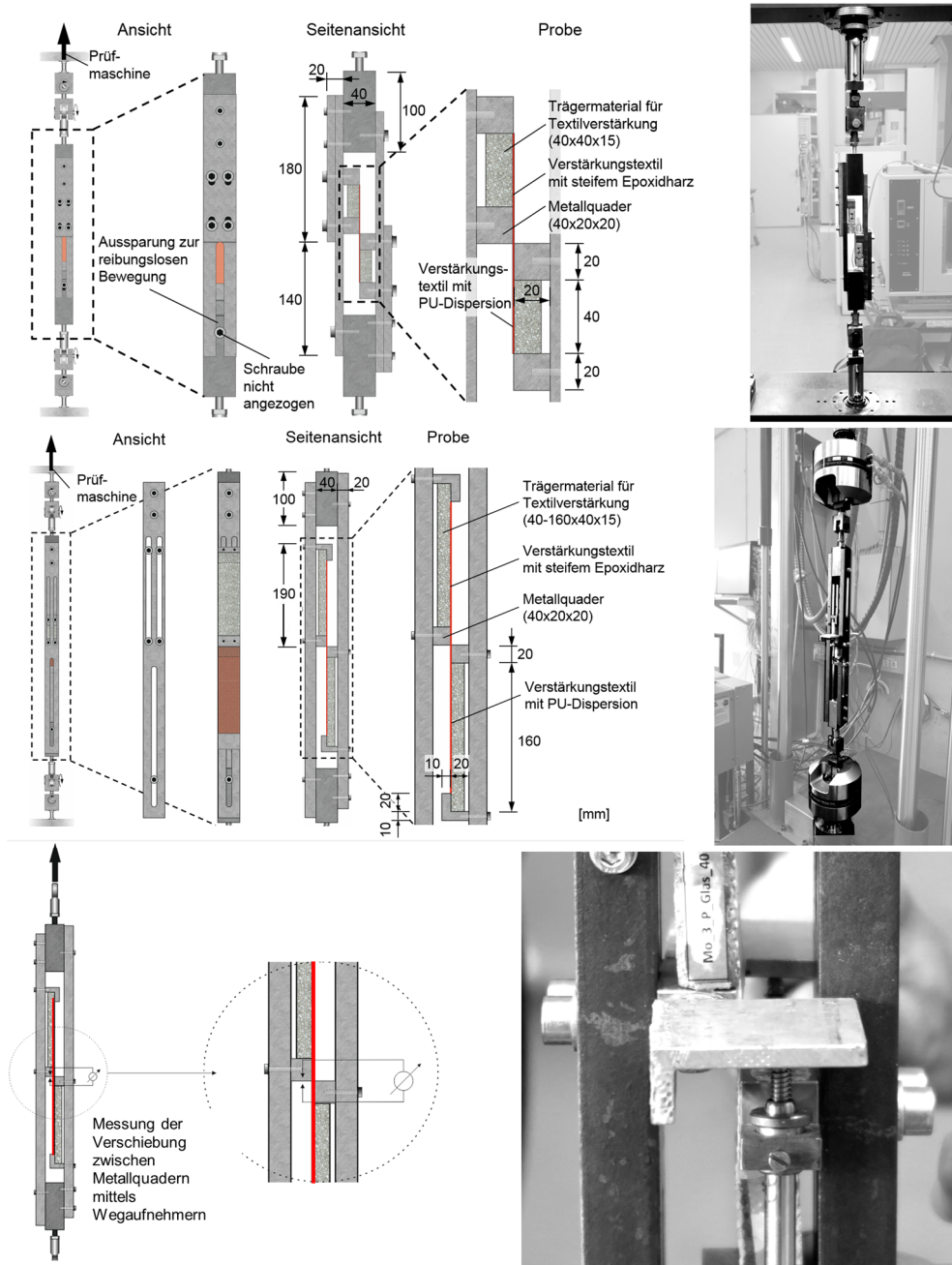


Abbildung 4-10: Versuchsaufbauten für Endverankerungsversuche: Oben: Typ 1: Verankerungslängen von 40 mm – Mitte: Typ 2: Verankerungslängen bis 160 mm – Unten: Anordnung der Wegaufnehmer für beide Typen

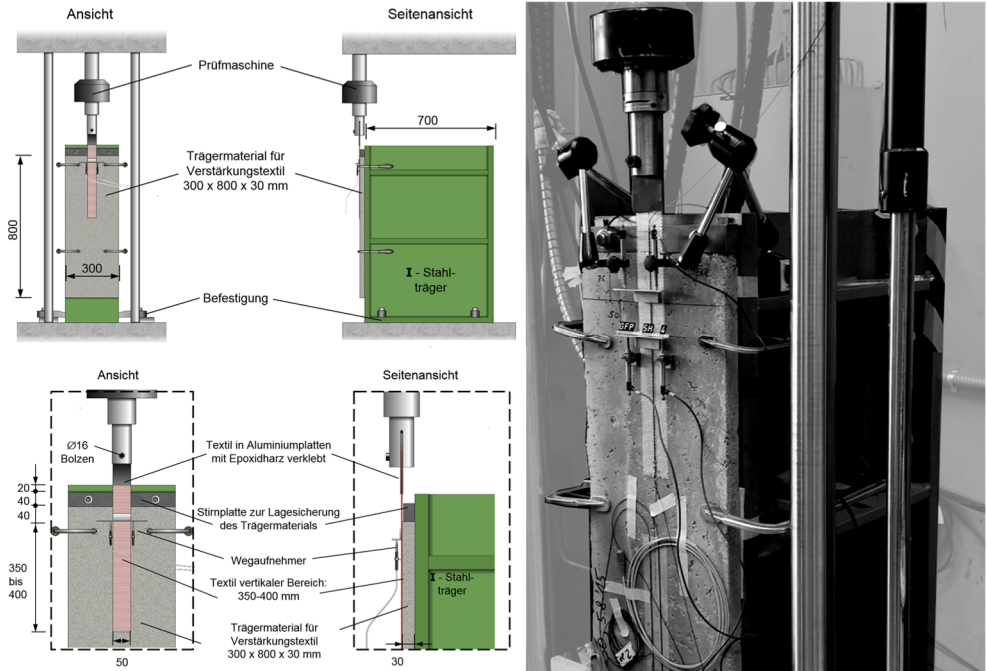


Abbildung 4-11: Versuchsaufbauten für Endverankerungsversuche: Typ 3

4.4.1 Endverankerungsversuche unter monotoner, quasi-statischer Belastung

4.4.1.1 Durchführung und Ergebnisse für 40 mm Verbundlänge für die Versuchsaufbauten Typ 1 und Typ 2

Insgesamt werden die Ergebnisse von 85 Versuchen dargestellt, welches zur besseren Übersicht größtenteils tabellarisch erfolgt. Die ermittelten Versuchsdaten beinhalten Kraft- und Verformungsdaten (Maschinenweg und ggf. Sensorweg). In Abbildung 4-12 ist ein Kraft-Wegdiagramm für einen repräsentativen Versuch dargestellt.

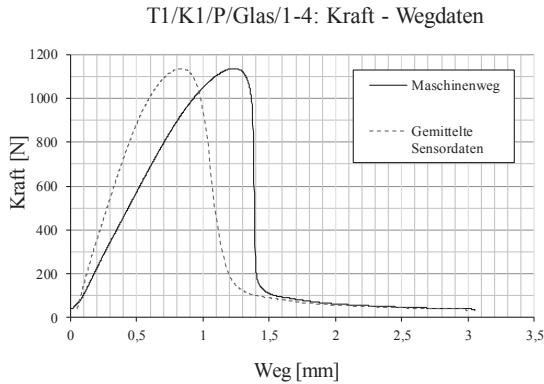


Abbildung 4-12: Typisches Ergebnis eines *Endverankerungsversuchs* mit kurzer Verbundlänge

Die Versuchsbezeichnung erfolgt nach folgendem Schema:

Versuchsaufbaunummer/Lagerungsbedingung/Trägermaterial/Textilmaterial/Versuchsgeschwindigkeit – Durchlaufnummer.

Beispiel: T1/K1/P/Glas/1-4:

- T1: Versuchsaufbau 1
 - T2: Versuchsaufbau 2
- K1: Lagerungsbedingung Klima 1
 - K2, Con 1, Con 2, Con 3
- P: Peciment 50
 - No: Novipro
 - KS: Kalksandstein
- Glas: EQ-Top Textil (Kettrichtung)
 - Ca: Karbon
- 1: 1 mm/min Versuchsgeschwindigkeit
 - 0,5; 1,0; 10; 100
- 4: Durchlaufnummer

Um die Auswirkungen unterschiedlicher Lagerungsbedingungen zu quantifizieren, werden neben den bereits erwähnten Klimabedingungen 1 und 2 zusätzliche Fälle untersucht:

- Con 1: Probenherstellung und Klebstoffaushärtung (1 Tag) – 28 Tage Lagerung des verklebten Textils in destilliertem Wasser – sieben Tage Klima 1 – Prüfung

- Con 2: Probenherstellung und Klebstoffaushärtung (1 Tag) – 28 Tage Lagerung des verklebten Textils in alkalischer Lösung – sieben Tage Klima 1 – Prüfung
- Con 3: Probenherstellung und Klebstoffaushärtung (1 Tag) – 28 Tage Lagerung bei 95% rel. Feuchte und 40°C – Prüfung

Fast alle Versuche für die Konditionierungsbedingungen Con1-3 erfolgen mit dem Trägermaterial Kalksandstein, für Con 3 werden noch Versuche mit dem Trägermaterial Peciment 50 durchgeführt. Die bereits verklebten Proben werden in die entsprechenden wässrigen Lösungen gegeben und rückseitig durchfeuchtet. Die Kontrolle des pH-Wertes für Con 2 erfolgt wöchentlich in der Lösung, sowie auf der Steinoberfläche. Für die Lagerungsbedingung Con 3 werden die Proben in speziellen Klimaschränken eingelagert. Durch die rückwärtige Lagerung der Proben in wässrigen Lösungen erweicht der Klebstoff und erhält wieder seine milchig-weiße Erscheinung. Für die Wiedererhärtung erfolgt dann eine sieben-tägige Aushärtungsphase. Die Herstellung der alkalischen Lösung und die Festlegung des pH-Wertes erfolgt in Anlehnung an ACI 440.3R-12 [2].

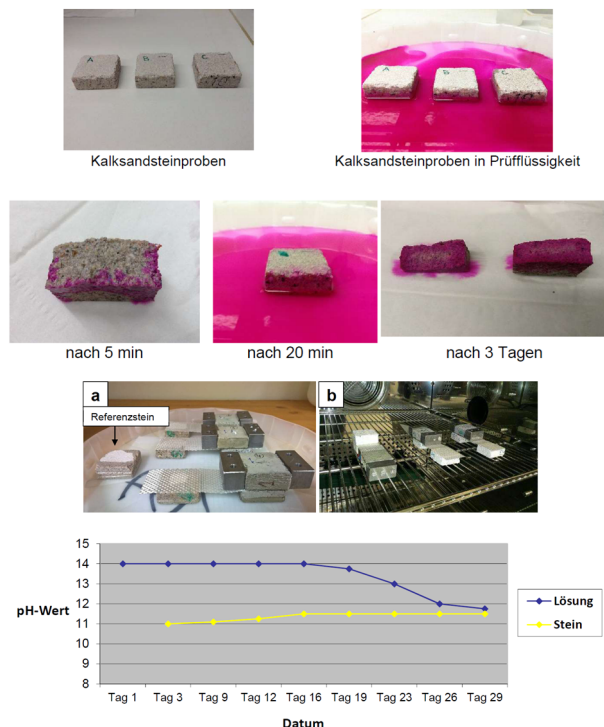


Abbildung 4-13: Überprüfung des Fortschreitens der Alkalität durch Lagerung von Kalksandsteinproben in alkalischer Lösung (oben) – Rückseitige Durchfeuchtung der verklebten Prüfkörper und Lagerung im Klimaschrank (Mitte) – Kontrolle des pH-Wertes von Flüssigkeit und Steinoberfläche (unten) (Krylova [80])

Bei allen Versuchen kommt es zum Versagensmodus der Verbundentkopplung (s. Abbildung 4-14). Für den Trägergrund Peciment 50 kommt es vorwiegend zum Adhäsionsversagen zwischen Klebstoff und Trägergrund. Für den Trägergrund Novipro, sowie Kalksandstein überwiegt ein ähnlicher Versagensmodus allerdings mit einer zusätzlichen dünnen, staubähnlichen Substratablösung – dieser Versagensmodus wird mit dem Begriff „leichtes Kohäsionsversagen“ referenziert.

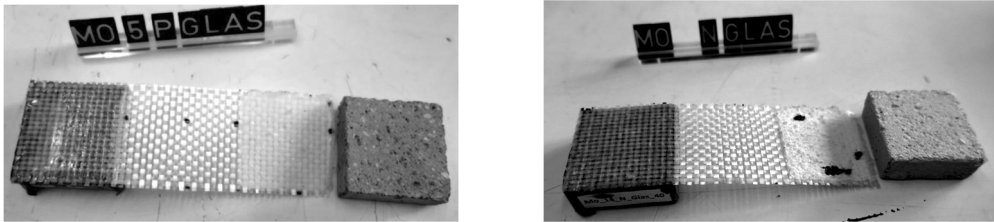


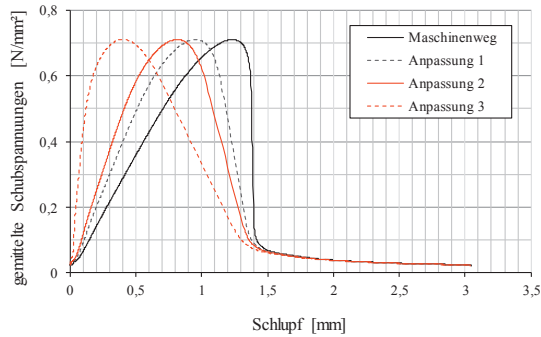
Abbildung 4-14: Links: Versagensmodus Adhäsion – Rechts: Versagensmodus leichte Kohäsion

Die Ergebnisse dieser Versuche werden durch eine Datenanpassung als lokale τ - Δ -Beziehungen interpretiert (eine Validierung dieser Annahme erfolgt in 5.2.1). Die Annahme der Gültigkeit der direkten Ermittlung der lokalen τ - Δ -Beziehung wird im Weiteren als These 1 referenziert. These 1 setzt voraus, dass sich die Schubspannung annähernd konstant über die Verbundlänge von 40 mm einstellt. Unter der Annahme der Gültigkeit von These 1 kann durch Integration der globalen Last-Verformungskurve, die *Bruchenergie* des Verstärkungssystems bestimmt werden. Die Anpassung der Versuchsdaten ist in Abbildung 4-15 illustriert. Hierbei bedeutet:

- Anpassung 1: Reduktion des Maschinenwegs um die Dehnung der freien Textillänge zwischen den Substratkörpern
- Anpassung 2: Reduktion des Maschinenwegs um Anpassung 1 und um die Dehnung der verklebten Textillänge (Annahme eines linearen Kraftverlaufs im verklebten Textil)
- Anpassung 3: Reduktion des Maschinenwegs um Anpassung 1 und 2 und um die Verformungen des Versuchsaufbaus

Wird bei der Datenanpassung lediglich die Anpassung zur Berücksichtigung der Dehnungen der verklebten Textillänge nicht durchgeführt, so stellen die Kraft-Verformungsdaten die globalen P - Δ -Daten dar.

T1/K1/P/Glas/1-4: Schubspannung - Schlupf

Abbildung 4-15: Anpassung der Versuchsdaten zur Ermittlung der lokalen τ - Δ -Beziehungen

In Abbildung 4-16 sind die diskreten Werte illustriert, welche in der tabellarischen Auswertung angeführt werden. Die Ermittlung der *Bruchenergie* erfolgt für alle Versuche bis zu einem Wert $cMax = 5 \times bMax$. Es ist wichtig zu erwähnen, dass die *Bruchenergie* ein von der Datenanpassung unabhängiger Wert ist. Die Schubspannung $aMax$ wird über den Quotienten von Höchstlast zu Verbundfläche (1600 mm²) ermittelt (Annahme einer konstanten Schubspannungsverteilung – These 1). Die *Bruchenergie* wird durch Integration der Schubspannungs-Schlupf-Daten (Einheit [N/mm]) und durch Integration der Kraft-Verformungs-Daten (Einheit [kNmm]) ermittelt.

T1/K1/P/Glas/1-4: Schubspannung - Schlupf

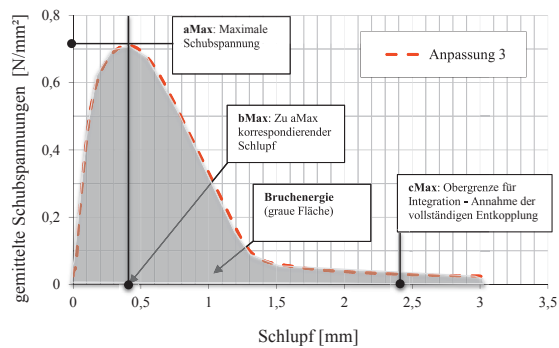


Abbildung 4-16: Auswertungsschema für Versuche mit Verbundlängen von 40 mm

Zur Ermittlung der lokalen τ - Δ -Beziehungen sind die Verformungen des Versuchsaufbaus mit zu berücksichtigen. Dies ist bei Versuchen mit Wegaufnehmern nicht notwendig. Mittels der Wegaufnehmerdaten werden für beide Versuchsaufbauten von der Kraft abhängige Funktionen bestimmt, welche die Verformungen der Versuchsaufbauten abbilden. Mit Hilfe dieser Funktionen können auch Versuche, für welche keine zusätzlichen Wegaufnehmer angeordnet werden, zur Ermittlung der lokalen τ - Δ -Beziehungen herangezogen werden.

Nicht alle Versuchsdaten sind geeignet, *Bruchenergie* und/oder lokale τ - Δ -Beziehungen zu bestimmen. Kommt es beispielsweise zu Verdrehungen der Substratkörper oder ruckartigen Entlastungsvorgängen (beispielsweise durch ein Gleiten der Substratkörper verursacht durch Lösen einer Verschraubung), so liefern diese Versuche zwar noch repräsentative Werte zur Ermittlung von Höchstlasten – *Bruchenergie* und lokale τ - Δ -Beziehungen können aber nicht mehr bestimmt werden (s. Abbildung 4-17).

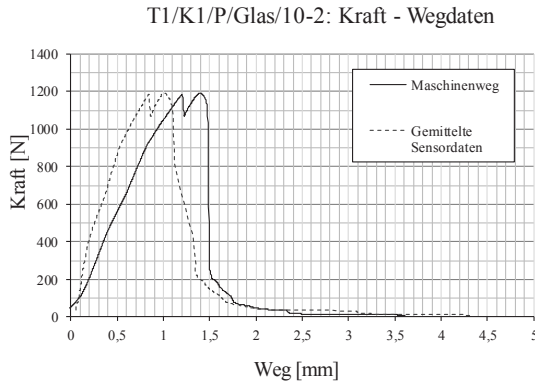


Abbildung 4-17: Versuchsergebnisse, welche nicht geeignet sind, die *Bruchenergie* zu ermitteln

Tabelle 4-13: Tabellarische Ergebnisse (1) Verbundlänge 40 mm

Bezeichnung	Sensoren vorhanden	Versagensmodus	Höchstlast [N]	aMax [N/mm ²]	Versuch zur Ermittlung von Energie und bMax	bMax [mm]	Energie durch Integration bis 5 x bMax [N/mm]	Energie durch Integration bis 5 x bMax [kNmm]
T1/K2/P/Glas/05-1	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1008	0,63	ja	0,44	0,66	1,05
T1/K2/P/Glas/05-2	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1172	0,73	ja	0,62	0,66	1,06
T1/K2/P/Glas/05-3	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1353	0,85	ja	0,41	0,86	1,37
T1/K2/P/Glas/05-4	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1133	0,71	nein			
T1/K2/P/Glas/05-5	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1088	0,68	ja	0,29	0,49	0,79
T1/K2/P/Glas/05-6	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1141	0,71	ja	0,31	0,56	0,90
T1/K2/P/Glas/05-7	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1042	0,65	ja	0,32	0,54	0,86
T1/K2/P/Glas/05-8	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1096	0,69	ja	0,27	0,53	0,84
T1/K2/P/Glas/05-9	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1295	0,81	ja	0,33	0,65	1,04
T1/K2/P/Glas/05-10	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1358	0,85	ja	0,25	0,60	0,95
T1/K2/P/Glas/05-11	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1268	0,79	nein			
T2/K2/P/Glas/05-4	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1242	0,78	nein			
T2/K2/P/Glas/05-2	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1205	0,75	nein			
T2/K2/P/Glas/05-3	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1339	0,84	nein			
T1/K1/P/Glas/05-1	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	897	0,56	ja	0,32	0,40	0,65
T1/K1/P/Glas/05-2	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	888	0,55	ja	0,36	0,42	0,67
T1/K1/P/Glas/05-3	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	829	0,52	ja	0,34	0,39	0,62
T1/K1/P/Glas/05-4	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	876	0,55	ja	0,28	0,33	0,53
T1/K1/P/Glas/05-5	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1136	0,71	ja	0,42	0,66	1,05
T1/K1/P/Glas/05-6	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	903	0,56	nein			
T2/K1/P/Glas/05-1	nein	Adhäsion: 70% Klebstoff auf Textil	823	0,51	nein			
T2/K1/P/Glas/05-2	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	919	0,57	nein			
T2/K1/P/Glas/05-3	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	964	0,60	nein			
T2/K1/P/Glas/05-4	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1061	0,66	nein			
T2/K1/P/Glas/05-5	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1169	0,73	nein			
T2/K1/P/Glas/05-6	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	839	0,52	nein			
T1/Com1/KS/Glas/05-1	nein	leichte Kohäsion: 100 % Klebstoff auf	1649	1,03	nein			
T1/Com1/KS/Glas/05-2	nein	leichte Kohäsion: 100 % Klebstoff auf	1635	1,02	ja	0,48	1,09	1,74
T1/Com1/KS/Glas/05-3	nein	leichte Kohäsion: 100 % Klebstoff auf	1498	0,94	ja	0,51	0,99	1,58
T1/Com2/KS/Glas/05-1	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Stein	1163	0,73	ja	0,64	1,01	1,61
T1/Com2/KS/Glas/05-2	nein	Adhäsion: 50% Klebstoff auf Stein	936	0,59	ja	0,46	0,62	1,00
T1/Com2/KS/Glas/05-3	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Stein	794	0,50	ja	0,34	0,43	0,69
T1/K1/KS/Glas/05-1	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1714	1,07	ja	0,48	1,31	2,10

Tabelle 4-14: Tabellarische Ergebnisse (2) Verbundlänge 40 mm

Bezeichnung	Sensoren vorhanden	Versagensmodus	Höchstlast [N]	a_{Max} [N/mm ²]	Versuch zur Ermittlung von Energie und b_{Max}	b_{Max} [mm]	Energie durch Integration bis $5 \times b_{Max}$ [N/mm]	Energie durch Integration bis $5 \times b_{Max}$ [kNmm]
T1/K1/KS/Glas/05-2	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1568	0,98	ja	0,53	1,01	1,62
T1/K1/KS/Glas/05-3	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1537	0,96	ja	0,39	1,00	1,60
T1/Con3/KS/Glas/05-1	nein	Adhäsion: 90% Klebstoff auf Textil	766	0,48	ja	0,61	0,59	0,94
T1/Con3/KS/Glas/05-2	nein	Adhäsion: 90% Klebstoff auf Textil	927	0,58	ja	0,46	0,62	1,00
T1/Con3/KS/Glas/05-3	nein	Adhäsion: 90% Klebstoff auf Textil	936	0,58	ja	0,51	0,65	1,04
T1/Con3/P/Glas/05-1	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Stein	321	0,20	ja	0,27	0,17	0,28
T1/Con3/P/Glas/05-2	nein	Adhäsion: 80% Klebstoff auf Stein	496	0,31	ja	0,37	0,32	0,51
T1/Con3/P/Glas/05-3	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	295	0,18	ja	0,37	0,18	0,29
T1/K2/P/Ca/05-1	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1915	1,20	nein			
T1/K2/P/Ca/05-2	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1952	1,22	nein			
T1/K1/KS/Ca/05-1	nein	leichte Kohäsion: 100 % Klebstoff auf Textil	1704	1,07	nein			
T1/K1/KS/Ca/05-2	nein	leichte Kohäsion: 100 % Klebstoff auf Textil	1680	1,05	nein			
T1/K1/KS/Ca/05-3	nein	leichte Kohäsion: 100 % Klebstoff auf Textil	1478	0,92	nein			
T1/K1/No/Glas/05-1	nein	leichte Kohäsion: 100 % Klebstoff auf Textil	672	0,42	ja	0,45	0,31	0,49
T1/K1/No/Glas/05-2	nein	leichte Kohäsion: 100 % Klebstoff auf Textil	800	0,50	ja	0,33	0,37	0,58
T1/K1/No/Glas/05-3	nein	leichte Kohäsion: 100 % Klebstoff auf Textil	784	0,49	ja	0,34	0,29	0,47
T1/K1/No/Glas/1-1	nein	leichte Kohäsion: 100 % Klebstoff auf Textil	736	0,46	nein			
T1/K1/No/Glas/1-2	nein	leichte Kohäsion: 100 % Klebstoff auf Textil	784	0,49	nein			
T1/K1/No/Glas/10-1	nein	leichte Kohäsion: 100 % Klebstoff auf Textil	1008	0,63	nein			
T1/K1/No/Glas/10-2	nein	leichte Kohäsion: 100 % Klebstoff auf Textil	928	0,58	nein			
T1/K1/P/Glas/1-1	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1120	0,70	ja	0,62	0,75	1,20
T1/K1/P/Glas/1-2	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	928	0,58	ja	0,55	0,61	0,97
T1/K1/P/Glas/1-3	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1072	0,67	ja	0,55	0,64	1,03
T1/K1/P/Glas/1-4	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1136	0,71	ja	0,40	0,65	1,04
T1/K1/P/Glas/1-5	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1056	0,66	ja	0,30	0,51	0,81
T1/K1/P/Glas/10-1	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1408	0,88	nein			
T1/K1/P/Glas/10-2	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1184	0,74	nein			
T1/K1/P/Glas/10-3	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1584	0,99	nein			
T1/K1/P/Glas/10-4	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1504	0,94	nein			
T1/K1/P/Glas/10-5	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1408	0,88	ja	0,23	0,66	1,06
T1/K1/P/Glas/100-1	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1424	0,89	nein			
T1/K1/P/Glas/100-2	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1808	1,13	nein			
T1/K1/P/Glas/100-3	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1296	0,81	nein			

4.4.1.2 Auswertung und Interpretation für 40 mm Verbundlänge für die Versuchsaufbauten Typ 1 und Typ 2

Die folgenden Diagramme dienen zur Visualisierung der tabellarischen Ergebnisse. Die Zahlen hinter der Beschriftung der horizontalen Achse geben an, wie viele Versuche zur Bestimmung der entsprechenden Kenngröße ausgewertet werden.

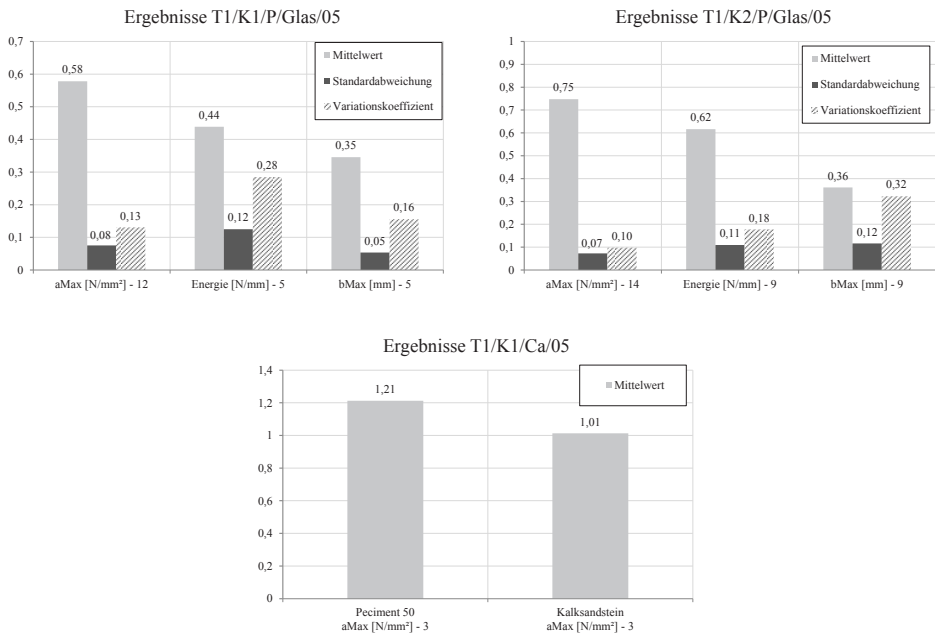


Abbildung 4-18: Ergebnisse (1): Oben: Einfluss von Klima 1 und 2 für *EQ-Top*-Textil – Unten: Karbontextil auf verschiedenen Trägersubstraten

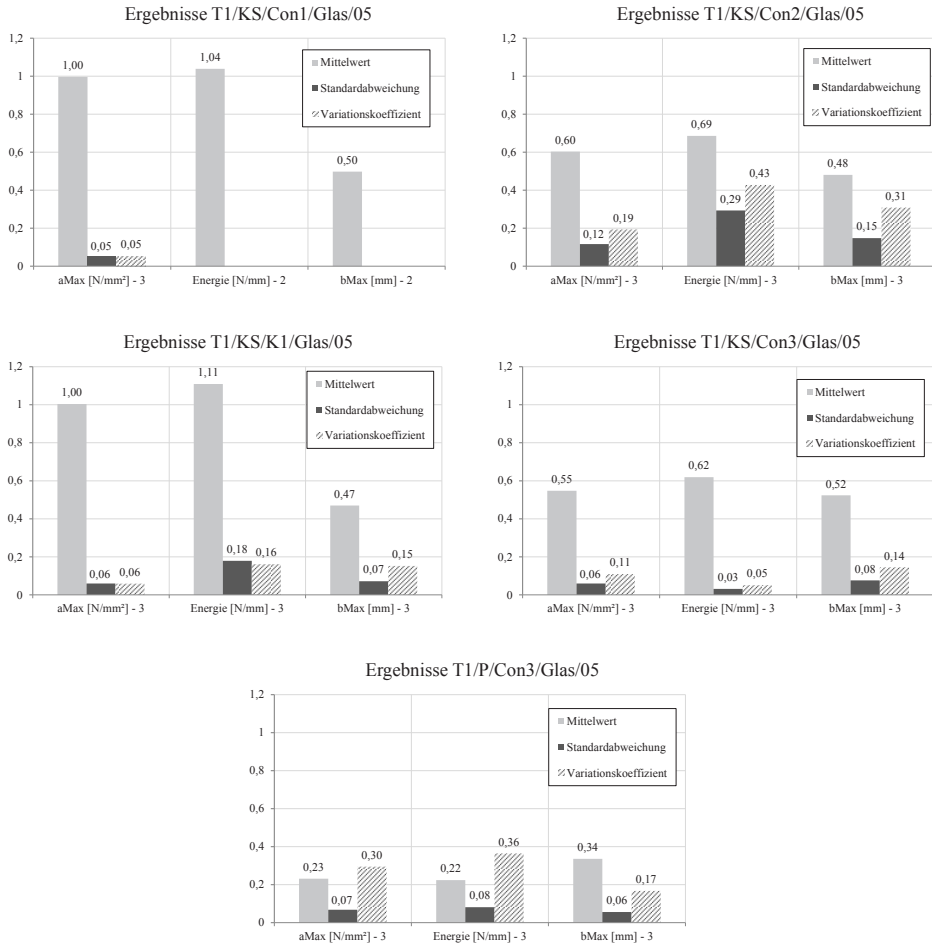


Abbildung 4-19: Ergebnisse (2): Einfluss der Konditionierung für Proben aus Kalksandstein und Peciment 50

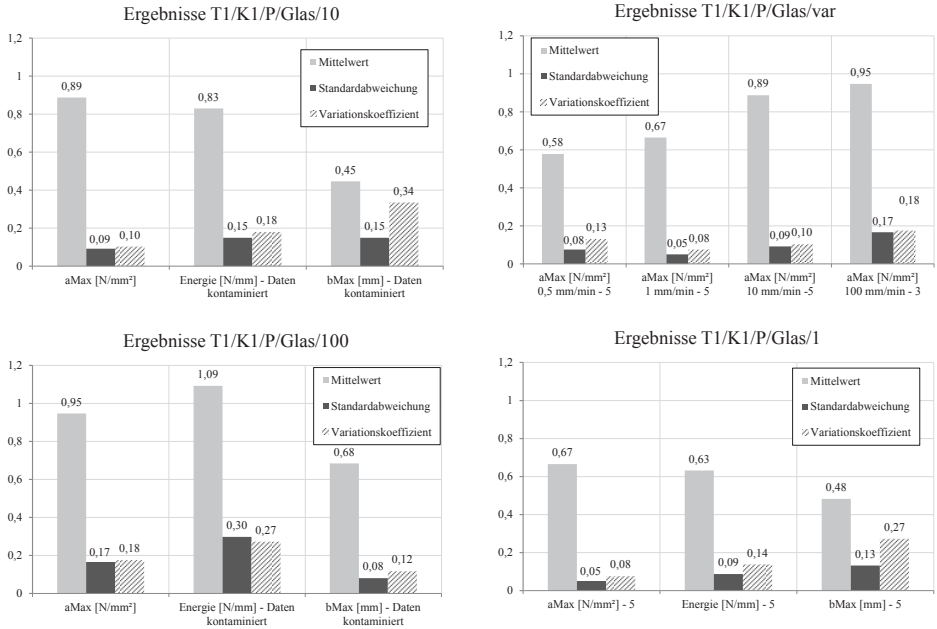


Abbildung 4-20: Ergebnisse (3): Einfluss der Prüfgeschwindigkeit für Proben aus Peciment 50

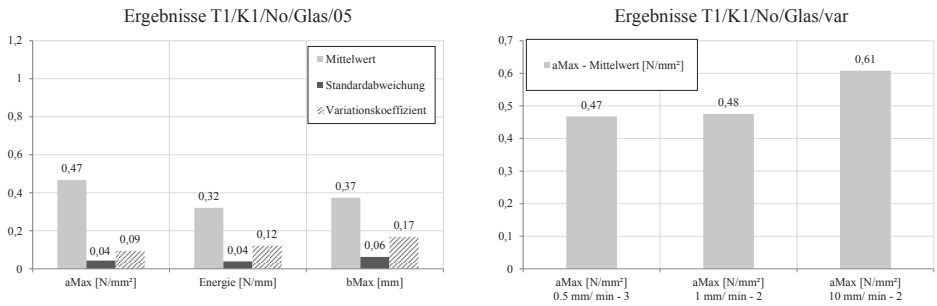


Abbildung 4-21: Ergebnisse (4) für Trägersubstrat Novipro

Wesentliche Ergebnisse für Versuche mit Trägermaterial Peciment 50:

- Großer Einfluss der Luftfeuchtigkeit auf Höchstlasten und Energie
 - Erklärungsansatz: Sehr geringe Wasserdampfdurchlässigkeit des Trägermaterials führt zur Ausbildung einer Schicht mit erhöhter Feuchtekonzentration
- Großer Einfluss der Prüfgeschwindigkeit auf Höchstlasten und Energie (größte Sensitivität im Bereich 0,5 – 10 mm/min)
- Dominierender Versagensmodus: Adhäsion zwischen Klebstoff und Textil

Wesentliche Ergebnisse für Versuche mit Trägermaterial Kalksandstein:

- Im Vergleich zu Peciment 50 geringerer Einfluss der Luftfeuchtigkeit auf Höchstlasten und Energie
 - Erklärungsansatz: Relative Diffusionsoffenheit von Kalksandstein reduziert die Wahrscheinlichkeit lokaler Feuchtekonzentrationen
- Dominierender Versagensmodus: Leichte Kohäsion
- Systemeigenschaften durch Konditionierung in wässriger Lösung (pH-Wert: 7) und erneutes Erhärten praktisch unberührt
- Systemeigenschaften durch Konditionierung in wässriger Lösung (pH-Wert: 14) und erneutes Erhärten deutlich messbar beeinflusst

Wesentliche Ergebnisse für Versuche mit Trägermaterial Novipro:

- Im Vergleich zu anderen Trägermaterialien geringste Höchstlasten und *Bruchenergien*
- Größte Streuung der Ergebnisse für untersuchte Trägermaterialien
- Dominierender Versagensmodus: Leichte Kohäsion

Wesentliche Ergebnisse für Versuche mit unterschiedlichen Textilien:

- Deutlich größere Höchstlasten und *Bruchenergien* für verwendetes Karbontextil im Vergleich zum *EQ-Top* Glastextil
 - Erklärungsansatz: Einfluss der Textilstruktur auf Mesoebene – verklebte Fläche der Leinwandbindung des *EQ-Top*-Textils (s. Abbildung 1-3 und Abbildung 4-3) im Vergleich zum unidirektionalen Karbontextil geringer

4.4.1.3 Durchführung und Ergebnisse für 80, 160, 350, 400 und 500 mm Verbundlänge für die Versuchsaufbauten Typ 2 und Typ 3

Insgesamt werden die Ergebnisse von 45 Versuchen dargestellt. Dies erfolgt zur besseren Übersicht tabellarisch. Die ermittelten Versuchsdaten beinhalten Kraft- und Verformungsdaten (Maschinenweg und ggf. Sensorweg). Die Kraft-Verformungsdaten für diese Versuche sind im Anhang G.2 in Diagrammen dargestellt. Die Versuchsbezeichnung erfolgt nach folgendem Schema:

Versuchsaufbaunummer – Verankerungslänge/Lagerungsbedingung/Trägermaterial/Textil/Versuchsgeschwindigkeit – Durchlaufnummer.

Beispiel: T3-500/K1/P/Glas/10-1:

- T3: Versuchsaufbau 1
 - T2: Versuchsaufbau 2
- 500: Verbundlänge [mm]
 - 80, 160, 350, 400
- K1: Lagerungsbedingung Klima 1
 - K2, Con 1, Con 2, Con 3
- P: Peciment 50
 - No: Novipro
 - SC: Röfix Sisma Calce
 - Skopje: Mörtel aus Skopje
- Glas: EQ-Top Textil (Kettrichtung)
 - GlasSchuss: EQ-Top Textil (Schussrichtung)
- 10: 10 mm/min Versuchsgeschwindigkeit
 - 0,5; 1,0; 10
- 1: Durchlaufnummer

Bei den Versuchen bis 160 mm Verbundlänge entsprechen die Versagensmodi denen für 40 mm Verbundlänge. Für Versuche ab 350 mm Verbundlänge, die nicht auf dem Substrat Novipro durchgeführt werden, kommt es fast immer zu einem Textilversagen, welches nach anfänglicher über die Querschnittsbreite gleichmäßiger Verbundentkopplung stets vom Rand des Textilstreifens induziert wird (s. Abbildung 4-22). Für die Versuche mit Novipro Trägersubstrat überwiegt der Versagensmodus Verbundentkopplung.

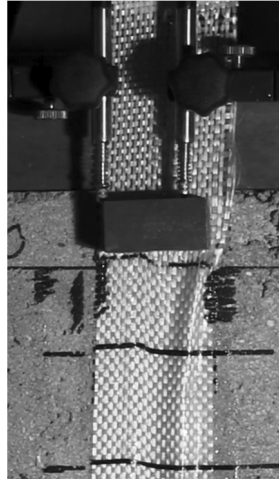


Abbildung 4-22: Vom Rand des Textilstreifens induziertes Textilversagen

Die Ergebnisse dieser Versuche werden als globale P - Δ -Daten dargestellt. Diese Daten werden entweder über die Maschinenkraft und die Wegaufnahme ermittelt. Alternativ wird der *globale Schlupf* auch über den *kompensierten Maschinenweg* ermittelt. Die Ermittlung des *kompensierten Maschinenwegs* erfolgt beispielsweise für Versuche des Typs 3 durch eine Anpassung der Maschinenwegdaten um Anpassung 1 (s. Abbildung 4-15). Die Verwendung des *kompensierten Maschinenwegs* anstelle der Wegaufnahmeerdaten erweist sich im Bereich der Höchstlasten als zielführend, da hier die Wegaufnahme aufgrund von Ablöseeffekten der Abtasthalterung vom Textil keine sinnvollen Ergebnisse mehr liefern.

Abbildung 4-23 zeigt Kraft-Wegdiagramme für zwei typische Versagensmodi.

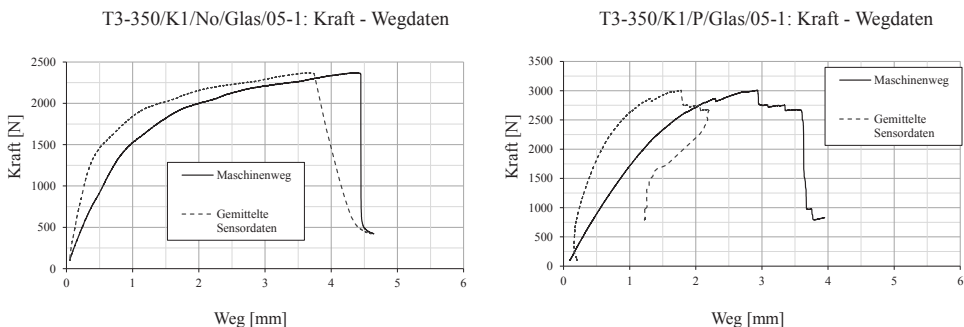


Abbildung 4-23: Versuchsdaten: Links: Versagensmodus Verbundentkopplung – Rechts: Versagensmodus Textilversagen

Bei der tabellarischen Auswertung für Verbundlängen ab 350 mm werden Werte für Kraft und *globalen Schlupf* bei 80% Höchstlast im lastansteigenden und abfallenden Bereich angegeben (s. Abbildung 4-24). In der Abbildung ist ebenfalls zu erkennen, dass die Sensordaten ab Erreichen der Höchstlast keine sinnvollen Werte mehr liefern, weswegen bei der Auswertung der *globale Schlupf* meist über den *kompensierten Maschinenweg* erfolgt.

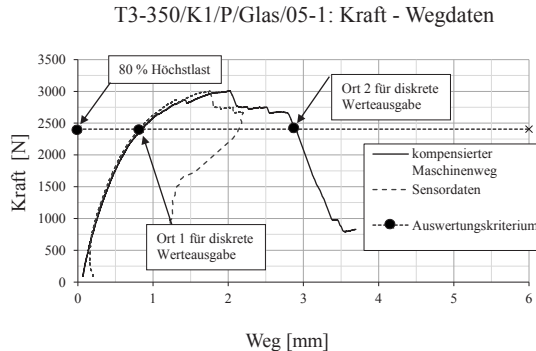


Abbildung 4-24: Auswertungsschema für Verbundlängen ab 350 mm

Durch Integration der globalen $P-\Delta$ -Daten wird die Energie, welche bis zum rechnerischen Systemversagen verbraucht wird, ermittelt. Die Integration erfolgt bis zur Stelle „Ort 2“ (s. Abbildung 4-24). Die so ermittelte Energie ist stark vom Versagensmodus und der Wahl der rechnerischen Verbundentkopplung (80%) abhängig und stellt somit eher einen groben Richtwert als eine quantitative Größe dar.

Bei der tabellarischen Auswertung für die Verbundlängen 80 und 160 mm werden Werte für $bMax$ entsprechend angegeben. In diesem Zusammenhang steht $bMax$ für den bei Höchstlast ermittelten *globalen Schlupf*. Die Energie wird ebenfalls durch Integration der globalen $P-\Delta$ -Daten ermittelt, wobei für Verbundlängen von 80 mm das gleiche Kriterium für die Wahl der Integrationsobergrenze wie für die Versuche mit 40 mm Verbundlänge angewendet wird. Bei Versuchen mit 160 mm Verbundlänge erfolgt die Wahl der Integrationsobergrenze über das 80% Höchstlast-Kriterium.

Tabelle 4-15: Tabellarische Ergebnisse Verbundlänge 80 und 160 mm

Bezeichnung	Sensoren vorhanden	Versagensmodus	Fmax [N]	Globaler Schlupf bei Höchstlast δM_{ax} [mm]	Versuch geeignet zur Bestimmung der Energie und δM_{ax}	Energie durch Integration der globalen Last-Verformungskurve [kJ/mm]
T2-80/K1/P/Glas/05-1	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1540	0,74	ja	2,13
T2-80/K1/P/Glas/05-2	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1584	0,78	ja	2,08
T2-80/K1/P/Glas/05-3	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1670	0,86	ja	2,08
T2-80/K1/P/Glas/05-4	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1818		nein	
T2-80/K1/P/Glas/05-5	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1696		nein	
T2-80/K1/P/Glas/05-6	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1597		nein	
T2-160/K1/P/Glas/05-1	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1964	1,76	ja	3,27
T2-160/K1/P/Glas/05-2	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	1911		nein	
T2-160/K1/P/Glas/05-3	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	2358		nein	
T2-160/K1/P/Glas/05-4	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	2016	1,97	ja	3,80
T2-160/K1/P/Glas/05-5	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	2358	1,89	ja	3,96
T2-160/K1/P/Glas/05-6	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	2207	2,19	ja	4,49
T2-160/K1/P/Glas/05-7	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	2120		nein	
T2-160/K1/P/Glas/05-8	ja	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	2206	2,22	ja	4,08
T2-160/K1/P/Ca/05-1	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	3549		nein	
T2-160/K1/P/Ca/05-2	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	3703		nein	
T2-80/K1/P/Ca/05-1	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	2230		nein	
T2-80/K1/P/Ca/05-2	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	2390		nein	
T2-80/K1/P/Ca/05-3	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	2280		nein	
T2-160/K1/P/Ca/05-1	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	3510		nein	
T2-160/K1/P/Ca/05-2	nein	Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	3740		nein	

Tabelle 4-16: Tabellarische Ergebnisse Verbundlänge größer als 160 mm (Varkoef = Variationskoeffizient)

Bezeichnung	Sensoren vorhanden	Versagensmodus	Fmax [N]	Mittelwert – Standardabw. – Varkoef	Schlupf bei 80 % Höchstlast – ansteigende Belastung [mm]	Mittelwert – Standardabw. – Varkoef	Globaler Schlupf bei 80 % Höchstlast – fallende Belastung [mm]	Mittelwert – Standardabw. – Varkoef	Versuch zur Bst. der Engerie geeignet	Energie durch Integration der globalen Last-Verformungskurve [kNm]	Mittelwert – Standardabw. – Varkoef
T3-500/K1/P/Glas/10-1	ja	Textilveragen nach sichtbarer Verbundentkopplung	2645	2635,884	1,1	0,95	5,05	5,217	ja	10,87	11,392
T3-500/K1/P/Glas/10-2	ja	Textilveragen nach sichtbarer Verbundentkopplung	2647	17,463	0,85	0,132	5,1	0,247		11,183	0,652
T3-500/K1/P/Glas/10-3	ja	Textilveragen nach sichtbarer Verbundentkopplung	2616	0,007	0,9	0,139	5,5	0,047		12,123	0,057
T3-500/K1/P/GlasSchuss/10-1	ja	Textilveragen nach sichtbarer Verbundentkopplung	2235	2151,687	0,85	0,887	6,25	6,583		12,052	12,012
T3-500/K1/P/GlasSchuss/10-2	ja	Textilveragen nach sichtbarer Verbundentkopplung	2130	74,847	0,92	0,035	5,45	1,332		9,423	2,569
T3-500/K1/P/GlasSchuss/10-3	ja	Textilveragen nach sichtbarer Verbundentkopplung	2090	0,035	0,89	0,04	8,05	0,202		14,56	0,214
T3-500/K1/P/Glas/60-1	ja	Textilveragen nach sichtbarer Verbundentkopplung	2998	2797,596	1,7	0,967	4,85	4,743		11,899	11,041
T3-500/K1/P/Glas/60-2	ja	Textilveragen nach sichtbarer Verbundentkopplung	2673	175,468	0,45	0,653	4	0,696		9,092	1,692
T3-500/K1/P/Glas/60-3	ja	Textilveragen nach sichtbarer Verbundentkopplung	2721	0,063	0,75	0,675	5,38	0,147		12,131	0,153
T3-400/K1/SC/Glas/1-1	ja – auch lastabgewandt	Verbundentkopplung	2327	2351,519	1,53	1,33	6,06	5,837	ja	11,135	10,999
T3-400/K1/SC/Glas/1-2	ja – auch lastabgewandt	Verbundentkopplung	2327	42,054	1,57	0,382	6,1	0,422	ja	11,135	0,235
T3-400/K1/SC/Glas/1-3	ja – auch lastabgewandt	Simultanes Textilveragen/ Verbundentkopplung	2400	0,018	0,89	0,287	5,35	0,072	ja	10,728	0,021
T3-400/K1/SC/GlasSchuss/1-1	ja – auch lastabgewandt	Simultanes Textilveragen/ Verbundentkopplung	2379	2451,00	1,2	1,10	3,6	3,92	nein	6,63	7,87
T3-400/K1/SC/GlasSchuss/1-2	ja – auch lastabgewandt	Simultanes Textilveragen/ Verbundentkopplung	2524		1		4,23		ja	9,105	

Fortsetzung Tabelle 4-16:

Bezeichnung	Sensoren vorhanden	Versagensmodus	Fmax [N]	Mittelwert – Standardabw. – Varkoeff	Schlupf bei 80 % Höchstlast – ansteigende Belastung [mm]	Mittelwert – Standardabw. – Varkoeff	Globaler Schlupf bei 80 % Höchstlast – fallende Belastung [mm]	Mittelwert – Standardabw. – Varkoeff	Versuch zur Bst. der Engerie geeignet	Energie durch Integration der globalen Last-Verformungskurve [kNmm]	Mittelwert – Standardabw. – Varkoeff
T3-400/K1/Skopje/GlasSchuss/1-1	ja	Putz löst sich vom Stein	2175						nein	6,806	7,67
T3-400/K1/Skopje/GlasSchuss/1-2	ja	Putz löst sich vom Stein	2558	2366,00	Linear-elast. bis Versagen				nein	9,724	1,44
T3-350/K1/P/Glas/05-1	ja	Textilveragen nach sichtbarer Verbundentkopplung	3006		0,83		2,88		nein		0,188
T3-350/K1/P/Glas/05-2	ja	Textilveragen nach sichtbarer Verbundentkopplung	3230		1,1		4,08		nein		
T3-350/K1/P/Glas/05-3	ja	Textilveragen nach sichtbarer Verbundentkopplung	3047	3015,246 147,404 0,049	1,1	1,086 0,207 0,191	3,21	3,324 0,539 0,162	nein	7,671	
T3-350/K1/P/Glas/05-4	ja	Textilveragen nach sichtbarer Verbundentkopplung	2973		1,4		3,65		nein	8,22	
T3-350/K1/P/Glas/05-5	ja	Textilveragen nach sichtbarer Verbundentkopplung	2821		1		2,8		nein	5,93	
T3-350/K2/No/Glas/05-1	ja	Verbundentkopplung	2371		1,1		3,85		ja	5,341	5,093
T3-350/K2/No/Glas/05-2	ja	Textilveragen nach sichtbarer Verbundentkopplung	1682	2056,164 348,009 0,169	0,8	1,067 0,252 0,236	3,1	3,63 0,461 0,127	nein	4,193	0,806
T3-350/K2/No/Glas/05-3	ja	Verbundentkopplung	2116		1,3		3,94		ja	5,746	0,158

Die Versuche der Reihe T3-350/K1/P/Glas/05 werden entsprechend Klimabedingung K1 bis zum Versuch gelagert. Diese Versuche werden an einem heißen Sommertag bei einer Luftfeuchte im Prüfraum von weniger als 50 % durchgeführt. Die Versuchskörper sind diesem Klima über mehrere Stunden ausgesetzt, wodurch eine Vergleichbarkeit mit den anderen Versuchskörpern, welche entsprechend Klimabedingung 1 gelagert werden, erschwert wird.

4.4.1.4 Auswertung und Interpretation für 80, 160, 350, 400 und 500 mm Verbundlänge für die Versuchsaufbauten Typ 2 und Typ 3

Die folgenden Diagramme dienen zur Visualisierung der tabellarischen Ergebnisse für 80 und 160 mm Verbundlänge. Die Zahlen hinter der Beschriftung der horizontalen Achse geben an, wie viele Versuche zur Bestimmung der entsprechenden Kenngröße ausgewertet werden.

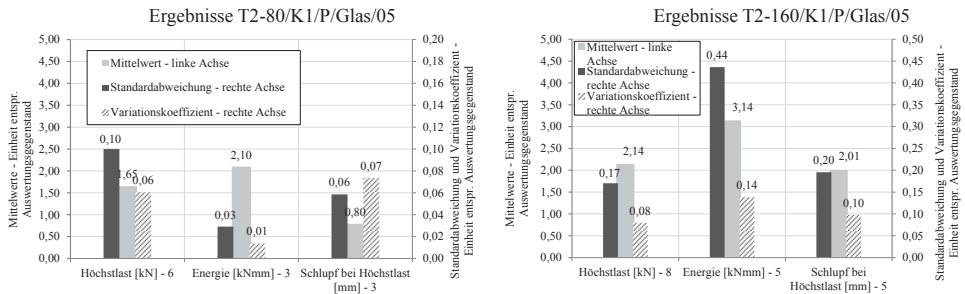


Abbildung 4-25: Links: Ergebnisse für 80 mm Verbundlänge – Rechts: Für 160 mm Verbundlänge

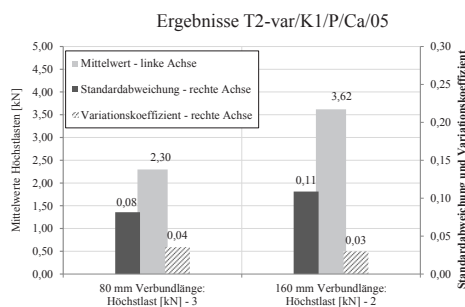


Abbildung 4-26: Ergebnisse Karbontextil für 80 und 160 mm Verbundlänge

Wesentliche Ergebnisse:

- Allgemeines zu Verbundlängen ab 350 mm:
 - Höchstlasten für 50 mm breite Textilstreifen zwischen 1,7 bis 3,2 kN
 - *Globaler Schlupf* bei rechnerischer Entkopplungsbedingung zwischen 3 bis 8 mm
 - Großer Einfluss des Trägersubstrats auf Höchstlasten, Energie und Versagensmodus

- Versuche auf Peciment 50 und Röfix Sisma Calce:
 - Textilbereiche mit teilweiser Verbundentkopplung: Adhäsives Versagen
 - Systemversagen ab Verbundlänge von 350 mm: Textilversagen
 - Bei Peciment 50 wird eine große Sensitivität von Höchstlast und *Bruchenergie* bzgl. Luftfeuchte festgestellt.

- Verhalten des Textils:
 - Deutlich größere Höchstlasten und *Bruchenergie* für Karbontextil im Vergleich zum *EQ-Top* Glasfasertextil
 - Textilversagen tritt bei Trägersubstraten auf, bei welchen bei kurzen Verbundlängen ein adhäsives Versagen zu beobachten ist.
 - Der Versagensmodus der Verbundentkopplung überwiegt bei Trägersubstraten, bei welchen ein leicht-kohäsives Versagen vorliegt.
 - Last bei Glasfasertextilbruch im *Endverankerungsversuch* deutlich geringer als im Textilzugversuch:
 - Erklärungsansatz: Deutlicher Einfluss der Prüfmethode (s. hierzu Ausführungen in 4.4.2.1, die auch für monotone Versuche gelten)

Eine wesentliche Erkenntnis in Hinblick auf die Systemleistungsfähigkeit im Erdbebenfall ist, dass Trägersubstrate, durch welche größere Höchstlasten in den Textilstreifen induziert werden können nicht zwangsläufig zu besseren Ergebnissen führen. So weisen die Versuche mit dem Trägergrund Peciment 50 zwar die höchsten Lasten auf, das beobachtete Textilversagen stellt aber eine Obergrenze für die dissipierte Energie unabhängig von der Verbundlänge dar (zumindest bei der Anwendung der gewählten Prüfmethode). Liegt hingegen der Versagensmodus Verbundentkopplung vor, so ist die dissipierte Energie alleine durch die Verbundlänge limitiert.

4.4.2 Endverankerungsversuche unter zyklischer Belastung

4.4.2.1 Durchführung und Ergebnisse für 500 mm Verbundlänge für den Versuchsaufbau Typ 3

Es werden die Ergebnisse von insgesamt elf Versuchen vorgestellt. Bei drei Versuchen wird das Belastungsprogramm in Anlehnung an DIN EN 12512 [31] gewählt, bei acht Versuchen in Anlehnung an ASTM-E2126 [10]. Die Kraft-Verformungsdaten für diese Versuche sind im Anhang G.3 in Diagrammen dargestellt.

Zusätzlich wird noch ein zyklischer Versuch mit zusätzlichen Wegaufnehmern an der lastabgewandten Seite des Textils durchgeführt. Der Versuch findet auf einem anderen Trägersubstrat statt und dient zur Untersuchung des Seilreckphänomens. Die Ergebnisse dieses Versuches können Anhang G.1 entnommen werden. Aus diesen Daten wird ersichtlich, dass praktisch keine Verformungen am lastabgewandten Textilende bis zum Systemversagen gemessen werden können. Ansonsten erfolgt die Versuchsdurchführung analog zu den zyklischen Versuchen mit kürzeren Verbundlängen.

Die beobachteten Versagensmodi unterscheiden sich je nach Prüfablauf systematisch voneinander. Wird in Anlehnung an DIN EN 12512 [31] geprüft, so kommt es zu einer vollständigen Verbundentkopplung, ohne, dass das Textil sichtbar geschädigt wird.

Wird in Anlehnung an ASTM-E2126 [10] geprüft, so überwiegt der Versagensmodus Textilversagen nach vorheriger, deutlich messbarer Verbundentkopplung. Die Entwicklung der Verbundentkopplung wird in Abbildung 4-27 abgebildet. Es zeigt sich eine zunehmende Asymmetrie und eine hiermit verbundene Konzentration der Verbundentkopplungsfront im Zentrum des Textilstreifens, was letztlich zu einem vom Rand her induzierten Textilversagen führt.

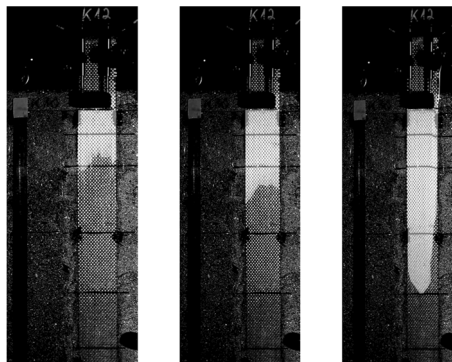


Abbildung 4-27: Ergebnisse Z-T3-500/K1/P/Glas/ASTM: Entwicklung der Entkopplungsfront (helle Bereiche)

Tabelle 4-17: Tabellarische Ergebnisse zu zyklischen Versuchen mit großen Verbundlängen

Belastungsprogramm	Bezeichnung	Sensoren vorhanden	Versagensmodus	F _{max} [N]	Mittelwert – Standardabw. Varkoeff	Prüfgeschwindigkeit [mm/min]	Schlupf bei rechnerischer Entkopplung [mm]	Mittelwert – Standardabw. Varkoeff
12512	Z-T3-500/K1/P/Glas/12512-1	ja	Vollständige Verbundentkopplung; Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	2303		10	6,00	
12512	Z-T3-500/K1/P/Glas/12512-2	ja	Vollständige Verbundentkopplung; Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	2283	2201 160 0,073	10	6,01	5,76 0,419 0,073
12512	Z-T3-500/K1/P/Glas/12512-3	ja	Vollständige Verbundentkopplung; Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	2017		10	5,28	
ASTM	Z-T3-500/K1/P/Glas/ASTM-1	ja	Textilversagen nach deutlich messbarer Verbundentkopplung	2828		60	6,10	
ASTM	Z-T3-500/K1/P/Glas/ASTM-2	ja	Vollständige Verbundentkopplung; Adhäsion: 100% Klebstoff auf Textil	2919	2898 111 0,038	60	6,53	6,32 0,327 0,052
ASTM	Z-T3-500/K1/P/Glas/ASTM-3	ja	Textilversagen nach deutlich messbarer Verbundentkopplung	2746		60	6,14	
ASTM	Z-T3-500/K1/P/Glas/ASTM-4	ja	Textilversagen nach deutlich messbarer Verbundentkopplung	3011		60	6,05	
ASTM	Z-T3-500/K1/P/Glas/ASTM-5	ja	Textilversagen nach deutlich messbarer Verbundentkopplung	2986		60	6,80	
ASTM	Z-T3-500/K1/P/Glas/Schuss/ASTM-1	ja	Textilversagen nach deutlich messbarer Verbundentkopplung	2694	2605 97 0,037	60	4,15	4,27 0,106 0,025
ASTM	Z-T3-500/K1/P/Glas/Schuss/ASTM-2	ja	Textilversagen nach deutlich messbarer Verbundentkopplung	2502		60	4,31	
ASTM	Z-T3-500/K1/P/Glas/Schuss/ASTM-3	ja	Textilversagen nach deutlich messbarer Verbundentkopplung	2619		60	4,35	

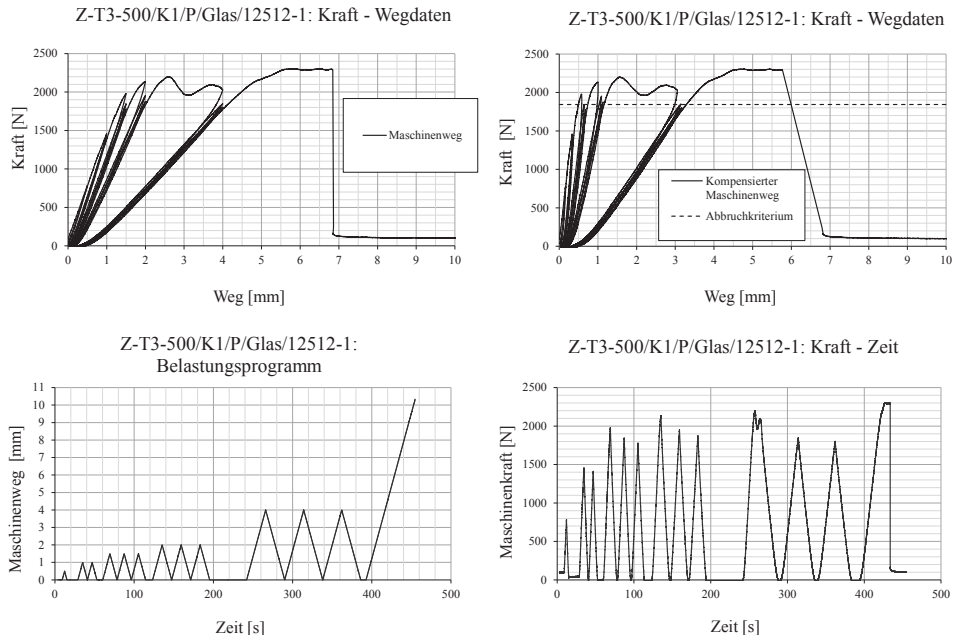


Abbildung 4-28: Ergebnisse Z-T3-500/K1/P/Glas/12512-1

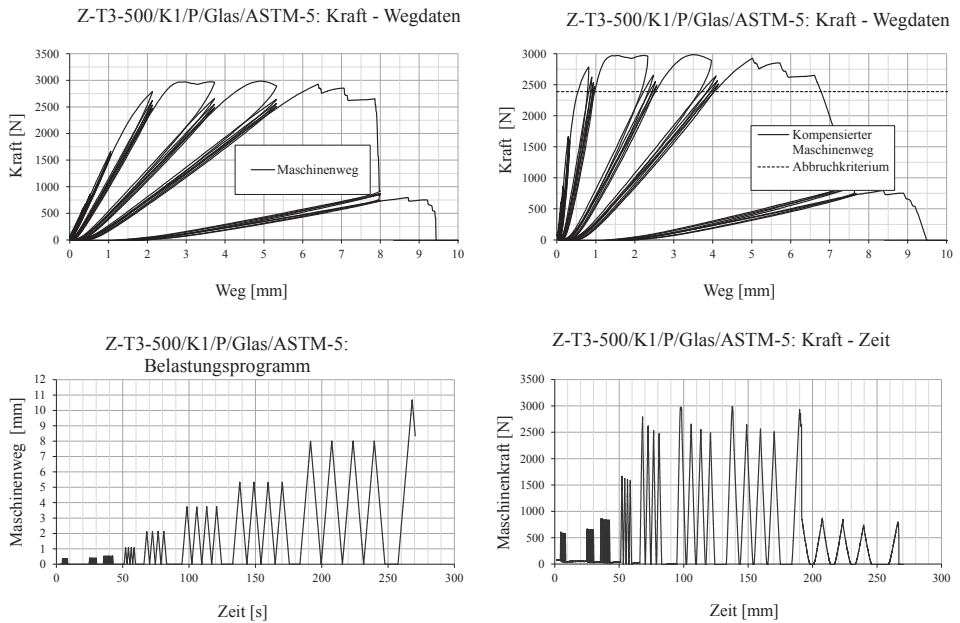


Abbildung 4-29: Ergebnisse Z-T3-500/K1/P/Glas/ASTM-5

4.4.2.2 Auswertung und Interpretation für 500 mm Verbundlänge für den Versuchsaufbau Typ 3

In Abbildung 4-30 erfolgt eine Analyse der Energien und der äquivalenten viskosen Dämpfung entsprechend der Definition nach Gleichung (2.6). Es wird ersichtlich, dass dissipative Effekte bereits beim zweiten Ansteuern eines Verformungsziels fast überhaupt nicht mehr auftreten. Die dissipierte Energie für das Verformungsziel 4 mm beträgt bei der 1. Ansteuerung noch 2.610 Nmm, nach der 2. Ansteuerung weit weniger als 10% von diesem Wert. Dissipative Effekte spielen demnach nur bei der 1. Ansteuerung für ein Verformungsziel bei größeren Prüfgeschwindigkeiten eine wesentliche Rolle. Die Form der Hysteresen aus diesen Versuchen stimmt qualitativ gut mit den Ergebnissen für mit Epoxidharz in Schlitzen verklebten Karbonstreifen überein (Kashyap et al. [77]).

Es wird deutlich, dass die Energiedissipation aufgrund der zunehmenden Verbundentkopplung stattfindet. Das dissipative Verhalten wird durch irreversible Schädigungsmechanismen dominiert. Die Bestimmung eines äquivalenten Dämpfungsmaßes in Anlehnung an DIN EN 12512 [31] ist nicht sinnvoll, da hierbei die äquivalenten Dämpfungen für den dritten Zyklus eines Verformungsziels bestimmt wird. Das äquivalente Dämpfungsmaß ist in diesem Fall fast nicht vorhanden, was unterstellt, dass fast kein energetisch dissipatives Verhalten vorhanden ist (s. Abbildung 4-30). Das durchaus vorhandene Energiedissipationsvermögen aus dem Ansteuern des 1. Verformungsziels bliebe unberücksichtigt.

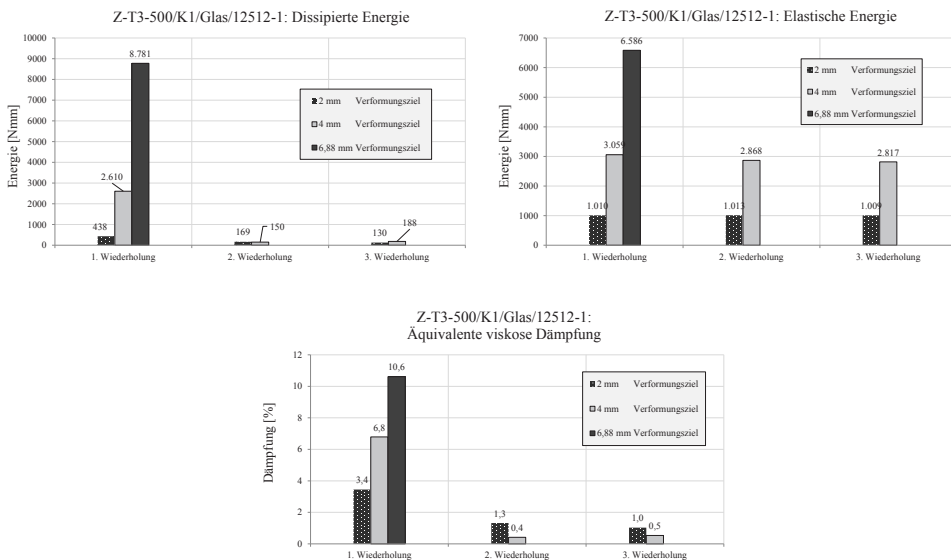


Abbildung 4-30: Ergebnisse Z-T3-500/K1/P/Glas/12512-1

Die Bestimmung eines Verhaltensbeiwertes für das *EQ-Top* System in Anlehnung an ASTM-E2126 [10] sieht sich hingegen dem Problem konfrontiert, dass das energetische Dissipationsvermögen stark überschätzt würde. Entsprechend ASTM-E2126 [10] werden bilineare Last-Verformungskurven ermittelt, wobei ein stabiles hysteretisches Verhalten unterstellt wird. Da dies für das *EQ-Top* System nicht der Fall ist, ist eine Quantifizierung des energetischen Dissipationsvermögens nach ASTM-E2126 [10] somit nicht sinnvoll.

Weitere wesentliche Ergebnisse:

- Die Prüfungen nach ASTM führen zu ca. 30% höheren Höchstlasten als nach DIN EN 12512.
- Prüfungen nach DIN EN 12512 weisen den Versagensmodus Verbundentkopplung auf, was unterstellt, dass das energetisch-dissipative Verhalten des Systems alleine durch die Verbundlänge limitiert ist.
- Bei Prüfungen nach ASTM überwiegt der Versagensmodus Textilversagen, was unterstellt, dass das energetisch-dissipative Verhalten des Systems ab einer bestimmten Verbundlänge einen konstanten Wert annimmt.
- Die Reduktion gemessener Lasten zwischen dem ersten und letzten Zyklus für ein Verformungsziel beträgt für beide Prüfmethoden ca. 20%.

4.5 Versuche zur Untersuchung des Bauteilverhaltens

4.5.1 Biegekörper unter statisch-monotoner Belastung

Es werden die Ergebnisse von insgesamt elf Versuchen vorgestellt. Der Versuchsaufbau ist Abbildung 4-31 zu entnehmen. Der Versuchsaufbau stellt einen vier-Punkt Biegeversuch dar.

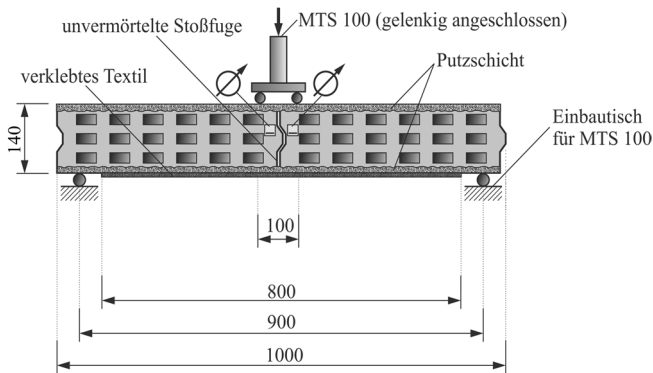


Abbildung 4-31: Versuchsaufbau für Biegeversuche

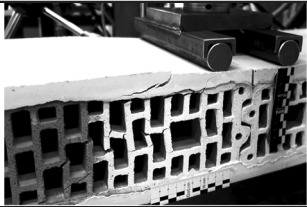
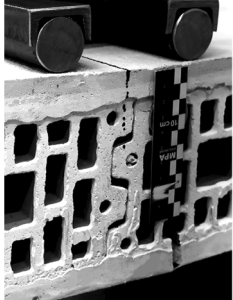
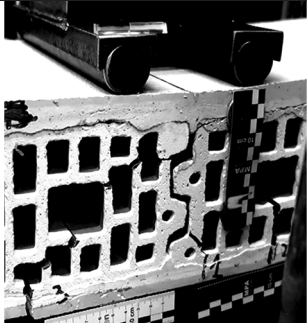
Die Versuchsmaterialien umfassen neben der Textil- und Klebstoffkomponente des Verstärkungssystems *EQ-Top* Hohllochziegel vom Format 8DF (s. Tabelle 4-8) und Putz vom Typ Röfix Sisma Calce (s. Tabelle 4-9). Der Versuchsbalken wird mit zwei Hohllochziegeln mit unvermörtelter Stoßfuge ausgeführt und beidseitig mit einer ca. 12-15 mm dicken Putzschicht verputzt. Die Textilapplikation erfolgt einseitig auf der Balkenunterseite und wird entweder über die gesamte Breite des Balkens (250 mm) oder nur über einen Teilbereich (170 mm) durchgeführt. 24 Stunden vor der Textilverklebung wird der Putz per Hand angeschliffen, entstaubt und mit einem handelsüblichen Putzgrundverfestiger bestrichen.

Die Namensgebung der Versuche folgt dem bereits für die Verbundversuche vorgestellten Schema. Abweichend hiervon wird jedem Versuch ein „B“ (Biegung) vorangestellt. Eine zusätzliche Zahl hinter der Bezeichnung für den Textiltyp gibt an, wie breit der verklebte Textilstreifen an der Unterseite des Balkens ist.

4.5.1.1 Durchführung und Ergebnisse für Biegekörper unter statisch-monotoner Belastung

Die folgenden Tabellen und Abbildungen fassen die wesentlichen Beobachtungen und Ergebnisse zusammen.

Tabelle 4-18: Versagensmodi bei den Biegeversuchen

Bild	Bezeichnung	Breite des Einzelrisses [mm]	Summe der Breite der Risse [mm]
	Schubversagen (1)	Nicht bestimmt	Nicht bestimmt
	Verbundkopplung und Einzelriss (2)	7,2 – 7,5	7,2 – 7,5
	Verbundkopplung und Doppel- oder Dreifachriss (3)	Doppelriss (Beispiel): 6,0/3,5 Dreifachriss (Beispiel): 4,6/1,3/4,5	Doppelriss (Beispiel): ~ 9,5 Dreifachriss (Beispiel): ~ 10,4

Die Verbundkopplung erfolgt unter adhäsivem Versagen mit 100 % Klebstoff auf dem Textil ohne jegliche Putzablösung. Unerwarteterweise reißt der Balken i.d.R. beim Erstriss nicht im Bereich der unvermörtelten Stoßfuge auf. Dies wird damit erklärt, dass der Putz durch die Applikation im Liegen teilweise in die Fuge eingedrungen ist, und es somit zu einer teilweisen Vermörtelung der Fuge kommt.

Tabelle 4-19: Ergebnisse der Biegeversuche

Probenbezeichnung	Versagensmodus	Last bei Erstriss [N]	Mittelwert/Standardabweichung/Variationskoeffizient	Sensorweg bei Verbundentkopplung [mm]	Mittelwert/Standardabweichung/Variationskoeffizient	Hochstlast [N]	Mittelwert/Standardabweichung/Variationskoeffizient
B-400/K2/SC/Glas/250/3-1	1	5300		Nicht ausgewertet		9639	
B-400/K2/SC/Glas/250/3-2	1	4820	5044 242 0,048	Nicht ausgewertet		7080	7725 1687 0,218
B-400/K2/SC/Glas/250/3-3	1	5012		Nicht ausgewertet		6456	
B-400/K2/SC/Glas/170/3-1	3	4800		10,4		5712	
B-400/K2/SC/Glas/170/3-2	3	5007	5056 283 0,056	13,2	11,4 1,56 0,14	6259	6093 331 0,054
B-400/K2/SC/Glas/170/3-3	3	5360		10,6		6309	
B-400/K2/SC/Glas/Schuss/170/3-1	2	5703		12,1		5703	
B-400/K2/SC/Glas/Schuss/170/3-2	2	5073		13,0		5398	
B-400/K2/SC/Glas/Schuss/170/3-3	2	5541	5185 500 0,097	12,5	13,88 2,12 0,15	5541	5679 242 0,043
B-400/K2/SC/Glas/Schuss/170/3-4	3	5195		14,4		5710	
B-400/K2/SC/Glas/Schuss/170/3-5	3	4414		17,3		6047	

Die sich bei allen Versuchen einstellende Druckzonenhöhe liegt in einer Größenordnung von 4 bis 5 mm (s. Abbildung 4-32).

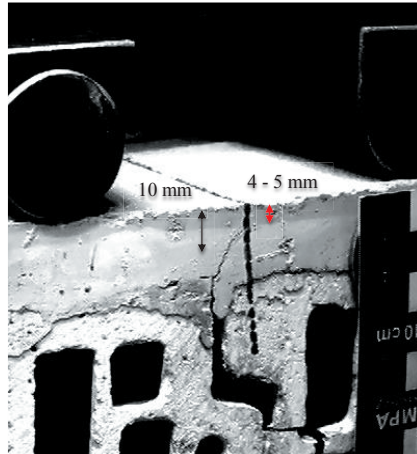


Abbildung 4-32: Beobachtete Druckzonenhöhe (4 – 5 mm) kurz vor Versagen – Referenzabmessung 10 mm als Maßstab

Mittels der folgenden Last-Verformungsdiagramme sind die Rissbildungsprozesse über Unstetigkeitsstellen erkennbar. Die Ergebnisse für die Versuche mit Schubversagen, welches mit einer fein verteilten Rissbildung einhergeht, lassen sich deutlich von den übrigen Versuchen unterscheiden.

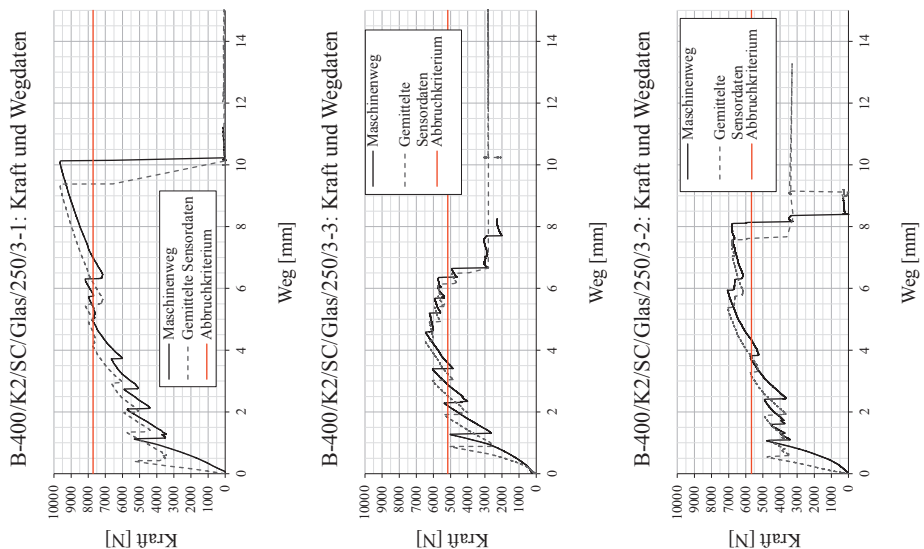


Abbildung 4-33: Biegeversuche unter Schubversagen

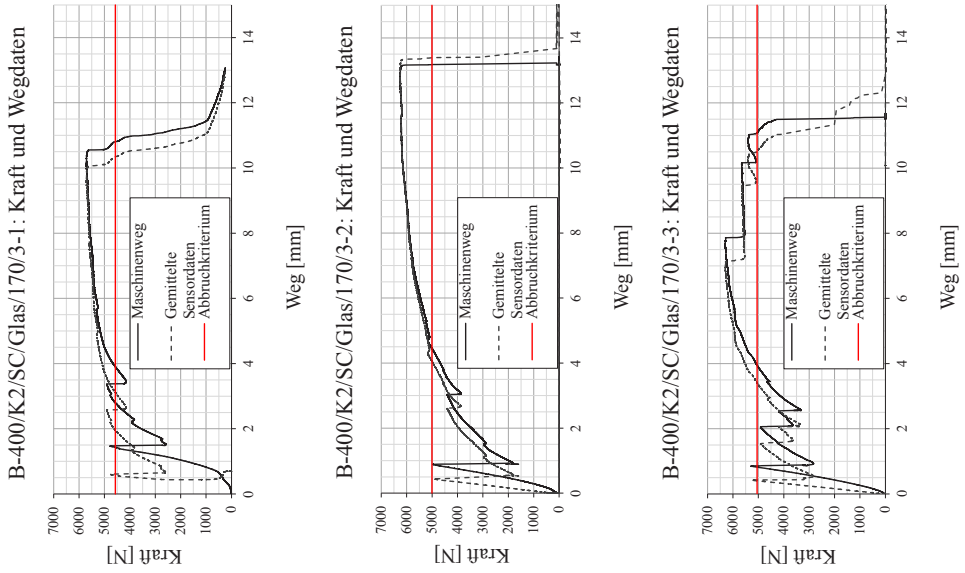


Abbildung 4-34: Biegeversuche bei Verbundekopplung (Textil in *Kettichtung*)

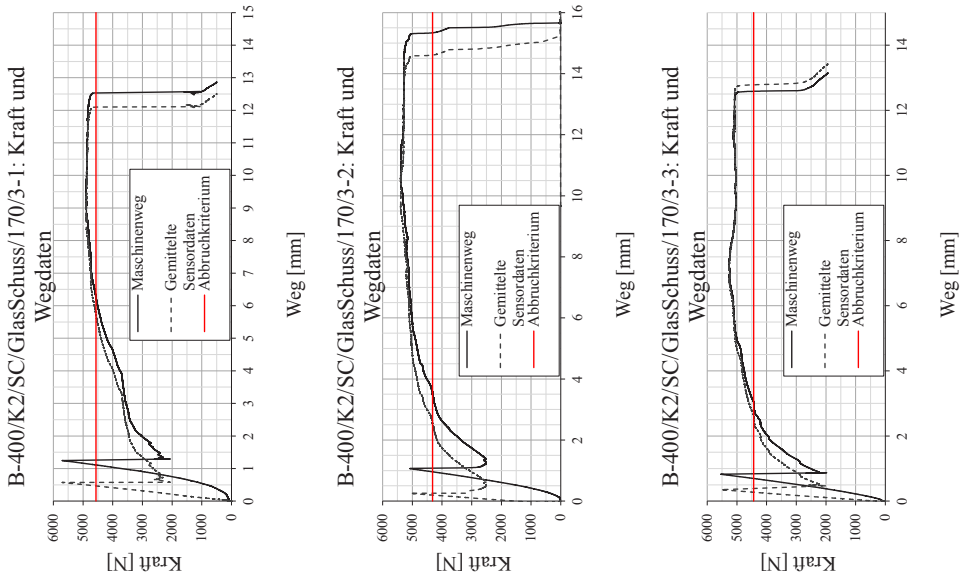


Abbildung 4-35: Biegeversuche bei Verbundekopplung und Einzelrissbildung (Textil in *Schussrichtung*)

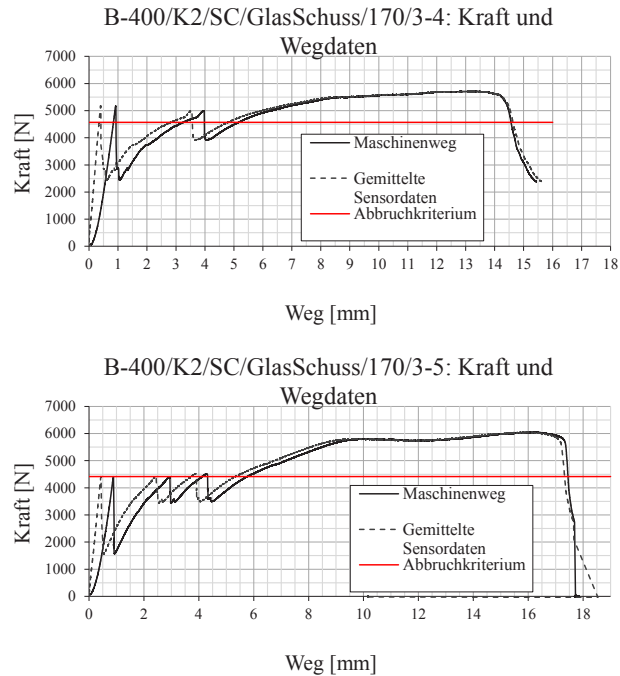


Abbildung 4-36: Biegeversuche bei Verbundkopplung und Mehrfachrissbildung (Textil in *Schussrichtung*)

4.5.1.2 Auswertung und Interpretation für Biegekörper unter statisch-monotoner Belastung

Eine vertiefende Betrachtung der Übertragbarkeit der Verbundversuche auf die Biegeversuche erfolgt in 5.3.3.

Wesentliche Ergebnisse:

- Der Bewehrungsgrad hat großen Einfluss auf den sich einstellenden Versagensmodus.
- Versuche mit dem Versagensmodus Schubversagen können bzgl. einer Analyse des Biegetragverhaltens nicht herangezogen werden und werden im Weiteren nicht mehr betrachtet.
- Liegt ein Biegeversagen vor, handelt es sich stets um den Versagensmodus Verbundkopplung – ein Versagen der Druckzone kann nicht beobachtet werden.
- Die Positionen der beobachteten Risse liegen in Balkenmitte, auf Höhe der Lasteinleitung oder kurz daneben.

- Das globale Last-Verformungsverhalten ist weicher unter Mehrfachrissbildung als unter Einfachrissbildung. Die Summe der Rissbreiten unter Mehrfachrissbildung ist größer als die Rissbreite unter Einzelsrissbildung.
- Die Rissbreite bei Einzelsrissbildung ist größer als die einzelne Rissbreite bei Mehrfachrissbildung.
- Die gemessene Kraft bei Erstrissbildung ist bei manchen Versuchen größer als im Kraftplateaubereich der Verbundentkopplung.
- Die Breite des verklebten Textils, sowie die *Roving*-Orientierung haben keinen Einfluss auf die gemessene Kraft bei Erstrissbildung.

4.5.2 Rütteltischversuch an Einzelwänden

Es werden Rütteltischversuche durchgeführt, bei denen je eine unverstärkte und eine mit dem *EQ-Top* System verstärkte Mauerwerkswand gleichzeitig dynamisch und *out-of-plane* belastet werden. Die Versuche werden in Skopje am Institute of Earth-quake Engineering and Engineering Seismology durchgeführt. Die Versuchskonzeption erfolgt in Anlehnung an Urban [126]. Die Planung des Versuchsaufbaus, die Sensorierung, sowie das Belastungsprogramm werden vom Autor vorgegeben. Bei der Auswertung der Versuchsdaten bzgl. gemessener Beschleunigungen, Verformungen und modaler Parameter wird auf Bogdanovic et al. [17] zurückgegriffen. Der versuchsaufbau ist in Abbildung 4-37 dargestellt.

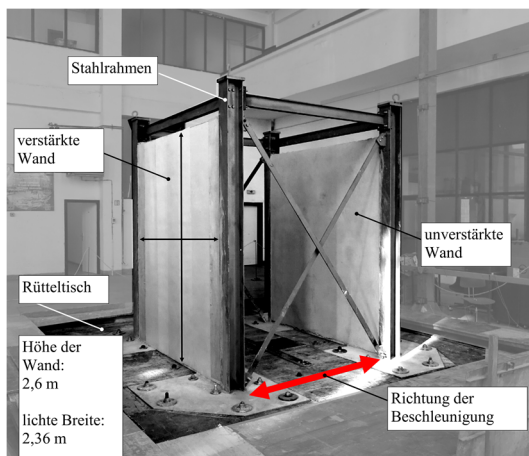


Abbildung 4-37: Übersicht zum Rütteltischversuch

Die Mauerwerkswände liegen am Wandfuß auf einem Stahlblech auf (unvermörtelt). An ihren seitlichen Rändern sind sie formschlüssig in I-Profile (HEA 180) eingebettet. Zur Realisierung einer möglichst frei verdrehbaren Lagerung werden die Mauersteine im Stahlprofilbereich mit Gummistreifen aufgefütert (s. Abbildung 4-38). Beide Mauerwerkswände besitzen eine Stärke von 152 mm (16 mm Putzschicht). Im Bereich der Lagerung im HEA-Profil wird nicht verputzt.

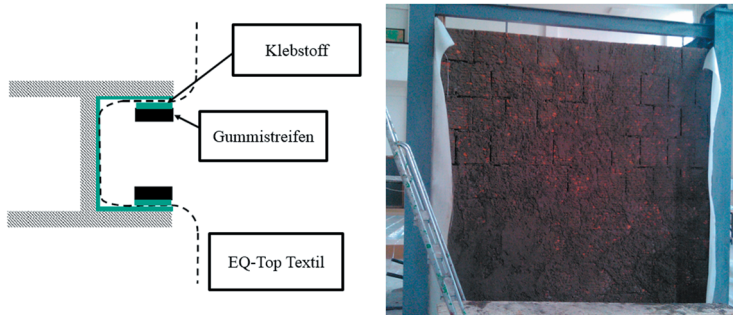


Abbildung 4-38: Rütteltischversuch: Deatilausbildung im Stahlprofilbereich

Die Mauerwerksausführung erfolgt mit Steinlochorientierung in Breitenrichtung mit unvermörtelten Stoßfugen. Die lichte Mauerwerksbreite beträgt 2,36 m, die Gesamtbreite beträgt 2,52 m. Der Stahlrahmen wird zur Realisierung einer möglichst biegesteifen Verbindung zum Rütteltisch mit 30 mm starken Blechen verschweißt, welche mit dem Rütteltisch verschraubt werden. Zusätzliche Diagonalstreben dienen zur Aussteifung der Konstruktion.

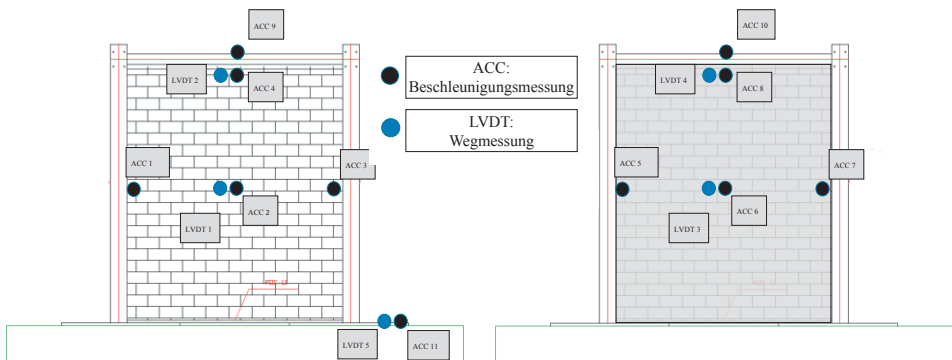


Abbildung 4-39: Sensorierung der Wände: Links: Unverstärkte Wand – Rechts: Verstärkte Wand

Die Datenerfassungsrate für die Beschleunigungssensoren, sowie für die Hydrauliksteuerung beträgt 1000 Hz. Die verwendeten Sensoren zur Wegmessung, messen mit vier Hz, was sich

als zu langsam erweist um brauchbare Resultate zu erzielen. Die im Rahmen dieser Arbeit angeführten Verformungswerte beruhen auf einer Auswertung von Videoaufzeichnungen.

4.5.2.1 Durchführung, Ergebnisse und Auswertung des Rütteltischversuchs

Die Wände werden mit sinusförmigen Beschleunigungen in einem zuvor gewählten Frequenzbereich belastet (sine sweep). Der Rütteltisch ist dabei in der Lage, die induzierte Fußpunktbeschleunigung näherungsweise konstant zu halten. Tritt ein sichtbarer Schaden ein, so erfolgt die Bestimmung der Eigenfrequenzen über eine Fouriertransformation der Beschleunigungsdaten. In Abhängigkeit der ggf. geänderten Eigenfrequenz wird der Belastungsbereich der sine sweep Belastung angepasst.

Tabelle 4-20: Belastungsprogramm des Rütteltischversuchs

Test	Typ	Frequenzband [Hz]	Angestrebte Amplitude der Fußpunktbeschleunigung [g]
1	Weißes Rauschen	1-30	0,01
2	Weißes Rauschen	1-30	0,015
3	Weißes Rauschen	1-30	0,02
4	sine sweep	2-8	0,02
5	sine sweep	2-12	0,05
6	sine sweep	2-12	0,1
7	sine sweep	2-12	0,15
8	sine sweep	2-12	0,2
9	sine sweep	1-8	0,1
10	sine sweep	1-8	0,2
11	sine sweep	10-22	0,2
12	sine sweep	6-24	0,2
13	Weißes Rauschen	1-30	0,02
14*	sine sweep	4-12	0,1
15*	sine sweep	2-8	0,2
16*	sine sweep	2-8	0,2
17**	sine sweep	6-24	0,1
18**	sine sweep	6-24	0,3
19**	sine sweep	6-16	0,5

Anmerkungen:

*: Sensoren auf unverstärkter Wand entfernt

** : Unverstärkte Wand entfernt

Zunächst werden die Eigenfrequenzen des Gesamtsystems in Belastungsrichtung in Test 3 bestimmt. Der Wert für den gesamten Rahmen beträgt 16,5 Hz, für die unverstärkte Wand 19,14 Hz und für die verstärkte Wand 20,5 Hz. Für das Gesamtsystem und die unverstärkte

Wand sind in Abbildung 4-40 und Abbildung 4-41 die erste Eigenform und –frequenz dargestellt. Es fällt auf, dass die Werte in einer ähnlichen Größenordnung liegen. Trotz der Aussteifung des Rahmens, muss mit einer über die Höhe des Modells veränderlichen Beschleunigung gerechnet werden, welche über die HEA-Profile in die Wände induziert wird.

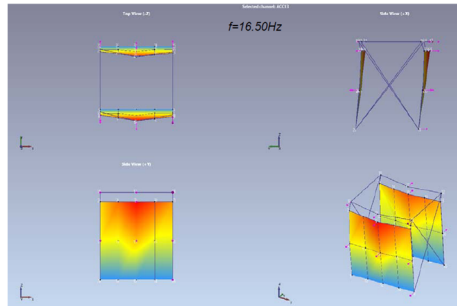


Abbildung 4-40: Erste Eigenform und –frequenz des Gesamtsystems im unbeschädigten Zustand (Bogdanovic et al. [17])

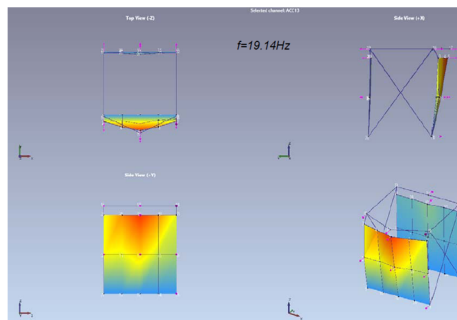


Abbildung 4-41: Erste Eigenform und –frequenz der unverstärkten Wand im unbeschädigten Zustand (Bogdanovic et al. [17])

Nach Test 12 weist die unverstärkte Wand eine deutlich sichtbare Rissbildung auf. Es werden daher im Test 13 die Modalparameter des Systems erneut bestimmt. Die erste Eigenfrequenz der unverstärkten Wand beträgt nun 7,32 Hz und für die verstärkte Wand 14,35 Hz. Die verstärkte Wand weist keine sichtbare Schädigung auf.

Da die unverstärkte Wand unmittelbar vor dem Einsturz steht, werden ihre Sensoren nach Test 12 entfernt. In den darauffolgenden Versuchen verbleibt die unverstärkte Wand nur deshalb im Stahlrahmen, da die formschlüssige Verbindung zum HEA Träger das Herauskippen verhindert. Im Verlauf von Test 16 kommt es zum Einsturz der unverstärkten Wand. Das sich kurz vor dem Einsturz einstellende Rissbild besitzt qualitativ den gleichen Verlauf wie nach Test 12, weist aber größere Rissbreiten und zusätzliche Steinabplatzungen auf (s. Abbildung 4-42).



Abbildung 4-42: Einsturz der unverstärkten Wand während Test 16

Die verstärkte Wand wird bis Test 19 belastet und die Versuchsreihe wird aus Sicherheitsgründen abgebrochen. Nach Test 19 weist die verstärkte Wand bis auf eine leichte Faltenbildung in Wandmitte keine sichtbaren Schädigungen auf (s. Abbildung 4-43). Eine Ermittlung der Ersten Eigenfrequenz ergibt einen Wert von 6,3 Hz. Das Textil wird nachträglich entfernt, wobei eine geringfügige Schädigung des Verbunds zur Putzfläche festgestellt werden kann. Unmittelbar neben dem Einzerriss kann eine Verbundentkopplung auf einer Länge von wenigen Zentimetern festgestellt werden (s. Abbildung 4-43). Die verklebte Tapete löst sich dabei rückstandslos vom Putz. Es verbleiben keine Substratreste am abgelösten Textil. Die beobachteten Verformungen in Wandmitte relativ zum Stahlrahmen liegen hierbei in einer Größenordnung von 80-100 mm bzw. bei einer Verformungsamplitude von 40 – 50 mm.

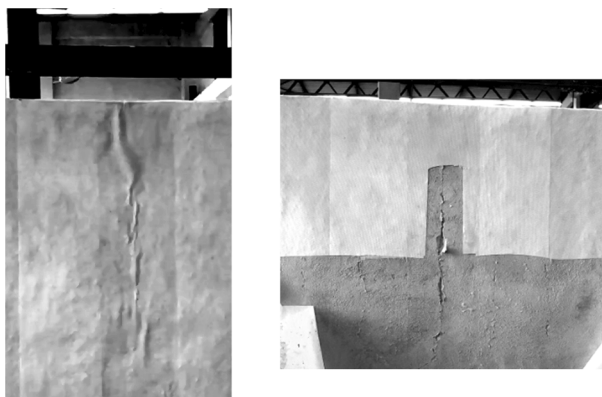


Abbildung 4-43: Links: Textilfaltenbildung während Test 19 in Wandmitte – Rechts: Sichtbarer Einzerriss in Wandmitte nach manueller Entfernung des Textils

Tabelle 4-21: Ausgewählte Beschleunigungswerte für Test 12

Stelle der Auswertung	Anmerkung	Maximal gemessene Beschleunigung [g]
Rütteltisch	Im Rütteltischzentrum verbauter Sensor	0,234
Unverstärkte Wand	ACC 2 Wandmitte – halbe Höhe	2,226
	ACC 4 Wandmitte – volle Höhe	3,826
	ACC 1 Wandrand – halbe Höhe	2,704
	ACC 3 Wandrand – halbe Höhe	2,173
Verstärkte Wand	ACC 6 Wandmitte – halbe Höhe	1,946
	ACC 8 Wandmitte – volle Höhe	4,491
	ACC 5 Wandrand – halbe Höhe	1,804
	ACC 7 Wandrand – halbe Höhe	1,933

Tabelle 4-22: Ausgewählte Beschleunigungswerte für Test 19

Stelle der Auswertung	Anmerkung	Maximal gemessene Beschleunigung [g]
Rütteltisch	Im Rütteltischzentrum verbauter Sensor	0,61
Verstärkte Wand	ACC06 Wandmitte – halbe Höhe	7,02
	ACC08 Wandmitte – volle Höhe	16,8
	ACC 5 Wandrand – halbe Höhe	3,46
	ACC 7 Wandrand – halbe Höhe	4,15

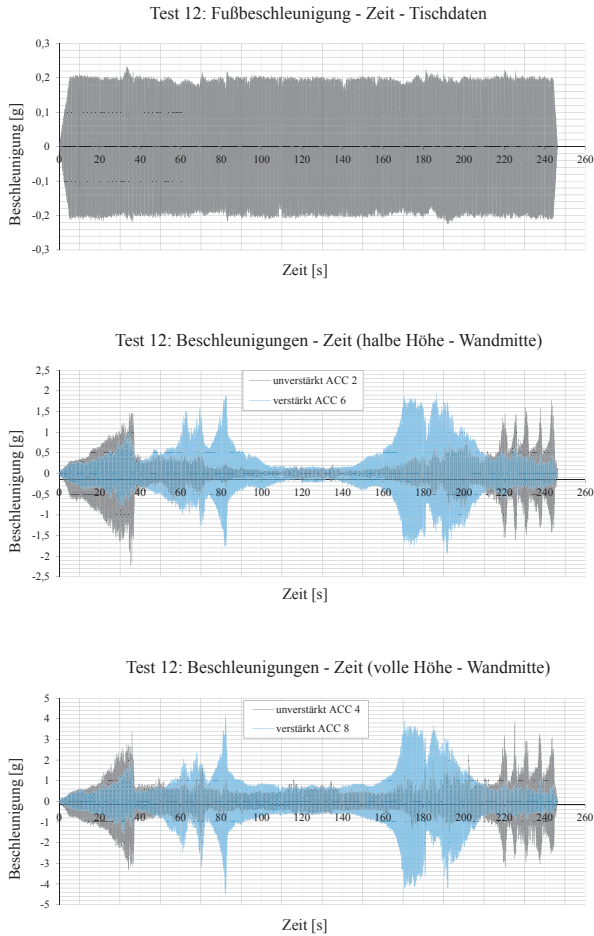


Abbildung 4-44: Ausgewählte Beschleunigungs-Zeitverläufe für Test 12

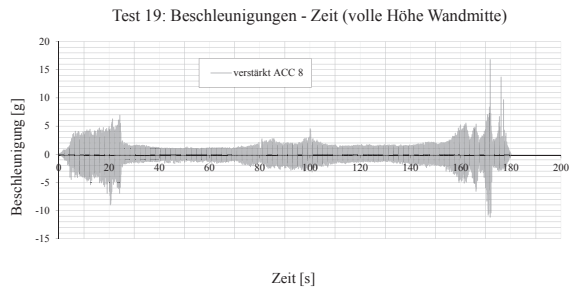


Abbildung 4-45: Ausgewählter Beschleunigungs-Zeitverlauf für Test 19

4.5.2.2 Schlussfolgerungen

Wird die Wirksamkeit des *EQ-Top* Systems über die induzierten Fußpunktbeschleunigungen abgeschätzt und wird die unverstärkte Wand nach Test 12 als nicht mehr tragfähig angesehen, so ergibt sich ein Verstärkungsgrad von $0,61 \text{ g}/0,234 \text{ g} = 2,61$. Die verstärkte Wand weist bei Testabbruch eine Textilfaltenbildung auf, welche sich in einer vertikalen Linie in Feldmitte darstellt. Zusätzlich wird keine sichtbare Schädigung festgestellt. Eine Sichtung der Videoaufzeichnungen von Test 19 zeigt, dass sich eine *zwei Körper Gelenk-Kinematik* entsprechend Abbildung 3-1 einstellt.

4.6 Zusammenfassung der Versuchsergebnisse

4.6.1 Bruchenergie und Umwelteinflüsse

Im Folgendem wird unterstellt, dass die *Bruchenergie* des *EQ-Top* Systems mittels *Endverankerungsversuchen* mit kurzer Verbundlänge in guter Näherung ermittelt werden kann (diese Annahme wird in 5.2.1 verifiziert).

In Abbildung 4-46 sind die beobachteten Einflussfaktoren auf die *Bruchenergie* des *EQ-Top* Systems dargestellt. Die Einflussfaktoren (absolute) Luftfeuchte und Trägersubstrat sind überschneidend dargestellt, da eine Wechselwirkung festgestellt wurde.

Qualitativ ausgedrückt erhöhen steigende Prüfgeschwindigkeiten, sowie größere Anteile der verklebten Texttoberfläche bezogen auf die Gesamtoberfläche des Prüfkörpers die *Bruchenergie*. Hohe Luftfeuchtigkeit v.a. in Kombination mit gering wasserdurchlässigen Trägersubstraten, sowie hohe pH-Werte von wässrigen Konditionierungslösungen verringern die *Bruchenergie*.

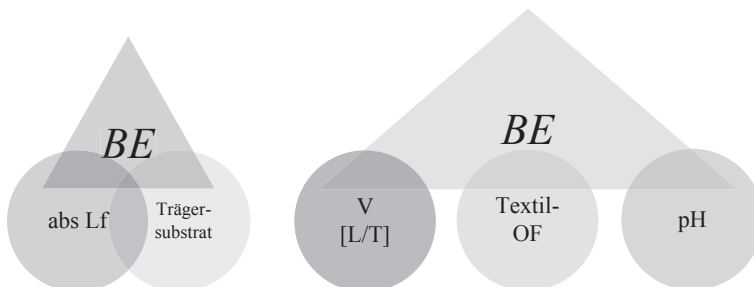


Abbildung 4-46: Die *Bruchenergie* (*BE*) von *EQ-Top* und beobachtete Einflussfaktoren (abs LF: absolute Luftfeuchtigkeit; V: Prüfgeschwindigkeit; Textil OF: Textiloberflächengestaltung; pH: pH-Wert einer wässrigen Lösung, welche zur Konditionierung von *EQ-Top* Prüfkörpern verwendet wird)

4.6.2 Zusammenhang zwischen Haftfestigkeiten und Schubspannungen bei Systemverbundentkopplung

Ein eindeutiger quantitativer Zusammenhang zwischen Haftfestigkeiten und Schubspannung bei Systemversagen lässt sich nicht feststellen. Es werden an dieser Stelle qualitative Aussagen zum Zusammenhang der Größen getroffen.

- Die beobachteten Versagensmodi von Adhäsion und leichter Kohäsion sind vom Trägergrund abhängig und treten gleichermaßen bei den Abreißversuchen, sowie den Kleinschubversuchen auf.
- Liegt der Versagensmodus Adhäsion vor, so sind die Normalspannungen aus dem Abreißversuch deutlich größer (mehr als 200 %) als die maximalen Schubspannungen aus den Kleinschubversuchen. Diese Tendenz tritt bei der Verwendung von vollflächigen Karbontextilien im Kleinschubversuch weit weniger deutlich auf (hier werden Werte in einer ähnlichen Größenordnung gemessen).
- Liegen der Versagensmodus leichte Kohäsion und der Trägergrund Novipro vor, so liefern Abreiß- und Kleinschubversuche Werte für Normalspannung und Schubspannung in ähnlicher Größenordnung.
- Für den Trägergrund Kalksandstein liegen die Werte für die Normalspannung immer deutlich über den Werten für die Schubspannung, unabhängig vom verwendeten Textil. Für den Trägergrund Kalksandstein kann kein eindeutig vorherrschender Versagensmodus festgestellt werden.

Basierend auf diesen Beobachtungen werden folgende Vermutungen getroffen:

- Liegt ein eindeutig (leicht) kohäsives Versagen vor, so sind die Werte von Normalspannung aus einer Haftzugprüfung und maximal übertragbarer Schubspannung in einer ähnlichen Größenordnung. Diese Werte sind bezüglich der Oberflächengestaltung des Verstärkungstextils und der Prüfgeschwindigkeit wenig sensitiv.
- Liegt ein eindeutig adhäsives Versagen vor, so ist der Wert der Normalspannung aus einem Abreißversuch i.d.R. größer als die maximal übertragbare Schubspannung. Beide Werte sind sehr sensitiv bzgl. Oberflächenrauigkeit und Prüfgeschwindigkeit. Ihr Verhältnis zueinander ist u.a. abhängig von der Oberflächengestaltung des Verstärkungstextils.

4.6.3 Viskoelastisches Klebstoffverhalten

Abreißversuche weisen auf ein viskoelastisches Systemverhalten hin. Mit zunehmender Prüfgeschwindigkeit zeigen diese Versuche einen stark abnehmenden viskosen Anteil des Klebstoffs. Für das *EQ-Top* System, welches zur Verstärkung von erdbebenbelasteten, geschosshohem Mauerwerk verwendet werden soll, sind Belastungszyklen im Bereich mehrerer Hertz zu erwarten. Der viskose Anteil des Systemverhaltens unter Erdbebenbelastung wird in diesem Fall als vernachlässigbar angesehen.

Die Vernachlässigung des viskosen Anteils des Systemverhaltens im Allgemeinen ist bzgl. Sicherheitsaspekten genauer zu betrachten: Einerseits führt eine Vernachlässigung des viskosen Systemverhaltens zu großen Steifigkeiten, sowie höheren aufnehmbaren Lasten, wodurch die Systemleistungsfähigkeit ggf. überschätzt werden könnte. Andererseits können keine Dämpfungseffekte auftreten, was eine konservative Annahme eines Systemverhaltens darstellt. Bei dem *EQ-Top* System kommt hinzu, dass eine Änderung des Versagensmodus bei großen Prüfgeschwindigkeiten hin zum Textilversagen beobachtet werden kann. In diesem Fall können zwar größere Kräfte im System gemessen werden, aber das Energiedissipationsvermögen ist im Vergleich zum Versagensmodus der Verbundentkopplung stark verringert.

Die Frage, welche Prüfgeschwindigkeiten zur Bestimmung bemessungsrelevanter Größen generell für ein sich viskoelastisch verhaltendes Verstärkungssystem verwendet werden sollten, wird folgendermaßen beantwortet:

- Wird kraftbasiert bemessen, so führen kleine Prüfgeschwindigkeiten zu (stark) konservativen Werten.
- Wird verformungsbasiert bemessen, so ist im Vorfeld keine allgemeingültige Aussage hierzu möglich.

Für das *EQ-Top* System werden Prüfergebnisse für hohe Belastungsgeschwindigkeiten als Basis für die Bestimmung der Systemleistungsfähigkeit verwendet.

4.6.4 Verbundverhalten bei großen Verbundlängen unter monotoner und zyklischer Belastung

Die monotonen Versuche stellen bei gleichen Randbedingungen eine gute Näherung einer Umhüllenden um die zyklischen Versuche dar (s. Abbildung 4-47).

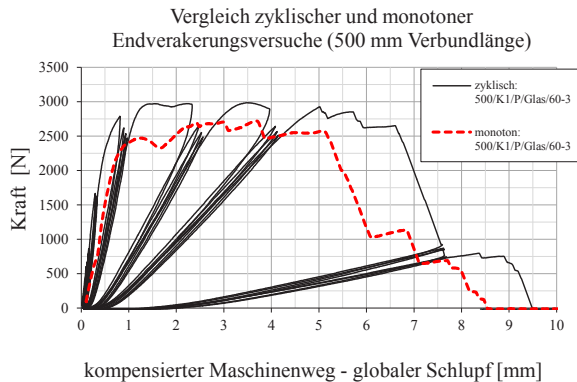


Abbildung 4-47: Vergleich eines zyklischen und eines monotonen *Endverankerungsversuchs*

Verbundentkopplungsmechanismen unter zyklischer Belastung drücken sich überwiegend durch Steifigkeitsminderungen aus. Bleibende plastische Verformungen treten nur im geringen Maß auf und werden auf das Phänomen des Seilrecks zurückgeführt. Die beobachteten Hysteresen sind beim zweiten Ansteuern eines Verformungsziels praktisch geschlossen, was auch durch das Ausbleiben des viskosen Anteils des Systemverhaltens bedingt ist.

Die Vermutung liegt nah, dass dieses zyklische Verhalten generell bei adhäsiv bzw. quasi-adhäsiv versagenden Verstärkungstextilien beobachtet werden kann – vorausgesetzt, dass auch hier der viskose Anteil des Systemverhaltens keine Rolle mehr spielt.

4.6.5 Bauteilverhalten

Es können verhältnismäßig große Verformungen beobachtet werden. Es stellen sich meist wenige Risse ein, welche einige Millimeter groß sind. Der meist vorherrschende Versagensmodus ist Verbundentkopplung. Die sich einstellenden Druckzonenhöhen sind auf den Bereich des Putzes beschränkt und nur wenige Millimeter groß.

Neben dem Verbundverhalten stellt somit die Untersuchung der Spannungs – Dehnungsverteilung in der Druckzone im Putz einen in Hinblick auf die Zielsetzung relevanten Untersuchungsgegenstand dar.

5 Numerische Simulationen auf Verbund- und Bauteilebene

Zunächst erfolgt eine Validierung mittels numerischer Modelle zu im vierten Kapitel getroffenen Annahmen zur experimentellen Ermittlung der τ - Δ -Beziehungen unter quasi-statischer, monotoner Belastung. Anschließend werden zyklische Schädigungsmodelle in Hinblick auf ihre Übertragbarkeit auf das *EQ-Top* System untersucht.

Es folgen Betrachtungen auf Bauteilebene. Zunächst werden Bemessungsdiagramme für biegebelastetes, textilverstärktes Mauerwerk ohne Normalkraftbelastung vorgestellt. Danach wird der Rissbildungsprozess von mit Textilien vollflächig verstärktem Mauerwerk analytisch untersucht und numerisch simuliert.

Es folgen numerische Simulationen von Biegekörpern zur Untersuchung der Dehnungsverteilung im Querschnitt und zur Überprüfung der Übertragbarkeit von Versuchsdaten von Verbundebene auf Bauteilebene. Weitere Simulationen unter dynamischer Belastung werden durchgeführt.

5.1 Verwendete numerische Modelle

5.1.1 Numerische Modelle zur Simulation des Verbundverhaltens von Textil und Mauerwerk: Nichtzyklisches, monotones Verhalten (Matlab-Programm)

Funktionalität des Programms:

- Simulation von *Endverankerungsversuchen* mit beliebigen τ - Δ -Beziehungen unter monotoner Belastung. Ein Matlab-Quellcode hierzu findet sich in Anhang C.2.

Alle Matlab Modelle zur Simulation des Verbundverhaltens zwischen Textil und Trägergrund verwenden einen iterativen Gleichungslöser für die Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes unter der Annahme eines starren Trägergrundes. Die Implementierung in Matlab erfolgt in Anlehnung an das in Pörtner [103] vorgestellte Struktogramm.

In Pörtner [103] wird das Berechnungsprogramm für stiftförmige Werkstücke angewendet, welche von Holz umgeben sind. Um das Programm auf flächig applizierte Textilien zur übertragen, muss der Umfang der Verbindungen durch die verklebte Fläche (also der Textbreite) ersetzt werden. Die Güte der Lösung des Algorithmus ist von der Diskretisierung des Integrationsgebietes (Länge des verklebten Textils) abhängig. Eine Validierung für Verbundansätze, für welche analytische Lösungen existieren ist dem Anhang E.1 zu entnehmen.

5.1.2 Numerische Modelle zur Simulation des Verbundverhaltens von Textil und Mauerwerk: Zyklisches Verhalten (Matlab-Programm)

Funktionalität des Programms:

- Simulation von *Endverankerungsversuchen* mit bilinearen τ - Δ -Beziehungen unter zyklischer Belastung. Ein parametrisiertes Schädigungsmodell auf Verbundebene entsprechend Abbildung 5-1 und Abbildung 5-2 ist implementiert. Ein Matlab-Quellcode hierzu findet sich in Anhang C.3.

Wie in 2.3.2 gezeigt wird, kann das Verbundverhalten mittels einer Überlagerung plastischen Materialverhaltens und schädigungsdominierender Einflüsse modelliert werden. Ziel ist es, eine τ - Δ -Beziehung für das *EQ-Top* System unter zyklischer Belastung zu bestimmen. Es wird daher ein parametrisiertes Modell zur Abbildung von τ - Δ -Beziehung unter zyklischer Belastung entwickelt, was in der Lage ist, die verschiedenen Schädigungsmechanismen prinzipiell beliebig zu überlagern. Auf Basis von Simulationsergebnissen, welche mittels dieses parametrisierten Modells erstellt werden, werden durch Vergleich mit entsprechenden Versuchen geeignete Parameterkombinationen bestimmt. Das parametrisierte Modell wird in Matlab entwickelt und im Folgenden näher erläutert:

Der Matlab-Algorithmus in Anlehnung entsprechend 5.1.1 wird im Rahmen dieser Arbeit erweitert, so dass eine zyklische Belastung und deren Schädigungseintrag berücksichtigt werden kann. Die Erweiterung des Algorithmus erfolgt dadurch, dass nun jedem Element im Integrationsgebiet eine vom Belastungszustand abhängige τ - Δ -Beziehung hinterlegt wird. Eine zusätzliche äußere Schleife zur Simulation mehrerer Belastungszyklen wird ebenfalls ergänzend eingeführt. Zur Simulation des zyklischen Verhaltens wird im Rahmen dieser Arbeit stets von einer bilinearen τ - Δ -Beziehung ausgegangen. Der Algorithmus erlaubt eine parametrisierte Eingabe zur Simulation der Schadenszunahme auf τ - Δ -Ebene. Hierfür werden die Schadensparameter ξ_1 und ξ_2 eingeführt. ξ_1 steht hierbei für den Anteil der verbleibenden plastischen Dehnungen bei einem Schlupf kleiner als der Schlupf, welcher der maximalen Schubspannung entspricht (Bereich 1: Schlupf < $bMax$).

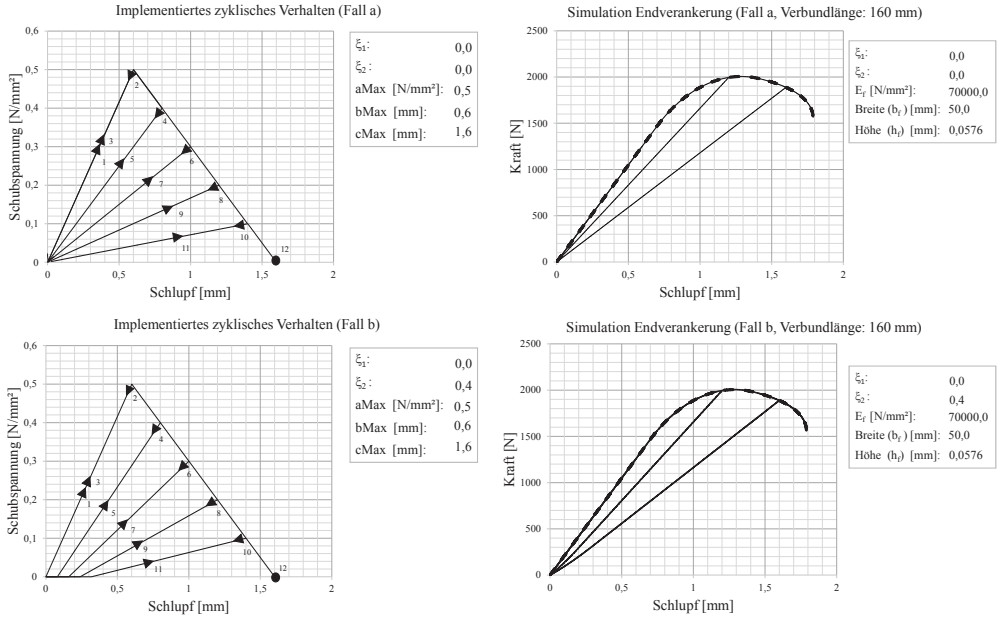


Abbildung 5-1: Zyklisches Verhalten (Implementierung im eigenen Algorithmus) – Variation 1

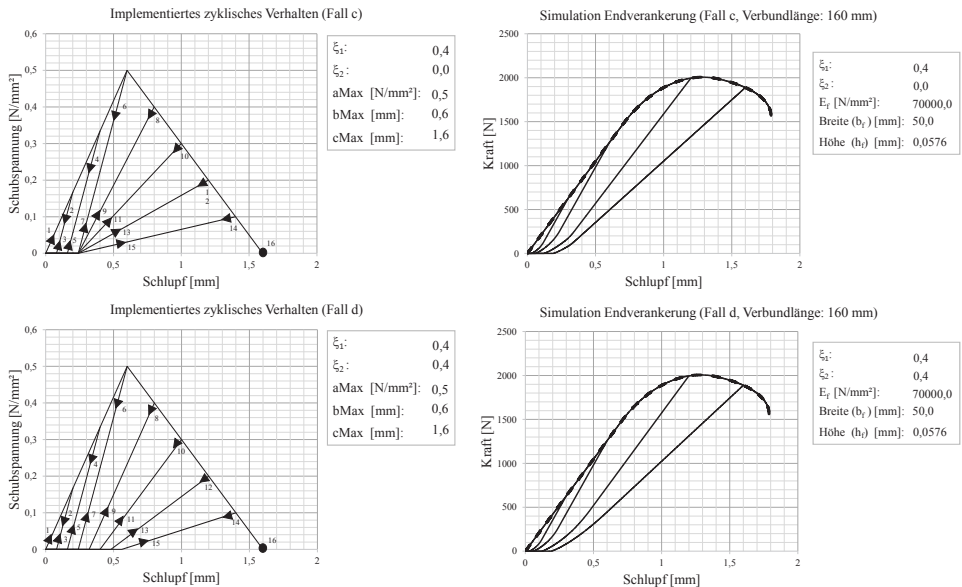


Abbildung 5-2: Zyklisches Verhalten (Implementierung im eigenen Algorithmus) – Variation 2

Anschaulich ausgedrückt kann über ξ_1 die Steigung des Be- und Entlastungspfades im Bereich 1 variiert werden. ξ_2 steht für den Anteil der verbleibenden plastischen Dehnungen bei einem Schlupf größer als der Schlupf, welcher der maximalen Schubspannung entspricht (Bereich 2: Schlupf > $bMax$). Anschaulich ausgedrückt kann über ξ_2 die Steigung des Be- und Entlastungspfades im Bereich 2 variiert werden. Zur Veranschaulichung dieser Implementierung dienen folgende Abbildungen.

5.1.3 Numerisches Simulationsmodell auf Basis eines Einmassenschwingers (Matlab Programm EQ-Soft)

Funktionalität des Programms:

- EMS-Modell zur Abbildung des Bauteilverhaltens von textilverstärktem Mauerwerk unter dynamischer Belastung. Ein Matlab-Quellcode hierzu findet sich in Anhang C.4.

Im Folgenden wird ein Programmcode vorgestellt, welcher textilverstärktes, *out-of-plane* belastetes Mauerwerk unter dynamischer Fußpunktanregung mittels Zeitintegration simuliert. Das Programm reduziert die Mauerwerkswand auf einen *Ein-Massen-Schwinger* (EMS). Eine sich einstellende *zwei Körper Gelenk-Kinematik* entsprechend (Abbildung 2-13 – links) wird hierbei unterstellt. Für unverstärktes Mauerwerk unter *out-of-plane* Belastung wird in Doherty [44], Doherty et al. [45] und Doherty et al. [46] ein ähnliches Vorgehen erläutert, wobei nichtlineare Funktionen verwendet werden, welche die *out-of-plane* Verformung mit einer entgegengesetzt wirkenden Kraft verknüpfen. Im Rahmen dieser Arbeit wird diese Kraft als Funktion der sich einstellenden Rissbreite mit dem *textilen Ertüchtigungssystem* verknüpft. Dieser Ansatz wurde für eine quasi-statische Belastung auch schon in Tumialan et al. [124] aufgegriffen. Der Anteil aus dem Eigengewicht der Wand wird vernachlässigt. Die Ermittlung der Last-Verformungskurve in Anlehnung an Abbildung 2-13 wird im Folgenden skizziert:

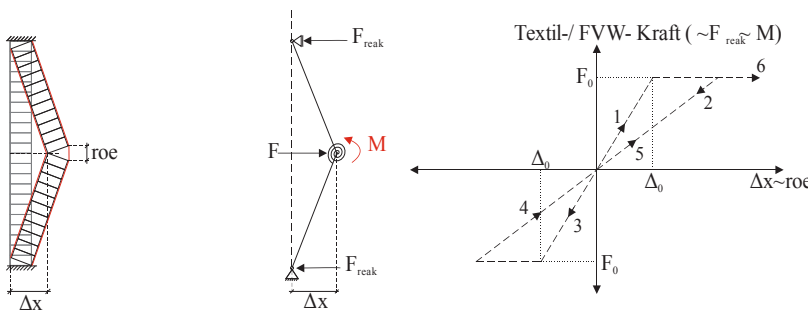


Abbildung 5-3: Erläuterungen zu EQ-Soft: Zusammenhang zwischen Rissöffnung, Moment in Feldmitte und implementierte Textilkraft/Rissöffnungsbeziehung

In Abbildung 5-3 ist eine textilverstärkte Mauerwerkswand dargestellt, bei welcher sich ein Einzelriss in der Mitte öffnet und sich eine *zwei Körper Gelenk-Kinematik* einstellt. Es wird hier zur Illustration vereinfacht angenommen, dass die Verformung durch eine mittig angreifende Last F hervorgerufen wird. Die Wand verformt sich in der Mitte relativ zu ihren Lagerpunkten um die Entfernung Δx , wodurch sich eine Rissbreite roe einstellt. Die Textiltzugkraftkomponente bildet mit der sich einstellenden resultierenden Mauerwerksdruckkomponente ein Kräftepaar bzw. ein Moment M . Im Programm EQ-Soft wird der innere Hebelarm für jeden Zeitschritt neu bestimmt. In den folgenden Ausführungen wird zur besseren Übersicht davon ausgegangen, dass der Hebelarm konstant ist.

Die Rissöffnung roe kann über trigonometrische Beziehungen mit Δx verknüpft werden. Das Moment M ist bei einer linearen Beziehung zwischen der Rissöffnung und der Textilkraft proportional zur Verformung. Die Kraft F bzw. die Reaktionskräfte F_{reak} sind proportional zum Moment M . Eine Kraft-Verformungsbeziehung lässt sich also durch die Vorgabe einer Rissöffnungs-Textilkraftbeziehung ermitteln.

Die in EQ-Soft implementierten Rissöffnungs-Textilkraftbeziehungen sind in Abbildung 5-3 (rechte Teilabbildung) dargestellt. Für die parametrisierte Eingabe ist eine Last bei Fließbeginn F_0 und die dazu korrespondierende halbe Rissöffnung anzugeben. Die Implementierung der Textilkraft-Rissöffnungsbeziehung erfolgt unter der Annahme eines bilinearen Ansatzes, wobei das dargestellte zyklische Schädigungsverhalten implementiert ist. Die Implementierung kann beispielsweise über die experimentell ermittelten Ergebnisse der zyklisch belasteten *Endverankerungsversuche* (s. 4.4.2.1. und 4.4.2.2) erfolgen. Die experimentell ermittelten Verformungsgrößen im *Endverankerungsversuch* entsprechen der halben Rissöffnung roe .

Der Programmablaufplan von EQ-Soft ist in Abbildung 5-4 dargestellt. Eine Validierung von EQ-Soft sowohl unter statischer als auch unter dynamischer Belastung ist dem Anhang E.2 zu entnehmen. Dort wird auch auf Besonderheiten und Einschränkungen des Programms eingegangen.

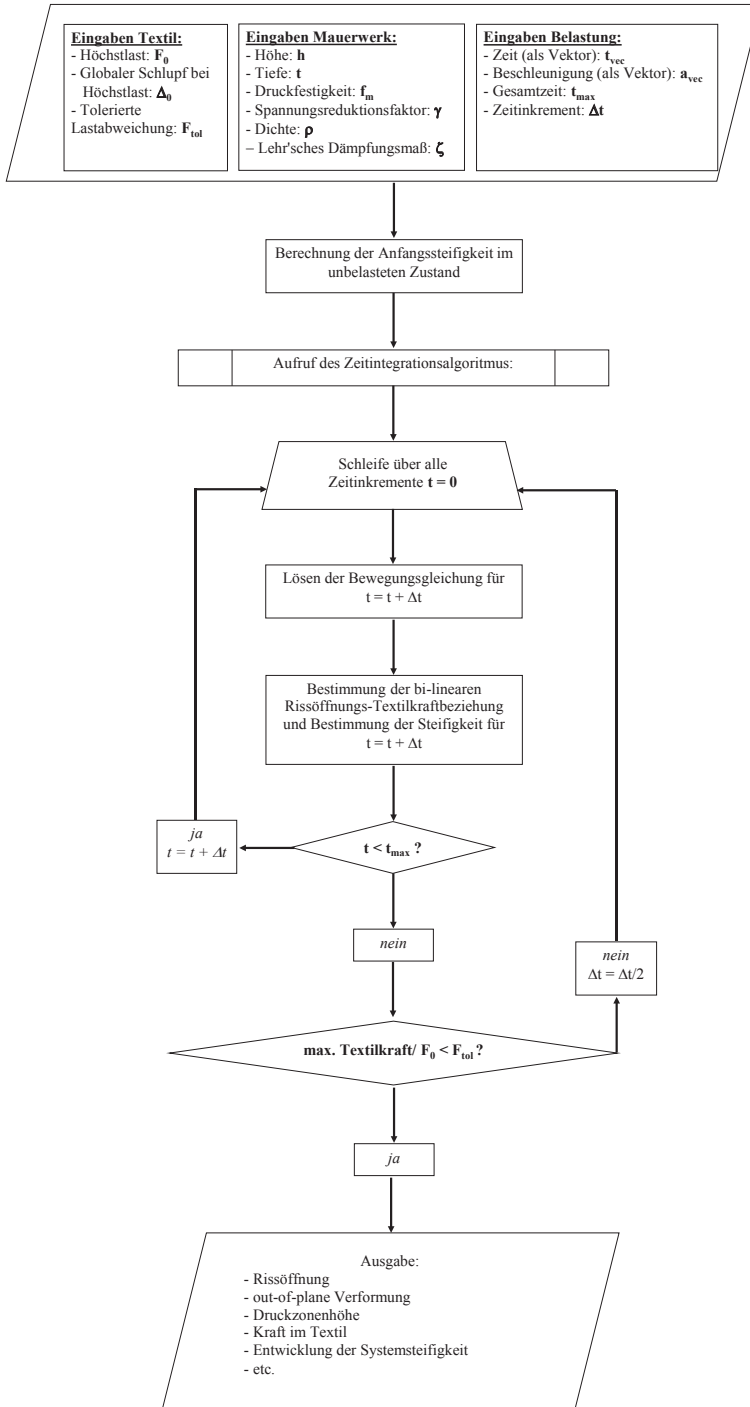


Abbildung 5-4: Programmablaufplan für das Programm EQ-Soft

5.1.4 Numerische Modelle zur Simulation des Bauteilverhaltens von textilverstärktem Mauerwerk (Abaqus Modelle)

Die eigenen numerischen Modelle, die auf Basis der Methode der finiten Elemente beruhen, verfolgen einen Modellierungsansatz auf Mesoebene. Diese Modelle können als Erweiterung des Modells aus Hamed et al. [67] interpretiert werden. Aufgegriffen werden die diskrete Rissbildung, das nichtlineare Verhalten von Mauerwerk/Putz unter Druck, die separate Modellierung von Mauerwerk, Klebstoff und Textil, sowie die Reduktion auf ein 2D-Problem. Erweiterungen finden sich in der Modellierung der Verbundentkopplung (Implementierung lokaler τ - Δ -Beziehungen), sowie in der Überführung von 1D-Balken auf 2D-Scheibenelemente.

Für alle verwendeten Abaqus Modelle werden die Modellkomponenten folgendermaßen modelliert:

- Verbund: Interface-Elemente (cohesive elements) mit bilinearen τ - Δ -Beziehungen und einem Schädigungsmodell entsprechend Abbildung 5-1 – Fall a
- Putz: Bilineares, elastisch – ideal plastisches Materialverhalten (modelliert mit 2D Scheibenelementen mit linearen Verschiebungsansätzen zur Abbildung eines ebenen Spannungszustands)
- Mauerwerk: Wie Putz oder linearelastisch (modelliert mit 2D Scheibenelementen mit linearen Verschiebungsansätzen zur Abbildung eines ebenen Spannungszustands)
- Diskrete Rissmodellierung über Definition von Kontaktbedingungen – Eingabeparameter sind Schadensinitiierungsspannung und *Bruchenergie*

Eine Abaqus-Skriptdatei für ein Modell für einen vier-Punkt Biegeversuch unter quasi-statischer Belastung findet sich in Anhang C.1.

Der Bauteilwiderstand bzgl. Schubbelastung wird nur unwesentlich von einer textilen Verstärkung, welche in der Zugzone einer *out-of-plane* belasteten Wand appliziert wird, beeinflusst (s. Hamoush et al. [69]). Im Gegensatz hierzu kann es in einer textilverstärkten Wand zu einer Änderung des Versagensmodus im Vergleich zu einer unverstärkten Wand kommen, indem beispielsweise Schubversagen maßgebend wird. Im Rahmen dieser Arbeit erfolgt die Quantifizierung der Verstärkungswirkung vornehmlich in Hinblick auf die Versagensmodi Verbundentkopplung des Textils und Druckversagen des Mauerwerks bzw. der druckbelasteten Putzschicht.

Im Rahmen des gewählten Mesomodellierungsansatzes wird das Spannungs-Dehnungsverhalten bei Druckbelastung unter Vernachlässigung der Interaktion zwischen Fuge und Mauerstein (behinderte Querdehnung) modelliert. Bei der diskreten Rissmodellierung werden mögliche Stellen der Rissbildung durch Kontaktbedingungen festgelegt. Diesen Stellen entsprechen meistens die Mörtelfugen zwischen den Steinen. Die Modellierung bietet aber auch die Möglichkeit diese Stellen in beliebiger Anordnung und Anzahl vorzugeben (s. Abbildung 5-5). Es wird lediglich von einer *Mode-I Rissbildung* ausgegangen, das heißt, nur Risse, deren Rissufer sich senkrecht zueinander öffnen (Biegerisse), können abgebildet werden. Ein Schubversagen, aber auch das Auftreten zum Bauteilrand geneigter Risse wird in der gewählten Modellierung nicht abgebildet.

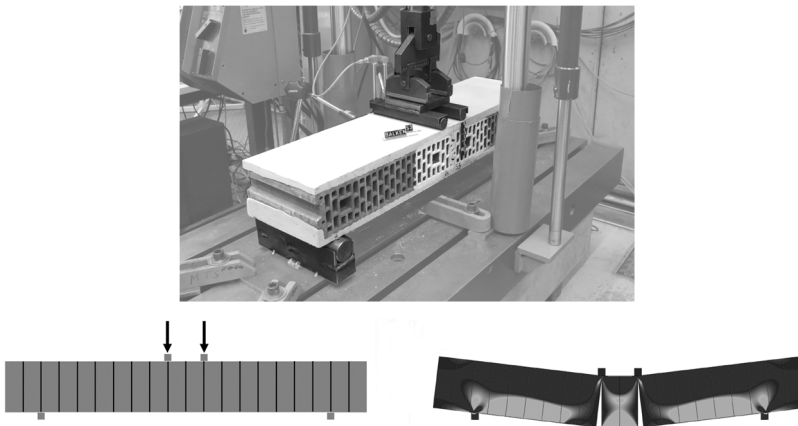


Abbildung 5-5: Oben: Eigene Versuche von textilverstärktem Mauerwerkskörpern (vier-Punkt Biegeversuch) – Unten: Abaqus Modell mit Orten möglicher Rissbildung (vertikale, schwarze Linien) und gerissenes Modell

Die Validierung der Abaqus-Modelle erfolgt für die Komponenten:

- Verbundmodellierung des Textils (s. Anhang E.3)
- Diskrete Rissausbildung (*Mode I*) – (s. Anhang E.3)
- Uniaxiales Stauchungs-/Dehnungsverhalten des Mauerwerks/Putzes (erfolgt nachfolgend)

Die gewählte Modellierungsstrategie der Biegerissbildung über vorgegebene Kontaktbereiche ermöglicht eine Unterdrückung eines Abscherens innerhalb der Fuge. Dieser Ansatz kann über die Vorstellung einer unbegrenzt rauen Fuge veranschaulicht werden. Diese unbegrenzt raue Fuge ermöglicht ein stabiles Konvergenzverhalten der numerischen Modelle auch unter dynamischer Belastung. Selbst wenn *Mode I Rissbildung* bereits über die voll-

ständige Bauteilhöhe stattgefunden hat, können in den überdrückten Bereichen noch Schubspannungen übertragen werden.

Die Modellierung des einaxigen Mauerwerk-Druckverhaltens erfolgt über ein linear-elastisches, ideal-plastisches Materialmodell unter Berücksichtigung einer Grenzstauchung bei Druckbruch. Abbildung 5-6 zeigt das Spannungs-Dehnungsverhalten wie es in einem Punkt direkt am Ort der *Mode I*-Rissbildung implementiert ist.

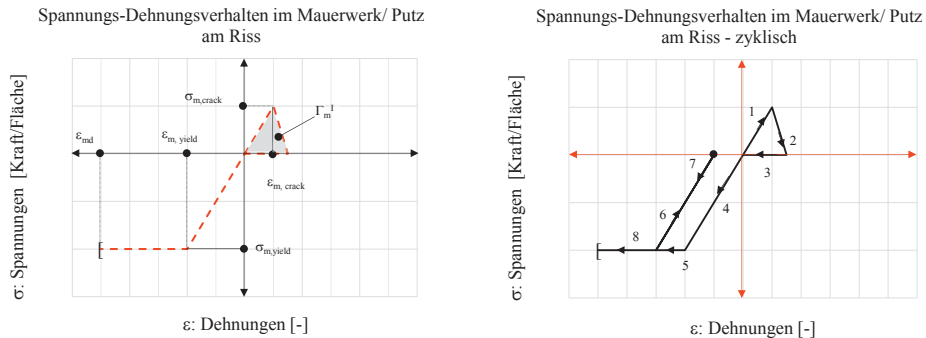


Abbildung 5-6: Implementiertes Zug-Druckverhalten auf Spannungs-Dehnungsebene des Mauerwerks/Putz

Die Abkürzungen in Abbildung 5-6 bedeuten hierbei:

$\epsilon_{m,d}$	Bemessungswert der Mauerwerksbruchdehnung (Druck)
$\epsilon_{m,yield}$	Stauchung bei rechnerischem Fließen auf Druck
$\epsilon_{m,crack}$	Bruchdehnung des Mauerwerks bei <i>Mode I</i> Rissbildung (Zug)
$\sigma_{m,crack}$	<i>Mode I</i> Rissinitiiierungsspannung (Zug)
$\sigma_{m,yield}$	Spannung bei rechnerischem Fließen auf Druck
Γ_m^I	Bruchenergie der <i>Mode I</i> Rissbildung

Diese Implementierung ist in der Lage, eine Schädigungszunahme auf Druck durch akkumulierende plastische Dehnungen zu berücksichtigen (Abbildung 5-6 – Rechts). Eine Materialdegradation mit Berücksichtigung einer Steifigkeitsminderung unter Druckbelastung, wie sie beispielsweise durch die Implementierung des *concrete damaged plasticity (cdp)* Modells in Abaqus möglich ist, wird nicht abgebildet. Aufgrund des sehr guten Konvergenzverhaltens, sowie der einfachen Validierung der Simulationsergebnisse wird dieser Nachteil in Kauf genommen. Werden Spannungs-Dehnungsergebnisse aus der Simulation mit dem implementierten Materialmodell entsprechend Abbildung 5-6 verglichen, werden praktisch deckungsgleiche Ergebnisse beobachtet (s. 5.3.3.). Hintergründe zum Materialparameter für die Bruchenergie ist dem Anhang F zu entnehmen.

5.2 Untersuchungen auf Verbundebene

5.2.1 Überprüfung der Methode der direkten Ermittlung der τ - Δ -Beziehungen

Im Folgenden wird überprüft, ob sich die Versuchsergebnisse von *Endverankerungsversuche* großer Verbundlänge mit den ermittelten τ - Δ -Beziehungen prognostizieren lassen. Das Vorgehen hierzu wird erläutert.

Die Ergebnisse der *Endverankerungsversuche* mit 40 mm Verbundlänge werden entsprechend des Vorgehens nach Abbildung 4-15 angepasst. Diese Daten werden weiterhin mit der entsprechenden Versuchsbezeichnung und dem Suffix „Schubspannung – Schlupf“ referenziert. Anschließend werden repräsentative Daten sowohl mittels eines exponentiellen, sowie eines bilinearen Ansatzes gefittet. Die Fitting-Prozedur für exponentielle Funktionen erfolgt automatisiert und erzeugt Kurvenverläufe welche weniger als 3% von dem Integralwert, sowie weniger als 0,5% von den maximal auftretenden Schubspannungen der Referenzdaten abweichen. Der exponentielle Ansatz hat die Form:

$$\tau = C_1 e^A (1 - e^A) \quad (5.1)$$

A	Substitution: $A = -C_2 x^{C_3}$
x	lokaler Schlupf
τ	Schubspannung
C_1	Freier Parameter
C_2	Freier Parameter
C_3	Freier Parameter

Bei der Fitting-Prozedur für bilineare Funktionen wird der Punkt ($aMax$; $bMax$) als gegeben betrachtet und der Schlupf bei Entkopplung ($cMax$) wird so gewählt, dass die Integrale von Referenz- und Fittingfunktion den gleichen Wert annehmen.

Mittels dieser Fitting-Funktionen werden *Endverankerungsversuche* mittels eines Gleichungslösers, wie er in 5.1.1 beschrieben ist, für verschiedene Verbundlängen simuliert und mit den Versuchsdaten verglichen. Dieses Vorgehen wird auch in Walendy et al. [134] beschrieben und für die Versuchsreihe K1/P/Glas/05 genauer betrachtet.

Im Weiteren wird der Versuch T1/K1/P/Glas/05-5 nicht als repräsentative Datenbasis für Fittings angesehen und ist hier nur der Vollständigkeit halber dargestellt. Die Versuche T1/K1/P/Glas/05-3 und -4 werden als Repräsentanz des Spektrums wesentlicher Ergebnisparameter angesehen und gefittet.

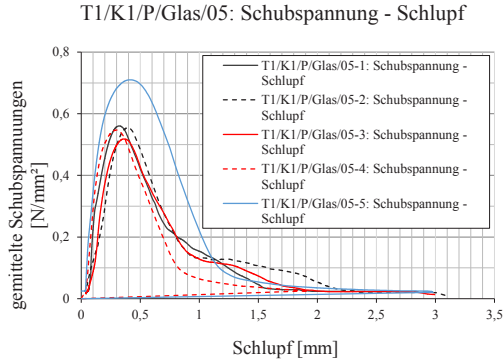


Abbildung 5-7: Versuchsdatenbasis der Versuchsreihe K1/P/Glas/05: Ergebnisse für 40 mm Verbundlänge

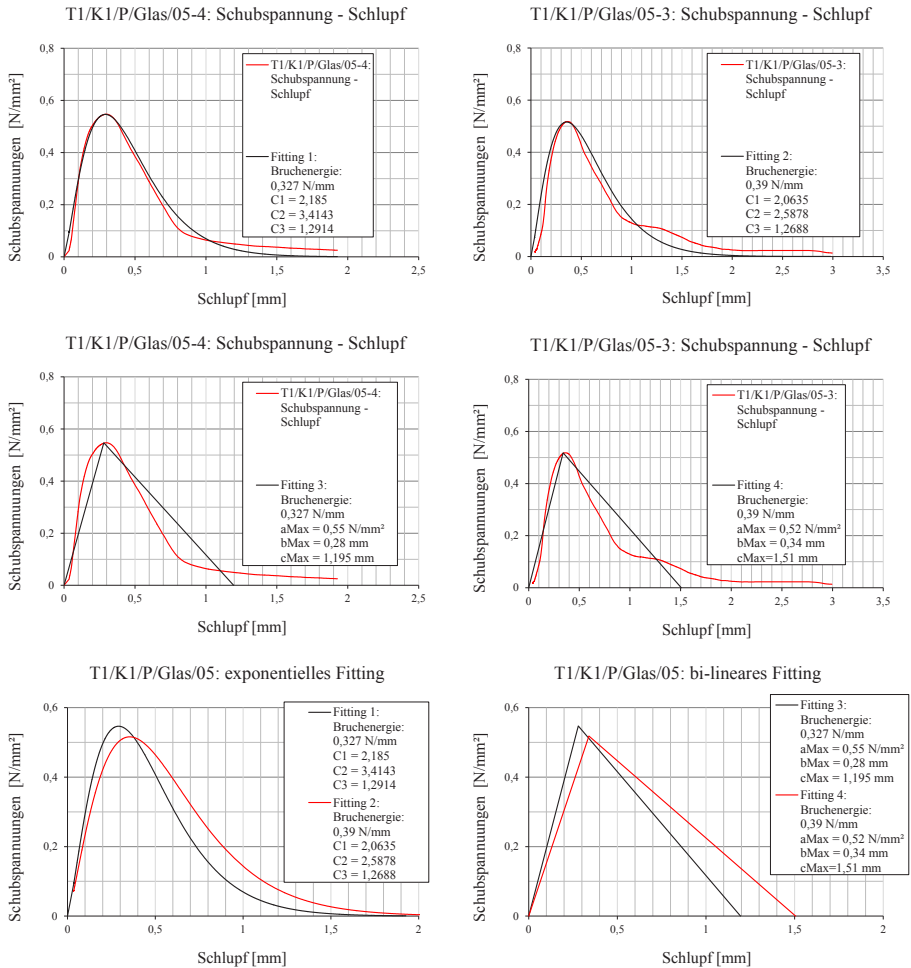


Abbildung 5-8: Fitting-Funktionen für die Versuchsreihe K1/P/Glas/05

Beide Fitting-Funktionen der jeweiligen Fitting-Funktionsklassen werden verwendet, um *Endverankerungsversuche* mit einem Textilstreifen des *EQ-Top-Systems (Kettrichtung)* von 40 mm Breite mit den Verbundlängen 40, 80, 160, 350 und 500 mm zu simulieren.

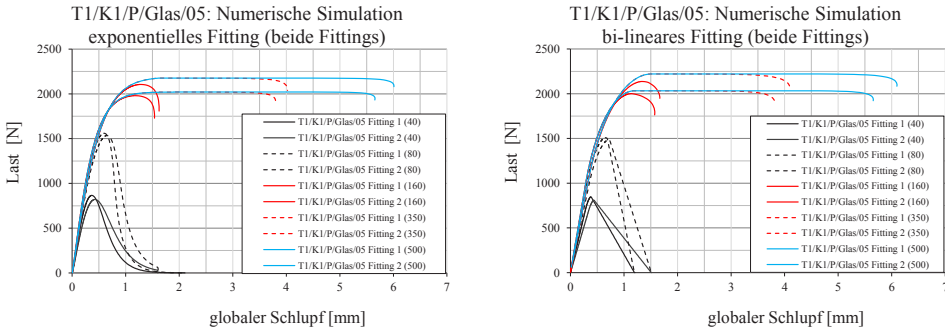


Abbildung 5-9: Simulation von *Endverankerungsversuchen* mit den Verbundlängen 40, 80, 160, 350 und 500 mm

Aus Abbildung 5-9 wird ersichtlich, dass sich die Simulationsergebnisse für die *globalen Schlupf*-Lastbeziehungen unabhängig von der Wahl der Fitting-Funktionsklasse ab Verbundlängen von mehr als 80 mm kaum voneinander unterscheiden. Bei den Simulationen kommt es ab 160 mm Verbundlänge zu dem sogenannten snapback-Phänomen (s. z.B. auch Holzenkämpfer [72]), was sich durch eine Abnahme des *globalen Schlupfes* an der lastzugewandten Seite ausdrückt. Die Simulationsergebnisse werden nur bis zu diesem Punkt dargestellt. Das Auftreten des snapbacks liegt in dem Algorithmus des Gleichungslösers begründet, da das Verformungsinkrement bei der Simulation der *Endverankerungsversuche* stets auf der lastabgewandten Seite des Verstärkungstextils erhöht wird. Bei dem gewählten Versuchsablauf einer stetig zunehmenden Verformung an der lastzugewandten Seite des Textils kann dieses Phänomen nicht auftreten.

Um den großen Einfluss der Klimabedingungen während der Lagerungsphase zwischen Probenherstellung und Prüfung zu verdeutlichen, werden zusätzlich die exponentiellen Fitting-Funktionen für die Versuchsreihe K2/P/Glas/05 dargestellt.

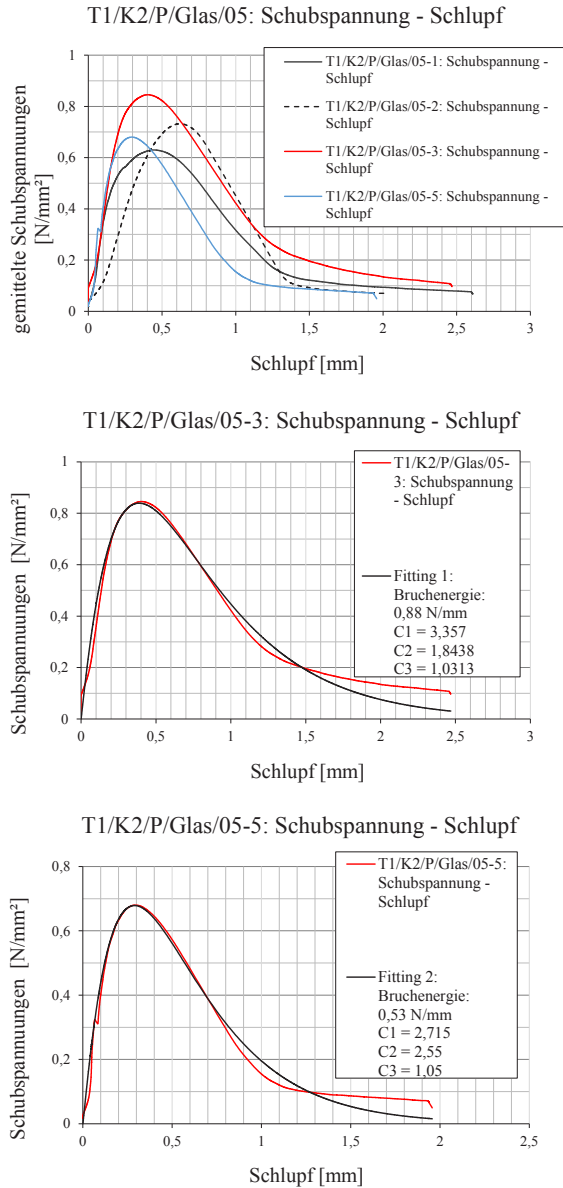


Abbildung 5-10: Datenbasis und Fitting-Funktionen für die Versuchsreihe K2/P/Glas/05

Die folgenden Abbildungen vergleichen die globalen Last-Schlupfergebnisse von Simulation und Versuchen (Verbundlänge in Klammern). Die Versuchsdaten ab 350 mm Verbundlänge wurden mit Textilstreifen von 50 mm Breite ermittelt. Zur besseren Vergleichbarkeit der Simulationen mit diesen Daten, werden diese Versuchsdaten unter Vernachlässigung möglicher Breiteneinflussfaktoren auf 40 mm herunterskaliert (Lastreduktion um 20%).

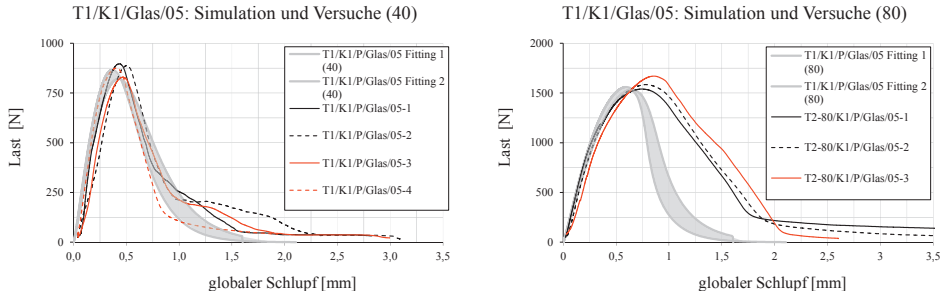


Abbildung 5-11: Simulationsergebnisse als Prognosekorridor (grau) und Versuchsergebnisse für Datenbasis K1/P/Glas/05 – Verbundlänge in Klammern

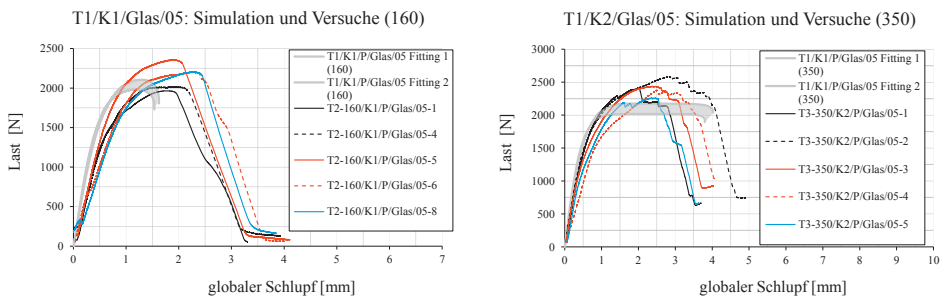


Abbildung 5-12: Simulationsergebnisse als Prognosekorridor (grau) und Versuchsergebnisse für Datenbasis K1/P/Glas/05 – Verbundlänge in Klammern

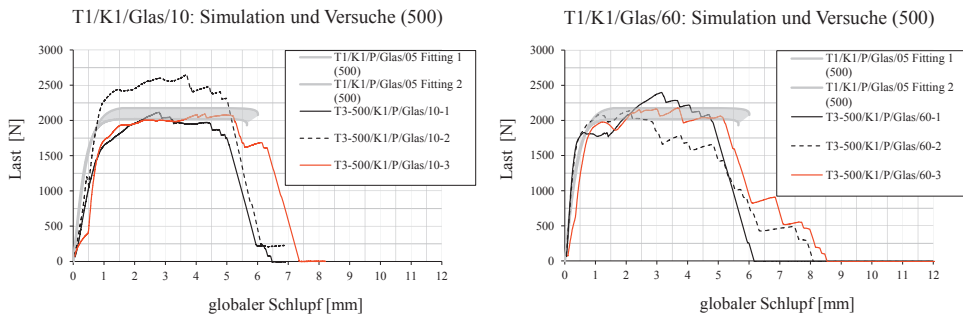


Abbildung 5-13: Simulationsergebnisse als Prognosekorridor (grau) und Versuchsergebnisse für 10 und 60 mm/Min Versuchsgeschwindigkeit – Verbundlänge in Klammern

Tabelle 5-1: Vergleich Simulation und Versuche

Versuchsbezeichnung	Kommentar	Höchstlasten – Mittelwert aus Versuchen [N]	Mittelwert der Höchstlasten aus exponentiellen Fittings für T1/K1/P [N]	Schlupf bei Verbundentkopplung – Mittelwert aus Versuchen [mm]	Mittelwert des Schlupfs bei Verbundentkopplung aus exponentiellen Fittings für T1/K1/P [mm]	Energie bei Abbruchbedingung – Mittelwert aus Versuchen [Nmm]	Mittelwert der Energien aus exponentiellen Fittings für T1/K1/P [Nmm]
T1/K1/P/Glas/05-1							
T1/K1/P/Glas/05-2							
T1/K1/P/Glas/05-3		872	844	nicht ausgewertet	2,50	596	563
T1/K1/P/Glas/05-4							
T1/K1/P/Glas/05-5	fließt bei Auswertung nicht mit ein						
T2-80/K1/P/Glas/05-1							
T2-80/K1/P/Glas/05-2		1598	1547	nicht ausgewertet	2,51	2098	1130
T2-80/K1/P/Glas/05-3							
T2-160/K1/P/Glas/05-1							
T2-160/K1/P/Glas/05-4							
T2-160/K1/P/Glas/05-5		2150	2043	2,42	1,57	3919	2545
T2-160/K1/P/Glas/05-6							
T2-160/K1/P/Glas/05-8							
T3-350/K1/P/Glas/05-1							
T3-350/K1/P/Glas/05-2							
T3-350/K1/P/Glas/05-3		2412	2105	3,32	3,92	6137	7488
T3-350/K1/P/Glas/05-4							
T3-350/K1/P/Glas/05-5							
T3-500/K1/P/Glas/10-1							
T3-500/K1/P/Glas/10-2		2285	2105	5,22	5,85	9114	11556
T3-500/K1/P/Glas/10-3							
T3-500/K1/P/Glas/60-1							
T3-500/K1/P/Glas/60-2		2238	2105	4,74	5,85	8830	11556
T3-500/K1/P/Glas/60-3							

Simulation und Versuchsdaten weisen bzgl. Höchstlasten und Steifigkeiten eine gute Übereinstimmung auf. Die Energien bis zum Eintreten des Systemversagens können für 40 mm Verbundlänge zunächst mit sehr guter Näherung durch die Simulation abgebildet werden. Mit zunehmender Verbundlänge unterschätzen die Simulationsergebnisse die im Versuch gemessenen Energien aber deutlich. Der *globale Schlupf* bei Verbundentkopplung wird für kurze Verbundlängen durch die Simulationen unterschätzt, weist ab 350 mm Verbundlänge aber wieder eine größere Übereinstimmung auf – auf diesen Punkt wird im folgenden Abschnitt nochmals eingegangen.

Die mit größer werdenden Verbundlängen zunehmenden Größen *globaler Schlupf* und Energie werden teilweise mit dem durch die Leinwandbindung des Textils (s. Abbildung 1-3) verstärkten Phänomens des Seilrecks begründet. Um die Ursachen für diese Abweichungen eindeutig zu klären, sind aber weitere Versuche, bei denen die Textildehnungen in hoher Ortsauflösung entlang der Verbundlänge erfasst werden notwendig, was im Rahmen dieser Arbeit aber nicht geschieht.

Bei einem Vergleich der Simulationen und Versuchsdaten ab 350 mm Verbundlänge muss berücksichtigt werden, dass die Simulationsergebnisse den in den Versuchen vorherrschenden Versagensmodus (Textilveragens) nicht abbilden. Dies erklärt auch die ab 350 mm wieder zunehmende Übereinstimmung von Energien und *globalem Schlupf* bei rechnerischer Entkopplung. Bei den Versuchen mit 350 mm Verbundlänge ist eine relativ große Abweichung bei dem ansonsten mit guter Näherung ermittelten Parameter der Höchstlast festzustellen. Diese Abweichung wird über die klimatischen Umgebungsbedingungen während der ungewöhnlich lange dauernden Versuche erklärt (s. 4.4.1.3). Um den starken Einfluss der Luftfeuchtigkeit auf die Versuchsdaten zu belegen, werden im Folgenden Versuche und Simulation entsprechend der Datenbasis nach Abbildung 5-10 dargestellt. Die Ergebnisse hierzu sind in Abbildung 5-14 dargestellt.

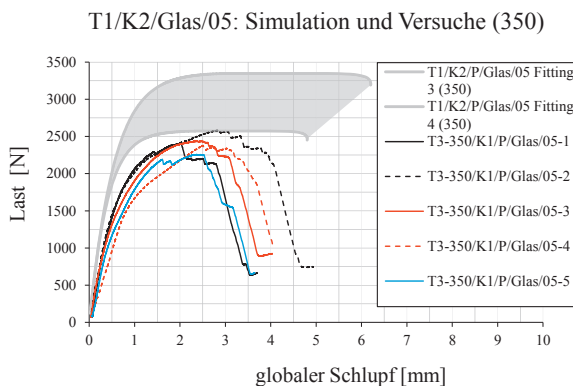


Abbildung 5-14: Simulationsergebnisse als Prognosekorridor (grau) und Versuchsergebnisse für Datenbasis K2/P/Glas/05

Bei einem Vergleich der Simulationen und Versuchsdaten von 500 mm muss berücksichtigt werden, dass die Simulationsergebnisse auf Versuchsdaten basieren, welche mit einer Prüfgeschwindigkeit von 0,5 mm/min ermittelt wurden. Der Vergleich von Simulation und Versuch hat hierbei dann einen weniger quantitativen Charakter als für die anderen Verbundlängen.

Die Abweichungen zwischen Simulation und Versuchsdaten bzgl. Höchstlasten wie sie in Walendy et al. [134] berichtet werden, liegen auch darin begründet, dass als Datenbasis zur Ermittlung der *Bruchenergien* Versuche mit unterschiedlichen klimatischen Lagerungsbedingungen verwendet werden.

In der folgenden Abbildung werden die Verbundspannungen entlang der Verbundlänge für eine Simulation eines Versuches mit 40 mm Verbundlänge dargestellt.

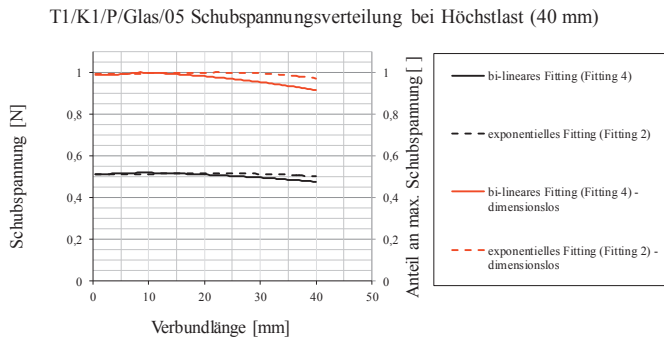


Abbildung 5-15: Verbundspannungen entlang Verbundlänge (Simulation)

In Abbildung 5-15 wird ersichtlich, dass es v.a. bei der exponentiellen Fitting-Funktionsklasse zu einem fast konstanten Schubspannungsverlauf entlang der Verbundlänge bei Erreichen der Höchstlast kommt. Dies und die sehr gute Übereinstimmung der *globalen Schlupf-Kraftdiagramme* bei 40 mm Verbundlänge (s. Abbildung 5-11) sind deutliche Indikatoren für die Gültigkeit der Annahme eines konstanten Schubspannungsverlaufs entlang der Verbundlänge von 40 mm über den gesamten zeitlichen Versuchsablauf hinweg.

5.2.2 Bestimmung der Verankerungslänge und Verbundbruchkraft von *EQ-Top* mittels CNR-DT 200 R1/2013 [28]

Die Verankerungslänge wird exemplarisch für eine Systemkonfiguration ermittelt:

- Als Referenz für die τ - Δ -Beziehung dienen die Daten, welche für das Peciment 50 Trägersubstrat in Textilrichtung *Kette* ermittelt worden sind.

- Die verwendete τ - Δ -Beziehung entspricht hierbei der bilinearen Funktion Fitting 4 (s. Abbildung 5-8) mit den Kennwerten:
 - Bruchenergie: 0,39 N/mm
 - $aMax$: 0,52 N/mm²
 - $bMax$: 0,34 mm
 - $cMax$: 1,51 mm

Wird die maximale Textilspannung am 50 mm Streifen im *Endverankerungsversuch* mit Formel (B.4) berechnet, so ergibt sich ein Wert von 975 N/mm², was einer Kraft von 2.759 N/50 mm entspricht. Wird die Verankerungslänge entsprechend Formel (B.6) berechnet so ergibt sich ein Wert von 166,7 mm.

Mittels des Gleichungslösers aus 5.1.1 wird bei einer Verankerungslänge von 500 mm eine Textilkraft bei Verbundentkopplung von 2.776 N/50 mm berechnet. Diese Kraft wird als Höchstlast des Systems im *Endverankerungsversuch* interpretiert und weicht weniger als 1% von dem Wert, welcher mit Formel (B.4) berechnet wird ab.

Die Verankerungslänge wird ebenfalls mit dem Gleichungslöser bestimmt. Die Verbundlänge bei der das *EQ-Top* System gerade 97 % der Höchstlast entsprechend Formel (B.4) erreicht, wird als Verankerungslänge interpretiert. Die auf diese Weise ermittelte Verankerungslänge beträgt 163 mm, was einer Abweichung von ca. 2 % entspricht.

Das 97 %-Kriterium zur Bestimmung der Verankerungslänge wird hierbei aus Holzenkämpfer [72] übernommen.

Das Formelwerk aus CNR-DT 200 R1/2013 [28] scheint geeignet zu sein, die Kenngrößen für das *EQ-Top* System von Verbundbruchkraft und Verankerungslänge in guter Näherung zu bestimmen.

5.2.3 Überprüfung der Methode der direkten Ermittlung der τ - Δ -Beziehungen in Hinblick auf zyklische Belastung und Übertragung des zyklischen Verbundverhaltens auf Bauteilebene

Im diesen Kapitel wird mittels numerischer Simulationen von zyklisch belasteten *Endverankerungsversuchen* überprüft, welches Schädigungsmodell für den Verbund auf τ - Δ -Ebene geeignet ist, das reale Systemverhalten hinreichend genau abzubilden. Hierbei wird wie folgt vorgegangen:

- Als Referenz die Systemkonfiguration aus 5.2.2.
- Alle Simulationen werden mit dem Matlab-Algorithmus mit den Schädigungsmodellen entsprechend 5.1.2 durchgeführt.
- Der Vergleich mit den Versuchsdaten beschränkt sich hierbei auf einen zyklisch belasteten Versuch mit 500 mm Verbundlänge, welcher nach ASTM geprüft worden ist.

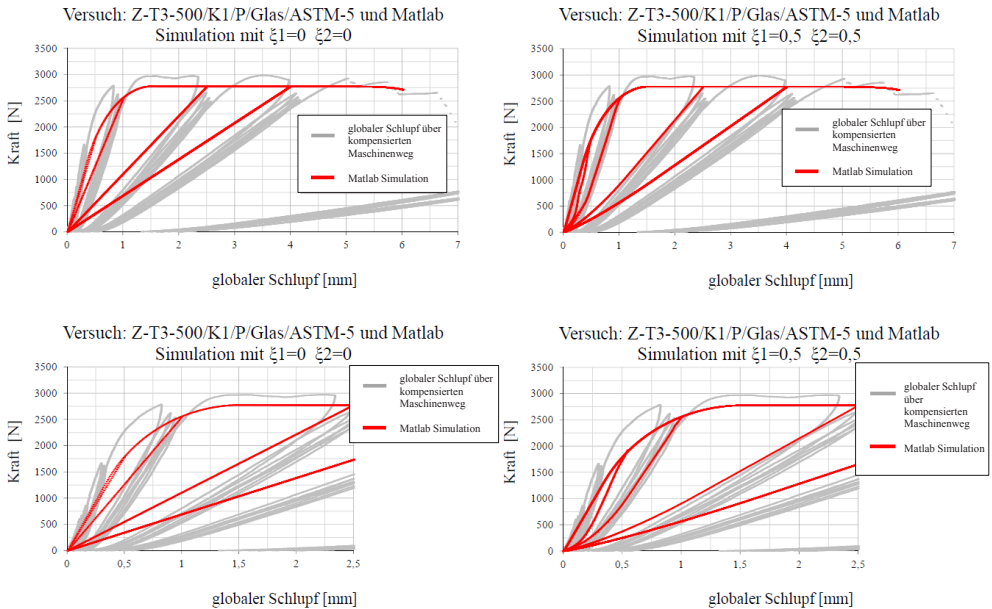


Abbildung 5-16: Vergleich von Simulation und Versuch für zyklische Belastung

In Abbildung 5-16 wird ersichtlich, dass im Rahmen des präsentierten Variationsraums der Schädigungsparameter ξ_1 und ξ_2 das Verbundverhalten unter zyklischer Belastung in sehr guter Näherung abgebildet werden kann. In Abbildung 5-16 wird auch ersichtlich, dass die Schädigungsparameter ξ_1 und ξ_2 v.a. Einfluss auf den Krümmungsverlauf der Be- und Entlastungspfade haben. In Eckhardt [48] wird gezeigt, dass für das *EQ-Top* System v.a. der Parameter ξ_1 die Anpassung des Krümmungsverlaufs beeinflusst. Mittels des untersuchten Schädigungskonzepts können plastische Verformungen bei großen Verbundlängen jedoch nur in einem wesentlich geringeren Maße erzielt werden, als sie tatsächlich für das *EQ-Top* System auftreten. Das Schädigungsmodell mit den Parametern ξ_1 und ξ_2 stellt somit nur eine erste Näherung dar, um das zyklische Verbundverhalten von *EQ-Top* abzubilden.

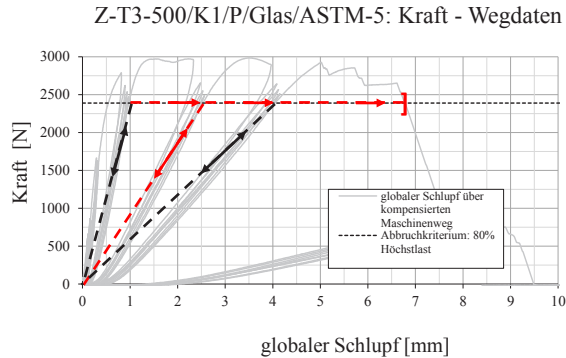
Im Folgenden werden mögliche Vereinfachungen des zyklischen Verbundverhaltens diskutiert, um die Komplexität der Simulationsmodelle auf Bauteilebene zu reduzieren. Folgende Aussagen über das zyklische Verbundverhalten werden formuliert:

- Der viskose Anteil des viskoelastischen Materialverhaltens der Matrix/Klebstoffs ist vernachlässigbar (erste Aussage zur Zyklik).
- Bilineare τ - Δ -Beziehungen in Kombination mit Schädigungsparametern $\xi_1 = 0,5$ und $\xi_2 = 0,5$ beschreiben das zyklische Verbundverhalten in sehr guter Näherung (zweite Aussage zur Zyklik).
- Bilineare τ - Δ -Beziehungen in Kombination mit Schädigungsparametern $\xi_1 = 0,0$ und $\xi_2 = 0,0$ beschreiben das zyklische Verbundverhalten in guter Näherung (dritte Aussage zur Zyklik).
- Bilineare, globale P - Δ -Beziehungen mit einem Schädigungsmodell, welches auf Verbundebene mit den Parametern $\xi_1 = 0,0$ und $\xi_2 = 0,0$ modelliert werden kann, beschreiben das zyklische Verbundverhalten bei Betrachtung des Bauteilverhaltens in ausreichend guter Näherung (vierte Aussage zur Zyklik).

Die vierte Aussage zur Zyklik wird im Folgenden erläutert. In Abbildung 5-17 werden die Ergebnisse eines zyklischen *Endverankerungsversuchs* mittels einer bilinearen Kraft – (*globaler*) *Schlupf* Beziehung angenähert. Für den bilinearen Verlauf wird ein Schädigungsmodell angenommen, welches zu Entlastungs- bzw. Wiederbelastungspfaden in Form von Ursprungsgraden führt. Als Obergrenze für die maximale Kraft dient der Wert, welcher für den jeweils letzten Belastungszyklus für ein Verformungsziel erreicht wird. Dieser liegt bei dem *EQ-Top* System unter den Versuchsrandbedingungen bei ca. 80% der Höchstlast. Der bilineare Verlauf wird mit einer Verformungsobergrenze ergänzt, da aufgrund des beobachteten Textilversagens, die theoretisch möglichen Verformungen für ein Systemversagen bei Verbundentkopplung nicht erreicht werden können. Diese Verformungsobergrenze wird bei Unterschreiten der 80% Höchstlast-Grenze festgelegt. Es ist ersichtlich, dass unter diesen Annahmen das zyklische Verbundverhalten immer noch in ausreichend guter Näherung abgebildet werden kann.

Alle in dieser Arbeit verwendeten finite-Elemente Modelle mit Abaqus (s. 5.1.4) werden mit einem zyklischen Verbundverhalten entsprechend der dritten Aussage zur Zyklik modelliert.

Der Matlab-Algorithmus zur Simulation von textilverstärktem Mauerwerk auf Basis eines *EMS* (s. 5.1.3) wird mit einer Textilkraft-Rissöffnungsbeziehung entsprechend der vierten Aussage zur Zyklik modelliert.

Abbildung 5-17: Vereinfachung des zyklischen Verbundverhaltens von *EQ-Top*

5.2.4 Zusammenfassung der Untersuchungen auf Verbundebene

Es kann gezeigt werden, dass die *Bruchenergie*, sowie die genaue Form der τ - Δ -*Beziehungen* des *EQ-Top* Systems in guter Näherung über *Endverankerungsversuche* mit kurzer Verbundlänge ermittelt werden können. Es wird vermutet, dass sich diese Aussage prinzipiell auf flächig applizierte Verstärkungstextilien, welche adhäsiv oder quasi-adhäsiv vom Trägergrund entkoppeln, übertragen lässt.

Die für das *EQ-Top* System experimentell ermittelten τ - Δ -*Beziehungen* können mit exponentiellen Fitting-Funktionen in sehr guter Näherung beschrieben werden. Es kann gezeigt werden, dass auch bilineare τ - Δ -*Beziehungen* das Verbundverhalten für Verankerungslängen ab 160 mm in sehr guter Näherung abbilden.

Das Verbundverhalten unter zyklischer Belastung kann mit bilinearen τ - Δ -*Beziehungen* in Kombination mit einem Schädigungsmodell mit zwei freien Parametern in sehr guter Näherung beschrieben werden. Die unter quasi-statischer und monotoner Belastung bestimmten τ - Δ -*Beziehungen* können hierbei verwendet werden. Es wird vermutet, dass sich das beobachtete Verbundverhalten unter zyklischer Belastung prinzipiell auf flächig applizierte Verstärkungstextilien, welche adhäsiv oder quasi-adhäsiv vom Trägergrund entkoppeln und keine oder nur geringe viskose Dämpfungseffekte aufweisen, übertragen lässt.

5.3 Untersuchungen auf Bauteilebene

5.3.1 Bemessungsdiagramme für den Biegenachweis

In Anlehnung an die Methodik der Verwendung von dimensionslosen Bemessungsdiagrammen zur Dimensionierung von Stahlbetonquerschnitten z.B. für eine Biegebelastung, werden ähnliche Diagramme für *FVW*-verstärktes Mauerwerk erarbeitet. Bereits in Triantafillou [123] werden dimensionslose Bemessungsdiagramme für *FVW*-verstärktes Mauerwerk auch unter Biegebelastung hergeleitet. Diese Diagramme beinhalten als freie Parameter eine Normalkraft (Druck), gehen aber einschränkend stets von einer *balanced condition* aus.

Bei der *balanced condition* versagt der *FVW*-verstärkte Querschnitt rechnerisch durch *FVW*-Versagen bei gleichzeitigem Mauerwerksdruckbruch. Dieses Vorgehen wird in Triantafillou [123] gewählt, da die *balanced condition* für die statische Bemessung die maximale Momententragfähigkeit des Querschnitts darstellt. Die Diagramme aus Triantafillou [123] werden in Hinblick auf die Anwendung von in Streifen applizierten, epoxidharzverklebten Verstärkungstextilien erarbeitet. Durch die streifenweise Applikation ist es einfach, einen Bewehrungsgrad bewusst zu ermöglichen, bei welchem die *balanced condition* gerade eintritt. Im Fall eines vollflächig applizierten Verstärkungssystems für nicht tragende Wände, die i.d.R. nicht normalkraftbelastet sind, ist eine andere Herangehensweise zweckmäßiger.

Die im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten Diagramme ermöglichen es – die Kenntnis bestimmter Mauerwerks- sowie *FVW*- Parameter vorausgesetzt – die zu erwartende Tragfähigkeit, sowie den eintretenden Versagensmodus des verstärkten Querschnitts zu bestimmen. Zur Herleitung dieser Diagramme, werden unterschiedliche Versagenszustände und Querschnittskinetiken angenommen, die im Weiteren mit dem Begriff *Situationen* bezeichnet werden. Bei allen vorgestellten *Situationen* wird davon ausgegangen, dass die applizierten Textilien keinen nennenswerten Einfluss auf die Gesamthöhe des Querschnitts haben. Abbildung 5-18, Abbildung 5-19 und Abbildung 5-20 stellen die unterschiedlichen *Situationen* dar.

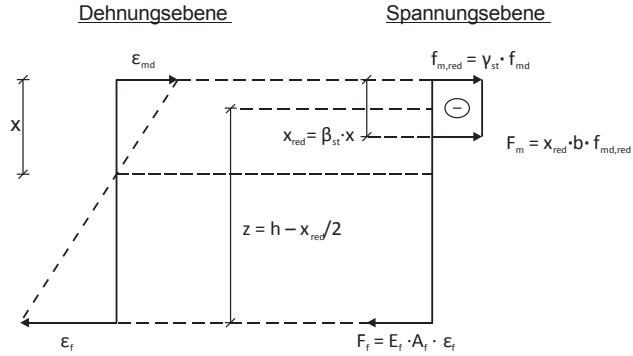


Abbildung 5-18: Dehnungsverteilung im verstärkten Mauerwerksquerschnitt – Situation 1: Bernoulli-Hypothese gültig und Mauerwerksdruckbruch

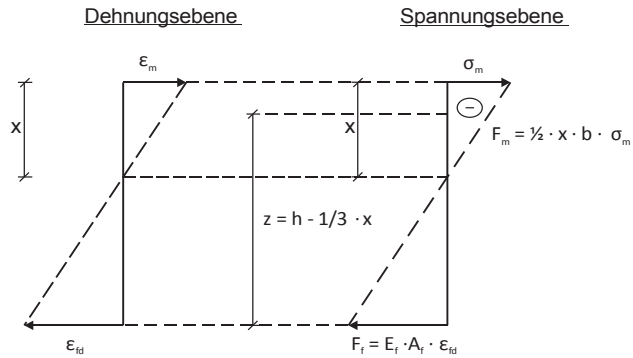


Abbildung 5-19: Dehnungsverteilung im verstärkten Mauerwerksquerschnitt – Situation 2: Bernoulli-Hypothese gültig und Verbundkopplung (Mauerwerk linear-elastisch)

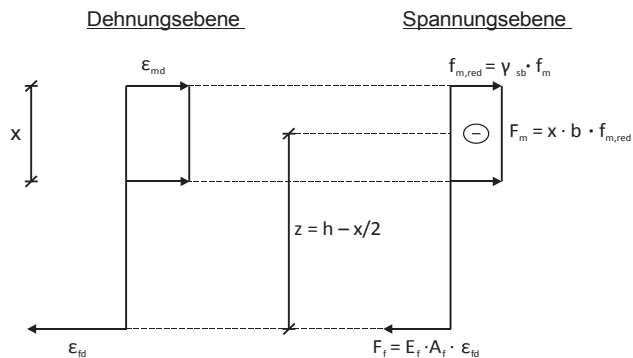


Abbildung 5-20: Dehnungsverteilung im verstärkten Mauerwerksquerschnitt – Situation 3: Bernoulli-Hypothese ungültig und Verbundkopplung (Mauerwerk plastisch)

ε_{md}	Bruchdehnung des Mauerwerks im Bemessungsfall
ε_m	Vorhandene Mauerwerksstauchung
ε_{fd}	Bemessungswert der Grenzdehnung des <i>FVW</i>
ε_f	Vorhandene Dehnung im <i>FVW</i>
E_f	Elastizitätsmodul des <i>FVW</i>
E_m	Elastizitätsmodul des Mauerwerks
A_f	Querschnittsfläche des <i>FVW</i>
x	Druckzonenhöhe
b	Querschnittsbreite senkrecht zur Darstellungsebene
h	Querschnittshöhe
β_{sb}	Reduktionsbeiwert für Druckzonenhöhe (Spannungsblockbeiwert)
γ_{sb}	Reduktionsbeiwert für extremal zulässige Mauerwerksdruckspannung (Spannungsblockbeiwert)
x_{red}	Druckzonenhöhe des Spannungsblocks (reduziert)
$f_{m,red}$	Extremale Spannung des Spannungsblocks (reduziert)
z	Innerer Hebelarm
F_f	Kraft im <i>FVW</i>
F_m	Resultierende Druckkraft im Mauerwerk

In *Situation 1* wird davon ausgegangen, dass der Querschnitt auf Mauerwerkdruckbruch versagt, wobei die Kraft im Verstärkungstextil sich über die Gleichgewichtsbedingungen ermittelt. Eine Verbundentkopplung des Textils bzw. ein Textilversagen wird hierbei ausgeschlossen. Das Mauerwerk plastiziert, was rechnerisch durch eine rechteckige, konstante Spannungsverteilung abgebildet wird (Spannungsblock). Um dem begrenzten Plastizierungsvermögen des Mauerwerks Rechnung zu tragen, werden die extremalen Druckspannungen im Mauerwerk, sowie die Druckzonenhöhe durch empirisch ermittelte Faktoren reduziert. Darüber hinaus wird von der Gültigkeit der Bernoulli-Hypothese ausgegangen, was eine lineare Dehnungsverteilung im Querschnitt zur Folge hat. Die extremale Mauerwerksstauchung ist begrenzt. Die sich einstellende Textildehnung ist im Nachgang zu prüfen. Die im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten Bemessungsdiagramme für *Situation 1* werden mit den Spannungsblockbeiwerten $\gamma_{st} = \beta_{st} = 0,7$ entsprechend der Empfehlungen aus ACI 440.7R-10 [3] erstellt.

In *Situation 2* wird davon ausgegangen, dass das Textil entkoppelt und sich das Mauerwerk linear-elastisch verhält, wobei die resultierende Druckkraft im Mauerwerk über die Gleichgewichtsbedingungen ermittelt wird. Ein Mauerwerksdruckversagen wird hierbei ausgeschlossen. Darüber hinaus wird von der Gültigkeit der Bernoulli-Hypothese ausgegangen, was eine lineare Dehnungsverteilung im Querschnitt zur Folge hat. Die extremalen Mauerwerksstauchungen, sowie -Spannungen sind hierbei nicht begrenzt. Diese sollten im Nachgang

geprüft werden. Die Ermittlung der Druckzonenhöhe unter Annahme der Gültigkeit von *Situation 2* entspricht dem Vorgehen zur Ermittlung der Druckzonenhöhe von einfach bewehrten Stahlbetonquerschnitten für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (s. Dutulescu [47]).

In *Situation 3* wird die Gültigkeit der Bernoulli-Hypothese fallengelassen. Es wird hierbei von der Situation einer Verbundentkopplung des Textils ausgegangen. Über die Erfüllung der Gleichgewichtsbedingungen wird die Mauerwerksdruckkraft ermittelt. Das Mauerwerk plastiziert über die gesamte Druckzonenhöhe gleichmäßig und es stellt sich eine konstante Spannungsverteilung ein. Es wird unterstellt, dass sich in der Druckzone sowohl konstante Spannungs- sowie Dehnungsverläufe einstellen. Die sich einstellende Dehnung entspricht hierbei der maximal zulässigen. Die benötigte Druckzonenhöhe stellt sich hierbei über die Einhaltung der Gleichgewichtsbedingungen ein. Ein Mauerwerksdruckbruch ist somit nicht möglich ist. Unter der Annahme der Gültigkeit von *Situation 3* ist es daher unbedingt notwendig, die sich einstellende Druckzonenhöhe im Nachgang zu prüfen. *Situation 3* stellt eine eigene Annahme ohne Referenz auf bestehende Veröffentlichungen dar. In 5.3.3.3 wird gezeigt, dass *Situation 3* eine gute Näherung für die Querschnittskinematik für das *EQ-Top* System darstellt. Die im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten Bemessungsdiagramme für *Situation 3* werden mit dem Spannungsblockbeiwert $\gamma_{st} = 0,7$ erstellt (Reduktionsbeiwert für zulässige Spannungen).

Bei der Erstellung der Bemessungsdiagramme (s. Abbildung 5-21 und Abbildung 5-22) wird das maximal aufnehmbare Biegemoment eines textilverstärkten Mauerwerksquerschnitts für unterschiedliche Bewehrungsgrade für alle drei *Situationen* ermittelt. Für jeden Bewehrungsgrad werden dann verschiedene dimensionslose Kenngrößen durch Umformen ermittelt. Die Bemessungsdiagramme werden somit durch die oftmals wiederholte Bemessungsaufgabe für die *Situationen 1* bis 3 und einem nachträglichen Überführen in eine dimensionslose Darstellung erhalten.

Das Vorgehen wird für den Fall der Ermittlung der Grenzkurve für *Situation 1* (Mauerwerksdruckversagen) erläutert:

1. Festlegen aller Bemessungsparameter: Geometrie, Materialdaten und Beiwerte für das Spannungsblockverfahren – Beginn z.B. mit einer sehr kleinen Textilquerschnittsfläche
2. Annahme des Erreichens der Grenzstauchung an der gedrückten Randfaser
3. Berechnung der sich einstellenden Textildehnung unter der Annahme einer linearen Dehnungsverteilung und unter Einhaltung des Kräftegleichgewichts
4. Durch die Kenntnis der Dehnungsverteilung ist die Druckzonenhöhe x bekannt
5. Berechnung des inneren Hebelarms entsprechend Abbildung 5-18
6. Bestimmung der dimensionslosen Kenngrößen

$$\omega = \frac{E_f A_f \varepsilon_{fd}}{b h f_{md}} \quad \text{Bewehrungsgrad des FVW verstärkten Mauerwerkquerschnitts}$$

$$\mu_{Rd} = \frac{F_m \cdot z}{b h^2 f_{md}} \quad \text{Dimensionsloses Widerstandsmoment}$$

7. Erhöhen der *FVW*-Querschnittsfläche und weiter mit Schritt 2

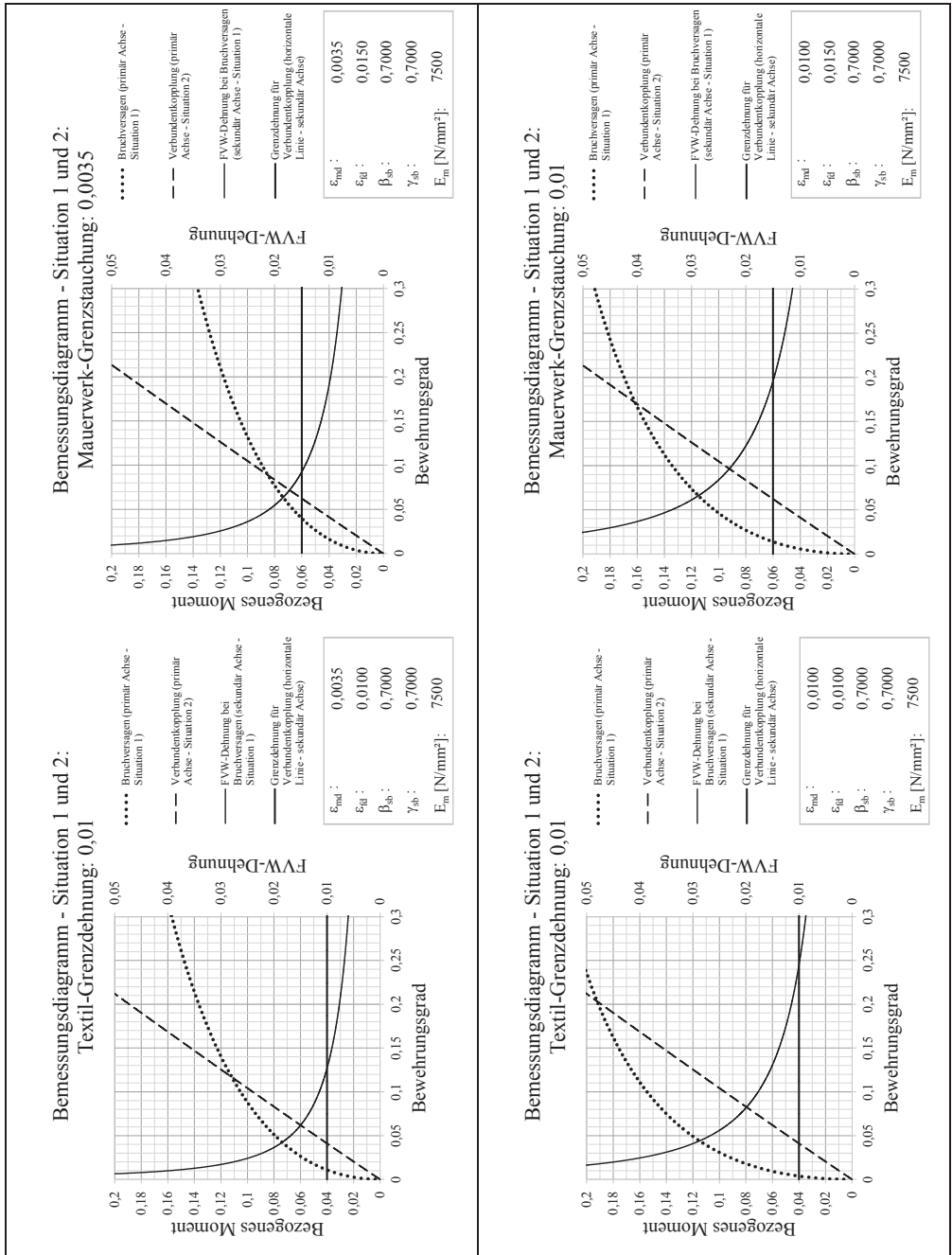


Abbildung 5-21: Bemessungsdiagramme *Situationen* 1 und 2: Links: Grenzstauchung des Mauerwerks 0,0035 – Textilgrenzdehnung oben: 0,015 – unten 0,01 – Rechts: Grenzstauchung des Mauerwerks 0,01 – Textilgrenzdehnung oben: 0,015 – unten 0,01

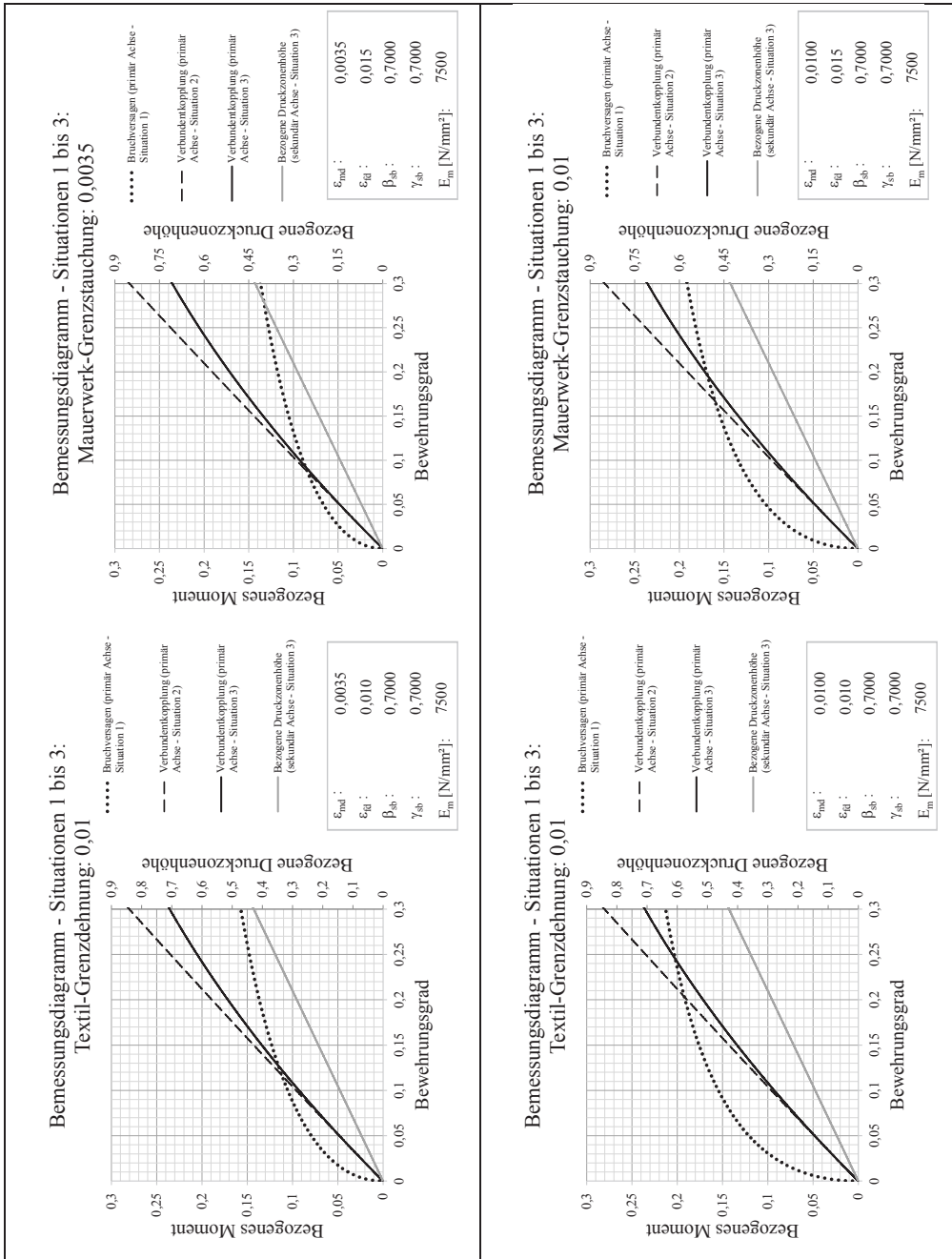


Abbildung 5-22: Bemessungsdiagramme *Situationen* 1 bis 3: Links: Grenzstauchung des Mauerwerks 0,0035 – Textilgrenzdehnung oben: 0,015 – unten 0,01 – Rechts: Grenzstauchung des Mauerwerks 0,01 – Textilgrenzdehnung oben: 0,015 – unten 0,01

Wird die Gültigkeit der Bernoulli-Hypothese (lineare Dehnungsverteilung über den Querschnitt) vorausgesetzt, dann kann die Momententragfähigkeit des textilverstärkten Mauerwerksquerschnitts über die in Abbildung 5-23 (links) grau-markierten Fläche visualisiert werden.

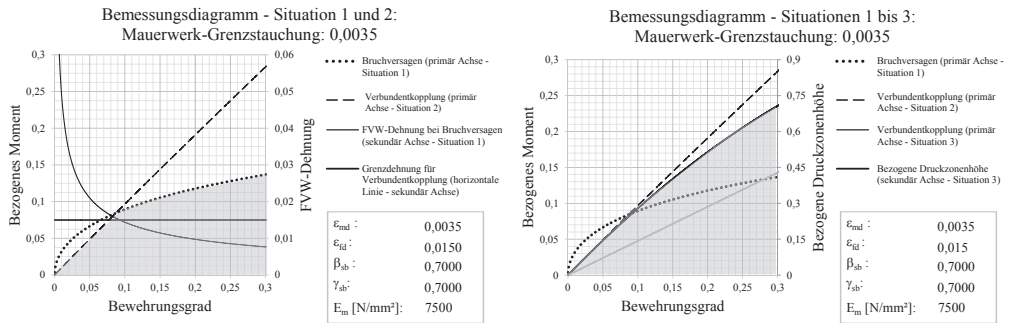


Abbildung 5-23: Links: Bestimmung der Tragfähigkeit unter Annahme der Gültigkeit der Bernoulli-Hypothese (Kombination aus *Situation 1* und *2*) – Rechts: Bestimmung der Tragfähigkeit unter Verletzung der Bernoulli-Hypothese (*Situation 3*)

Wird hingegen angenommen, dass sich eine Dehnungsverteilung entsprechend *Situation 3* einstellt, dann kann die Momententragfähigkeit des textilverstärkten Mauerwerksquerschnitts über die in Abbildung 5-23 (rechts) grau markierte Fläche visualisiert werden. Im Nachhinein muss aber überprüft werden, ob die zum Gleichgewicht benötigte Druckzonenhöhe beispielsweise durch Versuchsdaten bestätigt werden kann.

Ein Beispiel zur Anwendung der Diagramme mit *EQ-Top* ist in 5.3.3.3 zu finden.

5.3.2 Betrachtung des Zwischenrisselements für das *EQ-Top* System

Das sich einstellende Rissbild hat großen Einfluss auf die Nachweisführung zur Tragfähigkeit textilverstärkten Mauerwerks. Entsprechend CNR-DT 200 R1/2013 [28] wird beispielsweise die Bildung mehrerer Risse angenommen, wodurch für das statische System eines Einfeldbalkens in Feldmitte die Nachweisführung am Zwischenrisselement erfolgt.

Bezüglich des sich einstellenden Rissbildes gibt es viele, teils widersprüchliche Vorschläge und Beobachtungen in der Literatur. Einigkeit scheint dahingehend zu bestehen, dass die Biegerisse vornehmlich durch die Mörtelfugen verlaufen (dies betrifft aber nur die Biegung bei einer Bruchfläche parallel zur Lagerfuge). In Velazques-Dimas et al. [133] bestätigen die Versuche die Annahme eines feinverteilten Rissbildes (s. Abbildung 5-24 links).



Abbildung 5-24: Links: Verteilte Risse im Mauerwerk einer *out-of-plane* belasteten Wand (Velazques-Dimas et al. [133]) – rechts: Rissbild bei Höchstlast einer *FVW*-verstärkten *out-of-plane* belasteten Mauerwerkswand (Willis et al. [138])

Entsprechend Pfeiffer [101] wird ebenfalls von der Bildung von Zwischenrisselementen ausgegangen. Eigene Versuche deuten auf einen Versagensmodus mit Einzelriss in Feldmitte (s. Abbildung 4-43). Versuche von Willis et al. [138] deuten ebenfalls auf sehr große Rissabstände hin (s. Abbildung 5-24 rechts).

5.3.2.1 Analytische Betrachtung

Im Folgenden wird eine Beziehung zwischen der Zugfestigkeit eines Mauerwerksbalkens bzw. seinem Rissmoment und der Kraft bei Verbundentkopplung eines *textilen Ertüchtigungssystems* im *Endverankerungsversuch* in Hinblick auf das zu erwartende Rissbild hergeleitet. Gegeben sind entsprechend Abbildung 5-25 ein Mauerwerksbalken beliebiger Länge, welcher beidseitig mit einem *textilen Ertüchtigungssystem* beklebt ist, dessen globale Last-Verformungskurve im *Endverankerungsversuch* bekannt ist. Der Mauerwerksbalken weist eine einaxiale Zugfestigkeit f_t auf und die Bemessungslast eines *FVW*-Streifens für die Endverankerungssituation beträgt $F_{rd,db}$, welche bei einem *globalen Schlupf* bzw. bei einer halben Rissöffnung von w_0 auftritt. Je nach Größe der Verankerungslänge kann über w_0 hinaus bis zur vollständigen Verbundentkopplung ein *globaler Schlupf* von bis zu w_{max} auftreten. Es wird von einer bilineraren τ - Δ -Beziehung ausgegangen.

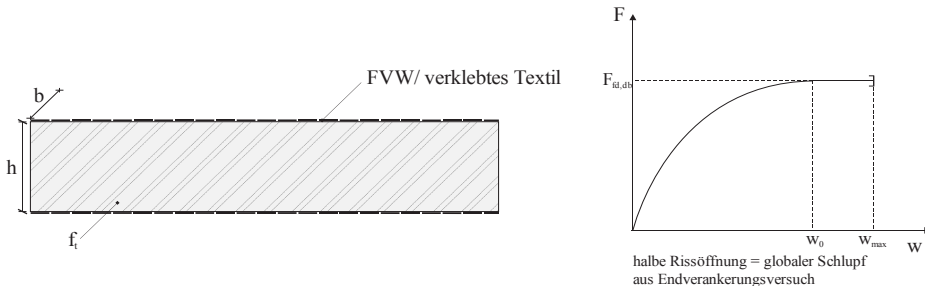


Abbildung 5-25: Gegebener Mauerwerksbalken und globale Last-Verformungsbeziehung für ein textiles Ertüchtigungssystem

5.3.2.1.1 Zugstab: Unterer Grenzwert des Rissabstands

In Abbildung 5-26 wird die Situation der Erstrissbildung unter zentrischer Zugbelastung dargestellt. Die zentrische Zugkraft F erreicht gerade die Risskraft des Verbundsystems aus Mauerwerk und Textil. Es wird weiterhin die Annahme getroffen, dass das textile Ertüchtigungssystem keinen Einfluss auf die Risskraft des Verbundsystems hat, was für das EQ-Top System näherungsweise gültig ist und im Anhang D belegt wird. Die Risskraft des Verbundsystems wird daher mit der Risskraft des Mauerwerksbalkens gleichgesetzt.

Es stellt sich eine Rissbreite w_1 ein, die gerade so groß ist, dass Textilkraft und die zentrische Belastung $F = F_{cr}$ im Gleichgewicht sind. Die Textilkraft nimmt mit zunehmender Entfernung vom Riss ab, während die Zugkraft im Mauerwerk mit zunehmender Entfernung vom Riss bis zum Wert F_{cr} zunimmt. Ist $F_{fd,db}$ größer als F_{cr} , so stellt sich bei einer Rissbreite von w_1 ein globaler Schlupf entsprechend der halben Rissbreite ein.

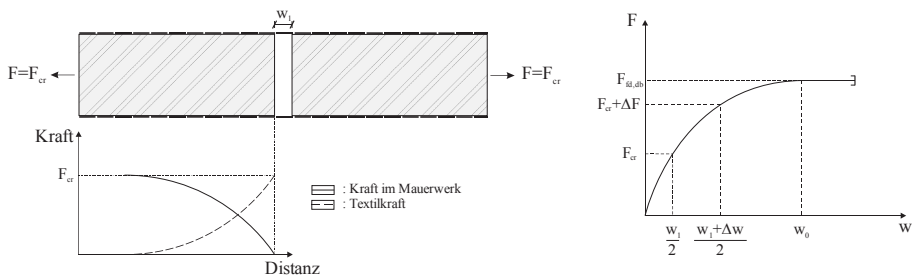


Abbildung 5-26: Textilverstärkter Mauerwerksbalken unter zentrischer Zugkraft: Entstehung eines Erstrisses

Wird nun die zentrische Belastung gesteigert, so stellt sich die Situation entsprechend Abbildung 5-27 ein: Zunächst erhöht sich die Rissbreite w_1 um Δw , damit sich ein Gleichgewicht der Kräfte von Belastung und Textilkraft einstellen kann. Die Textilkraft erhöht sich genauso wie die Zugkraft im Mauerwerk. Die Kraftzunahme wird an der Stelle der Erstrissbildung initiiert. Erreicht nun die resultierende Zugkraft im Mauerwerk wieder die Risskraft F_{cr} , so

findet an dieser Stelle eine erneute Rissbildung statt. Diese Stelle fällt mit dem Schnittpunkt des Zugkraftverlaufs im Mauerwerk mit der Risskraft F_{cr} zusammen und ist in Abbildung 5-27 markiert. Der Ort der Zweitrissbildung muss hierbei in einem Bereich kleiner als die Verankerungslänge des Textils vom Erstriss entfernt liegen.

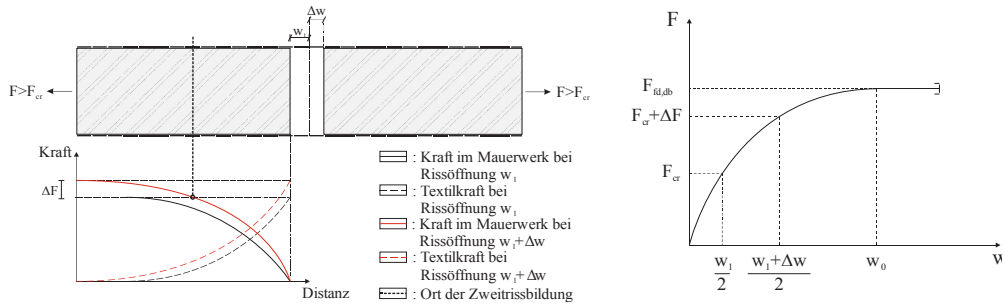


Abbildung 5-27: Textilverstärkter Mauerwerksbalken unter zentraler Zugkraft: Entstehung eines Zweitrisses

Für den zentrisch gezogenen Zugstab können diese Überlegungen folgendermaßen zusammengefasst werden:

- Ist die Kraft bei Versagen des *textilen Ertüchtigungssystems* ($F_{fd,db}$) im *Endverankerungsversuch* größer als die Risskraft des Mauerwerksbalkens (F_{cr}), so ist der untere Grenzwert des sich einstellenden Rissabstandes kleiner als die Verankerungslänge des textilen Systems.
- Je größer der Quotient $F_{fd,db}/F_{cr}$, desto kleiner ist der untere Grenzwert des sich einstellenden Rissabstandes.

5.3.2.1.2 Zugstab: Oberer Grenzwert des Rissabstands

Die Betrachtungen zum unteren Grenzwert des Rissabstandes gehen davon aus, dass die Rissbildung ausgehend von einem Einzerriss weitergeführt wird. Es ist aber auch denkbar, dass beispielsweise zwei Einzerrisse gleichzeitig entstehen. Die Situation, dass zwei Risse mit dem Abstand der zweifachen Verankerungslänge des Textils ($2 \times l_e$) entstehen, ist in Abbildung 5-28 dargestellt. Gleichzeitig wird hierbei unterstellt, dass die Textilkraft bei Verbundentkopplung im *Endverankerungsversuch* gleich der Risskraft des Zugstabs ist ($F_{fd,db} = N_{cr}$).

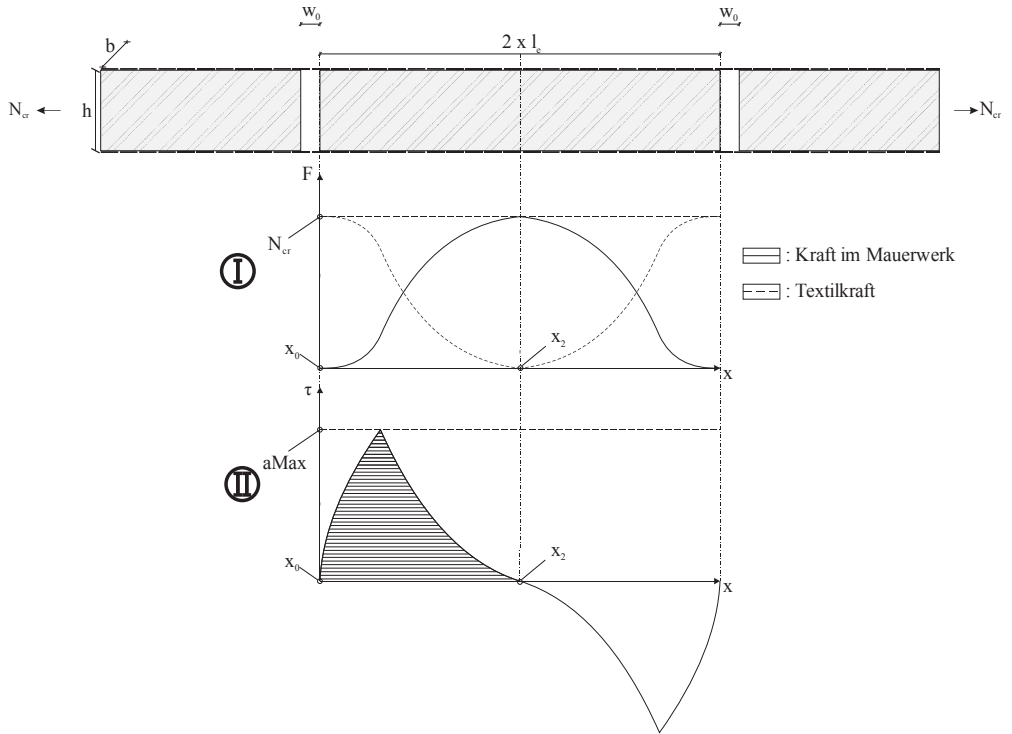


Abbildung 5-28: Doppelriss mit zweifachen Abstand der Verankerungslänge: Höchstlast im Mauerwerk wird erreicht

Für die Kraft im Zugstab an der Stelle x_2 gilt in diesem Fall:

$$F_m = N_{cr} = F_{fd,db} = b \int_{x_0}^{x_2} \tau(x) dx \quad (5.2)$$

b Breite des Mauerwerkzugstabs senkrecht zur Betrachtungsebene

$\tau(x)$ Schubspannung (s. Abbildung 5-28 II)

Wird nun die Rissbreite weiter erhöht, kommt es zur beginnenden Verbundentkopplung des Textils beginnend vom Rissufer (s. Abbildung 5-29).

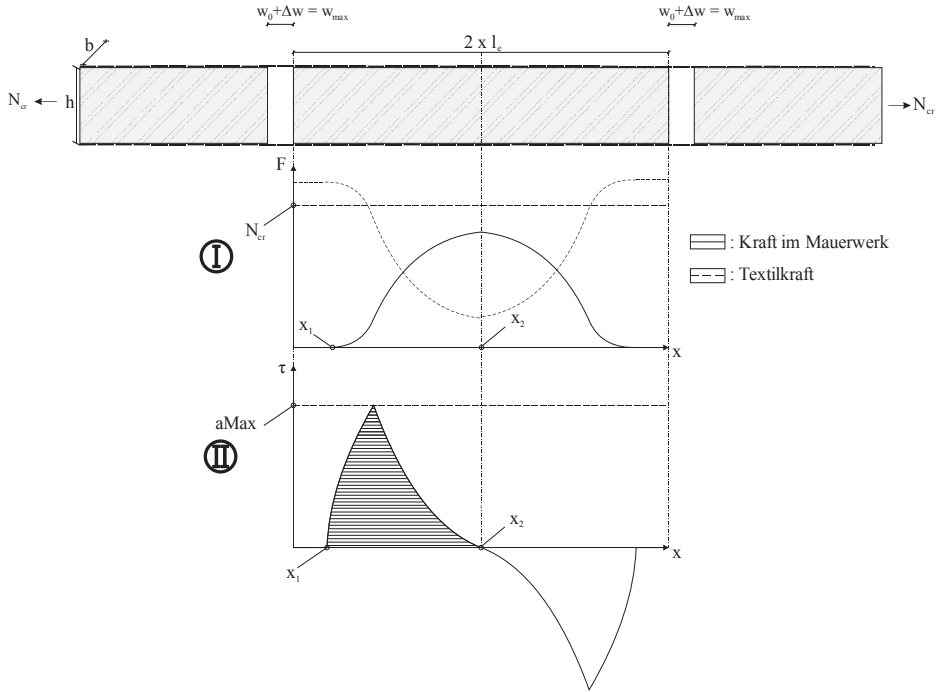


Abbildung 5-29: Doppeldriss mit zweifachen Abstand der Verankerungslänge – Beginnende Verbundentkopplung

Für die Kraft im Zugstab an der Stelle x_2 gilt in diesem Fall:

$$F_m = b \int_{x_1}^{x_2} \tau(x) dx < N_{cr} \quad (5.3)$$

b Breite des Mauerwerkzugstabs senkrecht zur Betrachtungsebene
 $\tau(x)$ Schubspannung (s. Abbildung 5-29 II)

Mit zunehmender Rissbreite nimmt die resultierende Mauerwerkskraft ab. Die Textilkraft hat keinen Nulldurchgang mehr an der Stelle x_2 .

Für den zentrisch gezogenen Zugstab können diese Überlegungen folgendermaßen zusammengefasst werden:

- Der obere Grenzwert des Rissabstandes beträgt die zweifache Verankerungslänge. Dieser Wert kann unter der Voraussetzung homogener verteilter Werkstoffeigenschaften nur eintreten, wenn gilt: $F_{fd,db} = F_{cr}$
- Je kleiner der Quotient $F_{fd,db}/F_{cr}$, desto größer ist der obere Grenzwert des sich einstellenden Rissabstandes.

5.3.2.1.3 Rissentwicklung für den Biegebalken

Diese Überlegungen werden nun auf einen textilverstärkten Mauerwerksbalken unter Momentenbelastung übertragen. Es wird hier zusätzlich von der Annahme ausgegangen, dass die resultierende Textilzugkraft auf Höhe der Randfaser des gezogenen Mauerwerks ansetzt, d.h. dass die Höhe des Textils vernachlässigt wird.

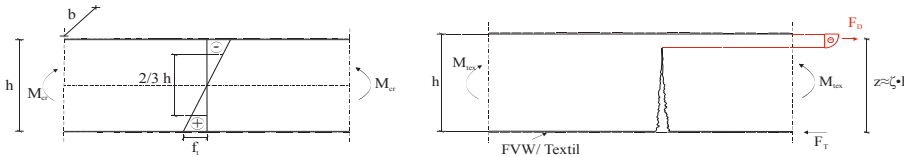


Abbildung 5-30: Mauerwerksbalken unter reiner Biegung bei Erstrissbildung: Links: Unverstärkter Mauerwerksbalken – Rechts: Textilverstärkter Mauerwerksbalken

Entsprechend Abbildung 5-30 werden die Momente bei Erstrissbildung eines unverstärkten Mauerwerksbalkens mit dem sich nach Erstrissbildung einstellenden inneren Moments eines textilverstärkten Mauerwerksbalkens verglichen.

$$M_{cr} \geq M_{f,Rd}$$

$$\frac{bh^2}{6} f_t \geq z \cdot F_f = \zeta \cdot h \cdot F_f$$

$$f_t \geq \frac{\zeta \cdot F_f}{bh} \cdot 6 \quad (5.4)$$

M_{cr}	Rissmoment des unverstärkten Mauerwerksbalkens
$M_{f,Rd}$	Widerstandsmoment im Grenzzustand der Tragfähigkeit des <i>FVW</i> verstärkten Mauerwerksquerschnitts
f_t	Biegezugfestigkeit des unverstärkten Mauerwerksbalkens
z	Innerer Hebelarm des textilverstärkten Mauerwerksbalkens bei Erstrissbildung
F_f	<i>FVW</i> -/Textilkraft des Verstärkungssystems bei Versagen im <i>Endverankerungsversuch</i> (auf b bezogen)
b	Breite des Mauerwerkzugstabs senkrecht zur Betrachtungsebene
h	Höhe des Mauerwerksbalkens
ζ	Dimensionsloser Beiwert (bezogener Hebelarm)

Gleichung (5.4) stellt die Grenzbedingung dar, ab welcher nicht mehr von der Bildung eines Zwischenrisselements bei einem textilverstärkten Mauerwerksbalken ausgegangen werden kann. Wie sich in 4.5.1 gezeigt hat, ist der innere Hebelarm des textilverstärkten Systems bei Rissbildung verhältnismäßig groß. Für das *EQ-Top* System werden Werte für ζ größer als 0,9 (z.B. $\zeta = 0,95$) vorgeschlagen.

Entsprechend der Überlegungen für den Zugstab ergeben sich auch beim biegebelasteten Balken Grenzwerte der Rissabstände zwischen einem kleineren Wert als der Verankerungslänge des Textils bis hin zur zweifachen Verankerungslänge. Eine numerische Überprüfung dieser analytischen Betrachtung ist im Anhang D zu finden.

5.3.3 Numerische Simulation der Balkenversuche aus 4.5.1

5.3.3.1 Materialparameter und Modelannahmen

Bei den Versuchen hat sich gezeigt, dass die Rissbildung vermehrt im Bereich der Stoßfuge, sowie auf Höhe der Lasteinleitung sowie wenige Zentimeter parallel zur Lasteinleitung versetzt auftritt. Wider Erwarten ist der Bereich der (unvermörtelten) Stoßfuge nicht eindeutig als Ort der Erstrissbildung zu identifizieren. Bei der Modellierung wird daher vereinfacht davon ausgegangen, dass an jeder *Sollbruchstelle* (s. Abbildung 5-31) der gleiche Materialwiderstand bzgl. *Mode I Rissbildung* vorliegt. Das Eigengewicht der Prüfkörper (ca. 35 kg) wird bei der Modellierung berücksichtigt. Die Kraftdaten aus den Versuchen beinhalten aufgrund der Position der Kraftmessdose das Eigengewicht des Prüfkörpers nicht. Im direkten Vergleich von Simulations- und Versuchsdaten werden die Versuchsdaten aus 4.5.1 daher mit dem Eigengewicht beaufschlagt.

Es werden 2D Scheibenelemente (lineare Verschiebungsansätze) zur Abbildung eines ebenen Spannungszustands verwendet. Die Elemente des verwendeten FE-Meshs haben hierbei eine maximale Abmessung von 2 mm.

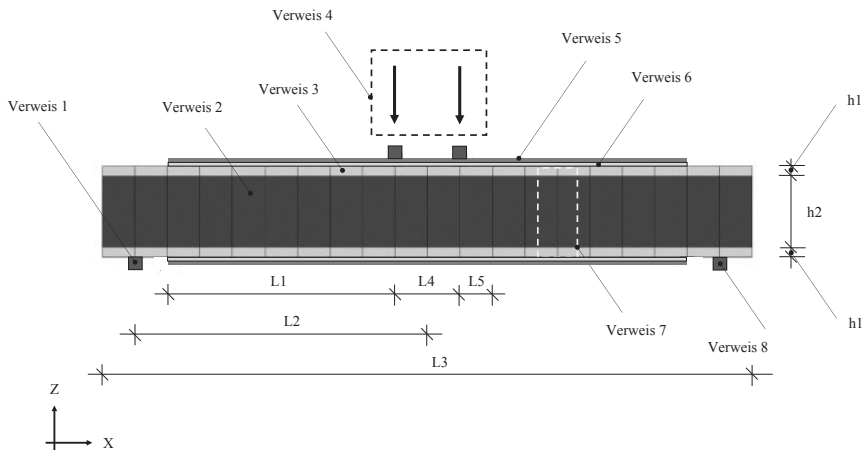


Abbildung 5-31: Übersicht zum numerischen Balkenmodell

Tabelle 5-2: Erläuterungen zu Abbildung 5-31

Verweis-Nr./Abmessung	Erläuterung	Materialparameter/Wert der Abmessung [mm]	Sonstiges
1 und 8	Stahlquader, welcher in Z-Richtung gelagert ist	Linear-elastisch E-Modul = 210.000 N/mm ² Querdehnzahl = 0,3	Abmessungen senkrecht zur Betrachtungsebene: 250 mm
2	Repräsentanz des Mauersteins	Linear-elastisch E-Modul = 11.400 N/mm ² bzw. 5000 N/mm ² Querdehnzahl = 0,15	Abmessungen senkrecht zur Betrachtungsebene: 250 mm Längste Abmessung eines Elements: 2 mm
3	Repräsentanz der Putzschicht	Linear-elastisch und ideal plastisch E-Modul = 7500 bzw. 3750 N/mm ² Querdehnzahl = 0,2 Extremale Durckspannung = 11,75 N/mm ²	Abmessungen senkrecht zur Betrachtungsebene: 250 mm Längste Abmessung eines Elements: 1 mm
4	Verformungsgesteuerte Belastung auf Stahlquader		
5	Verstärkungstextil	Linear-elastisch E-Modul = 69.000 N/mm ² Querdehnzahl = 0,3	Abmessungen senkrecht zur Betrachtungsebene: 170 mm – Höhe für Textil in <i>Schussrichtung</i> : 0,0452 mm Höhe für Textil in <i>Kettrichtung</i> : 0,057 mm Längste Abmessung eines Elements: 2 mm
6	Klebstoff	Für <i>Schussrichtung</i> : $a_{Max} = 0,385$ N/mm ² $b_{Max} = 0,5$ mm $c_{Max} = 2,0$ mm Für <i>Kettrichtung</i> : $Max = 0,283$ N/mm ² $b_{Max} = 0,5$ mm $c_{Max} = 2,0$ mm	Abmessungen senkrecht zur Betrachtungsebene: 170 mm Längste Abmessung eines Elements: 1mm
7	<i>Sollbruchstelle</i> : Implementierung eines möglichen <i>Mode I</i> -Risses über Kontaktbedingungen	Schadensinitiierungsspannung: 0,65 N/mm ² <i>Bruchenergie</i> : 0,039 Nmm Lineare Entfestigung	
h1	Höhe der Putzschicht	15 mm	
h2	Höhe des Steins	110 mm	
L1	Abstand des Textilendes bis Lasteinleitung	400 mm	
L2	Abstand der Lagerung bis Balkenmitte	450 mm	
L3	Länge des Balkens	1000 mm	
L4	Abstand der Lasteinleitungspunkte	100 mm	
L5	Abstand der <i>Sollbruchstellen</i>	50 mm	

Bei der Festlegung der Materialparameter für den Mauerstein wird für die Querdehnzahl auf die Daten aus Brameshuber [20] in Tabelle 3 zurückgegriffen. Bei der Festlegung des Elastizitätsmoduls des Mauersteins wird auf eine Formel aus Bierwirth [15] zurückgegriffen, welche einen Zusammenhang zwischen der Mauersteindruckfestigkeit senkrecht zur Lagerfuge und dem Elastizitätsmodul herstellt. Als Mauersteindruckfestigkeit werden entsprechend Brameshuber [20] 30 N/mm^2 angesetzt. Das Elastizitätsmodul von Mauersteinen unterliegt großen Schwankungen und die hier verwendeten Formeln ermitteln das Elastizitätsmodul nur näherungsweise und dass auch nur für den Fall, dass die Steine in Lochrichtung belastet werden. Da die Simulationsergebnisse, sowie auch die Versuche eindeutig belegen, dass die Druckzone vollständig im Putz liegt, ist dieser Materialparameter bzgl. der Abbildung des Bauteilverhaltens für die Simulationen aber von untergeordneter Bedeutung.

Bei der Festlegung der Querdehnzahl für den Putz wird auf Versuchsdaten aus Bierwirth [15] zurückgegriffen. Das Elastizitätsmodul wird entsprechend der Herstellerangaben festgelegt. Um den Einfluss der Streuung des letztgenannten Parameters zu untersuchen, werden zusätzlich Simulationen mit einem halbierten Elastizitätsmodul durchgeführt.

Bei dem linear-elastischen und idealplastischen Materialverhalten des Putzes wird Fließen bei Erreichen der extremalen Druckspannung initiiert. Eine Grenzdehnung, um Materialversagen abzubilden, wird nicht implementiert. Die in den Simulationen berechneten extremalen Grenzstauchungen werden in der Simulationsauswertungen dargestellt.

Der einzige freie Eingabeparameter für die *Sollbruchstelle* ist die Rissinitiierungsspannung, da ein linearer Zusammenhang zwischen ihr und der *Bruchenergie* angenommen wird (s. Gleichung (F.2)). Die Rissinitiierungsspannung wird dabei so bestimmt, dass sich die Belastung bei Erstrissbildung zwischen Versuchen und Simulationen möglichst gleicht.

Die τ - Δ -Beziehungen für das *EQ-Top* System werden mittels der Versuchsdaten der *Endverankerungsversuche*, welche auf dem gleichen Prüfgrund (Sisma Calce) durchgeführt werden, über eine Regressionsanalyse bestimmt. Dieses Vorgehen entspricht der *Standardmethode*. Hierbei wird im Vorfeld von einem bilinearen Verlauf der τ - Δ -Beziehungen ausgegangen. Die maßgebenden Ordinaten der bilinearen Beziehungen werden entsprechend Abbildung 4-16 referenziert. Der Variationsbereich für *bMax* liegt hierbei zwischen 0,3 bis 0,7 mm und von *cMax* zwischen 1,5 bis 2,5 mm. Der Parameter *aMax* wird als abhängiger Parameter betrachtet. Die bilinearen τ - Δ -Beziehungen werden so gewählt, dass der Mittelwert der Höchstlasten aus den *Endverankerungsversuchen* möglichst genau getroffen wird. In Abbildung 5-32 sind die Simulationsergebnisse von *Endverankerungsversuchen* für die ermittelten τ - Δ -Beziehungen und die entsprechenden Versuchsdaten dargestellt.

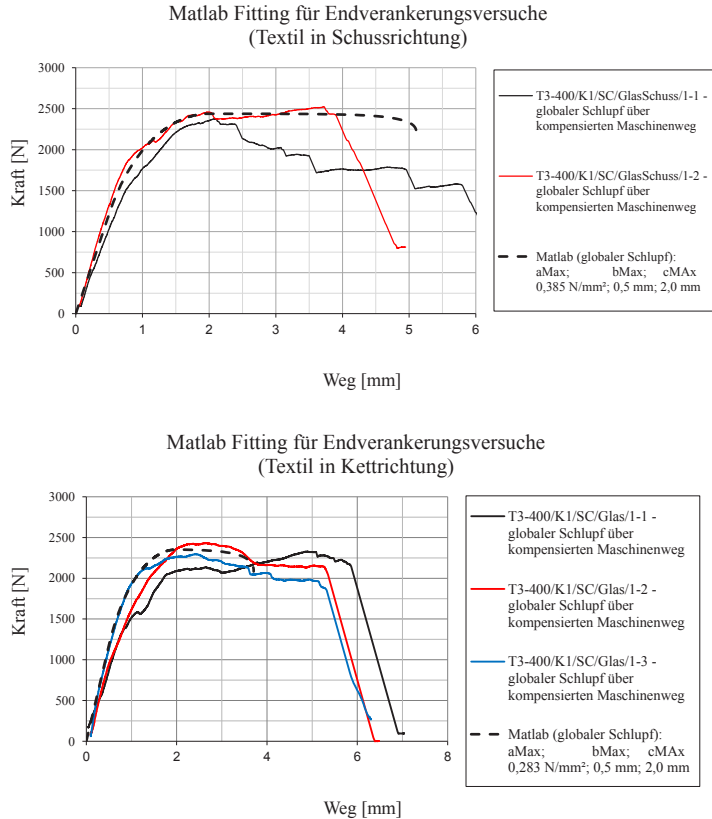


Abbildung 5-32: Simulierter *Endverankerungsversuch* der über Regressionsanalyse bestimmten τ - Δ -Beziehung und Vergleich mit Versuchsdaten: Links: *Schussrichtung* – Rechts: *Kettrichtung*

Beide bilinearen τ - Δ -Beziehungen sind in der Lage die Versuche bzgl. mittlerer Höchstlasten exakt wiederzugeben. In Hinblick auf die Qualität der Abbildung des *globalen Schlupfs* bei Verbundentkopplung zeigt die Matlabsimulation für die *Schussrichtung* größere Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen als für den Fall *Kettrichtung*. Bei der Wahl der τ - Δ -Beziehungen in *Kettrichtung* wird der *globale Schlupf* bei Verbundentkopplung deutlich unterschätzt. Soll dies vermieden werden, gelingt dies im Rahmen des gewählten Variationsraums der Fittingfunktionsklassen nur auf Kosten einer schlechter werdenden Abbildung der Anfangssteifigkeit. Hiervon wird im Rahmen dieser Arbeit abgesehen und die Unterschätzung des *globalen Schlupfes* bei Verbundentkopplung für die *Kettrichtung* wird in Kauf genommen. Die Versuchsergebnisse für die *Schussrichtung* weisen höhere Lasten auf als für die *Kettrichtung*. Dies ist im Widerspruch zu allen anderen in dieser Arbeit vorgestellten Versuchsergebnissen und wird auf die geringe Größe der zur Verfügung stehenden Datenbasis zurückgeführt.

5.3.3.2 Ergebnisse und Auswertung

Es werden die Ergebnisse von insgesamt fünf Simulationen dargestellt. Bei den Simulationen wird neben der Ausrichtung des Verstärkungstextils (*Schuss* oder *Kette*), sowie dem Elastizitätsmodul des Putzes (steif: 7500 N/mm² – mittel: 5000 N/mm² – weich: 3750 N/mm²) auch die Position einer möglichen Rissbildung variiert. Im Folgenden bedeutet der Ausdruck „Rissmuster homogen“, dass alle *Sollbruchstellen* über die gleichen Festigkeitseigenschaften verfügen und somit das sich einstellende Rissbild nur abhängig von der Belastung ist. Wird der Ausdruck „erzwungener Einzelriss“ verwendet, so bedeutet dies, dass alle *Sollbruchstellen* außer die zentrale über eine um 10% erhöhte Rissinitiierungsspannung verfügen, wodurch eine Einzelrissbildung in Balkenmitte provoziert wird.

Tabelle 5-3: Übersicht über Simulationsmodelle

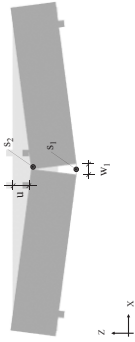
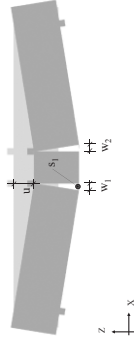
Modellbezeichnung	Textilausrichtung	Rissmuster	Elastizitätsmodul der Putzschicht [N/mm ²]
M1	Schuss	homogen	7500
M2	Kette	homogen	7500
M3	Schuss	Erzwungener Einzelriss	5000
M4	Schuss	Erzwungener Einzelriss	3750
M5	Kette	Erzwungener Einzelriss	7500

Tabelle 5-4: Simulations- und Versuchsergebnisse der Balkenversuche

Modell und Textilausrichtung Simulation	Höchstlast nach Erstrissbildung	Mittelwert der Höchstlasten Versuche <i>Kettrichtung</i>	Mittelwert der Höchstlasten Versuche <i>Schussrichtung</i>	HL Simulation zu HL Versuche (<i>Kette</i>)	HL Simulation zu HL Versuche (<i>Schuss</i>)	Mittelw. der glob. Versch. bei Entkopplung <i>Kettrichtung</i> (Versuche)	Mittelw. der glob. Versch. bei Entkopplung <i>Schussrichtung</i> (Versuche)	Verschiebung bei Verbundentkopplung Simulation	Verschiebung bei Verbundentkopplung Simulation zu Versuche
	[N]	[N]	[N]	[%]	[%]	[mm]	[mm]	[mm]	[%]
M1 <i>Schuss</i>	6269	6443	6029	92,3	103,3	11,4	13,9	14,35	103
M2 <i>Kette</i>	5949							8,06	71
M3 <i>Schuss</i>	6205							10,72	77
M4 <i>Schuss</i>	6201							10,72	77
M5 <i>Kette</i>	5946							8,06	71

Die folgende Tabelle enthält eine Übersicht über die in der Simulation auftretenden Rissbilder, sowie Anmerkungen zu diskreten Auswertungsgrößen und-stellen.

Tabelle 5-5: Anmerkungen zur Auswertung der Simulationen

Schadensbild	Bezeichnung	Globale Verformung u	Stelle S1	Stelle S2
	Schadensbild Einzelriss	Absenkung der Lasteinleitungsstelle in z-Richtung (entspricht Sensorposition bei Versuchen)	Auswertung von Textilspannungen in globaler x-Richtung (Textilkraft durch Multiplizieren mit Querschnittsfläche)	Auswertung von Druckspannungen und Stauchungen in x-Richtung
	Schadensbild Doppelriss		Auswertung von Textilspannungen in globaler x-Richtung (Textilkraft durch Multiplizieren mit Querschnittsfläche)	Keine Auswertung

Die Simulationsmodelle M2 bis M5 versagen alle unter dem Schadensbild Einzelriss – unabhängig davon welches Rissmuster vorliegt. Nur Modell M1 versagt unter dem Schadensbild Doppelriss.

Die Versuchsergebnisse von M2 und M5 sowie von M3 und M4 sind praktisch identisch, was den geringen Einfluss des Elastizitätsmoduls des Putzes verdeutlicht. Im Folgenden werden daher nur die Simulationsergebnisse von M1, M2 und M3 dargestellt.

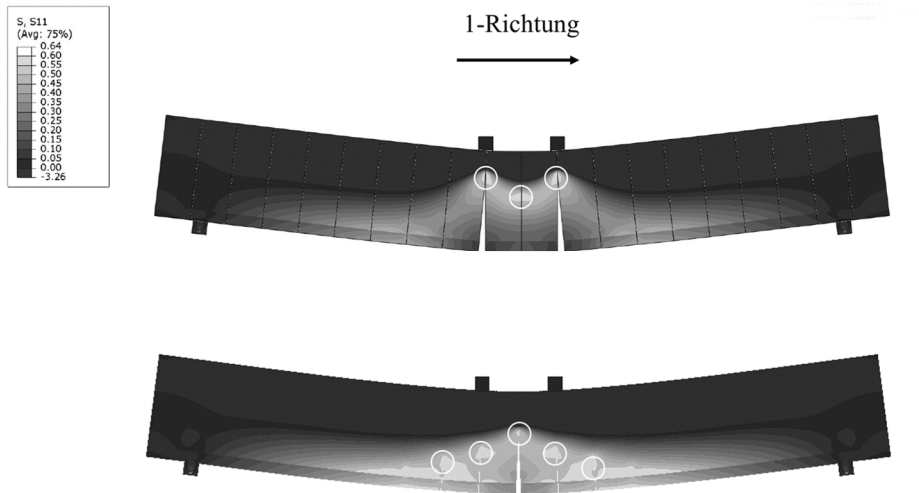


Abbildung 5-33: Oben: Rissinitiation Simulation M1 – Unten: Rissinitiation Simulation M2

In Abbildung 5-33 sind die Bauteilverformungen kurz nach Erstrissbildung überhöht dargestellt. Die nicht schwarzen Bereiche stellen Bereiche mit positiver Spannungskomponente in 1-Richtung dar. Die Risspitzen sind zusätzlich mit einem weißen Kreis markiert. Für den Fall M1 bilden sich drei Risse aus, wobei der zentrale kurz nach Erstrissbildung bis auf wenige Zentimeter vom Bauteilrand wieder überdrückt wird und sich bis zur eintretenden Verbundentkopplung nicht mehr öffnet. Obwohl das Modell M1 also drei Risse aufweist, ist sein globales Verformungsverhalten nur durch die beiden Rissöffnungen auf Höhe der Lasteinleitung beeinflusst. Für das Modell M2 stellt sich eine vergleichbare Situation ein. Kurz nach Erstrissbildung entstehen gleichzeitig fünf Risse. Im weiteren Verlauf der Simulation schließen sich aber alle Risse bis auf den zentralen wieder. Die Versuchsergebnisse auf globaler Ebene sowie an den ausgewählten Kontrollpunkten von Modell M5 und M2 sind praktisch identisch. Da bei M5 eine Einzelrissbildung in Balkenmitte erzwungen wird, kann der geringe Einfluss der zusätzlichen Risse bei Erstrissbildung bei M2 belegt werden.

Abbildung 5-34 stellt die Spannungskomponente in 1-Richtung kurz vor Verbundentkopplung dar. Für alle Modelle mit dem Schadensbild Einzelriss stellt sich ein unsymmetrischer Entkopplungsvorgang ein. Im dargestellten Fall entkoppelt das Textil am rechten Teilkörper,

was sich durch den im Vergleich zum linken Teilkörper kleineren Zugspannungsbereich (helle Bereiche) darstellt. Für den Fall des Schadensbildes einer Doppelrissbildung (M1) findet eine symmetrische Verbundentkopplung statt. Der Fall der unsymmetrischen Verbundentkopplung stellt ein realistisches Szenario dar – nicht nur weil der gleiche Versagensmodus auch bei den Versuchen beobachtet wurde, sondern auch, da nur eine geringe Abweichung der Festigkeitseigenschaften z.B. des Klebstoffes rechts und links eines Risses eine unsymmetrische Entkopplung erzwingt.

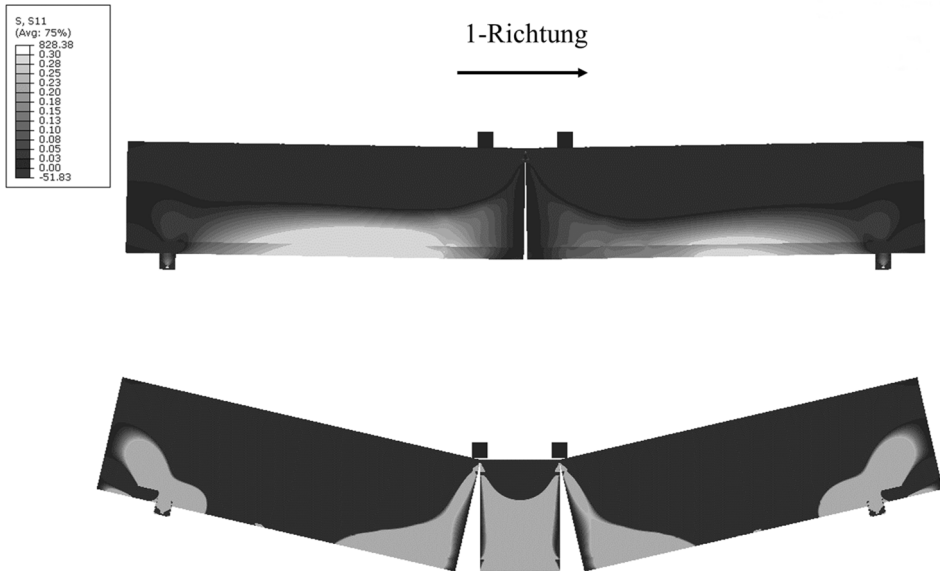


Abbildung 5-34: Oben: Unsymmetrischer Entkopplungsvorgang (alle Modelle außer M1) – Unten: Symmetrischer Entkopplungsvorgang (M1)

Zunächst erfolgt ein Vergleich der Simulationsdaten auf globaler Ebene. In Abbildung 5-35 werden Versuche und Simulationen in eine gemeinsame Darstellung überführt.

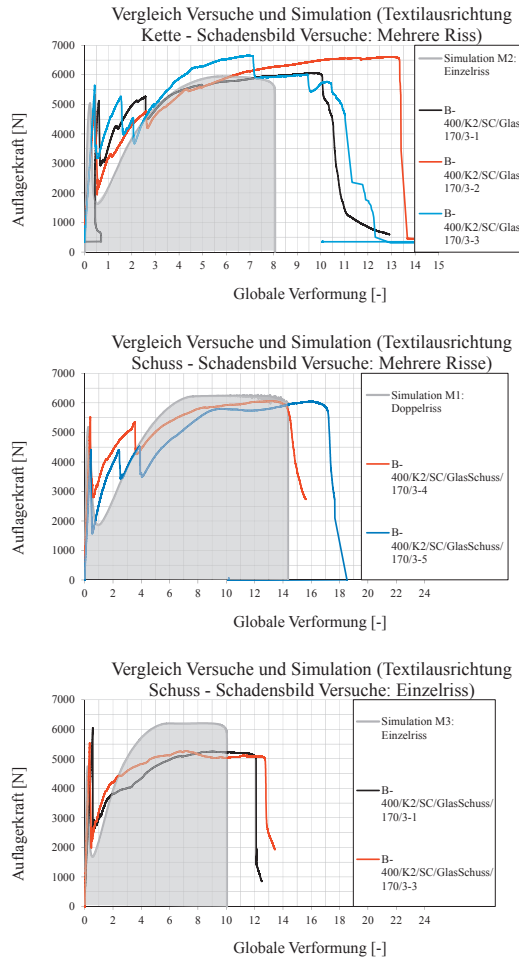


Abbildung 5-35: Simulations- und Versuchsergebnisse

Im Folgenden wird die Güte der Simulationsergebnisse im Vergleich zu den Versuchen für *Kett-* und *Schussrichtung* getrennt diskutiert.

Für die *Schussrichtung* zeigen die Simulationen eine gute Übereinstimmung zu den Versuchen in Hinblick auf Erstrissbildung, Höchstlasten und globaler Verformung bei Verbundentkopplung. Die Höchstlasten werden in der Simulation überschätzt, der Schlupf bei Verbundentkopplung wird in der Simulation unterschätzt. Die Überschätzung der Höchstlast wird auf die vergleichsweise kleine Datenbasis von *Endverankerungsversuchen* zurückgeführt, wobei dort die im Vergleich zur *Kettrichtung* ungewöhnlich hohe Höchstlast auffällt. Die Unterschätzung der globalen Verformung beträgt für den Fall der Einzelrissbildung ca. 20% für den Fall der Doppelrissbildung stimmen Simulation und Versuche besser überein.

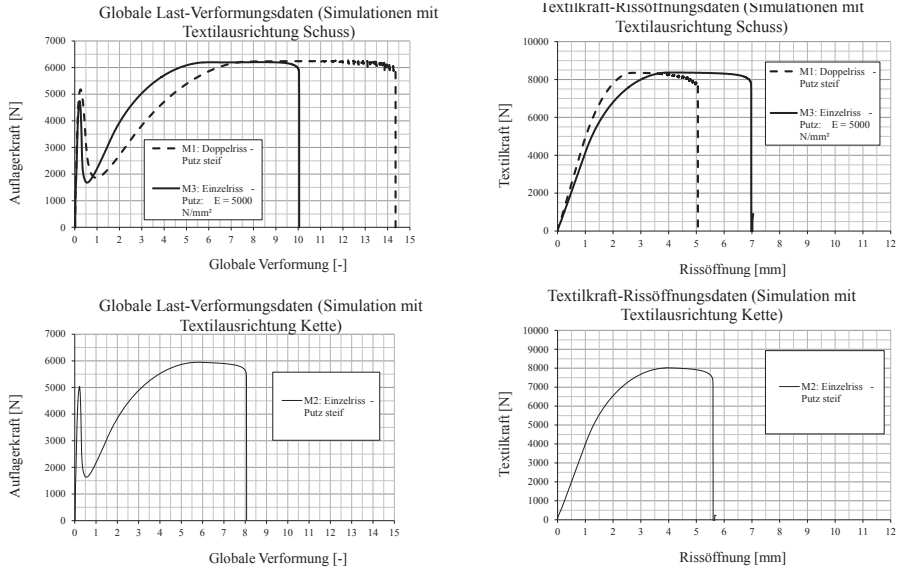


Abbildung 5-36: Simulationsergebnisse der Balkenmodelle: Links: Summe der Auflagerkräfte und globale Verschiebung bei der Lasteinleitung – Rechts: Textilkraften in Abhängigkeit zur Rissöffnung

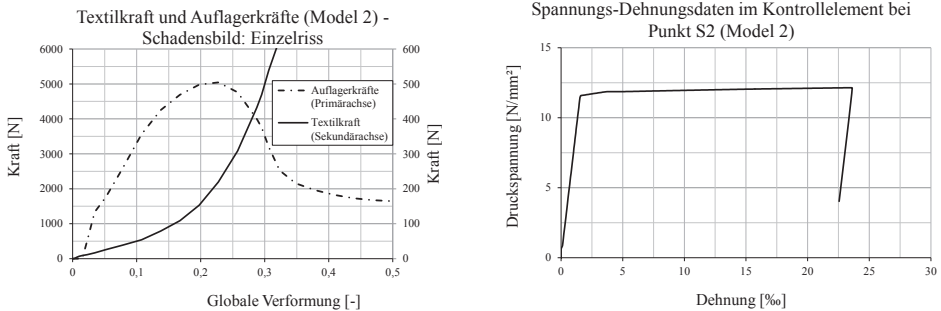


Abbildung 5-37: Simulationsergebnisse M2: Links: Textilkraft bei Erstrissbildung – Rechts: Überprüfung der Spannungs-Dehnungsimplementierung

Für die *Kettrichtung* zeigen die Simulationen eine gute Übereinstimmung zu den Versuchen in Hinblick auf Erstrissbildung, Höchstlasten und globaler Verformung bei Verbundentkoppelung. Die Höchstlasten werden in der Simulation in sehr guter Näherung ermittelt, die globalen Verformungen werden unterschätzt. Die Ursache hierfür wird in 5.3.3.1 mit der Wahl der τ - Δ -Beziehungen begründet.

Insgesamt kann festgehalten werden, dass die *Endverankerungsversuche* eine gute Datenbasis darstellen, um die Eingabeparameter der τ - Δ -Beziehungen für eine numerische Simulation von Biegeversuchen festzulegen. Im Folgenden werden vornehmlich Auswertungen der Simulationsdaten auf Querschnittsebene präsentiert.

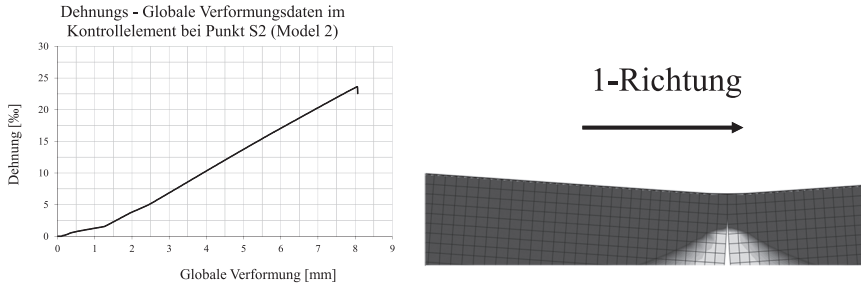


Abbildung 5-38: Simulationsergebnisse M2: Links: Globale Verformung und extremale Stauchung – Rechts: Druckzonenhöhe bei Kontrollpunkt S2 (ca. 3,5 – 4,5 mm)

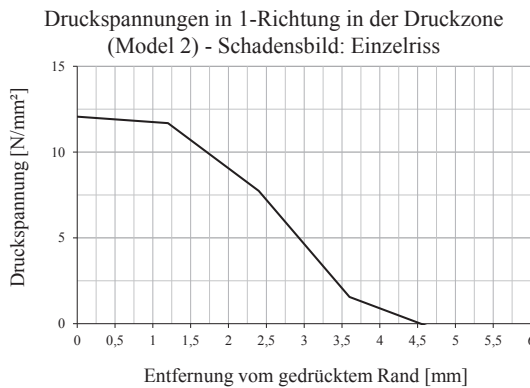


Abbildung 5-39: Simulationsergebnisse M2: Druckspannungen in 1-Richtung bei Verbundentkopplung

Die Simulationen weisen unabhängig von allen gewählten Variationsparametern Druckzonenhöhen bei Verbundentkopplung von 3,5 bis 4,5 mm auf (s. Abbildung 5-38 – rechts) und bestätigen die in den Versuchen beobachteten Druckzonenhöhen (s. Abbildung 4-32). Die Spannungs-Dehnungsdaten im Kontrollpunkt S2 (s. Abbildung 5-37 – rechts) verdeutlichen, dass die implementierte bilineare Beziehung sauber abgebildet werden kann. Die in der Simulation auftretenden extremalen Stauchungen am Kontrollpunkt S2 betragen je nach Modell zwischen 2 bis 3 % (s. Abbildung 5-38 – links) und übersteigen die für Mauerwerk zulässigen Grenzstauchungen bei Weitem. Werden maximal zulässige Grenzstauchungen für Mörtel entsprechend Abbildung 2-4 mit den Simulationswerten verglichen, zeigt sich, dass die simulierten Werte noch in einem realistischen und ertragbaren Bereich liegen.

Werden beispielsweise lediglich Grenzstauchungen von 2 bis 5 % zugelassen so entspricht dies nach Abbildung 5-38 – links einer maximal zulässigen globalen Verformungen von 1,5 bis 2,5 mm. Ließe man folglich globale Verformungen von z.B. nur 2,0 mm zu, so wird mittels Abbildung 5-36 deutlich, dass der Bauteilwiderstand deutlich unter dem Plateauwert läge – vereinfacht ausgedrückt: *EQ-Top* würde nicht „aktiviert“ werden.

Das vergleichsweise hohe Plastizierungsvermögen von Mörtel ist also zwingend notwendig, damit eine Verstärkungswirkung von *EQ-Top* rechnerisch nachgewiesen werden kann.

In Abbildung 5-37 – links wird ersichtlich, dass die Textilkraft bei Rissbildung ca. 200 N beträgt. Der Einfluss des Textils auf den Erstrissbildungsprozess ist in den Simulationen daher gering. Dies wird auch durch die Versuchsergebnisse bestätigt.

5.3.3.3 Überführung der Ergebnisse in die Bemessungsdiagramme aus 5.3.1

Die Ergebnisse werden in die Bemessungsdiagramme aus 5.3.1 eingeordnet. Hierfür ist es zunächst notwendig den vorhandenen Bewehrungsgrad zu bestimmen. Über die Mittelwerte der Höchstlasten aus den *Endverankerungsversuchen* und den Textilkennwerten wird die Dehnung des Textils bei Verbundentkopplung für die *Kett-* und *Schussrichtung* bestimmt. Als Druckfestigkeit für das Mauerwerk wird der Wert für den Putz angesetzt, da sich die Druckzone vollständig in der Putzschicht befindet. Bei der Ermittlung des Bewehrungsgrades ist darauf zu achten, dass das Textil nicht vollflächig mit dem Balken verklebt ist (170 mm breites Textil auf 250 mm breitem Balken). Die Ergebnisse aus den Simulationen stellen den Erwartungswert für das mittels der Bemessungsdiagramme zu bestimmende Widerstandsmoment dar.

$\varepsilon_{fd,warp}$	0,012
$\varepsilon_{fd,weft}$	0,0157
$E_m = E_p$	7500 N/mm ²
$\omega_{prov,warp}$	0,0194
$\omega_{prov,weft}$	0,0203

Im Folgenden wird der Übersichtlichkeit halber davon ausgegangen, dass sowohl in *Kett-* sowie in *Schussrichtung* ein Bewehrungsgrad von 0,02 vorliegt.

Das Vorgehen und die Interpretation zur Datenauslese nach Abbildung 5-40 wird erläutert:

Zunächst wird der Bewehrungsgrad auf der horizontalen Achse eingetragen (Stelle 1). Der Schnittpunkt an der Stelle 2 wird auf die vertikale Primärachse auf Stelle 3 projiziert und stellt das sich einstellende bezogene Moment für den Versagensmodus Verbundentkopplung dar. Der abgelesene Wert beträgt ca. 0,02. An dieser Stelle liegen zwei Schnittpunkte vor, welche beide den Versagensfall Verbundentkopplung repräsentieren, aber unterschiedliche Dehnungskinematiken annehmen. Im vorliegenden Fall ist der Biege widerstand bei Verbundentkopplung praktisch unabhängig von der angenommenen Dehnungsverteilung, weswegen zwischen den beiden Fällen nicht differenziert wird. Es zeigt sich aber eindeutig, dass ein Biegedruckversagen für die Eingabeparameter ausgeschlossen werden kann (gepunktete Linie).

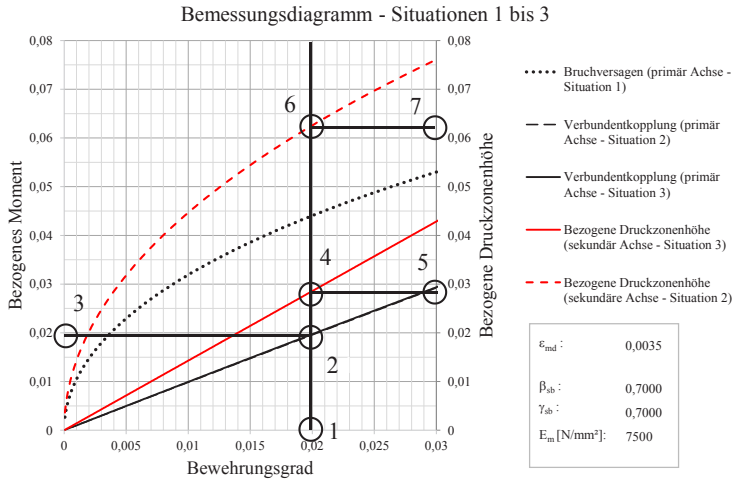


Abbildung 5-40: Auslesen aus dem Bemessungsdiagramm

Der Schnittpunkt an der Stelle 4 wird auf die vertikale Sekundärachse projiziert (Stelle 5). Stelle 5 gibt den Wert der sich einstellenden bezogenen Druckzonenhöhe an, für den Fall, dass sich eine Dehnungsverteilung entsprechend *Situation 3* (s. Abbildung 5-20) einstellt. Der abgelesene Wert beträgt ca. 0,028.

Der Schnittpunkt an der Stelle 6 wird auf die vertikale Sekundärachse projiziert (Stelle 7). Stelle 7 gibt den Wert der sich einstellenden bezogenen Druckzonenhöhe an, für den Fall, dass sich eine Dehnungsverteilung entsprechend *Situation 2* (s. Abbildung 5-20) einstellt. Der abgelesene Wert beträgt ca. 0,0625.

Der aus den Bemessungsdiagrammen abgelesene Versagensmodus der Verbundentkopplung wird in den Versuchen und in der Simulation bestätigt. Das abgelesene bezogene Moment kann in ein maximal ertragbares Biegemoment umgerechnet werden, welches 4,606 kNm/m beträgt. Dieses Biegemoment entspricht einer Auflagerkraft für einen 250 mm breiten Balken von 2.879 N, was einer Kolbenlast von 5.758 N entspricht und im Rahmen der Ablesegenauigkeit sehr gut mit den Ergebnissen aus den Simulationen übereinstimmt.

Für den Fall, dass sich eine Dehnungsverteilung entsprechend *Situation 2* einstellt ergeben sich Druckzonenhöhen von 8,75 mm. Für den Fall einer sich einstellenden Dehnungsverteilung entsprechend *Situation 3* ergibt sich eine Druckzonenhöhe von 3,92 mm.

Bei *Situation 2* wird von linear-elastischem Materialverhalten ausgegangen. Wird alternativ angenommen, dass eine lineare Dehnungsverteilung bei nichtlinearem Materialverhalten des Putzes vorliegt, so kann die Druckzonenhöhe leicht bestimmt werden. Wird beispielsweise eine Putzstauchung von 2 ‰ angenommen bei gleichzeitiger Verbundentkopplung des Textils

bei 1,57 % und einer Querschnittshöhe von 140 mm ergibt sich über Anwendung des Strahlensatzes eine Druckzonenhöhe von 15,81 mm.

Es kann festgehalten werden, dass unter der Annahme einer linearen Dehnungsverteilung im Querschnitt (Bernoulli-Hypothese) die Druckzonenhöhe deutlich überschätzt wird. Für den Fall einer Dehnungsverteilung entsprechend *Situation 3* können sowohl Versagensmodus, Höchstlast, als auch Druckzonenhöhe in sehr guter Näherung bestimmt werden.

In *Situation 3* wird davon ausgegangen, dass sich ein konstanter Spannungsverlauf über die volle Höhe der Druckzone einstellt. Dies ist entsprechend der Simulationsergebnisse (s. Abbildung 5-39) nicht der Fall. Um diesen Umstand Rechnung zu tragen wird die Verwendung eines Spannungsreduktionsfaktors γ_{sb} vorgeschlagen. Durch Integration der Spannungsverläufe aus Abbildung 5-39 kann γ_{sb} berechnet werden. In diesem Fall ergibt sich ein Wert von ca. 0,61. Um den Wertebereich von γ_{sb} genauer eingrenzen zu können, sind weitere Versuche und Simulationen notwendig. Auf Basis dieser Arbeit wird der Wertebereich $0,6 < \gamma_{sb} < 0,7$ vorgeschlagen.

5.3.4 Numerische Simulation des Rütteltischversuchs aus 4.5.2

5.3.4.1 Materialparameter und Modelannahmen

Die Simulation erfolgt mit Modellen, welche sich an der Modellierung der Balkenversuche in 5.3.3 orientieren. Mittels dieser 2D-Modelle soll ein Schnitt am Wandkopf der Versuchswände abgebildet werden (s. Abbildung 5-41). Beschleunigungen in Feldmitte in der Simulation werden demnach mit gemessenen Beschleunigungen der Sensoren ACC4 und ACC8 (s. Abbildung 5-41) verglichen.

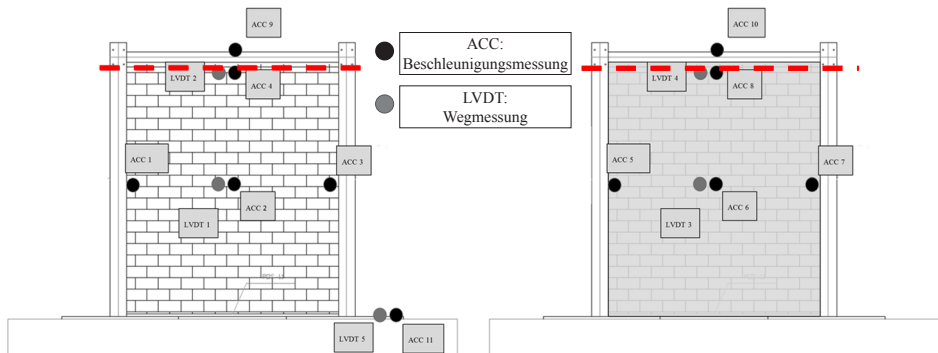


Abbildung 5-41: Markierung des Schnitts am Wandkopf, welcher durch das 2D FE-Modell abgebildet werden soll

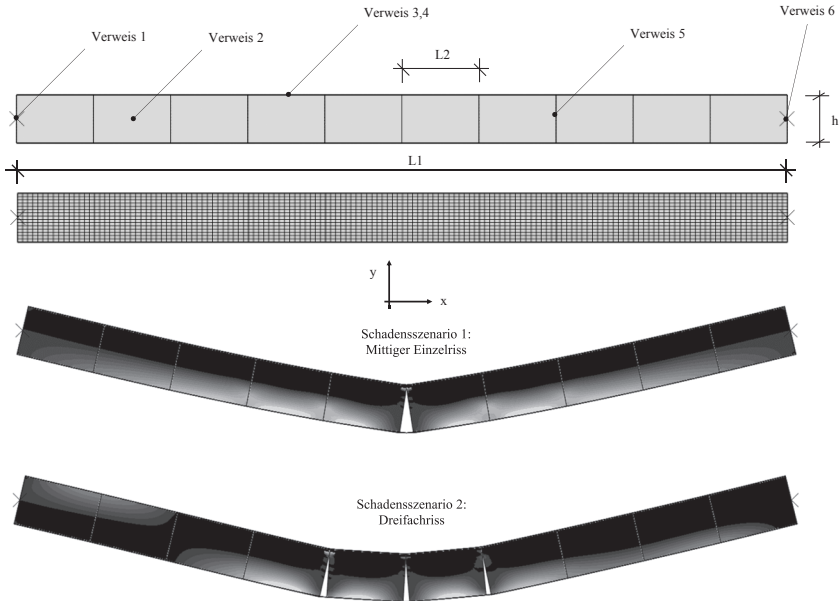


Abbildung 5-42: Übersicht zum numerischen Balkenmodell zur Nachrechnung des Rütteltischversuchs – Oben: Übersicht und Sollbruchstellen – unmittelbar darunter: FE-Mesh (Diskretisierung ~ 10 x 15 mm) – unmittelbar darunter: In der Simulation beobachtete Schadensszenarien

Tabelle 5-6: Erläuterungen zu Abbildung 5-42

Verweis-Nr./ Abmessung	Erläuterung	Materialparameter/Wert der Abmessung	Sonstiges
1 und 6	Referenzpunkte, über die Beschleunigungen eingeleitet werden		Freie Verdrehung möglich, keine Halterung in x-Richtung
2	Repräsentanz des Mauerwerks	Linear-elastisch und ideal plastisch E-Modul = 3272 N/mm ² Querdehnzahl = 0,2 Max. zulässige Druckspannung = 6,0 N/mm ²	Abmessungen senkrecht zur Betrachtungsebene: 1000 mm Längste Abmessung eines Elements: 15 mm
3	Verstärkungstextil (nicht dargestellt)	Linear-elastisch E-Modul = 69.000 N/mm ² Querdehnzahl = 0,3	Abmessungen senkrecht zur Betrachtungsebene: 1000 mm – Höhe für Textil in <i>Schussrichtung</i> : 0,057 Längste Abmessung eines Elements: 2 mm
4	Klebstoff (nicht dargestellt)	Für <i>Schussrichtung</i> : <i>aMax</i> = 0,308 N/mm ² <i>bMax</i> = 0,4 mm <i>cMax</i> = 1,6 mm	Abmessungen senkrecht zur Betrachtungsebene: 1000 mm Längste Abmessung eines Elements: 1 mm
5	<i>Sollbruchstelle</i> : Implementierung eines möglichen <i>Mode I</i> -Risses über Kontaktbedingungen	Schadensinitiationsspannung: 0,97 N/mm ² <i>Bruchenergie</i> : 0,0582 Nmm Lineare Entfestigung	
h	Höhe des Mauerwerks	152 mm	
L1	Systemlänge	2430 mm	
L2	Abstand der <i>Sollbruchstellen</i>	243 mm	

In Abbildung 5-42 ist das Simulationsmodell dargestellt. Es wird sowohl in einer textilverstärkten und in einer nicht verstärkten Version erstellt. Als Belastung werden sinusförmige Beschleunigungsverläufe über die Randknoten aufgebracht. Hierbei wird bei konstanter Erregerfrequenz die Beschleunigungsamplitude linear gesteigert (sweep). Das Mauerwerk wird zunehmend durch Rissbildung geschädigt (s. Abbildung 5-42: Schadensszenarien). Die Eigenfrequenzen des Simulationsmodells sind abhängig vom vorhandenen Schadensszenario. Beginnend vom unbeschädigten Zustand wird eine zur ersten Eigenfrequenz korrespondierende Erregerfrequenz gewählt. Der hierdurch herbeigeführte Schaden wird für eine Folgesimulation berücksichtigt, wobei die Erregerfrequenz entsprechend angepasst wird. Die Berücksichtigung des Schadens erfolgt für die Folgemodelle durch eine Reduktion der Zugfestigkeit der betroffenen *Sollbruchstelle* auf null. Eine Übersicht über die untersuchten Simulationsmodelle, das zu Simulationsbeginn angenommene Schadensszenario und die aufgebrachte Belastung ist Tabelle 5-7 zu entnehmen.

Tabelle 5-7: Übersicht über Simulationsmodelle

Nr.	Verstärkt (j/n)	Belastung (sweep) [Hz]	Schadensszenario bei Beginn	Erste Eigenfrequenz bei Beginn [Hz]	Schadensszenario bei Simulationseende
1	n	20	Ohne	19,96	1
2	j	20	Ohne	20,33	1
3	j	12,24	1	12,24	2

Die Lage der *Sollbruchstellen* orientiert sich an der Position der Stoßfugen der obersten Steinreihe der Versuchskörper. Im Modell werden Putz und Mauerstein nicht getrennt betrachtet und mit einer homogenisierten Materialmodellierung abgebildet. Die Kennwerte der Materialmodellierung sind Tabelle 5-6 zu entnehmen. Auf die Ermittlung einiger Materialkennwerte wird im Folgenden genauer eingegangen.

5.3.4.1.1 Bestimmung des Elastizitätsmoduls

Es wird angenommen, dass die erste gemessene Eigenfrequenz der Wände, der eines gelenkig gelagerten Einfeldträgers entspricht. Diese kann mittels Formel (A.1) analytisch bestimmt werden. Folgende Eingangsgrößen werden hierzu verwendet:

ω_1	Erste Eigenkreisfrequenz eines gelenkig gelagerten Einfeldträgers
E	Elastizitätsmodul: Zielgröße
I	Flächenträgheitsmoment (hier: 292.650.667 mm ⁴ – 1 m-Streifen)
ρ_l	Dichte je Längeneinheit (hier: 167 kg/m)

Wird die Formel (A.1) nach E aufgelöst erhält man den Wert 3.272 N/mm².

5.3.4.1.2 Bestimmung der Biegezugfestigkeit

Die Abschätzung der Biegezugfestigkeit erfolgt unter der Annahme, dass die Biegerissbildung im Versuch am Wandkopf der unverstärkten Wand bei einer Beschleunigung in Feldmitte von 3,826 g (Zielbeschleunigung – s. Tabelle 4-21) eingetreten ist.

Die Zugspannung am Rand des Querschnitts in Feldmitte, welche sich bei einer sinusförmigen Belastung bei Erreichen der Zielbeschleunigung in Feldmitte einstellt, wird als Zielgröße interpretiert. Die Ermittlung der Zielgröße erfolgt über eine Modalzerlegung und anschließende Zeitintegration in einer hierfür geschriebenen Matlabroutine.

Die auf diese Weise bestimmte Zugfestigkeit beträgt $f_t = 0,97 \text{ N/mm}^2$.

5.3.4.1.3 Berücksichtigung der textilen Verstärkung

Es liegen keine verwertbaren Daten zu *Endverankerungsversuchen* von *EQ-Top* auf dem verwendeten Mörtel vor. Die in Tabelle 4-16 ausgewiesenen Ergebnisse von *Endverankerungsversuchen* auf dem verwendeten Putz versagen unter Putzablösung vom Mauerstein und sind daher nicht geeignet zur Ermittlung des Verbundverhaltens.

Das Textil wurde nach dem Rütteltischversuch manuell vom Putz abgeschält und es waren keine Substratreste auf dem Klebstoff, welcher vollkommen auf dem Textil verblieben ist, zu erkennen. Ein adhäsives Versagen im Entkopplungszustand wird als wahrscheinlich angenommen. Es werden daher die Daten aus den *Endverankerungsversuchen* auf dem Sisma-Calce Trägergrund als Basis für die Rütteltischsimulationen verwendet (s. Eingabeparameter für die Simulationen der Balkenversuche in 5.3.3 – *Schussrichtung*). Abweichend hiervon wird der Einfluss einer zyklischen Belastung über eine Reduktion der Höchstlasten bei Verbundentkopplung um 20 % berücksichtigt. Dies erfolgt durch eine Reduktion der *Bruchenergie* auf 64 %. Die gewählten Eingabeparameter führen zu einer Höchstlast bei Verbundentkopplung des *EQ-Top* Systems im *Endverankerungsversuch* von 1.965 N/50 mm bzw. zu einer maximalen Textilspannung von 869 N/mm².

5.3.4.2 Besonderheiten bei der Modellierung dynamisch belasteter Modelle in Abaqus

Abaqus verwendet zur Verbesserung des Konvergenzverhaltens eine numerische Dämpfung, welche vom Nutzer nur indirekt beeinflusst werden kann. Diese ist u.a. abhängig von der räumlichen und zeitlichen Diskretisierung des Simulationsmodells. Alle in 5.3.4 verwendeten Modelle weisen ein dissipatives Verhalten auf, welches einem Lehrschen Dämpfungsmaß von 0,004 bis 0,007 entspricht. Diese Modellierung ist v.a. in Hinblick auf gerissenes Mauerwerk eine konservative Abschätzung. Eine Überprüfung der Implementierung der Dämpfung ist in Anhang E.2 zu finden.

Die gewählte zeitliche Diskretisierung für alle Simulationen beträgt 0,001 s. Die Simulationsdauer beträgt maximal 4 s. Aufgrund der relativ aufwändigen Simulationen wird zur Begrenzung von Rechenzeit und Auswertungsdatenmengen eine im Vergleich zu den Balkenversuchen gröbere Diskretisierung gewählt.

5.3.4.3 Untersuchung der Druckzone in den Simulationen

Wird die Druckzonenhöhe für eine maximale Textilkraft von 1.965 N/50 mm bei einer Druckfestigkeit des Putzes von 6 N/mm² entsprechend 5.3.3.3 bestimmt, so ergibt sich ein Wert von 9,52 mm. Die Druckzone liegt demnach vollständig in der Putzschicht und es wird angenommen, dass das vorhandene Plastizierungsvermögen des Putzes die angenommene Kinematik (s. Abbildung 5-20) ermöglicht.

Eine genaue Untersuchung der Druckzone ist nicht Gegenstand der Simulation der Rütteltischversuche, worüber die Wahl einer relativ groben FE-Diskretisierung gerechtfertigt wird.

5.3.4.4 Ergebnisse und Auswertung

Bei allen Simulationen wird die Belastung über sinusförmige, linear ansteigende Beschleunigungen modelliert. Die Belastungsfrequenz liegt dabei im Bereich der ersten Eigenfrequenz des Bauteils, welche für den vorhandenen Schädigungszustand zu Beginn der Simulation vorliegt. Dieses Vorgehen führt dazu, dass nachdem das Bauteil in einen neuen Schädigungszustand übergegangen ist, Bauteil- und Erregerfrequenzen nicht mehr übereinstimmen. Die größte Belastung auf das simulierte Bauteil liegt gerade in diesem Übergangsbereich vor.

5.3.4.4.1 Modell 1: Unverstärkte Wand unter sweep-Belastung von 20 Hz

Die Rissinitiationsspannung wird in Feldmitte am Bauteilrand bei einer induzierten Beschleunigung am Lagerungspunkt von 0,23 g erreicht. In Feldmitte wird zu diesem Zeitpunkt eine Beschleunigung von 4,0 g erreicht.

Es entsteht ein Einzelriss in Feldmitte (Schadensszenario 1) welcher sich bei einer induzierten Beschleunigung am Lagerpunkt von 0,26 g vollständig ausbildet. In Feldmitte wird zu diesem Zeitpunkt eine Beschleunigung von 5,0 g erreicht.

Die folgende Abbildung zeigt den Verlauf der Spannungskomponente am Rand des Mauerwerks in Feldmitte in globaler x-Richtung über die Beschleunigungen in globaler y-Richtung an der gleichen Stelle.

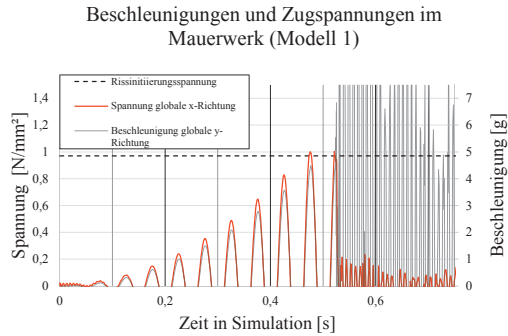


Abbildung 5-43: Simulation Rütteltischversuche – Modell 1: Zugspannungen (globale x-Richtung) im Erstrissbereich (Feldmitte) und Beschleunigungen an gleicher Stelle in globaler y-Richtung

5.3.4.4.2 Modell 2: Verstärkte Wand unter sweep-Belastung von 20 Hz

Die Ausführungen sind identisch wie in 5.3.4.4.1.

Die folgende Abbildung zeigt den Verlauf der Textilkraft an der Stelle der Erstrissbildung (Feldmitte) über die Beschleunigungen in globaler y-Richtung im Mauerwerk in Feldmitte.

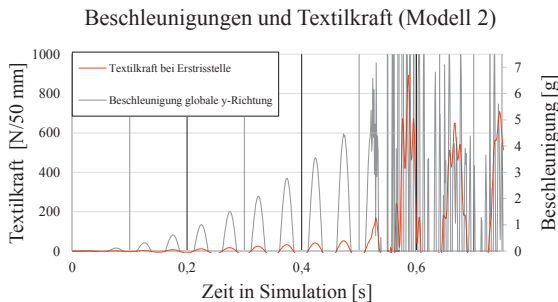


Abbildung 5-44: Simulation Rütteltischversuche – Modell 2: Textilkräfte im Erstrissbereich (Feldmitte) und Beschleunigungen an gleicher Stelle in globaler y-Richtung

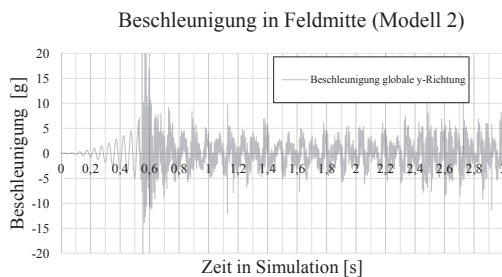


Abbildung 5-45: Simulation Rütteltischversuche – Modell 2: Beschleunigungen in globaler y-Richtung am Ort der Rissbildung (Feldmitte)

In Abbildung 5-44 wird ersichtlich, dass unmittelbar nach Erstrissbildung die Textilkräfte ca. 900 N/50 mm betragen. Im weiteren Verlauf der Simulation wird dieser Wert nicht mehr überschritten.

5.3.4.4.3 Modell 3: Verstärkte Wand unter sweep-Belastung von 12,24 Hz

An dem vorgeschädigten Modell (mittiger Einzelriss) wird die Belastung aufgebracht. Die Rissinitiationsspannung wird an den von der Feldmitte nächstgelegenen *Sollbruchstellen* am Bauteilrand praktisch gleichzeitig erreicht. Die am Lagerungspunkt induzierte Beschleunigung beträgt zu diesem Zeitpunkt 0,36 g. In Feldmitte wird zu diesem Zeitpunkt eine Beschleunigung von 10,2 g erreicht.

Es entstehen zwei zusätzliche Risse neben der *Sollbruchstelle* in Feldmitte (Schadensszenario 2) welche sich bei einer induzierten Beschleunigung am Lagerpunkt von 0,48 g vollständig ausbilden. In Feldmitte wird zu diesem Zeitpunkt eine Beschleunigung von 18,5 g erreicht.

Die folgende Abbildung zeigt den Verlauf der Spannungskomponente in globaler x-Richtung am Rand des Mauerwerks am Ort der Folgerissbildung über die Beschleunigungen in globaler y-Richtung im Mauerwerk in Feldmitte.

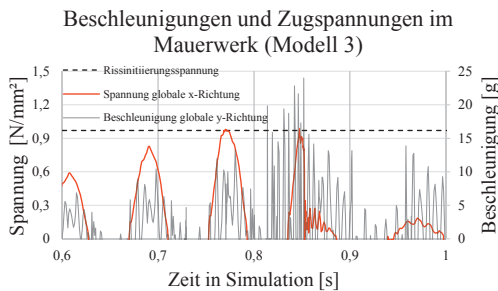


Abbildung 5-46: Simulation Rütteltischversuche – Modell 3: Zugspannungen (globale x-Richtung) am Ort der Folgerissbildung und Beschleunigungen in Feldmitte in globaler y-Richtung

Die folgende Abbildung zeigt den Verlauf der Textilkraft in Feldmitte über die Beschleunigungen in globaler y-Richtung im Mauerwerk in Feldmitte.

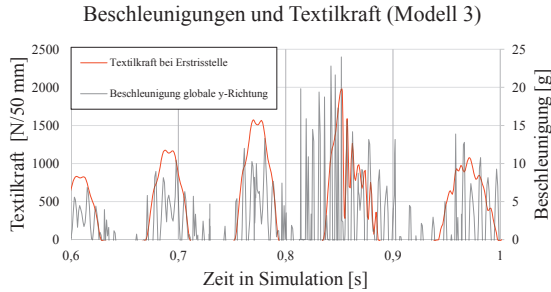


Abbildung 5-47: Simulation Rütteltischversuche – Modell 3: Textilkräfte in Feldmitte und Beschleunigungen in Feldmitte in globaler y-Richtung

In Abbildung 5-47 wird ersichtlich, dass unmittelbar nach Folgerissbildung die Textilkräfte ca. 1.980 N/50 mm betragen. Im weiteren Verlauf der Simulation liegen die Textilkräfte deutlich unterhalb dieses Wertes.

Die Relativverformungen in Feldmitte bei Folgerissbildung betragen insgesamt 25 mm, was einer Verformungsamplitude von 12,5 mm entspricht. Die erste Eigenfrequenz im Schadensszenario 2 beträgt 8,3 Hz.

Die gemessenen Beschleunigungen in Feldmitte bei Folgerissbildung stimmen gut mit den maximal gemessenen Beschleunigungen aus Test 19 überein. Das Textil weist darüber hinaus eine beginnende Verbundentkopplung auf. Es wird daher davon ausgegangen, dass Simulationsmodell 3 die maximale Belastung abbildet, welche im Rütteltischversuch in die verstärkte Wand induziert wird.

Ein weiteres, hier nicht vorgestelltes, Simulationsmodell demonstriert, dass eine Laststeigerung möglich ist und dass die Rissbildung sich dabei zum Bauteilrand hin weiter fortsetzt, was auch durch die Simulationsergebnisse unter statischer Belastung im Anhang D bestätigt wird.

5.3.4.5 Zusammenfassung der numerischen Simulationen des Rütteltischversuchs

Aussagen in Hinblick auf die Güte der Abbildung der Steifigkeit und des Verformungsverhaltens:

Die Simulationen liefern Werte für die erste Eigenfrequenz, welche je nach Schadensszenario relativ gut mit den gemessenen Eigenfrequenzen im Versuch übereinstimmen. Die Übereinstimmung ist umso besser, je geringer der Schaden in der Wand ist. Die relativ geringe Eigenfrequenz der verstärkten Wand in Test 19, wird durch die Simulationen allerdings deutlich überschätzt. Mögliche Erklärungsansätze für die Tendenz zur Überschätzung der ersten Eigenfrequenz, sowie Unterschätzung der Verformungen durch die Simulation sind:

- Nachgiebigkeit der Gummistreifen im Lagerungsbereich im Versuch
- In der Simulation nicht erfasste, bleibende Verformungen des Textils aufgrund des Seilreckphänomens
- Steifigkeitsreduktion der Putzschicht

Aussagen in Hinblick auf die Güte der Abbildung gemessener Beschleunigungen in Feldmitte und den erzielten Verstärkungsgrad:

Die gemessenen Beschleunigungen in Feldmitte bei Erreichen der Schadensinitiierungsspannung stimmen gut mit den entsprechenden Beschleunigungen aus dem Versuch überein. Die Beschleunigungen in den Simulationen beim Eintreten der Rissbildung sind ca. 20-30 % größer als die gemessenen Werte. Ein Erklärungsansatz hierfür ist der Einfluss der *Bruchenergie* auf den Bauteilwiderstand, welcher bei der analytischen Bestimmung der Biegezugfestigkeit für die Simulationen nicht berücksichtigt wird. Im Simulationsmodell 3 tritt eine Folgerissbildung bei einer an den Lagerungspunkten induzierten Beschleunigung von 0,48 g ein. Die unverstärkte Wand reißt bei einer induzierten Beschleunigung von 0,23 – 0,26 g auf. Wird der Verstärkungsgrad über das Verhältnis dieser Werte bestimmt, so ergibt sich ein Wert von ~ 2 . Dieser Wert beträgt $\sim 77\%$ des Wertes, welcher für den Rütteltischversuch in 4.5.2.2 ermittelt wird.

Entsprechend der Simulationsergebnisse kann davon ausgegangen werden, dass noch beträchtliche Reserven bei Versuchsabbruch vorhanden sind. Eine ebenfalls wichtige Erkenntnis ist, dass das Verhältnis induzierter Beschleunigungen am Bauteilrand zu gemessener Beschleunigungen in Bauteilmitte stark vom implementierten Dämpfungsmaß abhängt. Wird beispielsweise ab Schadensszenario 1 ein Lehrsches Dämpfungsmaß von 5-10 % implementiert, so können weit größere Verstärkungsgrade nachgewiesen werden. Die vorgestellten Simulationsergebnisse liefern somit einen unteren Grenzwert für die Verstärkungswirkung.

Aussagen in Hinblick auf die Güte der Abbildung der Schädigungsentwicklung:

Die Simulationsergebnisse zeigen, dass mit Ende von Simulation 3, das Textil die Höchstlasten bei Verbundentkopplung im *Endverankerungsversuch* erreicht. Es kommt zu Entkopplungsvorgängen unmittelbar neben dem Riss. Die Versuchsergebnisse stimmen mit diesem Simulationsergebnis überein. Das Simulationsmodell 3 zeigt bei Erreichen maximaler Beschleunigungen in Feldmitte insgesamt drei vorhandene Risse unter Ausbildung eines Zwischenrisselements auf. Dieses Rissbild kann durch die Versuche nicht bestätigt werden. Mögliche Erklärungsansätze hierfür sind:

- Dreifachrissbildung hätte im Versuch stattgefunden, wenn Belastung erhöht worden wäre
- Zwängungseffekte (*Membranwirkung*) durch den Stahlrahmen oder große Streuung der Biegezugfestigkeit

Das sich einstellende Rissbild in der Simulation steht in Einklang mit den Überlegungen und Simulationsergebnissen aus 5.3.2.

5.3.5 Zusammenfassung der Untersuchungen auf Bauteilebene

Es werden dimensionslose Bemessungsdiagramme für den verstärkten Mauerwerksquerschnitt unter reiner Momentenbelastung hergeleitet. Die Diagramme ermöglichen eine Bestimmung des Versagensmodus, die sich einstellende Druckzonenhöhe, sowie das aufnehmbare Moment bei bekannter Bemessungstextilkraft. Die Diagramme werden unter der Annahme der Gültigkeit der Bernoulli-Hypothese, sowie einer Druckzone unter konstantem Dehnungszustand erstellt.

Es werden Bedingungen für die Entstehung von Zwischenrisselementen von mit Textilien vollflächig verstärkten Mauerwerksbiegebalken hergeleitet. Aussagen über die Grenzwerte der sich einstellenden Rissbreite werden getroffen und numerisch validiert.

Numerische Simulationen von quasi-statisch und monoton belasteten, textilverstärkten Mauerwerkskörpern zeigen, dass sich die Erkenntnisse auf Verbundebene auf Bauteilebene übertragen lassen. Die Bemessungsdiagramme erweisen sich als geeignet, Druckzonenhöhe sowie Höchstlasten aus den Simulationen zu bestätigen.

Numerische Simulationen dynamisch belasteter Rütteltischversuche von un- und textilverstärkten Wänden zeigen gute Übereinstimmung bzgl. der mit zunehmender Schädigung abfallenden ersten Eigenfrequenz der Wände. Der in den Versuchen festgestellte Verstärkungsgrad, kann in den Simulationen bestätigt werden. Die Simulation weicht bzgl. Verformungen (steifer als Versuch) und Rissbildung (Ausbildung von Zwischenrisselementen in Simulation zu Einzelrissbildung im Versuch) vom Versuch ab. Mögliche Ursachen hierfür werden benannt.

6 Quantifizierung der Verstärkungswirkung des *textilen Ertüchtigungssystems*

6.1 Kraftbasiertes Konzept

Das vorgestellte Konzept beschränkt sich auf den Einsatzbereich von *EQ-Top* wie es in Kapitel 3 beschrieben ist. Die Nachweisführung basiert somit auf dem statischen System eines Einfeldträgers, welcher durch Erdbeben näherungsweise durch eine Gleichstreckenlast belastet ist.

Der Nachweis für das *EQ-Top* System basiert auf einem Grenzdehnungskonzept ähnlich wie in CNR-DT 200 R1/2013 [28]. Die Nachweisführung für das Mauerwerk erfolgt durch eine Überprüfung, der sich einstellenden Druckzonenhöhe beispielsweise über die Bemessungsdiagramme aus 5.3.1. Die Nachweisführung setzt ebenfalls voraus, dass die Schubtragfähigkeit separat nachgewiesen wird.

Eine Bestimmung charakteristischer Größen auf Basis der eigenen Versuchsdaten wie sie z.B. im Anhang D.7.2 von DIN EN 1990 [36] vorgeschlagen wird, erfolgt aufgrund der immer noch relativ geringen Versuchszahl nicht. Die vorgeschlagene Nachweisführung wird im Folgenden näher erläutert.

6.1.1 Nachweis der äquivalenten Zugfestigkeit und Überprüfung der Druckzonenhöhe

Das Verfahren benötigt folgende Eingangsgrößen auf der Widerstandsseite:

$F_{fd,50}$	Bemessungswert der Zugkraft eines 50 mm breiten <i>F/V</i> Streifens
h	Mauerwerksdicke inkl. beide Putzoberflächen
h_p	Schichtdicke einer Putzschicht

Das Verfahren benötigt folgende Eingangsgröße auf der Belastungsseite:

S_a	Spektralbeschleunigung
γ_a	Bedeutungsbeiwert des nicht tragenden Bauteils
q_a	Verhaltensbeiwert

ρ Dichte der Mauerwerkswand
 l Wandhöhe

Es wird angenommen, dass die Mauerwerkswand versagt, wenn das Rissmoment des unverstärkten Mauerwerkquerschnitts erreicht wird:

$$M_{ed} = M_{cr} \Leftrightarrow$$

$$\left(\frac{\rho \cdot b \cdot h \cdot S_a \cdot \gamma_a}{q_a} \right) \frac{l^2}{8} = \frac{bh^2}{6} f_{t,eq} \Leftrightarrow$$

$$f_{t,eq} = \frac{6 \cdot \rho \cdot S_a \cdot \gamma_a \cdot l^2}{q_a \cdot h} \frac{1}{8} \Leftrightarrow$$

$$f_{t,eq} = B \tag{6.1}$$

$f_{t,eq}$ Äquivalente Biegezugfestigkeit des Mauerwerkquerschnitts
 B Belastungsfaktor auf das Nachweissystem [F/l²]

Das innere Moment des gerissenen, textilverstärkten Mauerwerkquerschnitts wird mit dem Rissmoment des unverstärkten Mauerwerkquerschnitts gleichgesetzt. Hierbei wird angenommen, dass der betrachtete Mauerwerksstreifen eine Breite $b = 1$ m hat, weshalb die Textilkraft für den 50 mm breiten Streifen hochskaliert wird:

$$M_{cr} = M_{f,Rd} \Leftrightarrow$$

$$\frac{b \cdot h^2}{6} f_{t,eq} = \zeta \cdot h \cdot F_{fd,50} \cdot 20 \Leftrightarrow$$

$$\frac{F_{fd,50}}{h} = \frac{b}{120} \frac{f_{t,eq}}{\zeta} \tag{6.2}$$

ζ Bezogener Hebelarm (dimensionsloser Beiwert)

Werden die Größen B , $f_{t,eq}$ und $\frac{F_{fd,50}}{h}$ in einem Diagramm dargestellt, so kann die Nachweisführung visualisiert werden (s. Abbildung 6-1).

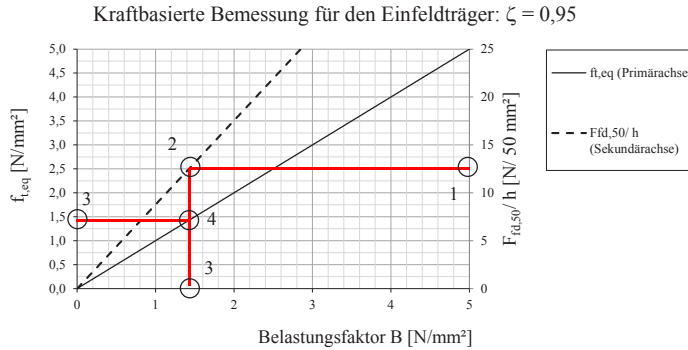


Abbildung 6-1: Diagramm zum Nachweis der äquivalenten Biegezugstigkeit und exemplarische Nachweisführung

Das Vorgehen der Nachweisführung mittels Abbildung 6-1 wird erläutert: Gegeben ist eine Wand mit einer Mauerwerksdicke $h = 160 \text{ mm}$. In dieser Situation wird davon ausgegangen, dass die Bemessungskraft des Textilstreifens $F_{fd,50} = 2.000 \text{ N/50 mm}$ beträgt. Der Quotient $\frac{F_{fd,50}}{h}$ beträgt somit 12,5 (Stelle 1 auf der Sekundärachse). Der hierzu gehörige Abszissenwert des Belastungsfaktors kann an der Stelle 3 abgelesen werden ($B = 1,425$) und es gilt weiterhin $f_{t,eq} = B$. Die maximal ertragbare Beschleunigung S_a ergibt sich nun durch Umformen von Formel (6.1). Anschließend muss die sich einstellende Druckzonenhöhe überprüft werden, was über die Bemessungsdiagramme aus 5.3.1. geschehen kann. Für das *EQ-Top* System wird hierbei die Verwendung der Diagramme unter der Annahme einer Dehnungsverteilung entsprechend Abbildung 5-20 empfohlen. Die Bestimmung von $F_{fd,50}$ wird im Folgenden diskutiert.

6.1.1.1 Die Ermittlung der zulässigen Bemessungstextilkraft für das *EQ-Top* System in Anlehnung an CNR-DT 200 R1/2013 [28]

Die Formeln aus dem Anhang B werden in Hinblick auf eine Übertragbarkeit auf das *EQ-Top* System untersucht.

$$\varepsilon_{fd} = \min \left\{ \eta_a \cdot \frac{\varepsilon_{fk}}{\gamma_f}, \varepsilon_{fd,db} \right\}$$

ε_{fd}	Bemessungswert der Grenzdehnung des <i>FVW</i>
ε_{fk}	Charakteristischer Wert der Bruchdehnung des <i>FVW</i> : Wird für das <i>EQ-Top</i> System entsprechend der Klassifizierung als <i>wet lay-up</i> System mittels Versuche am Textilstreifen bestimmt (s. 4.2.1)
η_a	Reduktionsfaktor zur Berücksichtigung vom Einsatzumfeld des <i>FVW</i> : Sollte für das <i>EQ-Top</i> System noch bestimmt werden, da der Wert für epoxidharzbasierte Verstärkungssysteme gilt. Im Rahmen dieser Arbeit wurden keine Umwelteinflüsse auf den nicht applizierten <i>FVW</i> untersucht.

γ_f	Teilsicherheitsbeiwert (für <i>FVW</i> -Bruch = 1,1): Kann für das <i>EQ-Top</i> System übernommen werden
$\epsilon_{f,d,db}$ bzw. $f_{f,d,db}$	Wird im Weiteren diskutiert

Da sich Formel (B.5) auf charakteristische Werte bezieht, wird diese Formel im Folgenden betrachtet:

$$f_{f,d,db} = \frac{1}{\gamma_{f,db}} \sqrt{\frac{2E_f \Gamma_{fk}}{t_f \gamma_m}}$$

Γ_{fk}	Charakteristischer Wert der <i>Bruchenergie</i> : Dieser Wert muss für <i>EQ-Top</i> alternativ bestimmt werden. Ausführungen hierzu finden sich im nachfolgenden Fließtext.
γ_m	Teilsicherheitsbeiwert für Mauerwerk: Dieser Wert muss durch einen Teilsicherheitsbeiwert zur Berücksichtigung der adhäsiven Verbundentkopplung ersetzt werden und sollte über die Streuung der Versuchsergebnisse zur Bestimmung von Γ_{fk} bestimmt werden. Der vorgeschlagene Teilsicherheitsbeiwert für Mauerwerk nach DIN EN 1996-1-1 [37] ist nicht sinnvoll.
$\gamma_{f,db}$	Teilsicherheitsbeiwert für Verbundentkopplung Der vorgeschlagene Wert von 1,5 ist für das <i>EQ-Top</i> System zu konservativ, da die Höchstlasten bei Verbundentkopplung wenig streuen und das Versagen sehr kontrolliert erfolgt.

Γ_{fk} kann für das *EQ-Top* System entweder über *Endverankerungsversuche* mit großer Verbundlänge mit anschließender Regressionsanalyse (*Standardmethode*) oder mittels Kleinschubversuchen entsprechend 4.4.1.1. bestimmt werden. Das in CNR-DT 200 R1/2013 [28] vorgeschlagene Formelwerk zur Bestimmung von Γ_{fk} kann nicht angewendet werden.

Wie sich in den Versuchen aus 4.4.1.1 gezeigt hat, ist die *Bruchenergie* des *EQ-Top* Systems von Faktoren wie Luftfeuchtigkeit und Alkalität des Trägergrundes abhängig. Es ist daher sinnvoll einen Reduktionsfaktor für die *Bruchenergie* zur Abbildung dieser Einflüsse einzuführen. Für das *EQ-Top* System hat sich abweichend von CNR-DT 200 R1/2013 [28] ein zusätzlicher Versagensmodus des *FVW* ergeben. Es wird auch Textilversagen im *Endverankerungsversuch* beobachtet, wobei in diesem Fall Textilspannungen gemessen werden, die wesentlich kleiner sind, als Spannungen bei Versagen im Zugversuch am Textilstreifen. Es wird vorgeschlagen folgende Modifikation von Formel (B.5) für das *EQ-Top* System zu verwenden:

$$f_{f,d,adh} = \min \left\{ \frac{c_{cycl}}{\gamma_{f,adh}} \sqrt{\frac{2E_f \Gamma_{fk,exp} c_{env}}{t_f \gamma_\Gamma}}, \frac{1}{\gamma_{f,ss}} f_{fk,ss} \right\} \quad (6.3)$$

$f_{f,d,adh}$	Bemessungswert der <i>FVW</i> -Spannung bei Verbundentkopplung (vollverankerte Endverankerung) speziell für adhäsiv versagende Systeme
$\Gamma_{fk,exp}$	Experimentell zu bestimmender charakteristischer Wert der <i>Bruchenergie</i>
c_{cycl}	Reduktionswert für $f_{f,d,adh}$ zur Berücksichtigung einer Entfestigung unter zyklischer Belastung (für <i>EQ-Top</i> : c_{cycl} ca. 0,8)
c_{env}	Reduktionswert der <i>Bruchenergie</i> zur Berücksichtigung von Umwelteinflüssen
E_f	Elastizitätsmodul des <i>FVW</i>
t_f	Dicke des <i>FVW</i>
$\gamma_{f,adh}$	Teilsicherheitsbeiwert (für Verbundentkopplung durch Adhäsion $< 1,5$; muss experimentell bestimmt werden)
γ_{Γ}	Teilsicherheitsbeiwert für die experimentell bestimmte <i>Bruchenergie</i>
$f_{fk,ss}$	Charakteristischer Wert der <i>FVW</i> -Spannung für Versagensmodus <i>FVW</i> -Bruch im <i>Endverankerungsversuch</i> – Dieser Wert sollte für ein Trägersubstrat ermittelt werden, für welchen <i>FVW</i> -Bruch im <i>Endverankerungsversuch</i> stattfindet und soll für Trägersubstrate für welche Verbundentkopplung stattfindet übernommen werden.
$\gamma_{f,ss}$	Teilsicherheitsbeiwert (für Textilversagen im <i>Endverankerungsversuch</i> $\sim 1,1$; muss experimentell bestimmt werden)

Falls die Bildung von Zwischenrisselementen wahrscheinlich ist (s. 5.3.2), wird vorgeschlagen an der entsprechenden Nachweisstelle folgende Grenzspannung nicht zu überschreiten:

$$f_{f,d,adh,2} = \min \left\{ \alpha_{CNR,mod} \cdot \frac{c_{cycl}}{\gamma_{f,adh}} \sqrt{\frac{2E_f \Gamma_{fk,exp} c_{env}}{t_f \gamma_{\Gamma}}}, \frac{1}{\gamma_{f,ss}} f_{f,d,ss} \right\} \quad (6.4)$$

$f_{f,d,adh,2}$	Bemessungswert der <i>FVW</i> -Spannung bei Verbundentkopplung (Zwischenrisselemente) speziell für adhäsiv versagende Systeme
$\alpha_{CNR,mod}$	Erhöhungsfaktor der Grenzdehnung am Zwischenrisselement – abweichend von CNR-DT 200 R1/2013 [28] wird die Ermittlung von $\alpha_{CNR,mod}$ mittels der Ergebnisse von Pfeiffer [101] (s. Abbildung 2-12) empfohlen

Entsprechend Formel (6.4) werden am Zwischenrisselement u.U. größere Textilspannungen zulässig als in der Endverankerungssituation, was auch durch die Simulationsergebnisse im Anhang D bestätigt wird.

Am statischen Ersatzsystem des Einfeldträgers für den Anwendungsfall von *EQ-Top* wird vorgeschlagen, den Biegenachweis im Grenzzustand der Tragfähigkeit in Feldmitte über eine maximal zulässige *FVW*-Dehnung entsprechend folgender Gleichung zu führen:

$$\varepsilon_{fd} = \min \left\{ \eta_a \cdot \frac{\varepsilon_{fk}}{\gamma_f}, \varepsilon_{fd,db} \right\} \quad (6.5)$$

$$\varepsilon_{fd,db} \quad \varepsilon_{fd,db} = f_{fd,adh,2}/E_f$$

Zusätzlich muss ein Endverankerungsnachweis für den auflagnächsten Biegeriss erfolgen. Es wird vorgeschlagen die Position des Biegerisses über eine mögliche Überschreitung der Mauerwerksbiegezugfestigkeit unter der vorherrschenden Belastung zu ermitteln. An dieser Stelle darf eine maximal zulässige *FVW*-Dehnung entsprechend folgender Gleichung nicht überschritten werden:

$$\varepsilon_{fd} = \min \left\{ \eta_a \cdot \frac{\varepsilon_{fk}}{\gamma_f}, \varepsilon_{fd,db} \right\} \quad (6.6)$$

$$\varepsilon_{fd,db} \quad \varepsilon_{fd,db} = f_{fd,adh}/E_f$$

6.1.1.2 Ergänzende Anmerkungen

Die Ermittlung der *Bruchenergie* für adhäsiv versagende Verstärkungssysteme kann entsprechend der Ausführungen in 4.6.2 nicht über Abreiß- bzw. Oberflächenzugfestigkeiten oder andere Materialkennwerte des Trägersubstrats wie der Druckfestigkeit ermittelt werden. Die Methode der Bestimmung der *Bruchenergie* mittels *Endverankerungsversuchen* mit kurzen Verbundlängen bietet eine praktische Alternative die Materialien in situ zu berücksichtigen. Es können beispielsweise kleine Putzproben in Anlehnung an die Probengeometrie der Trägersubstratblöcke der Versuche aus 4.4.1.1 mit einem Winkelschleifer vor Ort entnommen werden, um dann für *Endverankerungsversuche* des Systems verwendet zu werden.

Bei der Anwendung des vorgestellten Konzepts für das *EQ-Top* System wird entsprechend der Empfehlungen aus VCI [130] ein Verhaltensbeiwertes $q_a = 1,5$ vorgeschlagen.

Das vorgeschlagene Nachweiskonzept berücksichtigt die Erhöhung des Energiedissipationsvermögens der verstärkten Wand nicht. Im Rahmen des Nachweisformats könnte dies über eine Erhöhung des Verhaltensbeiwertes q_a erfolgen. Aufgrund des geringdissipativen Verhaltens des *EQ-Top* Systems unter zyklischer Belastung bestehen noch offene Fragen, in wie weit oder, ob überhaupt, eine solche pauschale Erhöhung des Verhaltensbeiwerts zulässig wäre.

Um die beiden letztgenannten Aspekte genauer zu untersuchen, werden in 6.2 Zeitverlaufsberechnungen für exemplarische Randbedingungen durchgeführt.

6.2 Verformungsbasiertes Konzept

Im Folgenden wird untersucht, in wie weit das Verformungs- und das Energiedissipationsvermögen von *EQ-Top* Einfluss auf die Verstärkungswirkung des Systems haben.

6.2.1 Vorgehensweise

Es werden numerische Simulationen mit dem Programm EQ-Soft durchgeführt (Einzelheiten zum Programm s. 5.1.3). Als Belastung werden spektrumskonforme Beschleunigungs-Zeitverläufe verwendet. Die Zeitverläufe werden mittels eines Skalierungsfaktors solange erhöht, bis ein rechnerisches Versagen des textilverstärkten Mauerwerkquerschnitts eintritt. Das Versagen wird hierbei entweder bei Überschreiten einer zulässigen Druckzonenhöhe oder durch ein Überschreiten einer maximal zulässigen Rissöffnung definiert. Die Belastung bei Versagen wird dann mit der zulässigen Belastung entsprechend des kraftbezogenen Quantifizierungskonzepts aus 6.1 verglichen.

Bei der Verwendung von EQ-Soft wird unterstellt, dass sich bei dem untersuchten textilverstärkten Einfeldträger eine Einzelrissbildung in Feldmitte einstellt. Dies ist entsprechend der Ausführungen in 5.3.2 der Fall, wenn die vorhandene Biegezugfestigkeit des Mauerwerks in Betrachtungsrichtung größer oder gleich ist, als es nach Formel (5.4) gefordert ist. Dies ist in der Regel nicht der Fall, was zur Bildung von Zwischenrisselementen führt. Dennoch sind qualitative Aussagen über den Einfluss energetischer Dissipation von *EQ-Top* unter zyklischer Belastung möglich.

Die Bildung eines Einzelrisses in Feldmitte kann aber u.U. ein realistisches Szenario sein. Beispielsweise ergibt sich für eine Mauerwerkswand der Stärke 200 mm, welche mit *EQ-Top* mit einer rechnerischen, maximalen Textilkraft von 2.000 N/50 mm verstärkt ist ein Mindestwert der Biegezugfestigkeit von 1,14 N/mm² (Annahme: Bezogener innerer Hebelarm = 0,95). Entsprechend Abbildung 2-6 ist dieser Wert speziell für Ziegel durchaus im Bereich des Möglichen. Darüber hinaus werden in Bachmann [13] von dynamischen Erhöhungsfaktoren auf die zentrische Zugfestigkeit von Beton in der Größenordnung von 150-250 % bei Dehnraten von 0,3 1/s berichtet. Wird bei einer *EQ-Top* verstärkten, mittig gerissenen Wand von einer ersten Eigenfrequenz von 5 Hz ausgegangen und wird unterstellt, dass sich Putzstauchungen bis zu 3% einstellen, so kann von vorhandenen Dehnraten von bis zu 0,6 ausgegangen werden. Der Einfluss dynamischer Lasterhöhungsfaktoren auf die Zugfestigkeit des Mauerwerks ist daher nicht auszuschließen.

6.2.2 Verwendete Belastung

Es werden ausgehend von zwei Bemessungsspektren jeweils drei Beschleunigungs-Zeit-Verläufe von 10 s Dauer mittels einer kommerziellen Software erzeugt. Die verwendeten Spektren entsprechen Typ 1 und Typ 2 Spektren aus DIN EN 1998-1 [40] für Bodenklasse E bei einem Grundwert der Bodenbeschleunigung von 0,36 g. Die Wahl fällt auch deswegen auf diese Spektren, da der Plateaubereich für das Typ 1 Spektrum bei größeren Eigenperioden angesiedelt ist, als beim Typ 2 Spektrum, was einen großen Einfluss auf die Simulationsergebnisse hat (s. 6.2.5). Die gewählten Spektren sind in Abbildung 6-5 dargestellt.

6.2.3 Untersuchte Systemkonfigurationen (Settings) und Erklärung des Begriffs Traglastfaktor

Alle untersuchten Settings gehen von einer maximalen Textilkraft 2.000 N/50 mm und von einer Wandhöhe von 2.500 mm aus. Der Fließbeginn der bilinearen Rissöffnungs-/Textilkraftbeziehungen wird mit 1,0 mm festgelegt (zur Illustration hierfür – allerdings mit anderen Werten – s. Abbildung 5-17). Die Mauerwerksdruckfestigkeit wird mit 6 N/mm² festgelegt und bei einer unterstellten Querschnittskinematik entsprechend Abbildung 5-20 und einem Beiwert $\gamma_{sb} = 0,7$ ergibt sich für alle Settings eine maximale Druckzonenhöhe von 9,52 mm. Es wird davon ausgegangen, dass die vorhandene Putzschicht größer als dieser Wert ist, weswegen für alle Settings ein Mauerwerksdruckversagen ausgeschlossen wird. Die Beurteilung, ob Systemversagen vorliegt, wird folglich nur über die maximal zulässigen (halben) Rissbreiten durchgeführt. Alle Simulationen werden mit einem Lehrschen Dämpfungsmaß von 5 % durchgeführt.

Um einen Vergleich mit dem kraftbezogenen Quantifizierungskonzepts aus 6.1 zu ermöglichen, werden folgende Annahmen getroffen:

- Für die kraftbezogene Bemessung liegt der Bemessungswert der Beschleunigung im Plateaubereich der Spektren
- Es wird von einem Verhaltensbeiwert $q_a = 1,5$ ausgegangen
- Alle Bedeutungsbeiwerte werden mit 1,0 angenommen
- Der bezogene innere Hebelarm der textilverstärkten Wand beträgt $\zeta = 0,95$

Zunächst erfolgt die Bestimmung der äquivalenten Biegezugfestigkeit $f_{t,eq}$ entsprechend Formel (6.2). Mittels Formel (6.1) kann dann der Maximalwert der aufnehmbaren Spektralbeschleunigung S_a bestimmt werden. Der Traglastfaktor entspricht dem Skalierungsfaktor. Er stellt das Verhältnis von S_a zum Plateauwert des verwendeten Referenzspektrums dar. Der

bezogene Traglastfaktor ist das Verhältnis des Traglastfaktors bei Versagen mit der Berechnung mit EQ-Soft und des Traglastfaktors nach kraftbasierter Bemessung.

Es werden insgesamt acht Settings untersucht, wobei Dichte, Mauerwerksstärke und der *globale Schlupf* bei Systemversagen variiert werden (s. Tabelle 6-1).

Tabelle 6-1: Übersicht über Settings für Simulationsmodelle

Setting	1	2	3	4	5	6	7	8
<i>Globaler Schlupf</i> – halbe Rissöffnung bei Systemversagen [mm]	4	8	4	8	4	8	4	8
Mauerwerksdichte [t/m^3]	1,1	1,1	2	2	1,1	1,1	2	2
Mauerwerksstärke [mm]	150	150	150	150	250	250	250	250

6.2.4 Darstellung der Ergebnisse

Für die beiden Referenzspektren werden jeweils drei Beschleunigungs-Zeit-Verläufe erzeugt. Insgesamt werden die Ergebnisse von $2 \times 3 \times 8 = 48$ Simulationen präsentiert.

In Abbildung 6-2 sind die Simulationsergebnisse für Setting 1 für einen Beschleunigungs-Zeit-Verlauf für das erste Referenzspektrum bei einem Skalierungs- bzw. Traglastfaktor von 6,17 und einer Zeitschrittgröße von $3,9 \times 10^{-6}$ s dargestellt. Die maximale Textilkraft weicht ca. 1 % vom Eingabeparameter ab. Eine Änderung der Systemsteifigkeit durch zunehmende Verbundentkopplung des Textils ist ebenfalls erkennbar (Abbildung 6-2 – oben rechts). In der dargestellten Situation wird ein Versagen für Setting 1 angenommen, da die zulässige halbe Rissbreite fast erreicht ist.

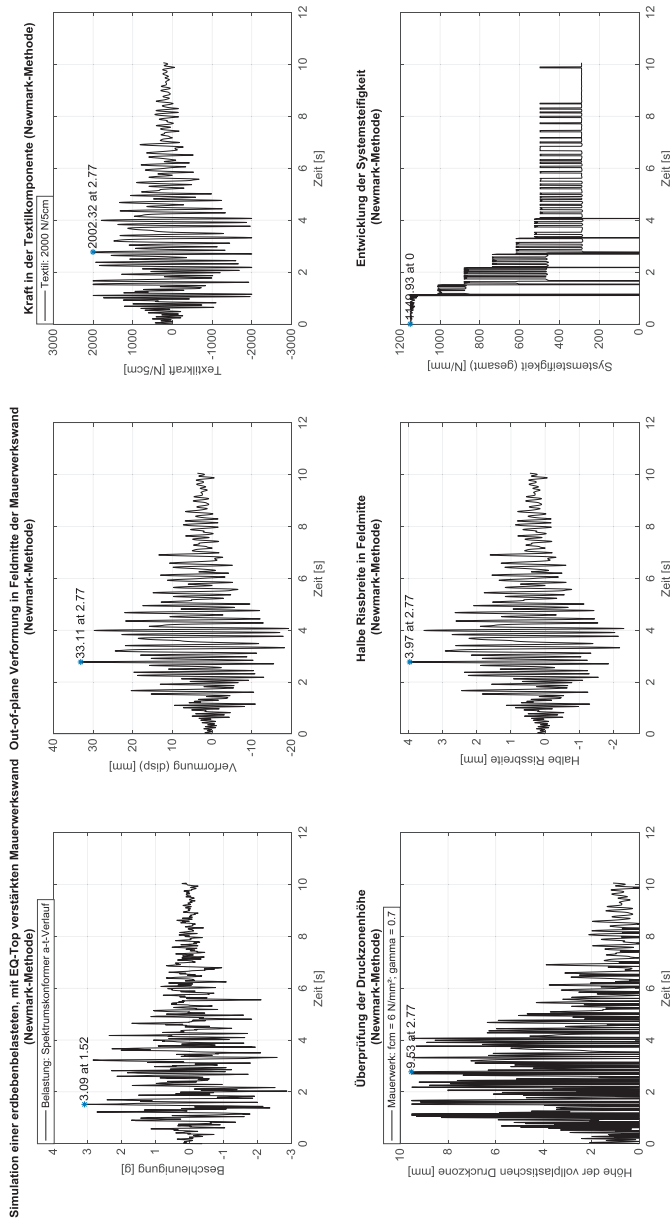


Abbildung 6-2: Simulationsergebnis für Setting 1 – Annahme: Systemversagen eingetreten (Kriterium: Halbe Rissbreite)

Die Traglast-/Skalierungsfaktoren bei Systemversagen werden für alle Simulationen berechnet und auf den Wert für die kraftbasierte Methode bezogen. In den folgenden Abbildungen sind diese bezogenen Werte für jedes Setting und jede Rechnung, sowie die Mittelwerte aus

den drei Simulationen je Setting dargestellt. Die Mittelwerte aus den Settings, welche sich nur über ihre maximal zulässigen halben Rissbreiten unterscheiden, werden hierbei linear verbunden, um den Einfluss dieser Größe besser zu visualisieren.

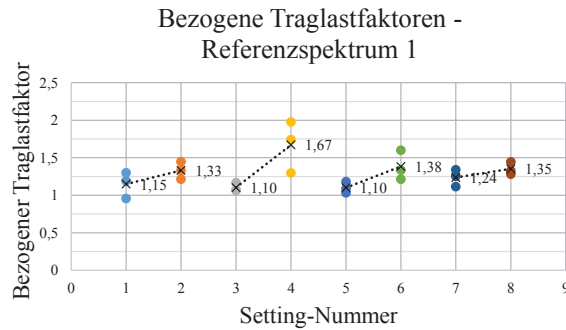


Abbildung 6-3: Simulationsergebnisse und Vergleich mit der Traglast des kraftbasiertem Konzept (Referenzspektrum 1)

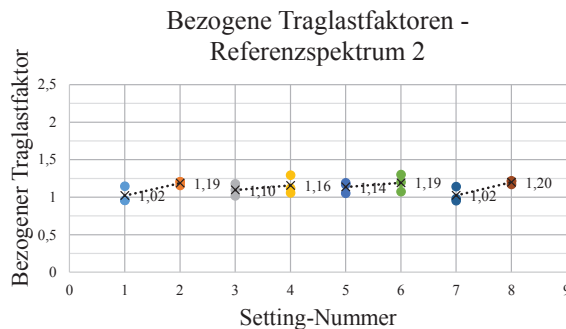


Abbildung 6-4: Simulationsergebnisse und Vergleich mit der Traglast des kraftbasiertem Konzept (Referenzspektrum 2)

6.2.5 Weiterführende Interpretation der Simulationsergebnisse

Alle Simulationen weisen für alle Settings im Mittel größere Traglastfaktoren auf, als das kraftbasierte Konzept. Bei einer maximal zulässigen halben Rissbreite von 4 mm sind die Traglastfaktoren in der Simulation für Referenzspektrum 1 zwischen 10 bis 24 % größer. Bei einer maximal zulässigen halben Rissbreite von 4 mm sind die Traglastfaktoren in der Simulation für Referenzspektrum 2 zwischen 2 bis 14 % größer.

Bei einer zulässigen halben Rissbreite von 8 mm führen die Simulationen zu erhöhten Traglastfaktoren in einer Größenordnung von 16 bis 67 %. Hierbei ist auffällig, dass die Simulationen auf Basis von Referenzspektrum 1 wesentlich größere Traglastfaktoren zeigen

als für Referenzspektrum 2. Dieser Aspekt wird mit der Reduktion der Belastung durch eine zunehmende Systemerweichung durch Verbundentkopplung zu erklären versucht. In Abbildung 6-2 oben rechts ist der Verlauf der Systemsteifigkeit während der Simulation dargestellt. Die Extremalwerte der ersten Eigenperiode, welche im Verlauf der Simulationen auftreten, werden in die Referenzspektren übertragen (s. Abbildung 6-5).

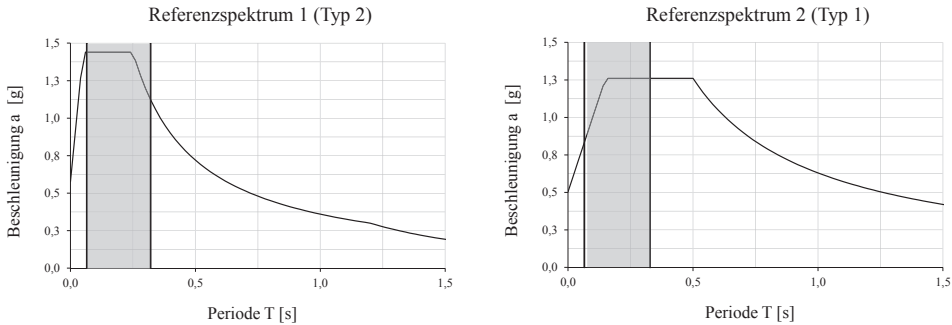


Abbildung 6-5: Eigenperiodenbereich der Simulationen (grauer Korridor) und Einordnung in Referenzspektren

Es wird ersichtlich, dass es bei den Simulationen auf Basis von Referenzspektrum 1 zu großen Belastungsreduktionen mit zunehmender Systemerweichung kommen kann, da der Bereich auftretender Perioden deutlich im absteigenden Ast des Spektrums liegt. Für Simulationen auf Basis von Referenzspektrum 2 führt eine Systemerweichung hingegen zu keiner Belastungsreduktion.

Die Simulationsergebnisse werden daher so interpretiert, dass im kraftbezogenen Bemessungskonzept nicht berücksichtigte Systemreserven von *EQ-Top* größtenteils durch die Änderung der ersten Eigenperiode und einer damit verbundenen (möglichen) Lastreduktion bedingt sind. Systemreserven bedingt durch dissipative Mechanismen scheinen nur eine geringere Rolle zu spielen.

Der Rütteltischversuch in 4.5.2 sowie dessen Simulationen in 5.3.4 belegen ein deutliches Ansteigen der ersten Eigenperiode der verstärkten Wand mit zunehmender Schädigung, weswegen eine Belastungsreduktion bei genauer Kenntnis des anzusetzenden Spektrums gerechtfertigt erscheint. Die genaue Ermittlung von *Stockwerksspektren* ist aber immer noch Gegenstand der Forschung, darüber hinaus ist es schwierig die Systemerweichung einer realen Mauerwerkswand ohne genaue Kenntnisse der Material- und Lagerungsbedingungen abschätzen zu können. Daher wird nach gegenwärtigem Wissensstand zu einer Bemessung des *EQ-Top* Systems nach kraftbasiertem Konzept geraten – dies aber im Bewusstsein vorhandener Systemreserven.

6.3 Zusammenfassung

Für das *EQ-Top* System werden Konzepte zur Quantifizierung der Verstärkungswirkung im Rahmen des Einsatzgebietes entsprechend Kapitel 3 erarbeitet.

Es wird ein kraftbasiertes Konzept in Anlehnung an CNR-DT 200 R1/2013 [28] erarbeitet, wobei die Textilverstärkung des Mauerwerksquerschnitts als Erhöhung des Rissmoments interpretiert wird. Dem verstärkten Querschnitt wird in der Nachweisführung eine äquivalente Biegezugfestigkeit zugewiesen. Es wird vorgeschlagen die Nachweisführung für auf Biegung beanspruchte Mauerwerkswände entsprechend DIN EN 1996-1-1 [37] Abschnitt 6.3.1 (das Rissmoment wird gerade nicht erreicht) zu übernehmen. Das Verfahren wird in ein Diagramm überführt. Zum Ausschließen eines Druckbruchs soll nachgewiesen werden, dass sich die Druckzonenhöhe auf die Putzschicht beschränkt.

Über Zeitintegrationsverfahren wird mit einem numerischen Modell, welches auf einem *EMS* basiert, der Einfluss des Verformungsvermögens von *EQ-Top* auf die Verstärkungswirkung untersucht. Es kann gezeigt werden, dass verglichen mit dem kraftbasierten Konzept moderate Systemreserven vorhanden sind. Dissipative Mechanismen durch Verbundentkopplung spielen hierbei eine geringere Rolle, als eine mögliche Belastungsreduktion bei Erdbeben durch eine zunehmende Steifigkeitsabnahme des Bauteils.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Untersuchungsgegenstand dieser Arbeit ist ein *textiles Ertüchtigungssystem*, welches sich durch seine elastomerähnliche Matrix/Klebstoff (wässrige Polyurethandispersion), die Applikation (vollflächig auf Putz) und den vorwiegenden Versagensmodus (adhäsive Verbundentkopplung) von gängigen Systemen unterscheidet. Die Verstärkungswirkung dieses Systems konnte bisher nicht mittels gängiger Regelwerke quantifiziert werden.

Im Rahmen dieser Arbeit sind wesentliche Aspekte bezüglich des Verbund- und des Bauteilverhaltens des betrachteten Systems im Anwendungsfall untersucht worden. Hierfür wurde eine Prüfmethode entwickelt, welche es ermöglicht die *Bruchenergie* und die τ - Δ -*Beziehungen* des Systems in guter Näherung zu ermitteln. Die Prüfmethode erlaubt aufgrund ihrer Wirtschaftlichkeit eine Untersuchung relevanter Parameter in großen Umfang. Somit konnten Einflüsse von Trägersubstraten, Verankerungslängen, Lagerungsbedingungen, Belastungsgeschwindigkeit und Belastungsart (monoton bzw. zyklisch) auf die Systemleistungsfähigkeit quantifizierend untersucht werden.

Die Erkenntnisse aus den Versuchen auf Verbundebene werden im Folgenden zusammengefasst:

Der überwiegende Versagensmodus ist eine adhäsive Verbundentkopplung, was sich grundlegend von den Annahmen gängiger Quantifizierungskonzepte unterscheidet. Es konnte gezeigt werden, dass viskoelastische Effekte beim applizierten System eindeutig vorhanden sind, aber im realen Belastungsfall keine Rolle mehr spielen. Einflüsse des Trägersubstrats und Lagerungsbedingungen auf die *Bruchenergie* konnten bestimmt werden. Das Verbundverhalten unter zyklischer Belastung ist durch Schädigungsmechanismen dominiert und weist ein geringes energetisches Dissipationsvermögen auf.

Versuche auf Bauteilebene zeigen, dass eine Prognose des Bauteilverhaltens mittels Versuchsdaten auf Verbundebene in sehr guter Näherung möglich ist. Diese Versuche und numerische Simulationen deuten auf Spannungsverteilungen und Querschnittskinematiken, welchen üblichen Annahmen widersprechen.

Numerische Modelle auf Verbund- und Bauteilebene wurden erstellt. Diese Modelle dienen im Rahmen dieser Arbeit u.a. zur Validierung der neu entwickelten Prüfmethode und zu Untersuchungen auf Querschnittsebene – sie stellen aber auch selbst innovative Konzepte dar. Dies betrifft v.a. die Modelle auf Bauteilebene (Mesomodellierung mit diskreter Betrachtung von Rissbildung und *F/W*) und das numerische Modell auf Basis eines *Einmassenschwingers*. Die numerischen Modelle werden im Anhang zur Verfügung gestellt.

Es wird ein generisches, kraftbasiertes Quantifizierungskonzept für überwiegend adhäsiv entkoppelnde *textile Ertüchtigungssysteme* in Anlehnung an bestehende Regelwerke erarbeitet. Einflüsse energetisch dissipativer Mechanismen werden mittels numerischer Simulationen untersucht. Die Simulationen untermauern das kraftbasierte Bemessungskonzept und zeigen vorhandene, allerdings moderate, Systemreserven.

Offene Fragen zum Einsatz des untersuchten Systems sind u.a. inwieweit eine Verstärkung *in-plane* belasteter Mauerwerkswände möglich ist, oder wie das System bei normalkraftbelasteten Wänden unter *out-of-plane* Belastung reagiert. Der letztgenannte Punkt ist v.a. aufgrund der relativen Weichheit des *EQ-Top* Systems (Effekte aus Theorie II. Ordnung) von besonderer Relevanz.

Das untersuchte System stellt ein innovatives Verstärkungskonzept dar. Die Verwendung einer elastomerähnlichen Matrix/Klebstoff ermöglicht die Übertragung großer Kräfte selbst auf niederfesten Trägergründen. Somit ist eine gering invasive Applikation ohne vorherige Putzentfernung möglich. Die Verwendung einer wässrigen Dispersion ist aus der Perspektive des Umwelt- und Arbeitsschutzes positiv zu bewerten.

Diese Arbeit möchte aber auch eine alternative Perspektive auf *FVW* zur Verwendung als nachträgliche Ertüchtigung im Bauwesen im Allgemeinen anbieten: Faserwerkstoffe und Matrizen/Klebstoffe müssen getrennt betrachtet werden. Die gezielte Steuerung der Matrix-/Klebstoffeigenschaften ist möglich. Eine Optimierung dieser Eigenschaften für den Anwendungsfall bietet enormes Potential.

Quellen

- [1] 3muri – Software, S.T.A. DATA. <http://www.3muri.com/>.
- [2] ACI 440.3R-12: *Guide test methods for fiber-reinforced polymers (FRPs) for reinforcing or strengthening concrete and masonry structures*, 2012.
- [3] ACI 440.7R-10: *Guide for the design and construction of externally bonded fiber-reinforced polymer systems for strengthening unreinforced masonry structures*, ACI Emerging technology series 440.7R-10, 2010.
- [4] Albert, M. L.: *Rehabilitation of unreinforced masonry walls with externally applied fiber reinforced polymers*. Master thesis, University of Alberta, 1998.
- [5] Angelillo, M., Lourenço, P. B., und Milani, G.: *Mechanics of Masonry Structures – Masonry behaviour and modelling*, Springer Verlag, 2014.
- [6] Anthoine, A.: *Derivation of the in-plane elastic characteristics of masonry through homogenization theory*. International Journal of Solids and Structures 32, 2, 137–163, 1995.
- [7] Aref, A. J. und Dolatshahi, K. M.: *A three-dimensional cyclic meso-scale numerical procedure for simulation of unreinforced masonry structures*. Computers & Structures 120, 9–23, 2013.
- [8] ASCE Library.
<http://ascelibrary.org/action/doSearch?AllField=frp+masonry&target=default&queryID=11%2F252377904&AfterYear=1985&BeforeYear=2017>.
- [9] Asteris, P. G., Cavaleri, L., Di Trapani, F., und Tsaris, A. K.: *Numerical modelling of out-of-plane response of infilled frames – State of the art and future challenges for the equivalent strut macromodels*. Engineering Structures 132, 110–122, 2017.
- [10] ASTM-E2126: *Test Methods for Cyclic (Reversed) Load Test for Shear Resistance of Vertical Elements of the Lateral Force Resisting Systems for Buildings*, 2011.
- [11] ATC 40: *Seismic Evaluation and Retrofit of Concrete Buildings*, 1996.
- [12] AVK – Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e.V.: *Handbuch Faserverbundkunststoffe*, Vieweg + Teubner, 2010.
- [13] Bachmann, H.: *Die Massenträgheit in einem Pseudo-Stoffgesetz für Beton bei schneller Zugbeanspruchung*. Dissertation, Universität Karlsruhe, 1993.
- [14] Bachmann, H.: *Erdbebensicherung von Bauwerken*, Birkhäuser, 2002.
- [15] Bierwirth, H.: *Dreiaxige Druckversuche an Mörtelproben aus Lagerfugen von Mauerwerk*. Dissertation, Technische Universität München, 1995.
- [16] Block, T.: *Verdrehwiderstände bewehrter Elastomerlager*. Dissertation, Ruhr-Universität Bochum, 2010.

- [17] Bogdanovic, A., Rakicevic, Z., Markovski, I., und Filipovski, D.: *Out of plane shake table testing of brick masonry infill walls with and without "seismic" wall paper – IZIIS Report 2018_21*: University "Ss. Cyril and Methodius" in Skopje Institute of Earthquake Engineering and Engineering Seismology, Skopje, Mazedonien, 2018.
- [18] Bogdanovic, A., Rakicevic, Z., Markovski, I., und Filipovski, D.: *QUASISTATIC TESTING OF BRICK MASONRY WALLS – IZIIS REPORT 2018_22*: University "Ss. Cyril and Methodius" in Skopje Institute of Earthquake Engineering and Engineering Seismology, Skopje, Mazedonien, 2018.
- [19] Braga, F., Manfredi, V., Masi, A., Salvatori, A., und Vona, M.: *Performance of non-structural elements in RC buildings during L'Aquila, 2009 Earthquake*. Bull Earthquake Eng, 9, 307–324, 2011.
- [20] Brameshuber, W.: *Eigenschaften von Mauersteinen, Mauermörtel, Mauerwerk und Putzen*. Mauerwerk-Kalender, 3–29, 2016.
- [21] Brinson, H. F. und Brinson, L. C.: *Polymer Engineering Science and Viscoelasticity*, Springer Verlag, 2015.
- [22] Budelmann, H. und Leusmann, T.: *Praxisgerechte Bemessungsansätze für das wirtschaftliche Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung – Verbundtragfähigkeit unter nicht ruhender Belastung*, DAfStb-Heft 593, Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2013.
- [23] Carpinteri, A.: *Post-peak and post-bifurcation analysis of cohesive crack propagation*. Engineering Fracture Mechanics 32, 2, 265–278, 1989.
- [24] Ceroni, F., Felice, G. de, Grande, E., Malena, M., Mazzotti, C., Murgo, F., Sacco, E., und Valluzzi, M. R.: *Analytical and numerical modeling of composite-to-brick bond*. Materials and Structures 47, 12, 1987–2003, 2014.
- [25] Ceroni, F., Garofano, A., und Pecce, M.: *Bond tests on tuff elements externally bonded with FRP materials*. Materials and Structures 48, 7, 2093–2110, 2015.
- [26] Chen, W. F. und Han, D. J.: *Plasticity for Structural Engineers*, Springer Verlag, 1988.
- [27] Chopra, K. A.: *Dynamics of Structures – Theory and applications to earthquake engineering – 4th edition*, Prentice Hall, 2012.
- [28] CNR-DT 200 R1/2013: *Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Existing Structures*, 2014.
- [29] DIN EN 1052-1: *Prüfverfahren für Mauerwerk Teil 1: Bestimmung der Druckfestigkeit*, 1998.
- [30] DIN EN 12188: *Prüfverfahren – Bestimmung der Klebewirkung an Stahl für die Charakterisierung der Eigenschaften von Klebstoffen für konstruktive Zwecke*, 1999.
- [31] DIN EN 12512: *Holzbauwerke – Prüfverfahren – Zyklische Prüfungen von Anschlüssen mit mechanischen Verbindungsmitteln*, 2005.
- [32] DIN EN 13279-1: *Gipsbinder und Gips-Trockenmörtel – Teil 1: Begriffe und Anforderungen*, 2008.

- [33] DIN EN 1504-3: *Produkte und Systeme für den Schutz und die Instandsetzung von Betontragwerken – Definitionen, Anforderungen, Qualitätsüberwachung und Beurteilung der Konformität*, 2006.
- [34] DIN EN 1542: *Prüfverfahren – Messung der Haftfestigkeit im Abreißversuch*, 1999.
- [35] DIN EN 196-1: *Prüfverfahren für Zement – Teil 1: Bestimmung der Festigkeit*, 2016.
- [36] DIN EN 1990: *Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung*, 2010.
- [37] DIN EN 1996-1-1: *Eurocode 6: Bemessung und Konstruktion von Mauerwerksbauten*, 2013.
- [38] DIN EN 1996-1-1/NA: *Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 6: Bemessung und Konstruktion von Mauerwerksbauten – Teil 1-1: Allgemeine Regeln für bewehrtes und unbewehrtes Mauerwerk*, 2012.
- [39] DIN EN 1996-3: *EUROCODE 6: Bemessung und Konstruktion von Mauerwerksbauten – Teil 3: Vereinfachte Berechnungsmethoden für unbewehrte Mauerwerksbauten*, 2010.
- [40] DIN EN 1998-1: *Eurocode 8: Auslegung von Bauwerken gegen Erdbeben – Teil 1: Grundlagen, Erdbebeneinwirkungen und Regeln für Hochbauten*, 2010.
- [41] DIN EN 1998-1/NA: *Nationaler Anhang – Eurocode 8: Auslegung von Bauwerken gegen Erdbeben – Teil 1: Grundlagen, Erdbebeneinwirkungen*, 2011.
- [42] DIN EN 998-1: *Festlegungen für Mörtel im Mauerwerksbau – Teil 1: Putzmörtel*, 2017.
- [43] DIN EN ISO 527-1: *Kunststoffe – Bestimmung der Zugeigenschaften – Teil 1: Allgemeine Grundsätze*, 2012.
- [44] Doherty, G.: *An Investigation of the weak links in the seismic load path of unreinforced masonry buildings*. PhD thesis, University of Adelaide, 2000.
- [45] Doherty, K., Griffith, M. C., Lam, N., und Wilson, J.: *Displacement-based seismic analysis for out-of-plane bending of unreinforced masonry walls*. *Earthquake Engineering and structural dynamics* 2002, 31, 833–850.
- [46] Doherty, K., Rodolico, B., Lam, N., Wilson, J., und Griffith, M. C.: *The modelling of earthquake induced collapse of unreinforced masonry walls combining force and displacement principals*. 12th World Conference on Earthquake Engineering, 2000.
- [47] Dutulescu, E.: *Zur Ermittlung der Beton- und Stahlspannungen*. *Beton- und Stahlbetonbau* 99, 5, 388–400, 2004.
- [48] Eckhardt, S.: *Numerische Untersuchungen von glasfaserverstärktem Mauerwerk unter nicht ruhender Belastung – Masterarbeit*: Karlsruher Institut für Technologie – Institut für Massivbau und Baustofftechnologie Abteilung Massivbau, 2016.
- [49] Ehrenstein, G. W. und Pongratz, S.: *Beständigkeit von Kunststoffen*, Hanser, 2007.
- [50] Ehsani, M. R., Saadatmanesh, H., und Velazques-Dimas, J.: *Behavior of Retrofitted URM Walls Under Simulated Earthquake Loading*. *Journal of Composites for Construction*, 134–142, 1999.
- [51] ESECMaSE: – *Enhanced Safety and Efficient Construction of Masonry Structures in Europe* -. <http://www.esecmase.org/>.

- [52] Felice, G. de, Aiello, M. A., Bellini, A., Ceroni, F., Santis, S. de, Garbin, E., Leone, M., Lignola, G. P., Malena, M., Mazzotti, C., Panizza, M., und Valuzzi, M. R.: *Experimental characterization of composite-to-brick masonry shear bond*. Materials and Structures, 2581–2596, 2015.
- [53] FEMA 273: *NEHRP guidelines for the seismic rehabilitation of buildings*, 1997.
- [54] FEMA 306: *Evaluation of earthquake damaged concrete and masonry wall buildings – basic procedures manual*, 1998.
- [55] FEMA 307: *Evaluation of earthquake damaged concrete and masonry wall buildings – technical resources*, 1998.
- [56] FEMA 308: *Repair of earthquake damaged concrete and masonry wall buildings*, 1998.
- [57] Froebus, B.: *Einfluss der Versuchsgeschwindigkeit von Haftzugprüfungen an einer Polyurethandispersion – Bachelorarbeit*: Karlsruher Institut für Technologie – Institut für Massivbau und Baustofftechnologie Abteilung Massivbau, 2016.
- [58] Galati, N., Tumialan, J. G., Nanni, A., und La Tegola, A.: *Influence of Arching Mechanism In Masonry Walls Strengthened With FRP Laminates*. Third International Conference on Composites in Infrastructure, 2002.
- [59] Garbin, E., Panizza, M., und Valluzzi, M.: *Experimental Assessment of Bond Behaviour of Fibre-Reinforced Polymers on Brick Masonry*. Structural Engineering International 20, 4, 392–399, 2010.
- [60] Gellert, C.: *Nichtlinearer Nachweis von unbewehrten Mauerwerksbauten unter Erdbebeneinwirkung*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 2010.
- [61] Ghiassi, B., Marcari, G., Oliveira, D. V., und Lourenço, P. B.: *Numerical analysis of bond behavior between masonry bricks and composite materials*. Engineering Structures 43, 210–220, 2012.
- [62] Gilstrap, J. M. und Dolan, C. W.: *Out-of-plane bending of FRP-reinforced masonry walls*. Composites Science and Technology, 8, 1277–1284, 1998.
- [63] Griffith, M. C., Vaculik, J., Lam, N. T. K., Wilson, J., und Lumantarna, E.: *Cyclic testing of unreinforced masonry walls in two-way bending*. Earthquake Engng Struct. Dyn. 36, 6, 801–821, 2007.
- [64] Habenicht, G.: *Kleben – Grundlagen, Technologien, Anwendungen*, Springer Verlag, 2009.
- [65] Hamed, E. und Rabinovitch, O.: *Out-of-plane behavior of unreinforced masonry walls strengthened with FRP strips*. Composites Science and Technology 67, 3-4, 489–500, 2007.
- [66] Hamed, E. und Rabinovitch, O.: *Failure characteristics of FRP-strengthened masonry walls under out-of-plane loads*. Engineering Structures 32, 8, 2134–2145, 2010.
- [67] Hamed, E. und Rabinovitch, O.: *Lateral Out-of-Plane Strengthening of Masonry Walls with Composite Materials*. Journal of Composites for Construction, 376–387, 2010.

- [68] Hamilton, H. R. und Dolan, C. W.: *Flexural Capacity of Glass FRP Strengthened Concrete Masonry Walls*. Journal of Composites for Construction, 170–178, 2001.
- [69] Hamoush, S., McGinley, M., Mlakar, P., und Terro, M. J.: *Out-of-plane behavior of surface-reinforced masonry walls*. Construction and Building Materials 16, 6, 341–351, 2002.
- [70] Hankers, C.: *Zum Verbundverhalten laschenverstärkter Betonbauteile unter nicht vorwiegend ruhender Beanspruchung*, DAfStb-Heft 473, Beuth Verlag GmbH, 1997.
- [71] Hoepfner, C. R., Sparling, B. F., Wegner, L. D., und Sakr, K.: *CFRP Reinforced Masonry Walls Subjected To Out-Of-Plane Loading*. 4th Structural Specialty Conference of the Canadian Society for Civil Engineering, 2002.
- [72] Holzenkämpfer, P.: *Ingenieurmodelle des Verbunds geklebter Bewehrung für Betonbauteile*. Dissertation, Universität Braunschweig, 1994.
- [73] ISO 4606: *Textile glas – woven fabric – determination of tensile breaking force and elongation at break by the strip method*, 1995.
- [74] Jäger, W. und Marzahn, G.: *Mauerwerk – Bemessung nach DIN 1053-100*, Bauingenieur-Praxis, Ernst & Sohn, Berlin, 2010.
- [75] Jäger, W., Vassilev, T., und Pflücke, T.: *Ein neues Materialgesetz zur wirklichkeitsnahen Beschreibung des Baustoffverhaltens von Mauerwerk*. DAMA 8, 4, 159–165, 2004.
- [76] Kashyap, J., Griffith, M. C., Mohamed Ali, M. S., und Oehlers, D. J.: *Prediction of Load-Slip Behavior of FRP Retrofitted Masonry*. Journal of Composites for Construction, 943–951, 2011.
- [77] Kashyap, J., Willis, C. R., Griffith, M. C., Ingham, J. M., und Masia, M. J.: *Debonding resistance of FRP-to-clay brick masonry joints*. Engineering Structures 41, 186–198, 2012.
- [78] Kaushik, H. B., Durgesh, C. R., und Sudhir, K. J.: *Stress-Strain Characteristics of Clay Brick Masonry under Uniaxial Compression*. Journal of Materials in Civil Engineering, 19, 728–739, 2007.
- [79] Kolsch, H.: *Carbon Fiber Cement Matrix (CFCM) Overlay System For Masonry Strengthening*. Journal of Composites for Construction, 105–109, 1998.
- [80] Krylova, E.: *Dauerhaftigkeit von Faserverbundwerkstoffen zur Erdbebenertüchtigung von Mauerwerk – Literaturrecherche und Versuche an Schubproben – Bachelorarbeit*: Karlsruher Institut für Technologie – Institut für Massivbau und Baustofftechnologie Abteilung Massivbau, 2016.
- [81] Kuzik, M. D., Elwi, A. E., und Cheng, J. J. R.: *Cyclic Flexure Tests of Masonry Walls Reinforced with Glass Fiber Reinforced Polymer Sheets*. Journal of Composites for Construction 7, 1, 20–30, 2003.
- [82] Kwiecień, A.: *Shear bond of composites-to-brick applied with highly deformable, in relation to resin epoxy, interface materials*. Materials and Structures 47, 12, 2005–2020, 2014.

- [83] Lee, L. S. und Estrada, H.: *Durability*. In The international handbook of FRP composites in civil engineering. M. Zoghi, Hrsg. CRC Press/Taylor & Francis Group, Boca Raton Florida, 329–343, 2014.
- [84] Li, J., Masia, M. J., Stewart, M. G., und Lawrence, S. J.: *Spatial variability and stochastic strength prediction of unreinforced masonry walls in vertical bending*. Engineering Structures 59, 787–797, 2014.
- [85] Lunn, D. S. und Rizkalla, S. H.: *Strengthening of Infill Masonry Walls with FRP Materials*. J. Compos. Constr. 15, 2, 206–214, 2011.
- [86] Lunn, D. S. und Rizkalla, S. H.: *Design of FRP-Strengthened Infill-Masonry Walls Subjected to Out-of-Plane Loading*. J. Compos. Constr. 18, 3, A4013002, 2014.
- [87] Menon, A. und Magenes, G.: *Definition of Seismic Input for Out-of-Plane Response of Masonry Walls – I. Parametric Study*. Journal of Earthquake Engineering 15, 2, 165–194, 2011.
- [88] Meskouris, K., Hinzen, K.-G., Butenweg, C., und Mistler, M.: *Bauwerke und Erdbeben – Grundlagen – Anwendungen – Beispiele*, Vieweg + Teubner, Wiesbaden, 2011.
- [89] *MINEA – design & analysis of masonry buildings – Software*, SDA ENGINEERING. <http://www.minea-design.de/>.
- [90] Mistler, M.: *Verformungsbasiertes seismisches Bemessungskonzept für Mauerwerksbauten*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 2006.
- [91] Mistler, M., Anthoine, A., und Butenweg, C.: *In-plane and out-of-plane homogenisation of masonry*. Computers & Structures 85, 17-18, 1321–1330, 2007.
- [92] Moës, N. und Belytschko, T.: *Extended finite element method for cohesive crack growth*. Engineering Fracture Mechanics 69, 7, 813–833, 2002.
- [93] Mosallam, A. S.: *Out-of-plane flexural behavior of unreinforced red brick walls strengthened with FRP composites*. Composites Part B: Engineering 38, 5-6, 559–574, 2007.
- [94] Müller, F. P. und Keintzel, E.: *Erdbebensicherung von Hochbauten*, Ernst&Sohn, Berlin, 1984.
- [95] Münich, J. C.: *Hybride Multidirektionaltextilien zur Erdbebenverstärkung von Mauerwerk – Experimente und numerische Untersuchungen mittels eines erweiterten Makromodells*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2010.
- [96] NZSEE: *Assessment and improvement of the structural performance of buildings in earthquakes, Recommendations of a NZSEE Study Group on Earthquake Risk Buildings*, 2006.
- [97] Oliveira, D. V., Basilio, I., und Lourenço, P. B.: *Experimental Bond Behavior of FRP Sheets Glued on Brick Masonry*. Journal of Composites for Construction, 32–41, 2011.
- [98] Papanicolaou, C. G., Triantafyllou, T. C., Papathanasiou, M., und Karlos, K.: *Textile reinforced mortar (TRM) versus FRP as strengthening material of URM walls – Out-of-plane cyclic loading*. Materials and Structures 41, 1, 143–157, 2007.

- [99] Park, J.: *Makroelement für unbewehrte Mauerwerkswandscheiben unter Erdbebeneinwirkung*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 2012.
- [100] Pereira, J. M. und Lourenço, P. B.: *Experimental bond behaviour of GFRP and masonry bricks under impulsive loading*. *Materials and Structures* 49, 11, 4799–4811, 2016.
- [101] Pfeiffer, U.: *Experimentelle und theoretische Untersuchungen zum Klebeverbund zwischen Mauerwerk und Faserverbundwerkstoffen*. Dissertation, Universität Kassel, 2009.
- [102] Popov, V. L. und Heß, M.: *Methode der Dimensionsreduktion in Kontaktmechanik und Reibung – Eine Berechnungsmethode im Mikro- und Makrobereich*, Springer Vieweg, 2013.
- [103] Pörtner, C.: *Untersuchungen zum Verbund zwischen eingeklebten stiftförmigen faserverstärkten Kunststoffen und Holz*. Dissertation, Universität Kassel, 2005.
- [104] Reinhorn, A. und Madan, A.: *Evaluation of TYFO-S fiber wrap system for out of plane strengthening of masonry walls – Preliminary test report: Departement of Civil Engineering State University of New York at Buffalo*, 1995.
- [105] ReLuis. <http://www.reluis.it/>.
- [106] Richter, B.: *Numerische Simulation von faserverstärktem Mauerwerk unter quasi-statischer out-of-plane Belastung mit einem Meso-Modellierungsansatz – Masterarbeit: Karlsruher Institut für Technologie – Institut für Massivbau und Baustofftechnologie Abteilung Massivbau*, 2017.
- [107] Richter, L.: *Tragfähigkeit nichttragender Wände aus Mauerwerk*. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2009.
- [108] Schilde, K.: *Untersuchungen zum Verbund zwischen Beton und nachträglich aufgeklebten CFK-Lamellen am Zwischenrisselement*. Dissertation, Universität Kassel, 2005.
- [109] Schlegel, R.: *Numerische Berechnung von Mauerwerkstrukturen in homogenen und diskreten Modellierungsstrategien*. Dissertation, Bauhaus-Universität Weimar, 2004.
- [110] Schmitt, M.: *Tragfähigkeit ausfachender Mauerwerkswände unter Berücksichtigung der verformungsbasierten Membranwirkung – Ein nichtlineares Berechnungsverfahren und ein Bemessungsmodell für unbewehrte vorwiegend flächenbelastete Wände unter Einbeziehung der Lagerungsbedingungen*. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2017.
- [111] Schubert, P.: *Eigenschaftswerte von Mauerwerk, Mauersteinen, Mauer Mörtel und Putzen*. *Mauerwerk-Kalender* 2010, 3–25.
- [112] Schubert, P., Schneider, K.-J., Schoch, T., und Butenweg, C.: *Mauerwerksbau-Praxis nach Eurocode*, Bauwerk BBB, Beuth/Bauwerk, Berlin, 2014.
- [113] Schürmann, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*, Springer Berlin Heidelberg, 2007.

- [114] Sedlmair, R., Walendy, B., und Stempniewski, L.: *Experimental and numerical study on the bond slip laws of adhesively bonded FRPs*. SMAR 2017 – Fourth Conference of Smart Monitoring, Assessment and Rehabilitation of Civil Structures, 2017.
- [115] Seim, W. und Pfeiffer, U.: *Local post-strengthening of masonry structures with fiber-reinforced polymers (FRPs)*. Construction and Building Materials 25, 8, 3393–3403, 2011.
- [116] Shendova, V.: *EXPERIMENTAL VERIFICATION OF INOVATIVE TECHNIQUE FOR SEISMIC RETROFITTING OF TRADITIONAL MASONRY BUILDING*: Ss Cyril and Methodius University, Skopje, 2013.
- [117] Silva, L. C., Lourenço, P. B., und Milani, G.: *Nonlinear Discrete Homogenized Model for Out-of-Plane Loaded Masonry Walls*. J. Struct. Eng. 143, 9, 4017099, 2017.
- [118] Sistani, N., R. und Kabir, M. Z.: *Experimental investigation on out-of-plane behavior of GFRP retrofitted masonry panels*. Construction and Building Materials 131, 630–640, 2016.
- [119] Stavridis, A. und Shing, P. B.: *Finite-Element Modeling of Nonlinear Behavior of Masonry-Infilled RC Frames*. J. Struct. Eng. 136, 3, 285–296, 2010.
- [120] Su, Y., Wu, C., und Griffith, M. C.: *Modelling of the bond–slip behavior in FRP reinforced masonry*. Construction and Building Materials 25, 1, 328–334, 2011.
- [121] Täljsten, B.: *Strengthening of concrete prisms using the plate-bonding technique*. Int J Fract 82, 3, 253–266, 1996.
- [122] Tan, K. H. und Patoary, M. K. H.: *Strengthening of Masonry Walls against Out-of-Plane Loads Using Fiber-Reinforced Polymer Reinforcement*. Journal of Composites for Construction, 79–87, 2004.
- [123] Triantafillou, T. C.: *Strengthening of Masonry Structures Using Epoxy-Bonded FRP Laminates*. Journal of Composites for Construction, 96–104, 1998.
- [124] Tumialan, J. G., Galati, N., und Nanni, A.: *Field Assesement of Unreinforced Masonry Walls Strengthened with Fiber Reinforced Polymer Laminates*. Journal of Structural Engineering, 1047–1056, 2003.
- [125] Tumialan, J. G., Morbin, A., Micelli, F., und Nanni, A.: *Flexural Strengthening of URM Walls with FRP Laminates*. Third International Conference on Composites in Infrastructure (ICCI 2002), 2002.
- [126] Urban, C.: *Experimentelle Untersuchungen und Bemessungsansätze für faserverstärktes Mauerwerk unter Erdbebenbeanspruchungen*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2013.
- [127] Valluzzi, M. R., da Porto, F., Garbin, E., und Panizza, M.: *Out-of-plane behaviour of infill masonry panels strengthened with composite materials*. Materials and Structures 47, 12, 2131–2145, 2014.

- [128] Valuzzi, M. R., Oliveira, D. V., Caratelli, A., Castori, G., Corradi, M., Felice, G. de, Garbin, E., Garcia, D., Garmendia, L., Grande, E., Ianniruberto, U., Kwiecień, A., Leone, M., Lignola, G. P., Lourenço, P. B., Malena, M., Micelli, F., Panizza, M., Papanicolaou, C. G., Prota, A., Sacco, E., Triantafyllou, T. C., Viskovic, A., Zajac, B., und Zuccarino, G.: *Round Robin Test for composite-to-brick shear bond characterization*. *Mater Struct* 45, 12, 1761–1791, 2012.
- [129] Vandergift, J., Gergely, J., und Young, D.: *CFRP Retrofit of Masonry Walls*. Third International Conference on Composites in Infrastructure (ICCI 2002), 2002.
- [130] VCI: *Erläuterungen zum Leitfaden: Der Lastfall Erdbeben im Anlagenbau – Entwurf, Bemessung und Konstruktion von Tragwerken und Komponenten in der chemischen Industrie in Anlehnung an die DIN EN 1998-1*, 2012.
- [131] Velazques-Dimas, J. und Ehsani, M. R.: *Modeling Out-of-plane Behavior of URM Walls Retrofitted With Fiber Composites*. *Journal of Composites for Construction*, 172–181, 2000.
- [132] Velazques-Dimas, J., Ehsani, M. R., und Saadatmanesh, H.: *Out-of-plane Behavior of Brick Masonry Walls Strengthened with Fiber Composites*. *ACI Structural Journal*, 377–387, 2000.
- [133] Velazques-Dimas, J., Rehsani, M., und Saadatmanesh, H.: *Seismic retrofit of urm walls with fiber composites*. 12th World Conference on Earthquake Engineering; Auckland, 2000.
- [134] Walendy, B., Sedlmair, R., und Stempniewski, L.: *Standardization approach for a new class of retrofitting systems*. SMAR 2017 – Fourth Conference of Smart Monitoring, Assessment and Rehabilitation of Civil Structures, 2017.
- [135] Wallner, C.: *Erdbeibengerechtes Verstärken von Mauerwerk durch Faserverbundwerkstoffe – experimentelle und numerische Untersuchungen*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2007.
- [136] Werkle, H.: *Finite Elemente in der Baustatik – Statik und Dynamik der Stab- und Flächentragwerke*, Vieweg & Sohn, Wiesbaden, 2008.
- [137] Willis, C. R., Yang, Q., Seracino, R., und Griffith, M. C.: *Bond behaviour of FRP-to-clay brick masonry joints*. *Engineering Structures* 31, 11, 2580–2587, 2009.
- [138] Willis, C. R., Yang, Q., Seracino, R., und Griffith, M. C.: *Damaged masonry walls in two-way bending retrofitted with vertical FRP strips*. *Construction and Building Materials* 23, 4, 1591–1604, 2009.
- [139] Zilch, K., Niedermeier, R., und Finckh, W.: *Sachstandsbericht Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung*, DAfStb-Heft 591, Beuth Verlag GmbH, 2011.
- [140] Zilch, K., Niedermeier, R., und Finckh, W.: *Praxisgerechte Bemessungsansätze für das wirtschaftliche Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung – Verbundtragfähigkeit unter statischer Belastung*, DAfStb-Heft 592, Beuth Verlag GmbH, 2012.
- [141] Zoghi, M., Hrsg.: *The international handbook of FRP composites in civil engineering*, CRC Press/Taylor & Francis Group, Boca Raton Florida, 2014.

A Beispielhafte Bemessung einer nicht tragenden Innenwand unter Erdbebenbelastung

Gegeben ist eine *nicht tragende Mauerwerksinnenwand* im südeuropäischen Raum (z.B. Griechenland), welche mit gelochten Ziegeln entsprechend Tabelle 4-8 (Modell: „Skopje“) gefertigt wird. Die Wand besitzt eine Gesamtdicke von 14 cm (12 cm Stein + 2 x 1,0 cm Putz) und eine aufgrund des großen Lochanteils geringe Dichte von 1,3 t/m³. Die Gesamthöhe der Wand beträgt ca. 300 cm. Eine solche Wand ist im unverputzten Zustand in Abbildung A-1 dargestellt. Alle folgenden Schritte zur Ermittlung des *Antwortspektrums* und der Belastung erfolgen nach DIN EN 1998-1 [40].

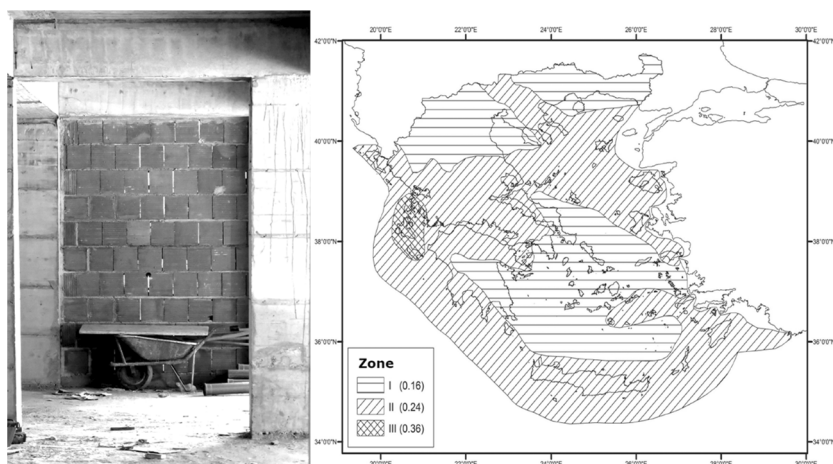


Abbildung A-1: Links: Darstellung einer Wand, welche als Vorlage für das Rechenbeispiel dient –
Rechts: Erdbebenzonen und Grundwerte der Bodenbeschleunigungen in [g] in Griechenland

Es wird von einem 50 m hohen Wohngebäude ausgegangen welches in Zone 3 auf der Baugrundklasse E (Lockergestein auf Fels) gegründet wird. Es wird von einem Typ 2 Spektrum, welches mit 5% Dämpfung ermittelt wird ausgegangen. Das Gebäude besitzt eine erste Eigenperiode von 0,2 s. Es wird angenommen, dass das Gebäude alle Voraussetzungen erfüllt, um mit dem vereinfachten *Antwortspektrumverfahren* bemessen zu werden.

Bei der Ermittlung der Eigenfrequenz der Wand wird von einer einachsigen Tragwirkung über die Geschosshöhe ausgegangen und als statisches System wird ein gelenkig gelagerter Balken mit der Länge 300 cm gewählt. Alle folgenden Ausführungen beziehen sich auf einen

ein Meter breiten Wandstreifen. Die erste Eigenfrequenz für ein solches System kann folgendermaßen berechnet werden:

$$\omega_1 = 9,8 \cdot \sqrt{\frac{EI}{\rho l^4}} \quad (\text{A.1})$$

- ω_1 Erste Eigenkreisfrequenz [rad/s] (hier 69 1/s bzw $f_1 = 11$ Hz)
- E Elastizitätsmodul (hier: 3.272 N/mm²)
- I Flächenträgheitsmoment (hier: 22.866 cm⁴)
- l Länge des Einfeldträgers
- ρ_l Dichte je Längeneinheit (hier: 182 kg/m)

Der Wert für das Elastizitätsmodul wird aus 5.3.4 übernommen. In Abbildung A-2 ist das verwendete Spektrum dargestellt. Es zeigt sich, dass die erste Eigenperiode im Plateaubereich des Spektrums liegt.

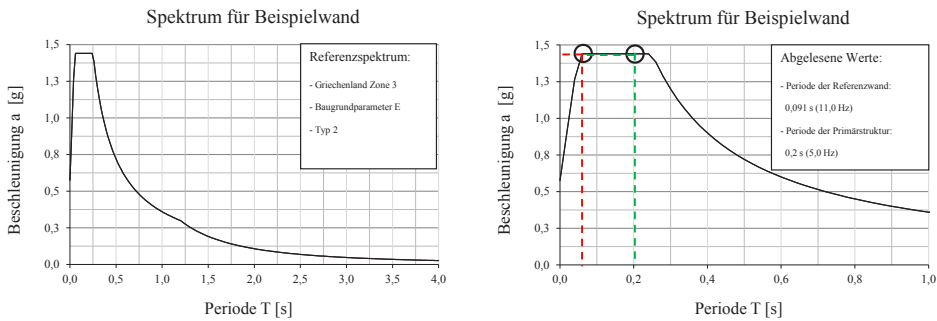


Abbildung A-2: Elastisches *Antwortspektrum* für die Beispielwand und Einordnung der ersten Eigenperiode der Primärstruktur (grün) und der Sekundärstruktur (rot)

Folgendes Formelwerk zur Ermittlung einer Bemessungsstreckenlast wird verwendet:

$$F_a = S_a \cdot m_a \cdot \gamma_a / q_a \geq a_g \cdot S \quad (\text{A.2})$$

$$S_a = a_g \cdot \gamma_1 \cdot S \cdot [(A_a + 0,5) \cdot A_h - 0,5] \quad (\text{A.3})$$

$$A_a = \frac{3}{1 + (1 - \frac{T_a}{T_1})^2} - 0,5 \quad (\text{A.4})$$

$$A_h = 1 + \frac{z_h}{H} \quad (\text{A.5})$$

F_a	Horizontale Erdbebenkraft auf Systemlinie s. Anmerkung 1 (über Gebäudehöhe variabel: $1,12 < F_a < 2,55$ kN/m)
m_a	Masse des Bauteils (hier 0,182 t/m) s. Anmerkung 2
S_a	Spektralbeschleunigung (über Gebäudehöhe variabel: $12,3 < S_a < 28$ m/s ²)
γ_a	Bedeutungsbeiwert des nicht tragenden Bauteils (hier: 1,0)
q_a	Verhaltensbeiwert (hier: 2,0) s. Anmerkung 3
a_g	Bodenbeschleunigung (hier: 3,53 m/s ² bzw. 0,36 g)
γ_1	Bedeutungsbeiwert der Primärstruktur (hier: 1,2 große Wohnanlage)
S	Bodenparameter (hier: 1,6)
z_h	Höhe des Bauteils ab rechnerischer Einspannstelle (hier: variabel)
H	Höhe der Primärstruktur ab rechnerischer Einspannstelle (hier: 50 m)
T_a	Grundschwingzeit des nicht tragenden Bauteils (hier: 0,091 s)
T_1	Grundschwingzeit der Primärstruktur (hier: 0,2 s)
A_a	Dynamischer Erhöhungsfaktor (hier: 1,813)
A_h	Höhenfaktor (hier: variabel $1,0 < A_h < 2,0$)

Anmerkung 1:

Bei einer strengen Auslegung bzgl. der Belastungsverteilung müsste die resultierende Kraft F_a als Einzellast im Schwerpunkt wirkend angesetzt werden. Da die Massenverteilung der Wand aber eine sehr gering streuende Größe ist, wird die Belastung als Streckenlast wirkend angesetzt.

Anmerkung 2:

Bei der Verwendung dieser Formeln wird unterstellt, dass durch die erste Eigenform die gesamte Masse des Mauerwerkstreifens aktiviert wird, was eine Annahme auf der sicheren Seite darstellt.

Anmerkung 3:

Der im Beispiel angenommene Wert, wird unter Verwendung anderer Richtlinien auch geringer angesetzt. In VCI [130] wird bei nicht tragenden Wänden aus Mauerwerk $q_a = 1,5$ empfohlen.

Zur Beurteilung der Standsicherheit wird ein Verfahren entsprechend 2.2.2 angewendet, wobei von einem Versagen der Wand bei Erreichen des Rissmoments ausgegangen wird. Die Momentenbelastung auf die Einzelwände liegt zwischen 1,26 kNm/m und 2,87 kNm/m. Wird der gesamte Querschnitt inklusive Putzschicht als auf Zug mitwirkend betrachtet, so reißen die Einzelwände für die minimale Momentenbelastung bei einer benötigten Bemessungszugfestigkeit $f_{xd,min} = 0,386$ N/mm² bzw. für die maximale Momentenbelastung bei $f_{xd,max} = 0,879$ N/mm². Entsprechend Abbildung 2-6 wird ersichtlich, dass die erforderlichen Biegezugfestigkeiten i.d.R. deutlich größer sind als experimentell bestimmte Mittelwerte für

Biegezugfestigkeiten in Belastungsrichtung senkrecht zur Lagerfuge. Es zeigt sich somit, dass für Mauerwerkswände in der beschriebenen Ausführungsversion ein erhebliches Sicherheitsrisiko besteht. I.d.R. wird bei Neubauten diese Problematik durch konstruktive Maßnahmen wie der Verkürzung der Spannweite der Mauerwerkswände durch Einbau eines Querträgers vermieden, allerdings kann nicht davon ausgegangen werden, dass die Mehrheit der Bestandsgebäude in betroffenen Gebieten entsprechend konstruiert wurde. Darüber hinaus kann bei einem Vorhandensein einer bereits bestehenden Schädigung die verbleibende Tragfähigkeit deutlich unter den Werten für die Beispielwand liegen.

B CNR-DT 200 R1/2013 [28]

Im Folgenden wird die Nachweisführung für Schadensszenario 2 (s. 2.4.2.1) erläutert. Der Nachweis erfolgt über die Überprüfung einer zulässigen Grenzdehnung:

$$\varepsilon_{fd} = \min \left\{ \eta_a \cdot \frac{\varepsilon_{fk}}{\gamma_f}, \varepsilon_{fd,db} \right\} \quad (\text{B.1})$$

ε_{fd}	Bemessungswert der Grenzdehnung des <i>FVW</i>
ε_{fk}	Charakteristischer Wert der Bruchdehnung des <i>FVW</i>
η_a	Reduktionsfaktor zur Berücksichtigung vom Einsatzumfeld des <i>FVW</i> (Umwelteinflüsse – für Glas/Epoxidharz in Innenräumen = 0,75)
γ_f	Teilsicherheitsbeiwert (für <i>FVW</i> -Bruch = 1,1)
$\varepsilon_{fd,db}$	Bemessungswert der Grenzdehnung des <i>FVW</i> bei Verbundentkopplung

Es wird erwähnt, dass der Regelfall des *FVW*-Versagens die Verbundentkopplung ist. Bei der Bestimmung der Grenzdehnung des *FVW* bei Verbundentkopplung wird zwischen Nachweisen für die Endverankerung und für das Zwischenrisselement unterschieden.

$$\varepsilon_{fd,db} = E_f \cdot f_{fd,db} \text{ (Endverankerung)} \quad (\text{B.2})$$

$f_{fd,db}$	Bemessungswert der <i>FVW</i> -Spannung bei Verbundentkopplung (vollverankerte Endverankerung)
-------------	---

$$\varepsilon_{fd,db} = E_f \cdot f_{fd,db,2} \text{ (Zwischenrisselement)} \quad (\text{B.3})$$

$f_{fd,db,2}$	<i>FVW</i> -Spannung bei Verbundentkopplung für den Nachweis am Zwischenrisselement
---------------	--

Die Bemessungsspannung des *FVW* für die Verbundentkopplung in der Endverankerungssituation wird folgendermaßen ermittelt:

$$f_{fd,db} = \frac{1}{\gamma_{f,db}} \sqrt{\frac{2E_f \Gamma_{fd}}{t_f}} \quad (\text{B.4})$$

E_f	Elastizitätsmodul des <i>FVW</i>
t_f	Dicke des <i>FVW</i>
$\gamma_{f,db}$	Teilsicherheitsbeiwert (für Verbundentkopplung = 1,5)
Γ_{fd}	Bemessungswert der <i>Bruchenergie</i>

Ergänzend sei erwähnt, dass in der Version von CNR-DT 200 R1/2013 [28] aus dem Jahr 2004 die Bemessungsspannung für das *FVW* für den Endverankerungsnachweis folgendermaßen ermittelt wird:

$$f_{fd,db} = \frac{1}{\gamma_{f,db}} \sqrt{\frac{2E_f \Gamma_{fk}}{t_f \gamma_m}} \quad (\text{B.5})$$

Γ_{fk} Charakteristischer Wert der *Bruchenergie*
 γ_m Teilsicherheitsbeiwert für Mauerwerk
 (beispielsweise aus DIN EN 1996-1-1 [37])

Formel (B.4) gilt nur, falls das *FVW* voll verankert ist.

$$l_{ed} = \frac{1}{\gamma_{Rd} \cdot aMax} \sqrt{\frac{\pi^2 E_f t_f \Gamma_{fd}}{2}} \geq 150 \text{ mm} \quad (\text{B.6})$$

l_{ed} Verbundlänge, ab welcher näherungsweise die *FVW* Spannung nach Formel (B.4) in den *FVW* im *Endverankerungsversuch* eingeleitet werden kann
 $aMax$ Maximalwert der übertragbaren Schubspannung zwischen Verstärkungsmaterial und Trägergrund
 γ_{Rd} Teilsicherheitsbeiwert zur Berücksichtigung der Streuung von $aMax$ (substratabhängig)

Für den Fall des Nachweises am Zwischenrisselement, wird die *FVW*-Spannung wie folgt ermittelt:

$$f_{fd,db,2} = \alpha_{CNR} \cdot f_{fd,db} \quad (\text{B.7})$$

$$\alpha_{CNR} \quad 1,0 \leq \alpha_{CNR} \leq 2,0$$

Die pauschale Erhöhung der Grenzspannungen, ohne nähere Angabe, ist kritisch zu hinterfragen und es wird hierbei auf die Ausführungen zum Zwischenrisselement in 2.3.3 verwiesen. Eine Untersuchung zur Bildung von Zwischenrisselementen für das *EQ-Top* System wird in 5.3.2 durchgeführt.

Die Ermittlung der Grenzdehnung bei Verbundentkopplung des *FVW* erfolgt über die *Bruchenergie*:

$$\Gamma_{fd} = \frac{k_b k_g}{F_C} \sqrt{f_{bm} f_{btm}} \quad (\text{B.8})$$

k_b	Geometrischer Beiwert: Berücksichtigt Abhängigkeit des Spannungszustands im Trägergrund von <i>FVW</i> - zu Substratbreite
k_g	Empirisch ermittelter Korrekturfaktor, der für <i>wet lay-up</i> Systeme für verschiedene Steinsorten explizit gegeben wird
f_{bm}	Mittelwert der zentrischen Mauersteindruckfestigkeit
f_{btm}	Mittelwert der Mauersteinzugfestigkeit
FC	Bedeutungsfaktor

Ist die *Bruchenergie* bekannt, so kann die Bemessungsspannung für das *FVW* für den Endverankerungsnachweis ermittelt werden.

Auf Bauteilebene ist zu zeigen:

$$M_{ed} \leq M_{Rd} \quad (\text{B.9})$$

M_{ed} Einwirkendes Moment: Horizontallasten aus Erdbeben werden in Feldmitte durch eine Einzellast abgebildet

M_{Rd} Aufnehmbares Moment des gerissenen und verstärkten Querschnitts an der Nachweisstelle

Speziell für den Einsatzbereich von *EQ-Top* wird vom Autor empfohlen, bei der Ermittlung von M_{Rd} nur den Anteil des Verstärkungstextils zu berücksichtigen, da eine positive Wirkung von Normalkräften nicht vorhanden ist. In diesem Fall gilt dann z.B. für das Zwischenrisselement:

$$M_{Rd} = z \cdot \alpha_{CNR} \cdot f_{f,d,db} \quad (\text{B.10})$$

z Innerer Hebelarm im Grenzzustand der Tragfähigkeit: Ermittlung über Spannungsblockverfahren

$\alpha_{CNR} \cdot f_{f,d,db}$ s. Formel (B.7)

Die Nachweisführung wird dann auf Querschnittsebene überführt. Zur Ermittlung des inneren Hebelarms wird die Verwendung eines bilinearen, elastischen, ideal-plastisches Materialverhaltens von Mauerwerk unter einachsiger Druckbelastung empfohlen (Grenzstauchung 3,5 ‰). Für die Querschnittsbemessung werden für die Spannungsblockbeiwerte β_{st} Werte zwischen 0,6 bis 0,8 und für γ_{st} der Wert 0,85 empfohlen. Neben einem Zwischenrisselementnachweis in Feldmitte, wird noch ein Endverankerungsnachweis gefordert. Der Nachweis zur Vermeidung eines Mauerwerksdruckbruchs erfolgt, indem gezeigt wird, dass die zulässige Grenzstauchung nicht überschritten wird. In 5.3.1 wird auf die Nachweisführung auf Querschnittsebene detailliert eingegangen.

C Codes

C.1 Abaqus

Das folgende Abaqus Script dient zur Erzeugung eines numerischen Modells, wie es in 5.3.3. beschrieben ist. Das Script erlaubt eine nutzerdefinierte Anzahl von Mauerwerksblöcken festzulegen, welche über Kontaktbedingungen miteinander verbunden sind.

```
#
#
# Script for a textile retrofitted masonry beam under displacement controlled 4-point bending
#
# Meso-modelling approach
# -----
# Author:
# Dipl.-Ing. Bernhard Walendy
# Karlsruhe Institute of Technology Institute for Reinforced Concrete Structures and Building Materials
# Date: 10 th of November 2017
# -----
# Masonry: linear-plastic
# Textile: linear elastic
# Glue: bi-linear bond-slip relation
# Masonry stone connection: Mode I crack behaviour (discret): Traction-separation relation
# Possible failure modes implemented:
#      textile debonding combined with mode-I cracks
#      shear-failure not implemented
# -----
#
#
# -*- coding: mbc3 -*-
# from part import *
# from material import *
# from section import *
# from assembly import *
# from step import *
# from interaction import *
# from load import *
# from mesh import *
# from optimization import *
# from job import *
# from sketch import *
# from visualization import *
# from connectorBehavior import *
# parameters for creating parts
#
# -----geometric parameters-----
#
# height of masonry block
hMas=float(140.0)
# length of masonry block
lMas=50
# optional modelling of a mortar layer between bricks: mortar thickness
hMor=float(0.0)
# glue cutoff: glue is not completely covering the stones => reduction
gluRed=float(0.001)
# length of glue layer
lGlu=float(lMas-2*gluRed)
# height of glue layer
hGlu=float(0.046)
# height of textile layer
# 0.057 : Warp
# 0.0456: Weft
hTex=float(0.0566)
# number of masonry blocks to be used
numBl=int(20.0)
# length of textile layer: This factor needs manual correction for each test-setup
lTex=(numBl-4)*lMas
# out-of-plane thickness for every part except textile and glue
oopTh=float(250.0)
# radius of steel rolls used for boundary conditions
rad=10
#Section thickness glue: This value will be used for stiffness calculation
secThGl=0.046
#Section out-of-plane thickness for textile and glue
oopThz=170
#
# -----material parameters-----
#
# Parameters for elastic material: HLZ stones
hlzEmodElast=11400
hlzNueElast=0.15
densHLz=1.0e-9
# Parameters for plastic material: Plaster
masEmodElast=7500
masNueElast=0.2
fcm=11.75
cpsUlt=0.2
cpsYield=0.001567
densMas=1.0e-9
# Parameters for elastic material: textile
```

```

texEmodElast=69000
texNueElast=0.2
densTex=1.0e-9
# Parameters for traction separation material glue:
# Elastic parameters
glG1=0.026
glEnn=1000
glG2=1000
densGlue=1.0e-9
# damage initiation strength
glFd=283
glNo=1000
glSd=1000
# fracture energy
glFner=0.283
# Parameters for traction separation interaction property mortar:
moNorm=0.65
moSh1=500
moSh2=500

# Defining fracture energy
moFner=0.06*moNorm
# Parameters for elastic material: steel
steelEmodElast=210000
steelNueElast=0.3
densSteel=7.8e-9
#
# -----meshing parameters-----
#
# general mesh discretization factor for masonry blocks:
seedFine=45
# element size glue
gluSz=1
# element size textile
texSz=2
#
# -----string parameters-----
masN='MasonryBlock'
glN='GlueL ayer'
glL.BotN='GlueL ayerBottom'
glL.TopN='GlueL ayerTop'
texLN='TextileL ayer'
#
# -----partitioning parameters-----
#
# parameter for vertical partitioning line within masonry block
partOf1=15
# parameter for horizontal partitioning line within masonry block
partOf2=15
#
# -----loading parameters-----
#
displ=30
#
#
# -----creating parts-----
#
# -----masonry block part-----
#
mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=200.0)
mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].rectangle(point1=(0, 0),
point2=(lMas, hMas))
mdb.models['Model-1'].Part(dimensionality=TWO_D_PLANAR, name=masN, type=
DEFORMABLE_BODY)
mdb.models['Model-1'].parts[masN].BaseShell(sketch=
mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'])
del mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__']
#
# -----glue layer part-----
#
mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=200.0)
mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].rectangle(point1=(0, 0),
point2=(lGu, hGu))
mdb.models['Model-1'].Part(dimensionality=TWO_D_PLANAR, name=glN, type=
DEFORMABLE_BODY)
mdb.models['Model-1'].parts[glN].BaseShell(sketch=
mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'])
del mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__']
#
# -----textile layer part-----
#
mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=200.0)
mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].rectangle(point1=(0, 0),
point2=(lTex, hTex))
mdb.models['Model-1'].Part(dimensionality=TWO_D_PLANAR, name=texLN, type=
DEFORMABLE_BODY)
mdb.models['Model-1'].parts[texLN].BaseShell(sketch=
mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'])
del mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__']
#
# -----steel roll part-----
#
# roller
#mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=200.0)
#mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].CircleByCenterPerimeter(center=(
-21.25, 10.0), point1=(-7.5, 0.0))
#mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].ObliqueDimension(textPoint=(10.0,
0.0), value=rad, vertex1=
# mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].vertices[0], vertex2=
# mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].vertices[1])
#mdb.models['Model-1'].Part(dimensionality=TWO_D_PLANAR, name='SteelRoll', type=
DEFORMABLE_BODY)
#mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'].BaseShell(sketch=
# mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'])
#del mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__']
# cube

```



```

mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=200.0)
mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'].rectangle(point1=(-31.25, 0.0),
point2=(-11.25, 20.0))
mdb.models['Model-1'].Part(dimensionality=TWO_D_PLANAR, name='SteelRoll', type=
DEFORMABLE_BODY)
mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'].BaseShell(sketch=
mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__'])
del mdb.models['Model-1'].sketches['__profile__']
#
#
# -----partitioning parts-----
#
#
# Vertical partitioning
# Creating Offsets
#
mdb.models['Model-1'].parts[masN].DatumPointByOffset(point=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].vertices[2], vector=(-partOff, 0.0, 0.0))
mdb.models['Model-1'].parts[masN].DatumPointByOffset(point=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].vertices[1], vector=(-partOff, 0.0, 0.0))
mdb.models['Model-1'].parts[masN].DatumPointByOffset(point=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].vertices[0], vector=(partOff, 0.0, 0.0))
mdb.models['Model-1'].parts[masN].DatumPointByOffset(point=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].vertices[3], vector=(partOff, 0.0, 0.0))
# Creating Part Right
mdb.models['Model-1'].parts[masN].PartitionFaceByShortestPath(faces=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].faces.getSequenceFromMask([11 ],
), ), point1=mdb.models['Model-1'].parts[masN].datum[2], point2=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].datum[3])
# Creating Part Right
mdb.models['Model-1'].parts[masN].PartitionFaceByShortestPath(faces=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].faces.getSequenceFromMask([
12 ], ), ), point1=mdb.models['Model-1'].parts[masN].datum[4]
, point2=mdb.models['Model-1'].parts[masN].datum[5])
#
#
# Horizontal partitioning
# Creating Offsets
#
mdb.models['Model-1'].parts[masN].DatumPointByOffset(point=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].vertices[2], vector=(0.0,
-partOff2, 0.0))
mdb.models['Model-1'].parts[masN].DatumPointByOffset(point=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].vertices[7], vector=(0.0,
-partOff2, 0.0))
mdb.models['Model-1'].parts[masN].DatumPointByOffset(point=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].vertices[3], vector=(0.0, partOff2,
0.0))
mdb.models['Model-1'].parts[masN].DatumPointByOffset(point=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].vertices[6], vector=(0.0, partOff2,
0.0))
mdb.models['Model-1'].parts[masN].PartitionFaceByShortestPath(faces=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].faces.getSequenceFromMask([
17 ], ), ), point1=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].datum[8], point2=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].datum[9])
mdb.models['Model-1'].parts[masN].PartitionFaceByShortestPath(faces=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].faces.getSequenceFromMask([
18 ], ), ), point1=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].datum[10], point2=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].datum[11])
#
#
# partitioning steel cube
#
mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'].deleteMesh(regions=
mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'].faces.getSequenceFromMask([
1 ], ), )
mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'].PartitionFaceByShortestPath(faces=
mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'].faces.getSequenceFromMask([
19 ], ), ), point1=
mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'].InterestingPoint(
mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'].edges[2], MIDDLE), point2=
mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'].InterestingPoint(
mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'].edges[0], MIDDLE)
#
#
# -----creating materials-----
#
#
# -----linear-plastic plaster-----
#
cpsDi1f=epsUlt-epsYield
mdb.models['Model-1'].Material(name='plaster')
mdb.models['Model-1'].materials['plaster'].Elastic(table=((masEmodElast, masNucElast), ))
mdb.models['Model-1'].materials['plaster'].Density(table=((densMas, ), ))
mdb.models['Model-1'].materials['plaster'].Plastic(table=((fcm, 0.0), (fcm*1.01,
cpsDi1f)))
#
# -----linear elastic textile-----
#
mdb.models['Model-1'].Material(name='textile')
mdb.models['Model-1'].materials['textile'].Elastic(table=((texEmodElast, texNucElast), ))
mdb.models['Model-1'].materials['textile'].Density(table=((densTex, ), ))
#
# -----traction separation glue-----
#
mdb.models['Model-1'].Material(name='glue')
mdb.models['Model-1'].materials['glue'].Elastic(table=((glEnn, glG1, glG2), ),
type=TRACTION)
mdb.models['Model-1'].materials['glue'].MaxsDamageInitiation(table=((glNo, glFd,
glSd), ))
mdb.models['Model-1'].materials['glue'].maxsDamageInitiation.DamageEvolution(
table=((glEner, ), ), type=ENERGY)
mdb.models['Model-1'].materials['glue'].Density(table=((densGlue, ), ))

```

```

#-----linear elastic steel-----
#
mdb.models['Model-1'].Material(name='steel')
mdb.models['Model-1'].materials['steel'].Elastic(table=((steelModElast, steelNueElast),))
mdb.models['Model-1'].materials['steel'].Density(table=((densSteel,)),)
#
#-----linear-elastic masonry (Stone)-----
#
epsDilF=epsUll-epsYield
mdb.models['Model-1'].Material(name='stone')
mdb.models['Model-1'].materials['stone'].Elastic(table=((hlzEmodElast, hlzNueElast),))
mdb.models['Model-1'].materials['stone'].Density(table=((densHlz,)),)
#
#
#-----creating sections-----
#
#
#
#
# Plaster
mdb.models['Model-1'].HomogeneousSolidSection(material='plaster', name='plaster'
, thickness=oopTh1)
# Glue
mdb.models['Model-1'].CohesiveSection(initialThickness=secTBGL,
initialThicknessType=SPECIFY, material='glue', name='glue',
outOfPlaneThickness=oopTh2, response=TRACTION_SEPARATION)
# Textile
mdb.models['Model-1'].HomogeneousSolidSection(material='textile', name='textile'
, thickness=oopTh2)
#
# Steel
mdb.models['Model-1'].HomogeneousSolidSection(material='steel', name='steel',
thickness=oopTh1)
#
# Stone
mdb.models['Model-1'].HomogeneousSolidSection(material='stone', name='stone'
, thickness=oopTh1)
#
#-----section assignments-----
#
# Plaster
#
mdb.models['Model-1'].parts[massN].SectionAssignment(offset=0.0,
offsetField='', offsetType=MIDDLE_SURFACE, region=Region(
faces=mdb.models['Model-1'].parts[massN].faces.getSequenceFromMask(
mask=([#18],)),), sectionName='plaster', thicknessAssignment=
FROM_SECTION)
#
# Glue
#
mdb.models['Model-1'].parts[glN].SectionAssignment(offset=0.0,
offsetField='', offsetType=MIDDLE_SURFACE, region=Region(
faces=mdb.models['Model-1'].parts[glN].faces.getSequenceFromMask(
mask=([#17],)),), sectionName='glue', thicknessAssignment=FROM_SECTION)
#
# Textile
#
mdb.models['Model-1'].parts[txtLN].SectionAssignment(offset=0.0,
offsetField='', offsetType=MIDDLE_SURFACE, region=Region(
faces=mdb.models['Model-1'].parts[txtLN].faces.getSequenceFromMask(
mask=([#17],)),), sectionName='textile', thicknessAssignment=FROM_SECTION)
#
# Steel
#
mdb.models['Model-1'].parts[SteelRoll].SectionAssignment(offset=0.0,
offsetField='', offsetType=MIDDLE_SURFACE, region=Region(
faces=mdb.models['Model-1'].parts[SteelRoll].faces.getSequenceFromMask(
mask=([#37],)),), sectionName='steel', thicknessAssignment=
FROM_SECTION)
#
# Masonry elast
#
mdb.models['Model-1'].parts[massN].SectionAssignment(offset=0.0,
offsetField='', offsetType=MIDDLE_SURFACE, region=Region(
faces=mdb.models['Model-1'].parts[MasonryBlock].faces.getSequenceFromMask(
mask=([#77],)),), sectionName='stone', thicknessAssignment=
FROM_SECTION)
#
#
#-----assembling parts-----
#
#
#
#-----masonry blocks-----
for i in range(0,numBl):
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.DatumCsysByDefault(CARTESIAN)
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.Instance(dependent=ON, name=massN+str(i+1)
, part=mdb.models['Model-1'].parts[massN])

for i in range(0,numBl):
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[massN+str(i+1)].translate(
vector=((lMas+hMor)*i, 0.0, 0.0))
#
#-----glue-----
# bottom instances
for i in range(0,numBl-4):
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.DatumCsysByDefault(CARTESIAN)
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.Instance(dependent=ON, name=glN+str(i+1)
, part=mdb.models['Model-1'].parts[glN])

for i in range(0,numBl-4):
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[glN+str(i+1)].translate(

```

```

vector=((1Mas-hMor)*(i+2)+(1Mas-hGlu)2, -hGlu, 0.0)
#
# top instances
#
for i in range(numBl2*numBl-4):
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.DatumCsysByDefault(CARTESIAN)
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.Instance(dependent=ON, name=gln+str(i-3)
        , part=mdb.models['Model-1'].parts[gln])
for i in range(numBl2*numBl-4):
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[gln+str(i+3)].translate(
        vector=((1Mas+hMor)*(i+2)-numBl)-(1Mas-hGlu)2, hMas, 0.0)
#
# -----textile-----
#bottom instance
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.DatumCsysByDefault(CARTESIAN)
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.Instance(dependent=ON, name=texL.N+str(1)
        , part=mdb.models['Model-1'].parts[txtL.N])
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[txtL.N+str(1)].translate(
        vector=(2*1Mas, hGlu+hMas, 0.0))
#
#top instance
#
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.DatumCsysByDefault(CARTESIAN)
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.Instance(dependent=ON, name=texL.N+str(2)
        , part=mdb.models['Model-1'].parts[txtL.N])
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[txtL.N+str(2)].translate(
        vector=(2*1Mas, -hGlu-hEx, 0.0))
#
# -----steelRoll-----
#
mdb.models['Model-1'].rootAssembly.Instance(dependent=ON, name='SteelRoll-1',
    part=mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'])
mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['SteelRoll-1'].translate(vector=(
    0.0, 0.0, 0.0))
mdb.models['Model-1'].rootAssembly.Instance(dependent=ON, name='SteelRoll-2',
    part=mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'])
mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['SteelRoll-2'].translate(vector=(
    1033.25, 0.0, 0.0))
mdb.models['Model-1'].rootAssembly.Instance(dependent=ON, name='SteelRoll-3',
    part=mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'])
mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['SteelRoll-3'].translate(vector=(
    1055.25, 0.0, 0.0))
mdb.models['Model-1'].rootAssembly.Instance(dependent=ON, name='SteelRoll-4',
    part=mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'])
mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['SteelRoll-4'].translate(vector=(
    1077.25, 0.0, 0.0))
mdb.models['Model-1'].rootAssembly.translate(instanceList=('SteelRoll-1', ),
    vector=(71.25, -rad, 0.0))
mdb.models['Model-1'].rootAssembly.translate(instanceList=('SteelRoll-1', ),
    vector=(0.0, -rad, 0.0))
mdb.models['Model-1'].rootAssembly.translate(instanceList=('SteelRoll-2', ),
    vector=(-62.0, -rad, 0.0))
mdb.models['Model-1'].rootAssembly.translate(instanceList=('SteelRoll-2', ),
    vector=(0.0, -rad, 0.0))
mdb.models['Model-1'].rootAssembly.translate(instanceList=('SteelRoll-3', ),
    vector=(-584.0, 130.0, 0.0))
mdb.models['Model-1'].rootAssembly.translate(instanceList=('SteelRoll-3', ),
    vector=(0.0, rad, 0.0))
mdb.models['Model-1'].rootAssembly.translate(instanceList=('SteelRoll-4', ),
    vector=(-506, 130, 0.0))
mdb.models['Model-1'].rootAssembly.translate(instanceList=('SteelRoll-4', ),
    vector=(0.0, rad, 0.0))
#
#
# -----setting constraints-----
#
# -----glue 2 masonry bottom-----
#
for i in range(0,numBl-4):
    mdb.models['Model-1'].Tie(adjust=ON, master=Region(
        side1Edges=mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[massN+str(i+3)].edges.getSequenceFromMask(
            mask=('[#40000]', ), ), name='glue2masBot'+str(i+1), positionToleranceMethod=
                COMPUTED, slave=Region(
                    side1Edges=mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[gln+str(i+1)].edges.getSequenceFromMask(
                        mask=('[#4]', ), ), thickness=ON, tieRotations=ON)
    )
#
# -----glue 2 masonry top-----
#
for i in range(0,numBl-4):
    mdb.models['Model-1'].Tie(adjust=ON, master=Region(
        side1Edges=mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[massN+str(i+3)].edges.getSequenceFromMask(
            mask=('[#44900]', ), ), name='glue2masTop'+str(i+1), positionToleranceMethod=
                COMPUTED, slave=Region(
                    side1Edges=mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[gln+str(i+numBl-3)].edges.getSequenceFromMask(
                        mask=('[#1]', ), ), thickness=ON, tieRotations=ON)
    )
#
# -----tex 2 glue bottom-----
#
for i in range(0,numBl-4):
    mdb.models['Model-1'].Tie(adjust=ON, slave=Region(
        side1Edges=mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[gln+str(i+1)].edges.getSequenceFromMask(
            mask=('[#1]', ), ), name='tex2gluBot'+str(i+1), positionToleranceMethod=
                COMPUTED, master=Region(
                    side1Edges=mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[txtL.N+str(2)].edges.getSequenceFromMask(
                        mask=('[#4]', ), ), thickness=ON, tieRotations=ON)
    )
#
# -----tex 2 glue top-----
#
for i in range(0,numBl-4):
    mdb.models['Model-1'].Tie(adjust=ON, slave=Region(
        side1Edges=mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[gln+str(i+1+numBl-4)].edges.getSequenceFromMask(
            mask=('[#4]', ), ), name='tex2gluTop'+str(i+1), positionToleranceMethod=
                COMPUTED, master=Region(
                    side1Edges=mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[txtL.N+str(1)].edges.getSequenceFromMask(
                        mask=('[#1]', ), ), thickness=ON, tieRotations=ON)
    )
#
#
#

```

```

# -----setting interaction properties-----
#
#
# hard contact
#
mdb.models['Model-1'].ContactProperty('hard')
mdb.models['Model-1'].interactionProperties['hard'].TangentialBehavior(
    formulation=FRICITIONLESS)
mdb.models['Model-1'].interactionProperties['hard'].NormalBehavior(
    allowSeparation=ON, constraintEnforcementMethod=DEFAULT,
    pressureOverclosure=HARD)
#
# mortar as contact property
#
mdb.models['Model-1'].ContactProperty('mortar')
mdb.models['Model-1'].interactionProperties['mortar'].TangentialBehavior(
    formulation=ROUGH)
mdb.models['Model-1'].interactionProperties['mortar'].NormalBehavior(
    allowSeparation=ON, constraintEnforcementMethod=DEFAULT,
    pressureOverclosure=HARD)
mdb.models['Model-1'].interactionProperties['mortar'].GeometricProperties(
    contactArc=oopTh1, padThickness=None)
mdb.models['Model-1'].interactionProperties['mortar'].CohesiveBehavior()
mdb.models['Model-1'].interactionProperties['mortar'].Damage(evolTable=((moEner,
    )), evolutionType=ENERGY, initTable=((moNorm, moSh1, moSh2),), useEvolution=ON)
#
# mortar as contact property
#
mdb.models['Model-1'].ContactProperty('mortarMod')
mdb.models['Model-1'].interactionProperties['mortarMod'].TangentialBehavior(
    formulation=ROUGH)
mdb.models['Model-1'].interactionProperties['mortarMod'].NormalBehavior(
    allowSeparation=ON, constraintEnforcementMethod=DEFAULT,
    pressureOverclosure=HARD)
mdb.models['Model-1'].interactionProperties['mortarMod'].GeometricProperties(
    contactArc=oopTh1, padThickness=None)
mdb.models['Model-1'].interactionProperties['mortarMod'].CohesiveBehavior(
    ), evolutionType=ENERGY, initTable=((moNorm, moSh1, moSh2),), useEvolution=ON)
#
#
# -----assigning interaction properties-----
#
#
# masonry to masonry (hard-cohesive)
#
for i in range(0,numBl-1):
    mdb.models['Model-1'].SurfaceToSurfaceContactStd.adjustMethod=NONE,
    clearanceRegion=None, createStepName='Initial', datumAxis=None,
    initialClearance=OMIT, interactionProperty='mortar', master=Region(
    sideEdges=mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[masN+str(i+1)].edges.getSequenceFromMask(
    mask=([#408100 ], ), ), name='mas2mas'+str(i+1), slave=Region(
    sideEdges=mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[masN+str(i+2)].edges.getSequenceFromMask(
    mask=([#21008 ], ), ), sliding=SMALL, thickness=ON)
#
# textile to masonry
# bottom
for i in range(0,numBl):
    mdb.models['Model-1'].SurfaceToSurfaceContactStd.adjustMethod=NONE,
    clearanceRegion=None, createStepName='Initial', datumAxis=None,
    initialClearance=OMIT, interactionProperty='hard', master=Region(
    sideEdges=mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[masN+str(i+1)].edges.getSequenceFromMask(
    mask=([#a40000 ], ), ), name='tex2masBot'+str(i+1), slave=Region(
    sideEdges=mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[txLN+str(2)].edges.getSequenceFromMask(
    mask=([#4 ], ), ), sliding=FINITE, thickness=ON)
#
# top
for i in range(0,numBl):
    mdb.models['Model-1'].SurfaceToSurfaceContactStd.adjustMethod=NONE,
    clearanceRegion=None, createStepName='Initial', datumAxis=None,
    initialClearance=OMIT, interactionProperty='hard', master=Region(
    sideEdges=mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[masN+str(i+1)].edges.getSequenceFromMask(
    mask=([#14800 ], ), ), name='tex2masTop'+str(i+1), slave=Region(
    sideEdges=mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[txLN+str(1)].edges.getSequenceFromMask(
    mask=([#1 ], ), ), sliding=FINITE, thickness=ON)
#
# steelRoll to masonry: Attention: Individual modification for each test setup required
#
mdb.models['Model-1'].SurfaceToSurfaceContactStd.adjustMethod=NONE,
    clearanceRegion=None, createStepName='Initial', datumAxis=None,
    initialClearance=OMIT, interactionProperty='hard', master=Region(
    sideEdges=mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[SteelRoll-1].edges.getSequenceFromMask(
    mask=([#76 ], ), ),
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[SteelRoll-2].edges.getSequenceFromMask(
    mask=([#76 ], ), ),
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[SteelRoll-3].edges.getSequenceFromMask(
    mask=([#76 ], ), ),
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[SteelRoll-4].edges.getSequenceFromMask(
    mask=([#76 ], ), ), name='steel2m', slave=Region(
    sideEdges=mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[MasonryBlock1].edges.getSequenceFromMask(
    mask=([#a00000 ], ), ),
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[MasonryBlock2].edges.getSequenceFromMask(
    mask=([#840000 ], ), ),
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[MasonryBlock19].edges.getSequenceFromMask(
    mask=([#a00000 ], ), ),
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[MasonryBlock20].edges.getSequenceFromMask(
    mask=([#840000 ], ), ),
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[MasonryBlock9].edges.getSequenceFromMask(
    mask=([#14000 ], ), ),
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[MasonryBlock10].edges.getSequenceFromMask(
    mask=([#4800 ], ), ),
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[MasonryBlock11].edges.getSequenceFromMask(
    mask=([#14000 ], ), ),
    mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances[MasonryBlock12].edges.getSequenceFromMask(
    mask=([#4800 ], ), ), sliding=FINITE, thickness=ON)
#
#
#

```

```

# -----creating new step-----
#
#
mdb.models['Model-1'].ImplicitDynamicsStep(alpha=DEFAULT, amplitude=RAMP,
application=QUASI_STATIC, initialConditions=OFF, initialInc=0.0001,
maxNumInc=100000, name='Step-1', noiaf=OFF, previous='Initial')
mdb.models['Model-1'].steps['Step-1'].setValues(minInc=1e-10)
mdb.models['Model-1'].steps['Step-1'].setValues(maxInc=1e-3)
mdb.models['Model-1'].fieldOutputRequests['F-Output-1'].setValues(frequency=1)
#
#
# -----assigning boundary conditions-----
#
#
# Fixing steel rolls
#
mdb.models['Model-1'].DisplacementBC(amplitude=UNSET, createStepName='Step-1',
distributionType=UNIFORM, fieldName='', fixed=OFF, localCsys=None, name=
'fixed', region=Region(
vertices=mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['SteelRoll-1'].vertices.getSequenceFromMask(
mask=('[*2 ]',)),)
mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['SteelRoll-2'].vertices.getSequenceFromMask(
mask=('[*2 ]',)), u1=0.0, u2=0.0, ur3=UNSET)
#
# Displacement
#
mdb.models['Model-1'].DisplacementBC(amplitude=UNSET, createStepName='Step-1',
distributionType=UNIFORM, fieldName='', fixed=OFF, localCsys=None, name=
'displ', region=Region(
faces=mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['SteelRoll-3'].faces.getSequenceFromMask(
mask=('[*3 ]',)),)
mdb.models['Model-1'].rootAssembly.instances['SteelRoll-4'].faces.getSequenceFromMask(
mask=('[*3 ]',)), u1=0.0, u2=-displ, ur3=UNSET)
#
#
# -----setting loads-----
#
#
# Defining gravity and amplitude
#
mdb.models['Model-1'].Gravity(comp2=-9810, createStepName='Step-1',
distributionType=UNIFORM, field='', name='Load-1')
mdb.models['Model-1'].TabularAmplitude(data=((0.0, 0.0), (0.01, 1.0), (1.0,
1.0)), name='Amp-1', smooth=SOLVER_DEFAULT, timeSpan=STEP)
mdb.models['Model-1'].loads['Load-1'].setValues(amplitude='Amp-1',
distributionType=UNIFORM, field='')
#
#
# -----Meshing-----
#
#
# masonry block
#
mdb.models['Model-1'].parts[masN].setMeshControls(elemShape=QUAD,
regions=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].faces.getSequenceFromMask((
[*7 ]',)), technique=FREE)
mdb.models['Model-1'].parts[masN].setElementType(elemTypes=(ElementType(
elemCode=CPS4R, elemLibrary=STANDARD, secondOrderAccuracy=OFF,
hourglassControl=DEFAULT, distortionControl=DEFAULT), ElementType(
elemCode=CP3S, elemLibrary=STANDARD)), regions=(
mdb.models['Model-1'].parts[masN].faces.getSequenceFromMask((
[*7 ]',)),)
mdb.models['Model-1'].parts[masN].seedEdgeByNumber(constraint=FINER,
edges=
mdb.models['Model-1'].parts['MasonryBlock'].edges.getSequenceFromMask((
[*12 ]',)), number=seedFine)
mdb.models['Model-1'].parts[masN].seedEdgeByNumber(constraint=FINER,
edges=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].edges.getSequenceFromMask((
[*804050 ]',)), number=seedFine/3)
mdb.models['Model-1'].parts[masN].seedEdgeByNumber(constraint=FINER,
edges=
mdb.models['Model-1'].parts[masN].edges.getSequenceFromMask((
[*7f8e5 ]',)), number=seedFine/3-2)
mdb.models['Model-1'].parts[masN].generateMesh()
#
# glue
#
mdb.models['Model-1'].parts[glN].setMeshControls(elemShape=QUAD,
regions=mdb.models['Model-1'].parts[glN].faces.getSequenceFromMask(
(['#1 ]',)), technique=STRUCTURED)
mdb.models['Model-1'].parts[glN].setElementType(elemTypes=(ElementType(
elemCode=COH2D4, elemLibrary=STANDARD), ElementType(elemCode=UNKNOWN_TRI,
elemLibrary=STANDARD)), regions=(
mdb.models['Model-1'].parts[glN].faces.getSequenceFromMask((
[*1 ]',)),)
mdb.models['Model-1'].parts[glN].seedPart(deviationFactor=0.1,
minSizeFactor=0.1, size=gluSz)
mdb.models['Model-1'].parts[glN].generateMesh()
#
# textile
#
mdb.models['Model-1'].parts[txtLN].setMeshControls(elemShape=QUAD,
regions=
mdb.models['Model-1'].parts[txtLN].faces.getSequenceFromMask(
[*1 ]',)), technique=STRUCTURED)
mdb.models['Model-1'].parts[txtLN].setElementType(elemTypes=(ElementType(
elemCode=CPS4R, elemLibrary=STANDARD, secondOrderAccuracy=OFF,
hourglassControl=DEFAULT, distortionControl=DEFAULT), ElementType(
elemCode=CP3S, elemLibrary=STANDARD)), regions=(
mdb.models['Model-1'].parts[txtLN].faces.getSequenceFromMask((
[*1 ]',)),)
mdb.models['Model-1'].parts[txtLN].seedPart(deviationFactor=0.1,
minSizeFactor=0.1, size=txtSz)
mdb.models['Model-1'].parts[txtLN].generateMesh()

```

```

#
#steelRoll
#
mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'].seedPart(deviationFactor=0.1,
  minSizeFactor=0.1, size=1)
mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'].generateMesh()
mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'].deleteMesh()
mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'].seedPart(deviationFactor=0.1,
  minSizeFactor=0.1, size=2.0)
mdb.models['Model-1'].parts['SteelRoll'].generateMesh()

```

C.2 Matlab 1

Zur Verwendung des folgenden Matlab Codes müssen insgesamt vier Dateien in einem Ordner angelegt werden. Der Inhalt dieser Dateien ist im folgenden Quellcode dargestellt. Der Inhalt aller Dateien wird aufgeführt und ist durch eine Zeile mit Bindestrichen in vier Bereiche unterteilt. Diese Bereiche enthalten den Inhalt je einer Datei. Die Dateien, welche Funktionen darstellen, müssen unter dem Funktionsnamen abgespeichert werden, um lauffähig zu sein. Die erste Datei repräsentiert die Ablaufsteuerung zur Dateneinlesung, Berechnung und grafischen Ausgabe. Die zweite Datei muss unter dem Namen **create_struct_textile.m** abgespeichert werden und dient zur Initiierung eines Datencontainers (Strukturvariablen), welcher alle relevanten Parameter enthält. Die dritte Datei muss unter dem Namen **explDES_bilinearTD_struct.m** abgespeichert werden und stellt den Gleichungslöser dar. Die vierte Datei muss unter dem Namen **plot_singleShear.m** abgespeichert werden und dient zur grafischen Ausgabe.

```

%-----
% Script for simulating a displacement controlled single shear test by
% solving the differential equation of slidable bond
%
% Static-monotonic loading
%-----
% Author:
% Dipl.-Ing. Bernhard Walendy
% Karlsruhe Institute of Technology Institute for Reinforced Concrete Structures and Building Materials
% Date: 10 th of November 2017
%-----
clear all;
% Name of the object which is pulled (e.g. textile, laminate, ...)
name='EqTopWrap';
% Declaration and initiation of a structural variable containing
[Eq_Top1]=create_struct_textile(name{1},2.88,160,50,1,70000);
% Determination of the bi-linear bond-slip relation:
% amax: (numeric) max. bond stress [N/mm²]
% bmax: (numeric) slip at max. bond stress [mm]
% eMax: (numeric) slip at complete debonding [mm]
amax=0.5;
bmax=0.5;
emax=1.2;
% Solving differential equation
[out_1,out_2,out_3,out_4,out_5,out_6]=explDES_bilinearTD_struct(Eq_Top1,1,amax,bmax,emax,20000,10);
% plotting results
plot_singleShear(Eq_Top1,out_1,out_2,out_3,out_4,out_5,out_6,1,1);
%-----

function [p1]=create_struct_textile(type,aCross,bondL,width,td_type,e_mod)
% "constructor" function for the declaration and initiation of a structural
% variable containing data which is required for the iterative solving of the
% differential equation of slidable bond
%-----
% Author:
% Dipl.-Ing. Bernhard Walendy
% Karlsruhe Institute of Technology Institute for Reinforced Concrete Structures and Building Materials
% Date: 10 th of November 2017
%-----
% Input:
% type: (String)(e.g. name of the instance)
% aCross: (numeric) cross section of the object to be pulled (e.g. textile) [mm²]
% bondL: (numeric) bonded length of the object to be pulled [mm]
% width: (numeric) width of the instance to be pulled [mm]
% td_type: (numeric) number to indicate type of bond-slip relation
% 1: bi-linear relation
% e_mod: (numeric) elastic modulus of the object to be pulled (e.g. textile) [N/mm²]
%-----
% Output:
% p1: (struct) structural variable representing all relevant data for
% differential equation solver
%-----
% Declaration and initiation of the structural variable: User defined input
p1=struct();

```

```

p1.type=type;
p1.atCross=aCross;
p1.bondL=bondL;
p1.width=width;
p1.id_type=id_type;
p1.e_mod=e_mod;
% Declaration and default-initiation of additional variables within the
% structural variable
%
% Default initiation of the bi-linear bond-slip relation
% amax: (numeric) max shear-stress [N/mm2]
% bmax: (numeric) slip at amax [mm]
% cmax: (numeric) slip at complete debonding [mm]
p1.amax=0;
p1.bmax=0;
p1.cmax=0;
% Default initiation of additional parameters
% p1.el_zahl: (numeric) number of elements
% p1.F_ges: (numeric) max. force within pulled object [N]
% p1.hl_tol: (numeric) load tolerance to check if max. force is reached [N]
% p1.output_over: (numeric) parameter to decide if relevant data has already been stored
p1.el_number=0;
p1.F_ges=0;
p1.hl_tol=0.00000001;
p1.output_over=0;
% Output data vectors
% p1.force_out: (numeric)
p1.force_out=0;
p1.x_out=0;
p1.x_out_2=0;
p1.tau_out=0;
p1.eps_out=0;
p1.x_coord=0;
p1.F_text=0;
% Parameter used for differential equation solver
% p1.el_size: (numeric) element size [mm]
p1.snapback=0;
p1.x_vec=0;
p1.k_vec=0;
p1.tau_vec=0;
p1.el_size=0.5;
% Parameter used for differential equation solver: Automatic stepwise
% modification
p1.incr_start=1;
p1.incr_add=1;
p1.incr_add_2=0;
p1.incr_lim=200000;
p1.fbc_incr_add=0;
% Parameter used for implementation of cyclic loading
p1.plast=0;
p1.residuam=0;
% Parameters for tri-linear bond-slip relations (cyclic only)
p1.qy=0;
p1.qy=0;
p1.k_sch=0;
end

```

```

function [out_1,out_2,out_3,out_4,out_5,out_6] = explDES_bilinearTD_struct(obj,option,amax,bmax,cmax,maxForce,maxSlip)
% differential equation solver for a displacement controlled single shear
% test
% -----
% Author:
% Dipl.-Ing. Bernhard Walendy
% Karlsruhe Institute of Technology Institute for Reinforced Concrete Structures and Building Materials
% Date: 10 th of November 2017
% -----
% Input:
% obj: (struct)(e.g. struct created using "create_struct_textile")
% option: (numeric) choice of ending solver method
% 1: max. slip criteria
% 2: max. force criteria
% Determination of the bi-linear bond-slip relation:
% amax: (numeric) max. bond stress [N/mm2]
% bmax: (numeric) slip at max. bond stress [mm]
% cmax: (numeric) slip at complete debonding [mm]
% maxForce: (numeric) max. force for option=2 [N]
% maxSlip: (numeric) max. slip for option=1 [mm]
% -----
% Output:
% p1: (struct) structural variable representing all relevant data for
% differential equation solver
% out_1: (numeric) slip at load inducing end for all iterations (global slip) [mm]
% out_2: (numeric) force at load inducing end for all iterations (global force) [N]
% out_3: (numeric) length coordinate along bonded length [mm]
% out_4: (numeric) shear stress along bonded length at max. force [N/mm2]
% out_5: (numeric) textile strain along bonded length at max. force []
% out_6: (numeric) slip along bonded length at max. force [mm]
% -----
tic
% -----
% data out has not been created yet
obj.output_over=0;
% -----
% determination of number of elements
obj.el_number=obj.bondL/obj.el_size;
% -----
% assigning bond-slip relations to each element
obj=shearPara_struct(obj,amax,bmax,cmax);
% -----
% determination start-step width and step modification parameters
obj=mod_int_para(obj);
% -----
% starting the equation solver and create output
obj=ite(obj,option,maxForce,maxSlip);
out_1=obj.x_out;
out_2=obj.force_out;
out_3=obj.x_coord;
out_4=obj.tau_out;

```

C Codes

```
out_5=obj.eps_out;
out_6=obj.x_out_2;
out_6(end)=[];
toc
end
%-----
function obj=shearPara_start(obj,amax,bmax,cmax)
for (i=1:1:obj.el_number)
obj.amax(i)=amax;
obj.bmax(i)=bmax;
obj.cmax(i)=cmax;
end
end
%-----
function obj=iter(obj,option,maxForce,maxSlip)
% first loop for deformation increment at not-loaded end
obj.x_vec(1)=obj.incr_start;
for (i=1:1:obj.incr_lim)
% initiation for the first element
obj.tau_vec(1)=tau_calc(1,obj);
obj.k_vec(1)=obj.tau_vec(1)*obj.el_size*obj.width;
delta_x=obj.k_vec(1)*obj.el_size*obj_e_mod*obj.aCross;
obj.x_vec(2)=obj.x_vec(1)+delta_x;
obj.F_compl=obj.k_vec(1);
obj.F_text(1)=obj.F_compl;
% second loop over elements along pulled object
for (wsi=2:1:obj.el_number)
obj.tau_vec(wsi)=tau_calc(wsi,obj);
obj.k_vec(wsi)=(obj.k_vec(wsi-1)+obj.el_size*obj.width*obj.tau_vec(wsi))/2;
obj.F_compl=obj.F_compl+obj.k_vec(wsi);
obj.F_text(wsi)=obj.F_compl;
delta_x=obj.F_compl*obj.el_size*obj_e_mod*obj.aCross;
obj.x_vec(wsi+1)=obj.x_vec(wsi)+delta_x;
% optional stabilisation function
check_load(wsi,obj);
end
% data output after first step
obj=ausgabe_ev(obj);
% increase of displacement step for first loop
% => acceleration of convergence if force within pulled object remains
% constant
if (j>2 && obj.force_out(j-1)>obj.force_out(j)-obj.hl_tol)
obj.incr_add=obj.incr_add*obj.incr_add_2;
obj.incr_add_2=1;
end
% this check leads to the termination of the solver if there is no
% force left in the object to be pulled
% for short bonding length without snapback the solver otherwise
% continues until max. displ. step
if obj.F_compl<obj.hl_tol
return
end
obj.x_vec(1)=obj.x_vec(1)+obj.incr_add;
% Check if max. load criteria has been reached
if (option==2)
if (obj.F_compl==maxForce)
obj.x_out(end)=[];
obj.force_out(end)=[];
obj=ausgabe_hlj(obj);
obj.output_over=1;
return
end
end
% Check if max. slip criteria has been reached
if (option==1)
if (max(obj.x_out)>=maxSlip)
obj.x_out(end)=[];
obj.force_out(end)=[];
obj=ausgabe_hlj(obj);
obj.output_over=1;
return
end
end
% Check if max. load has been reached
if (j>1 && obj.output_over==0)
if obj.force_out(j-1)>obj.force_out(j)-obj.hl_tol
obj=ausgabe_hlj(obj);
obj.output_over=1;
end
end
% Check if snapback occurred
if j>2
if obj.x_out(j-1)>obj.x_out(j)
disp('Snapback');
obj.snapback=1;
return
end
end
end
end
%-----
function [tau]=tau_calc(wsi,obj)
% determination of shear stress as function of slip
if (obj.td_type==1)
if (obj.x_vec(wsi)>obj.bmax(wsi))
tau=obj.amax(wsi)/obj.bmax(wsi)*obj.x_vec(wsi);
end
if (obj.x_vec(wsi)>=obj.bmax(wsi) && obj.x_vec(wsi)<obj.cmax(wsi))
tau=obj.amax(wsi)-obj.amax(wsi)*(obj.x_vec(wsi)-obj.bmax(wsi))/(obj.cmax(wsi)-obj.bmax(wsi));
end
if (obj.x_vec(wsi)<obj.cmax(wsi))
tau=0;
end
end
if (tau<0)
tau=0;
end
end
%-----
function [obj]=check_load(wsi,obj)
```



```

if(obj_x_vec(wsi-1)=obj_x_vec(wsi))
    obj_x_vec(wsi-1)=obj_x_vec(wsi);
end
end
%-----
function [obj]=ausgabe_cvj(obj)
obj.force_out(j)=obj.F_compl;
obj.x_out(j)=obj_x_vec(obj.el_number);
end
%-----
function [obj]=ausgabe_hlj(obj)
obj.x_coord=[1:obj.el_number]*obj.el_size;
obj.tau_out=obj.tau_vec;
obj.eps_out=obj.F_text(obj.e_mod*obj.aCross);
obj.x_out_2=obj_x_vec;
obj.x_out_2(1)=obj_x_out_2(1)-obj.incr_add;
end
%-----
function [obj]=mod_int_para(obj)
% The following combinations lead to bad convergence behaviour:
% long bonded length combined with small bmax
% It may be necessary to modify the following parameters for some
% cases. The current setting works fine for soft glue in combination with
% glass fiber fabric (E_glue=6 N/mm2; EA_tex=200000 N)
obj.incr_start=0.0005;
obj.incr_add=obj.incr_start;
obj.incr_add_2=1/obj.incr_start/100;
end
%-----
function plot_singleShear obj_in_1,in_2,in_3,in_4,in_5,in_6,line,col)
% plot function for the output of function
% [out_1,out_2,out_3,out_4,out_5,out_6] = explDES_bilinearTD_struct(...)
% -----
% Author:
% Dipl.-Ing. Bernhard Walendy
% Karlsruhe Institute of Technology Institute for Reinforced Concrete Structures and Building Materials
% Date: 10 th of November 2017
% -----
% Input:
% obj: (struct) struct created by function [p1]=create_struct_textil(type,Cross,bondl,width,td_type,e_mod)
% in_1: (numeric) slip at load inducing end for all iterations (global slip) [mm]
% in_2: (numeric) force at load inducing end for all iterations (global force) [N]
% in_3: (numeric) length coordinate along bonded length [mm]
% in_4: (numeric) shear stress along bonded length at max. force [N/mm2]
% in_5: (numeric) textile strain along bonded length at max. force [1]
% in_6: (numeric) slip along bonded length at max. force [mm]
% line: (numeric) line style parameter
% col: (numeric) colour parameter
% -----
% Set formatting parameters
clf;
if line==1
    line='k';
end
if line==2
    line='r';
end
if line==3
    line='b';
end
if col==1
    col='k';
end
if col==2
    col='r';
end
if col==3
    col='b';
end
format=[line col];
% plot of results
% -----
% plot slip over textile force
subplot(2,2,1),plot(in_1,in_2,format);
hold on;
[max_y,ind_y]=max(in_2);
max_x=in_1(ind_y);
plot(max_x,max_y,'*','MarkerSize',6);
text(max_x,max_y,['Maximum value ' num2str(round(max_y,2)) ' at ' num2str(round(in_1(ind_y),2))]);
xlabel('Slip at load inducing end [mm]');
ylabel('Maximum textile force [N]');
title('Simulated single shear test ');
l=legend('Textile ' num2str(obj.type),'Location','northeast');
axis([0,max(in_1),0,max(in_2)+max(in_2)/5]);
grid on;
hold off;
% -----
% plot slip along bonded length
subplot(2,2,2),plot(in_3,in_6,format);
hold on;
% Identifizierung und Markierung des Maximums
[max_y,ind_y]=max(in_6);
max_x=in_3(ind_y);
plot(max_x,max_y,'*','MarkerSize',6);
text(max_x,max_y,['Maximum value ' num2str(round(max_y,2)) ' at ' num2str(round(in_3(ind_y),2))]);
%
xlabel('Length coordinate along bonded length [mm]');
ylabel('Slip s(x) [mm]');
title('Slip along bonded length at maximum load ');
l=legend('Textile ' num2str(obj.type),'Location','northeast');
axis([0,max(in_3),0,max(in_6)+max(in_6)/5]);
grid on;
hold off;
% -----
% plot shear stress along bonded length
subplot(2,2,3),plot(in_3,in_4,format);
hold on;
[max_y,ind_y]=max(in_4);
[max_x,ind_x]=max(in_3);
plot(max_x,max_y,'*','MarkerSize',6);
text(max_x,max_y,['Maximum value ' num2str(round(max_y,2)) ' at ' num2str(round(in_3(ind_y),2))]);
xlabel('Length coordinate along bonded length [mm]');
ylabel('Shear stress [N/mm2]');
title('Shear stress along bonded length at maximum load ');

```

```

l= legend(['Textile ' num2str(obj_type)],T.location,'northeast');
axis([0,max(in_3),0,max(in_4)]);
%axis([0,max(in_3),0,max(in_4)+max(in_4)/5]);
grid on;
hold off;
%-----
% plot textile strain along bonded length
subplot(2,2,4),plot(in_3,in_5,format);
hold on
[max_x,ind_y]=max(in_5);
[max_x]=in_3(ind_y);
plot(max_x,max_y,'*','MarkerSize' 6);
text(max_x,max_y,['Maximum value ' num2str(round(max_y,2)) ' at ' num2str(round(in_3(ind_y),2))]);
xlabel('length coordinate along bonded length [mm]');
ylabel('textile strain along bonded length [-]');
title('Textile strain along bonded length at maximum load ');
l= legend(['Textile ' num2str(obj_type)],T.location,'northeast');
axis([0,max(in_3),0,max(in_5)+max(in_5)/5]);
grid on;
hold off
end

```

C.3 Matlab 2

Zur Verwendung des folgenden Matlab Codes müssen insgesamt vier Dateien in einem Ordner angelegt werden. Der Inhalt dieser Dateien ist im folgenden Quellcode dargestellt. Der Inhalt aller Dateien wird aufgeführt und ist durch eine Zeile mit Bindestrichen in drei Bereiche unterteilt. Diese Bereiche enthalten den Inhalt je einer Datei. Die Dateien, welche Funktionen darstellen, müssen unter dem Funktionsnamen abgespeichert werden, um lauffähig zu sein. Die erste Datei repräsentiert die Ablaufsteuerung zur Dateneinlesung, Berechnung und grafischen Ausgabe. Die zweite Datei muss unter dem Namen **create_struct_textile.m** abgespeichert werden und dient zur Initiierung eines Datencontainers (Strukturvariablen), welcher alle relevanten Parameter enthält. Diese Datei ist identisch mit der namensgleichen Datei in Anhang C.2 und wird nicht nochmal abgebildet. Die dritte Datei muss unter dem Namen **explIDES_bilinearTD_struct_zycl_triDam.m** abgespeichert werden und stellt den Gleichungslöser dar. Die vierte Datei muss unter dem Namen **cyclTriDam.m** abgespeichert und dient zur Neuberechnung der τ - Δ -Beziehungen für jedes Element. Eine grafische Ausgabe ist in der Skriptdatei enthalten.

```

%-----
% Script for simulating a displacement controlled single shear test by
% solving the differential equation of slidable bond
%
% Cyclic loading
% Assumption: Damage is a function of displacement only. Number of cycles
% do not affect the results loading and unloading pathes are the same
%-----
% Author:
% Dipl.-Ing. Bernhard Walendy
% Karlsruhe Institute of Technology Institute for Reinforced Concrete Structures and Building Materials
% Date: 17 th of November 2017
%-----
clear all;
%% Input parameter for first loop: Displacement cycles
% Define displacement peaks (only max. displacement ==> there is always
% returning to zero displacement for each input-value)
disp_cycl=[0,3,0,6,1,2,1,6,2,0];
% number of cycles: automatically calculated, no input required
num_cyk=length(disp_cycl);
%% Define textile data and undamaged bond-slip relations
% Name of the object which is pulled (e.g. textile, laminate, ...)
name={'EqTop#arp'};
% Declaration and initiation of a structural variable containing
[Eq_Top1]=create_struct_textile(name{1},2,33,160,40,1,70000);
% Determination of number of elements
Eq_Top1.el_number=Eq_Top1.bondL/Eq_Top1.el_size;
% Determination of the bi-linear bond-slip relation
% amax: (numeric) max. bond stress [N/mm²]
% bmax: (numeric) slip at max. bond stress [mm]
% cmax: (numeric) slip at complete debonding [mm]
amax=0.6;
bmax=0.6;
cmax=1.4;
Eq_Top1.amax=zeros(Eq_Top1.el_number,1);
Eq_Top1.amax=Eq_Top1.amax+amax;
Eq_Top1.bmax=zeros(Eq_Top1.el_number,1);
Eq_Top1.bmax=Eq_Top1.bmax+bmax;
Eq_Top1.cmax=zeros(Eq_Top1.el_number,1);
Eq_Top1.cmax=Eq_Top1.cmax+cmax;
%% Define damage parameters
% Damage parameters
Eq_Top1.qx=zeros(Eq_Top1.el_number,1);
Eq_Top1.qx=zeros(Eq_Top1.el_number,1);

```

```

Eq_Top1_k_dam=zeros(Eq_Top1_el_number,1);
Eq_Top1_k_dam_xi=zeros(Eq_Top1_el_number,1);
Eq_Top1_k_dam_xiSum=zeros(Eq_Top1_el_number,1);
Eq_Top1_k_dam_xi_2=zeros(Eq_Top1_el_number,1);
% Damage parameter for displacements < bmax
xi=0;
% Damage parameter for displacements > bmax
xi_2=0;
% xi=xi_2=0 : Only stiffness degradation, no plastic damage
% xi=0; xi_2=0: Combined plastic damage and/or stiffness degradation for displacements > bmax
% xi=xi_2=0 : Combined plastic damage and/or stiffness degradation for displacements < bmax
%% Start first loop over displacement targets
for z=1:1:nun_cykl
% Solving differential equation for a given damage set
[Eq_Top1_out_1,out_2,out_3,out_4,out_5,out_6]=explDES_bilinearTD_struct_zycl_triDam(Eq_Top1,1,10000,disp_cycl(z),0);
%function [out_1,out_2,out_3,out_4,out_5,out_6]=explDES_bilinearTD_struct(obj,option,amax,bmax,cmax,maxForce,maxSlip)
hold on;
% Plot global slip (x-axis [mm]) over force (y-axis [N])
plot(out_1,out_2);
hold off;
% Calculate damage for next displacement target
[Eq_Top1]=cyclTriDam(Eq_Top1,bmax,xi,xi_2);
end

-----
function [obj_out_1,out_2,out_3,out_4,out_5,out_6]=explDES_bilinearTD_struct_zycl_triDam(obj,option,maxForce,maxSlip,tol_dam)
% differential equation solver for a displacement controlled singel shear
% test => Cyclic loading - tri linear damage behaviour
% -----
% Author:
% Dipl.-Ing. Bernhard Walendy
% Karlsruhe Institute of Technology Institute for Reinforced Concrete Structures and Building Materials
% Date: 17 th of November 2017
% -----
% Input:
% obj: (struct) (e.g. struct created using "create_struct_textile")
% option: (numeric) choice of ending solver method
% 1: max. slip criteria
% 2: max. force criteria
% maxForce: (numeric) max. force for option=2 [N]
% maxSlip: (numeric) max. slip for option=1 [mm]
% tol_dam: (numeric) displacement convergence tolerance [mm]
% -----
% Output:
% pl: (struct) structural variable representing all relevant data for
% differential equation solver
% out_1: (numeric) slip at load inducing end for all iterations (global slip) [mm]
% out_2: (numeric) force at load inducing end for all iterations (global force) [N]
% out_3: (numeric) length coordinate along bonded length [mm]
% out_4: (numeric) shear stress along bonded length at max. force [N/mm^2]
% out_5: (numeric) textile strain along bonded length at max. force []
% out_6: (numeric) slip along bonded length at max. force [mm]
% -----
tic
obj.ausg_vorbei=0;
obj.mod_int_para(obj);
obj.x_out=[];
obj.force_out=[];
obj.tau_out=[];
obj.eps_out=[];
obj.x_out_2=[];
obj.tau_vec=[];
obj.k_vec=[];
obj.x_vec=[];
obj.F_ges=[];
obj=ite(obj,option,maxForce,maxSlip,tol_dam);
out_1=obj.x_out;
out_2=obj.force_out;
out_3=obj.x_coord;
out_4=obj.tau_out;
out_5=obj.eps_out;
out_6=obj.x_out_2;
if obj.ausg_vorbei==0
obj.ausgabe=bl(obj);
obj.ausg_vorbei=1;
end
obj.x_out_2(end)=[];
toc
end
function obj=ite(obj,option,maxForce,maxSlip,tol_dam)
obj.x_vec(1)=obj.incr_start;
for (i=1:1:obj.incr_lim)
obj.tau_vec(1)=tau_calc(1,obj);
obj.k_vec(1)=obj.tau_vec(1)*obj.el_size*obj.width;
delta_x=obj.k_vec(1)*obj.el_size*obj.e_mod/obj.aCross;
obj.x_vec(2)=obj.x_vec(1)+delta_x;
obj.F_ges=obj.k_vec(1);
obj.F_text(1)=obj.F_ges;
for (wsi=2:1:obj.el_number)
obj.tau_vec(wsi)=tau_calc(wsi,obj);
obj.k_vec(wsi)=(obj.k_vec(wsi-1)+obj.el_size*obj.width*obj.tau_vec(wsi))/2;
obj.F_ges=obj.F_ges+obj.k_vec(wsi);
obj.F_text(wsi)=obj.F_ges;
delta_x=obj.F_ges*obj.el_size/obj.e_mod/obj.aCross;
obj.x_vec(wsi+1)=obj.x_vec(wsi)+delta_x;
check_load(wsi,obj);
end
obj=ausgabe_cv(obj);
obj.x_vec(1)=obj.x_vec(1)+obj.incr_add;
if (option==2)
if (obj.F_ges>=maxForce)
obj.x_out(end)=[];
obj.force_out(end)=[];
obj=ausgabe_bl(obj);
obj.ausg_vorbei=1;
return
end
end
if (option==1)
if (max(obj.x_out)>=maxSlip*tol_dam)
obj.x_out(end)=[];
obj.force_out(end)=[];
obj=ausgabe_bl(obj);
obj.ausg_vorbei=1;
return
end
end

```

```

end
if (j>1 && obj.ausg_vorbei==0)
  if obj.force_out(j-1)>obj.force_out(j)-obj.hl_tot
    obj.ausgabe_hl(obj);
    obj.ausg_vorbei=1;
  end
end
if j>2
  if obj.x_out(j-1)>obj.x_out(j)
    dsp('Snapback');
    return;
  end
end
end
function [tau]=tau_calc(wsi,obj)
function [tau]=tau_calc(wsi,obj)
if (obj.id_type==1)
if (obj.qx(wsi)-obj.bmax(wsi))
if (obj.x_vec(wsi)-obj.k_dam(wsi))
tau=obj.residuum;
end
if (obj.x_vec(wsi)-obj.qx(wsi)&&obj.x_vec(wsi)-obj.k_dam(wsi))
tau=obj.qx(wsi)/(obj.qx(wsi)-obj.k_dam(wsi))*(obj.x_vec(wsi)-obj.k_dam(wsi));
end
if (obj.x_vec(wsi)-obj.bmax(wsi)&&obj.x_vec(wsi)-obj.qx(wsi))
tau=obj.amax(wsi)/(obj.bmax(wsi)-obj.x_vec(wsi));
end
if (obj.x_vec(wsi)-obj.bmax(wsi) && obj.x_vec(wsi)-obj.cmax(wsi))
tau=obj.amax(wsi)-obj.amax(wsi)/(obj.x_vec(wsi)-obj.bmax(wsi))/(obj.cmax(wsi)-obj.bmax(wsi));
end
if (obj.x_vec(wsi)-obj.cmax(wsi))
tau=0;
end
else
if (obj.x_vec(wsi)-obj.k_dam(wsi))
tau=obj.residuum;
end
if (obj.x_vec(wsi)-obj.qx(wsi)&&obj.x_vec(wsi)-obj.k_dam(wsi))
tau=obj.qx(wsi)/(obj.qx(wsi)-obj.k_dam(wsi))*(obj.x_vec(wsi)-obj.k_dam(wsi));
end
if (obj.x_vec(wsi)-obj.qx(wsi) && obj.x_vec(wsi)-obj.cmax(wsi))
tau=obj.qx(wsi)-obj.qx(wsi)/(obj.x_vec(wsi)-obj.qx(wsi))/(obj.cmax(wsi)-obj.qx(wsi));
end
if (obj.x_vec(wsi)-obj.cmax(wsi))
tau=0;
end
end
end
if (tau<0)
tau=0;
end
end
function [obj]=check_load(wsi,obj)
if (obj.x_vec(wsi-1)>obj.x_vec(wsi))
obj.x_vec(wsi-1)=obj.x_vec(wsi);
end
end
function [obj]=ausgabe_ev(j,obj)
obj.force_out(j)=obj.F_ges;
obj.x_out(j)=obj.x_vec(obj.el_number);
end
function [obj]=ausgabe_hl(obj)
obj.coord=[1:1 obj.el_number]*obj.el_size;
obj.tau_out=obj.tau_vec;
obj.eps_out=obj.F_text(obj.e_mod*obj.aCross);
obj.x_out_2=obj.x_vec;
obj.x_out_2(1)=obj.x_out_2(1)-obj.incr_add;
end
function [obj]=mod_int_para(obj)
obj.incr_start=0.0001;
obj.incr_add=obj.incr_start;
obj.incr_add_2=1/(obj.incr_start/100);
end
-----
function [obj] = cycTriDam(obj.bmax,xi,xi_2)
% -----
% Author:
% Dipl.-Ing. Bernhard Walendy
% Karlsruhe Institute of Technology Institute for Reinforced Concrete Structures and Building Materials
% Date: 17 th of November 2017
% -----
% Input:
% obj: (struct) structural variable representing all relevant data for
% differential equation solver
% bmax: (numeric) slip at amax (max. shear stress)/[mm]
% xi: (numeric) parameter for induced damage for elements
% before reaching bmax (damage 1)
% xi_2: (numeric) parameter for induced damage for elements
% after reaching bmax (damage 2)
% -----
% Output:
% obj: (struct) structural variable representing all relevant data for
% differential equation solver
% -----
% modifying bmax for each element
undam=(obj.x_out_2-obj.bmaxX);
dam=(obj.x_out_2->obj.bmaxX);
obj.bmax=obj.bmax.*undam;
obj.bmax=obj.bmax+obj.x_out_2.*dam;
% tri-linear damage model
undam=(obj.x_out_2-bmaxX);
dam=(obj.x_out_2->bmaxX);
obj.qx=obj.x_out_2;
% difference displacement to main damage initiation
delta1=obj.qx-bmaxX;
% damage 1 for elements < bmax
obj.k_dam_xi=xi*obj.qx.*undam;
% damage 1 for elements > bmax
obj.k_dam_xiSum=xi.*bmax.*dam;
obj.qx=obj.tau_vec;
% damage 1 and 2 for elements > bmax
obj.k_dam_xi_2=obj.k_dam_xiSum+xi_2.*delta1.*dam;
% overall damage
obj.k_dam=obj.k_dam_xi+obj.k_dam_xi_2;
obj.k_dam=obj.k_dam;
end

```

C.4 Matlab 3 (EQ-Soft)

Zur Verwendung des folgenden Matlab Codes müssen insgesamt zwölf Dateien in einem Ordner angelegt werden. Der Inhalt dieser Dateien ist im folgenden Quellcode dargestellt. Der Inhalt aller Dateien wird aufgeführt und ist durch eine Zeile mit Bindestrichen in zwölf Bereiche unterteilt. Diese Bereiche enthalten den Inhalt je einer Datei. Die Dateien, welche Funktionen darstellen, müssen unter dem Funktionsnamen abgespeichert werden, um lauffähig zu sein. Die erste Datei repräsentiert die Ablaufsteuerung zur Dateneinlesung, Berechnung und grafischen Ausgabe.

```

% -----
%
% -----EQ-Soft-----
%
% -----
%
% Script for simulating frp retrofitted masonry under dynamic out-of-plane
% loading -
% time integration using modified Newmark algorithm for solving SDOF-system with
% non-linear material behaviour under base excitation (modifications
% according to Doherty (2002))
%
% -----
% Author:
% Dipl.-Ing. Bernhard Walendy
% Karlsruhe Institute of Technology Institute for Reinforced Concrete Structures and Building Materials
% Date: 9th of March 2018
% -----
clear all;
% define load tolerance (0.05 = 5 %)
tol=0.005;
%
loadOk=false;
%% Import data
% Internal units SI (mm)
% Read acceleration data: Data is assumed to provide values in [g]
% Time data is assumed to be in [s]
% Scaling factors:
% factor for unit transformation: g => mm/s²
g=9810;
% user defined scaling factor for acceleration input
fac=6.17;
kkk=0;
% Set data input path: Here by using an .xlsx file
path='your path';
sheet='your data sheet';
time=xlsread(path,sheet,'data column');
accelnp=xlsread(path,sheet,'data column')*g*fac;
%% Setting material data and initializing load data as structural variable
% FRP retrofitting system as structural variable
p1=create_structP1_textil(2000 N/5cm,2000,1.0);
% FRP force is scaled for 1000 mm width
p1.fDeb=20*p1.fDeb;
% masonry data as structural variable
p2=create_structP2_wall('fcm = 6 N/mm², gamma = 0.7,1250,150,6,1.1e-9,0.7,0.05);
%% start programm
while(loadOk==false)
    % Decrease timeStep
    % This optional input inserts additional data points within given
    % acceleration-time data assuming linear interpolation. This option should
    % be used if the textile force output exceeds input limit.
    % kkk=0: no refinement
    % kkk=1: 50% original timeStep size
    % kkk=2: 25% original timeStep size
    % kkk=3: 12.5% original timeStep size
    %
    for kk=1:1:kkk
        newZeit=zeros(length(time)*2-1,1);
        newBesch=zeros(length(accelnp)*2-1,1);
        qq=1;
        for q=1:length(time)
            newZeit(q)=time(q);
            newBesch(qq)=accelnp(q);
            qq=qq+2;
        end
        for q=2:2:length(newZeit)-1
            newZeit(q)=(newZeit(q-1)+newZeit(q+1))/2;
            newBesch(q)=(newBesch(q-1)+newBesch(q+1))/2;
        end
        time=newZeit;
        accelnp=newBesch;
    end
    %% load input as structural variable
    p3=create_structP3_load('s-data',time,accelnp,0,0,0,1);
    %% output as structural variable
    timeMax=max(time);
    timeIcr=time(2)-time(1);
    p4=create_structP4_output(timeMax,timeIcr);
    %% Calculation of retrofitted masonry with central crack
    p4=newmark_mod(p1,p2,p3,p4);
    %% Check convergence
    if (max(p4.forceTextOut)(p1.fDeb)-1)<tol
        loadOk=true;
    else
        kkk=kkk+1;
        msg0=(max(p4.forceTextOut)(p1.fDeb)-1)*100;
        msg1=strcmp(num2str(msg0),'% deviation');
        msg2=strcmp('convergence not achieved - timeStep refinement required',num2str(100/(2^kkk)),'%');
    end
end
end

```

C Codes

```
% Visualization of data output
msg3=strcmp('convergence achieved - timeStep required: ',num2str(100/(2^kkk)),'%','- refinement factor = ',num2str(kkk))
figure;
plotP4(p1,p2,p3,p4,1,1);
```

```
function p1=create_structP1_textil(type,fDeh,uEIni)
% [struct] = create_structP1_textil(string,numeric,numeric);
% "constructor" function for the declaration and initiation of a structural
% variable containing data for the textile retrofitting system
% -----
% Input: !!! FRP is assumed to be applied over the whole surface - max. width = 1000 mm !!!
% type: (String)(e.g. name of the instance)
% fDeh: (numeric) max force for a 50 mm wide textile strip [N/50 mm]
% uEIni: (numeric) slip at which textile retrofitting system starts to "yield" [mm]
% -----
% Output:
% p1: (struct) structural variable representing all relevant frp data for
% differential equation solver
% -----
% Declaration and initiation of the struct
p1=struct();
p1.type=type;
p1.fDeh=fDeh;
p1.uEIniInitial=uEIni;
% Default input
p1.breite=1000;
end
```

```
function p2=create_structP2_wall(type,hoehc,staerke,fcm,dichte,gamma,ldm)
% [struct] = create_structP2_wall(string,numeric,numeric,numeric,numeric,numeric,numeric);
% "constructor" function for the declaration and initiation of a structural
% variable containing data for masonry
% -----
% Input: !!! beam width = 1000 mm !!!
% type: (String)(e.g. name of the instance)
% hoehc: (numeric) half wall height [mm]
% staerke: (numeric) wall thickness[mm]
% fcm: (numeric) masonry/plaster pressure strength [N/mm²]
% dichte: (numeric) masonry density [t/mm³]
% gamma: (numeric) stress reduction constant (stress block)
% ldm: (numeric) damping coefficient (Lehr's damping measure)
% -----
% Output:
% p2: (struct) structural variable representing all relevant masonry data for
% differential equation solver
% -----
% Dependent properties:
% tetat: angle
% geomFac: factor connecting out-of-plane displ. and crack width
% I: 2nd mom. of inertia (uncracked section)
% % declaration of struct and ini. of type
p2=struct();
p2.type=type;
% % initiate geom. properties
p2.hoehc=hoehc;
p2.staerke=staerke;
p2.tetat=atan(p2.staerke/2/p2.hoehc);
p2.geomFac=sin(0.523)/abs(cos(0.523-p2.tetat)-cos(0.523+p2.tetat));
% % initiate material properties
p2.fcm=fcm;
p2.dichte=dichte;
p2.I=1000*p2.staerke^3/12;
p2.gamma=gamma;
p2.ldm=ldm;
end
```

```
function p3=create_structP3_load(type,timeVec,accVec,abU,abUp,abUpp,wIn)
% [struct] = create_structP3_load(string,numeric,numeric,numeric,numeric,numeric,numeric);
% "constructor" function for the declaration and initiation of a structural
% variable containing data for the textile retrofitting system
% -----
% Input:
% type: (String)(e.g. name of the instance)
% timeVec: (numeric) time data [s]
% accVec: (numeric) accel. data [mm/s²]
% abU: (numeric) start condition: displ. for t=0 [mm];
% abUp: (numeric) start condition: speed for t=0 [mm/s];
% abUpp: (numeric) start condition: accel. for t=0 [mm/s²];
% wIn: (numeric) hor. displ. for det. of undamaged stiffness [mm];
% -----
% Output:
% p3: (struct) structural variable representing all relevant loading data for
% differential equation solver
% -----
% % declaration and initialisation
p3=struct();
p3.type=type;
% % initialise
p3.timeVec=timeVec;
p3.accVec=accVec;
% starting conditions
p3.abU=abU;
p3.abUp=abUp;
p3.abUpp=abUpp;
% Horizontale Auslenkung zur Bestimmung der Anfangssteifigkeit
p3.wIn=wIn;
% Newmark integration parameter: 1 = constant; 2 = linear
p3.w=1.0;
end
```

```
function p4=create_structP4_output(timeMax,timeIner)
% [struct] = create_structP4_output(numeric,numeric);
% "constructor" function for the declaration and initiation of a structural
% variable containing data for the textile retrofitting system
% -----
% Input:
% timeMax: (String)(e.g. name of the instance)
% timeIner: (numeric) time data [s]
% -----
% Output:
% p4: (struct) structural variable representing all relevant output data for
```

```

% differential equation solver
%-----
% "Konstruktor" für eine Strukturvariable
% Mittels dieser Funktion wird eine Strukturvariable p4 erzeugt, die einen
% zentralen Speicher aller Outputs darstellt
% timeMax: overall time [s]
% timeIncr: time step [s]
% declaration of struct
p4=struct();
% initialization
p4.nolnCr=timeMax*timeIncr;
p4.timeOut=0*timeIncr*timeMax;
b=int32(p4.nolnCr);
p4.dispOut=zeros(b+1,1);
p4.rDe=p4.dispOut;
p4.etaWallOut=p4.dispOut;
p4.forceTextOut=p4.dispOut;
p4.inZ=p4.dispOut;
p4.RReac=p4.dispOut;
p4.accOut=p4.dispOut;
p4.groundAcc=p4.dispOut;
p4.etaTextOut=p4.dispOut;
p4.etaStabilOut=p4.dispOut;
p4.kValuePos=p4.dispOut;
p4.kValueTextPos=p4.dispOut;
p4.uElPos=p4.dispOut;
p4.kValueNeg=p4.dispOut;
p4.kValueTextNeg=p4.dispOut;
p4.kValueVertGes=p4.dispOut;
p4.uElNeg=p4.dispOut;
p4.omega1=p4.dispOut;
p4.dz=p4.dispOut;
end

%-----
function [kVert,kText,RReak,inZ,druckH] = getInitialStiffness(p1,p2,p3)
% [numeric,numeric,numeric,numeric] = getInitialStiffness(struct,struct,struct);
% get system stiffness by applying a small vertical displacement
% -----
% Author:
% Dipl.-Ing. Bernhard Walendy
% Karlsruhe Institute of Technology Institute for Reinforced Concrete Structures and Building Materials
% Date: 9th of March 2018
% -----
% Input:
% timeMax: (String)(e.g. name of the instance)
% p1: (struct) fip-data
% p2: (struct) masonry data
% p3: (struct) loading data
% -----
% Output:
% kVert: (numeric) oop-system stiffness [N/mm]
% kText: (numeric) fip stiffness [N/mm]
% RReak: (numeric) reaction force [N]
% inZ: (numeric) inner lever arm
% druckH: (numeric) height of compression zone [mm]
% -----
% get crack opening
rOe=p3.wIn/p2.geomfAc;
% get fip force
kText=p1.fDeb/p1.uElInitial;
tr= kText*rOe;
% get reaction force, inner lever arm, height of compression zone
[RReak,inZ,druckH] = situation3(dkr,p1,p2);
% get system stiffness
kVert=RReak/p3.wIn*2;
kText=krVrOe;
end

%-----
function [RReak,inZ,druckH] = situation3(textilKraft,p1,p2)
% [numeric,numeric,numeric] = situation3(numeric,struct,struct);
% get reaction forces, inner lever arm and height of compression zone using
% situation 3 kinematic
% -----
% Input:
% textilKraft: (numeric) fip force
% p1: (struct) fip data
% p2: (struct) masonry data
% -----
% Output:
% RReak: (numeric) reaction force [N]
% inZ: (numeric) inner lever arm
% druckH: (numeric) height of compression zone [mm]
% -----
textilKnfl=abs(textilKraft);
xVorh=textilKraft/(p2.gamma*p2.fcm)*p1.breite;
inZ=p2.staek-xVorh/2;
mIn=textilKraft*inZ;
RReak=mIn/p2.hoehe;
druckH=xVorh;
end

%-----
function [p4] = newmark_mod(p1,p2,p3,p4)
% [struct] = newmark_mod(struct,struct,struct,struct);
% time integration function to get p4 output data
% Newmark time integration algorithm for solving SDOF-system with
% non-linear material behaviour under base excitation using modifications
% according to Doherty (2002)
% -----
% Input:
% timeMax: (String)(e.g. name of the instance)
% p1: (struct) fip data
% p2: (struct) masonry data
% p3: (struct) loading data
% p3: (struct) output data
% -----
% Output:
% p4: (struct) structural variable representing all relevant output data for
% differential equation solver
% -----
% Import data
f_x=p3.timeVec;
f_y=p3.accVec;
p4.groundAcc=p3.accVec;

```

```

%% Initiate modification factors
modal=0.75;
modaI=2/3;
facDohertyL=1.5;
facDohertyC=2/3;
facDohertyK=3/2;
%% initiate system data
% modal mass
m=2*gamma*p2.staerke*p2.dichte*1000*modal;
% stiffness at beginning
[kVert,kText,-;]=getInitialStiffness(p1.p2.p3);
p4.kValueVertGes(i)=kVert;
p4.kValueTextPos(i)=kText;
p4.kValueTextNeg(i)=kText;
p4.kValuePos(i)=kVert;
p4.kValueNeg(i)=p4.kValuePos(i);
p4.uElPos=p4.uElPos+p1.uElInitial;
p4.uElNeg=p4.uElNeg+p1.uElInitial;
% eigen frequency at beginning
p4.omega(i)=(facDohertyK*kVert/m)^0.5;
% damping for equation solver
c=p2.ldm^2*gamma*p4.omega(i);
%% Initiate solver parameters
beta=[0.25,1.6];
gamma=[0.5,0.5];
w=p3.w;
% time increment
delta_t=f_x(2)-f_x(1);
% starting conditions
u_1(i)=p3.abI;
u_1_pp(i)=p3.abIpp;
u_1_pp(i)=p3.abIpp;
%% auxiliary variables
anz_punkte=length(f_x);
anz_delta=anz_punkte-1;
u_1=zeros(length(f_x),1);
u_1_pp=zeros(length(f_x),1);
u_1_ppp=zeros(length(f_x),1);
a=zeros(length(f_x),1);
d_u_1=0;
d_u_1_pp=0;
d_u_1_ppp=0;
ausgabe_k=zeros(length(f_x),1);
%% Integration algorithm
for i=1:anz_delta
% Calc. of differential accel. 1
delta_F=m*(f_x(i+1)-f_x(i));
term_1=u_1_pp(i)*beta(w)/delta_t+u_1_pp(i)^2/beta(w);
term_2=gamma(w)*u_1_pp(i)*beta(w)+u_1_pp(i)*delta_t*(gamma(w)/2/beta(w)-1);
term_3=m*beta(w)/delta_t^2+facDohertyC*c*gamma(w)/beta(w)*delta_t+facDohertyK*kVert;
term_4=facDohertyL*delta_F+m*term_1+facDohertyC*c*term_2;
d_u_1=(term_4*term_3);
u_1(i+1)=u_1(i)+d_u_1*modal2;
% Calc. of differential accel. 2
d_u_1_pp(i)=beta(w)/delta_t^2+d_u_1-1/beta(w)/delta_t*u_1_pp(i)/2/beta(w)*u_1_pp(i);
u_1_ppp(i)=u_1_pp(i)+d_u_1_pp;
% Calc. of differential speed
d_u_1_ppp=gamma(w)/beta(w)/delta_t^2+d_u_1-gamma(w)/beta(w)*u_1_pp(i)-delta_t*(gamma(w)/2/beta(w)-1)*u_1_pp(i);
u_1_ppp(i)=u_1_ppp(i)+d_u_1_ppp;
% Define state of system for new step
p4.dispOut(i+1)=u_1(i+1);
p4.timeOut(i+1)=f_x(i+1);
p4.accOut(i+1)=u_1_ppp(i+1);
p4.rOe(i+1)=p4.dispOut(i+1)/p2.geomFac;
p4.forceTextOut(i+1)=p4.forceTextOut(i)+(p4.rOe(i+1)-p4.rOe(i))*kText;
[-;p4.inZ(i+1),-]=situation3(p4.forceTextOut(i+1),p1.p2);
p4.dz(i+1)=p2.staerke-p4.inZ(i+1)^2;
% Change stiffness according to deformation state
if u_1(i+1)>0
[p4.kValuePos(i+1),p4.kValueTextPos(i+1),p4.uElPos(i+1)]=getStiffnessEqTopPos(p1.p2,p4.rOe(i+1),p4.dispOut(i+1),p4.uElPos(i));
kVert=p4.kValuePos(i+1);
p4.kValueVertGes(i+1)=kVert;
kText=p4.kValueTextPos(i+1);
p4.kValueNeg(i+1)=p4.kValueNeg(i);
p4.kValueTextPos(i+1)=p4.kValueTextPos(i);
p4.uElNeg(i+1)=p4.uElNeg(i);
else
[p4.kValueNeg(i+1),p4.kValueTextNeg(i+1),p4.uElNeg(i+1)]=getStiffnessEqTopNeg(p1.p2,p4.rOe(i+1),p4.dispOut(i+1),p4.uElNeg(i));
kVert=abs(p4.kValueNeg(i+1));
p4.kValueVertGes(i+1)=kVert;
kText=p4.kValueTextNeg(i+1);
p4.kValuePos(i+1)=p4.kValuePos(i);
p4.kValueTextNeg(i+1)=p4.kValueTextNeg(i);
p4.uElPos(i+1)=p4.uElPos(i);
end
p4.omega(i+1)=(facDohertyK*kVert/m)^0.5;
p4.kValueVertGes(i+1)=kVert;
end
end

```

```

function [kValuePos,kValueText,uElPos] = getStiffnessEqTopPos(p1,p2,rOe,disp,uElPos)
% (numeric,numeric,numeric) = getStiffnessEqTopPos(struct,struct,numeric,numeric,numeric);
% calculation of stiffness depending on crackwidth and fp parameters for
% positive oop-displ.
% -----
% Input:
% p1: (struct) structural variable representing all relevant fp data for
% differential equation solve
% p2: (struct) structural variable representing all relevant masonry data for
% differential equation solve
% rOe: (numeric) half crack width
% disp: (numeric) oop displ
% uElPos: (numeric) deformation at which system behaves plastic
% -----
% Output:
% kValuePos: (numeric) new system stiffness [N/mm]
% kValueText: (numeric) new fp stiffness [N/mm]
% uElPos: (numeric) new deformation at which system behaves plastic
% [mm]
% -----
% kPlastParam []: small default stiffness when plastic
kPlastParam=0.0001;
kInitial=.1*deb*p1.uElInitial;
kRed=kPlastParam*kInitial;
% check linear beh.
if rOe>uElPos
% linear case

```



```

% fip stiffness
kValuePos=abs(p1.Deb*uElPos);
kValueText=abs(kValuePos);
% convert stiffness
kValuePos=abs(convertStiffness(p1.p2,kValuePos,rOe,disp));
else
% plastic case:
% update uElPos
uElPos=rOe;
kValuePos=kRed;
kValueText=abs(kValuePos);
% convert stiffness
kValuePos=abs(convertStiffness(p1.p2,kValuePos,rOe,disp));
end
end

function [kValueNeg,kValueText,uElNeg] = getStiffnessEqTopNeg(p1,p2,rOe,disp,uElNeg)
% [numeric,numeric,numeric] = getStiffnessEqTopNeg(struct,struct,numeric,numeric,numeric);
% calculation of stiffness depending on crackwidth and fip parameters for
% negative oop-displ.
% -----
% Input:
% p1: (struct) structural variable representing all relevant fip data for
% differential equation solve
% p2: (struct) structural variable representing all relevant masonry data for
% differential equation solve
% rOe: (numeric) half crack width
% dsp: (numeric) oop displ
% uElPos: (numeric) deformation at which system behaves plastic
% -----
% Output:
% kValuePos: (numeric) new system stiffness [N/mm]
% kValueText: (numeric) new fip stiffness [N/mm]
% uElNeg: (numeric) new deformation at which system behaves plastic
% [mm]
% -----
% kPlastParam []: small default stiffness when plastic
kPlastParam=0.0001;
kInitial=p1.Deb*p1.uElInitial;
kRed=kPlastParam*kInitial;
% check linear beh.
if rOe<uElNeg
% linear case
% fip stiffness
kValueNeg=abs(p1.Deb*uElNeg);
kValueText=abs(kValueNeg);
% convert stiffness
kValueNeg=abs(convertStiffness(p1.p2,kValueNeg,rOe,disp));
else
% plastic case:
% update uElPos
uElNeg=rOe;
kValueNeg=kRed;
kValueText=abs(kValueNeg);
% convert stiffness
kValueNeg=abs(convertStiffness(p1.p2,kValueNeg,rOe,disp));
end
end

function [kVert] = convertStiffness(p1.p2,kText,rOe,disp)
% [numeric] = convertStiffness(struct,struct,numeric,numeric,numeric);
% converts fip stiffness (force vs crack width) to system oop stiffness
% -----
% Input:
% p1: (struct) structural variable representing all relevant fip data for
% differential equation solve
% p2: (struct) structural variable representing all relevant masonry data for
% differential equation solve
% kText: (numeric) fip stiffness [N/mm]
% rOe: (numeric) half crack width [mm]
% dsp: (numeric) oop displ [mm]
% -----
% Output:
% kVert: (numeric) system oop stiffness [N/mm]
% -----
% convertStiffness:
% Input: Steifigkeit des Textils
% kText: Aktuelle Steifigkeit in Textilrichtung
% rOe: Aktuelle Rissöffnung
% dsp: Aktuelle vertikale Verformung
% Output: Systemsteifigkeit für vertikale Auslenkung
%% fip force (linear relation)
tkr= kText*rOe;
%% get reaction force
[RReak,-,]= situation3(tkr,p1.p2);
kVert=RReak/disp^2;
end

function plotM(p1,p2,p3,p4,line,col)
%line: 1='-', 2='-', 3='-',
%col: 1='r', 2='b', 3='g';
inte=1 (Newmark method);
clear;
if line==1
line='-';
end
if line==2
line='-';
end
if line==3
line='-';
end
if col==1
col='k';
end
if col==2
col='r';
end
if col==3
col='b';
end
format=[line col];
%% plot ground acceleration over time

```

```

help=p4.groundAcc/1000*9.81;
subplot(2,3,1),plot(p4.timeOut,help,format);
hold on;
%Identify markings
[max_y,ind_y]=max(abs(help));
if abs(max(p4.groundAcc))>abs(min(p4.groundAcc))
    vz=1;
else
    vz=-1;
end
max_x=p4.timeOut(ind_y);
max_x=p4.timeOut(ind_y);
plot(max_x,vz*max_y,'*','MarkerSize',6);
text(max_x,vz*max_y,[' ' num2str(round(max_x_y_2)) ' at ' num2str(round(p4.timeOut(ind_y_2))]);
%-----
xlabel('time [s]');
ylabel('acceleration [g]');
ausg=['FRP retrofitted wall - simulation under earthquake action' char(10) num2str(inte)];
title(['ausg char(10) "']);
l = legend(['Excitation: ' num2str(p3.type)],'Location','northeast');
grid on;
hold off;

%% plot out of plane displacement over time
subplot(2,3,2),plot(p4.timeOut,p4.dspOut,format);
hold on;
%Identify markings
[max_y,ind_y]=max(abs(p4.dspOut));
if abs(max(p4.dspOut))>abs(min(p4.dspOut))
    vz=1;
else
    vz=-1;
end
max_x=p4.timeOut(ind_y);
plot(max_x,vz*max_y,'*','MarkerSize',6);
text(max_x,vz*max_y,[' ' num2str(round(vz*max_y_2)) ' at ' num2str(round(p4.timeOut(ind_y_2))]);
%-----
xlabel('time [s]');
ylabel('displacement [mm]');
ausg=['out-of-plane displacement in center' char(10) num2str(inte)];
title(['ausg char(10) "']);
l = legend(['masonry: ' num2str(p2.type)],'Location','northeast');
grid on;
hold off;

%% plot textile force over time
subplot(2,3,3),plot(p4.timeOut,p4.forceTextOut,format);
hold on;
%Identify markings
[max_y,ind_y]=max(abs(p4.forceTextOut));
if abs(max(p4.forceTextOut))>abs(min(p4.forceTextOut))
    vz=1;
else
    vz=-1;
end
max_x=p4.timeOut(ind_y);
plot(max_x,vz*max_y,'*','MarkerSize',6);
text(max_x,vz*max_y,[' ' num2str(round(vz*max_y_2)) ' at ' num2str(round(p4.timeOut(ind_y_2))]);
%-----
xlabel('time [s]');
ylabel('force [N/5cm]');
ausg=['FRP force' num2str(inte)];
title(['ausg char(10) "']);
l = legend(['FRP: ' num2str(p1.type)],'Location','northeast');
grid on;
hold off;

%% plot masonry degree of utilisation
subplot(2,3,4),plot(p4.timeOut,p4.dz,format);
hold on;
%Identify markings
[max_y,ind_y]=max(p4.dz);
if abs(max(p4.dz))>abs(min(p4.dz))
    vz=1;
else
    vz=-1;
end
max_x=p4.timeOut(ind_y);
plot(max_x,vz*max_y,'*','MarkerSize',6);
text(max_x,vz*max_y,[' ' num2str(round(vz*max_y_2)) ' at ' num2str(round(p4.timeOut(ind_y_2))]);
%-----
xlabel('time [s]');
ylabel('height [mm]');
ausg=['height of plastic compression zone' char(10) num2str(inte)];
title(['ausg char(10) "']);
l = legend(['masonry: ' num2str(p2.type)],'Location','northeast');
grid on;
hold off;

%% plot masonry half crack width
subplot(2,3,5),plot(p4.timeOut,p4.rOc,format);
hold on;
%Identify markings
if abs(max(p4.rOc))>abs(min(p4.rOc))
    vz=1;
else
    [max_y,ind_y]=max(p4.rOc);
    vz=-1;
    [max_y,ind_y]=min(p4.rOc);
end
max_x=p4.timeOut(ind_y);
plot(max_x,max_y,'*','MarkerSize',6);
text(max_x,max_y,[' ' num2str(round(max_x_y_2)) ' at ' num2str(round(p4.timeOut(ind_y_2))]);
%-----
xlabel('time [s]');
ylabel('width [mm]');
ausg=['half crack width in center' char(10) num2str(inte)];
title(['ausg char(10) "']);
l = legend(['masonry: ' num2str(p2.type)],'Location','northeast');
grid on;
hold off;

%% plot system stiffness
subplot(2,3,6),plot(p4.timeOut,p4.kValueVertGes,format);
hold on;
%Identify markings
[max_y,ind_y]=max(p4.kValueVertGes);
if abs(max(p4.kValueVertGes))>abs(min(p4.kValueVertGes))
    vz=1;
else
    vz=-1;
end
max_x=p4.timeOut(ind_y);

```

```
plot(max_x,max_y,'*',MarkerSize(6));
text(max_x,max_y,[' num2str(round(max_y,2)) ' at ' num2str(round(p4.timeOut(ind_y),2))];
%-----
xlabel('time [s]');
ylabel('stiffness [N/mm]');
axis=[development of out-of-plane system stiffness' chart(10) num2str(inte)];
title(['aug chart(10) ']);
l = legend(['masonry' num2str(p2.type)],'Location','northeast');
grid on;
hold off
end
```


D Simulation – Numerische Überprüfung der analytischen Betrachtung zum Rissbild

Zentrisch belasteter Zugstab – beidseitig textilverstärkt: Erzwingen eines kleinen Rissabstands

Die Modellierung entspricht dem Vorgehen, welches ausführlich in 5.3.3 vorgestellt wird. Die Stellen einer möglichen Rissbildung (*Sollbruchstellen*) werden mit einem Abstand von 5 cm vorgegeben. Der Zugstab hat eine Höhe von 100 mm und eine Länge von 1000 mm. Seine Abmessung senkrecht zur Betrachtungsebene beträgt ebenfalls 1000 mm. Die textile Verstärkung entspricht in ihren Kenngrößen dem *EQ-Top* System in *Schussrichtung*. Die Verbundschicht wird mittels der Parameter $aMax = 0,48 \text{ N/mm}^2$, $bMax = 0,5 \text{ N/mm}^2$ und $cMax = 2,0 \text{ mm}$ modelliert. Die Bestimmung der Verankerungslänge erfolgt entsprechend 5.2.2 und beträgt ca. 180 mm. Bei einer Zugfestigkeit des Zugstabs von $f_t = 0,5 \text{ N/mm}^2$ ergibt sich eine Risskraft F_{cr} von 50 kN. Die Kraft bei Verbundentkopplung für einen Textilstreifen der Breite 1000 mm beträgt 55 kN. Die gesamte Textilkraft beider Textilstreifen bei Verbundentkopplung im *Endverankerungsversuch* beträgt demnach 110 kN und ist wesentlich größer als F_{cr} . Es wird daher ein Rissbild mit einem Rissabstand kleiner als der Verankerungslänge des Textils erwartet.

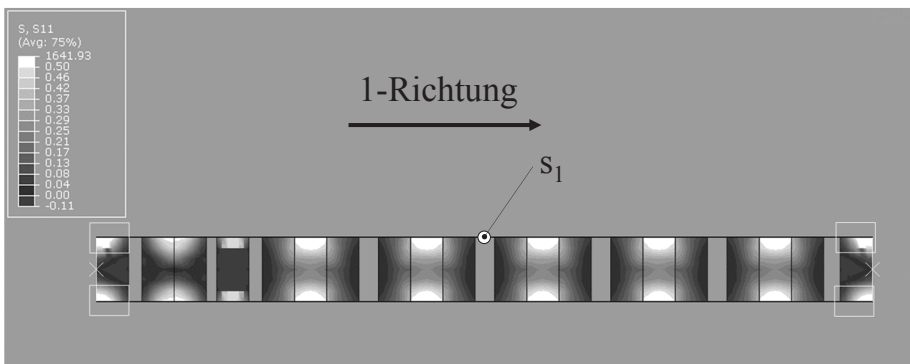


Abbildung D-1: Numerische Simulation eines textilverstärkten Mauerwerkzugstabs – geringe Rissabstände (Spannungen in 1-Richtung)

Abbildung D-1 zeigt die zehnfach überhöhten Verformungen der Zugstabsimulation und die Spannungen in 1-Richtung in der Einheit N/mm^2 . Bei der dargestellten Situation wird gerade eine Textilkraft von $3,8 \text{ kN/5 cm}$ erreicht, was der Höchstlast des Textils im Zugversuch

entspricht. An den weißumrandeten Stellen ist das Textil starr mit dem Trägergrund verbunden, um eine Entkopplung vom Rand her zu vermeiden. Werden die Spannungen in 1-Richtung im Textil an der Stelle S1 ausgewertet, so zeigt sich, dass die Rissbildung bereits vor Erreichen der Verbundentkopplungsspannung, welche den 55 kN entspricht, abgeschlossen ist. Bis zum Erreichen der maximalen Textilspannung für die Textilkomponente des *EQ-Top* Systems in *Schussrichtung* stellen sich keine weiteren Risse ein. Die Simulation zeigt einen sich einstellenden mittleren Rissabstand von 129 mm.

**Zentrisch belasteter Zugstab – beidseitig textilverstärkt:
Erzwingen eines großen Rissabstands**

Das betrachtete numerische Modell entspricht den zuvor getroffenen Ausführungen mit dem einzigen Unterschied, dass die Zugfestigkeit des Zugstabs auf $f_t = 1,0 \text{ N/mm}^2$ erhöht wird und sich eine Risskraft F_{cr} von 100 kN einstellt. Die gesamte Textilkraft beider Textilstreifen bei Verbundentkopplung im *Endverankerungsversuch* beträgt weiterhin 110 kN und ist somit nur noch geringfügig größer als F_{cr} .

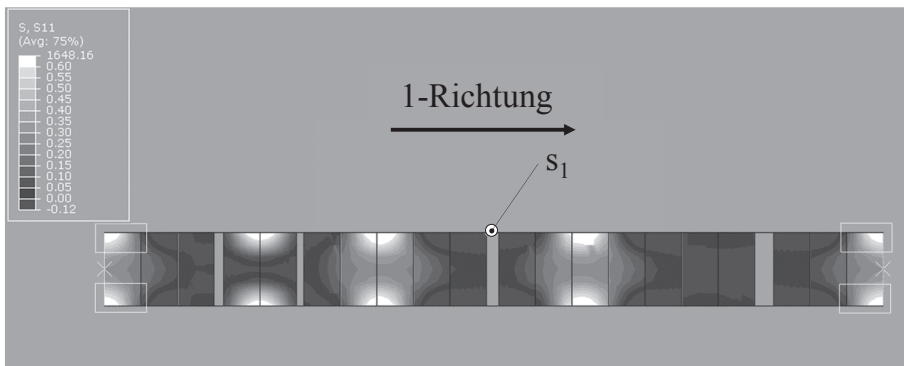


Abbildung D-2: Numerische Simulation eines textilverstärkten Mauerwerkzugstabs – große Rissabstände (Spannungen in 1-Richtung)

Abbildung D-2 zeigt die fünffach überhöhten Verformungen der Zugstabsimulation und die Spannungen in 1-Richtung in der Einheit N/mm^2 . Bei der dargestellten Situation wird gerade eine Textilkraft von 3,8 kN/5 cm erreicht, was der Höchstlast des Textils entspricht. Alle weiteren Ausführungen entsprechen den zuvor ermittelten Ergebnissen jedoch mit dem Unterschied, dass die sich einstellende mittlere Rissbreite ca. 230 mm beträgt.

Zusätzlich werden die Textilspannungen kurz vor der Erstrissbildung neben dem Erstriss untersucht. Sie betragen ca. 30 N/mm^2 , was einer Textilkraft von ca. 1,3 kN je einem Meter Breite Mauerwerk entspricht. Der Einfluss des *EQ-Top* Systems auf die Erstrissbildung ist zwar vorhanden aber sehr gering.

Auf Biegung belasteter Mauerwerksbalken – beidseitig textilverstärkt: Erzwingen der Bildung von Zwischenrisselementen

Das betrachtete numerische Modell entspricht den Ausführungen aus 5.3.4, nur dass an dieser Stelle eine quasi-statische Belastung in Form des (skalierten) Eigengewichts aufgebracht wird. Innerhalb der Dauer von 1 s wird die Belastung von 0 auf 10 g in *out-of-plane* Richtung linear gesteigert. Die Verankerungslänge der simulierten textilen Ertüchtigung wird entsprechend 5.2.2 bestimmt und beträgt ca. 200 mm.

Darüber hinaus weicht das hier präsentierte Modell von der Modellierung in 5.3.4 insofern ab, dass der Abstand der *Sollbruchstellen* auf 81 mm reduziert wird, wodurch ein kleiner Rissabstand ermöglicht wird (s. Abbildung D-3).

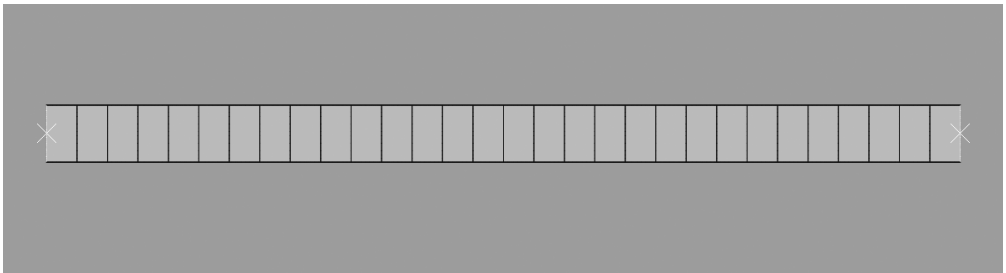


Abbildung D-3: *Sollbruchstellen* die für numerische Simulation eines textilverstärkten Mauerwerksbalkens – geringe Rissabstände (81 mm)

Wird Formel (5.4) nach f_t aufgelöst, so ergibt sich ein Wert von $1,47 \text{ N/mm}^2$ Biegezugfestigkeit, ab welcher für die gewählte Konstellation nicht mehr von der Bildung eines Zwischenrisselements ausgegangen werden kann. Der vorhandene Wert von f_t beträgt $0,97 \text{ N/mm}^2$, weswegen von der Bildung von Zwischenrisselementen auszugehen ist.

Die folgende Abbildung zeigt das sich einstellende Rissbild unter fünffach überhöhten Verformungen bei der Belastung von 7,2 g. Die Spannung im Textil beträgt in Feldmitte (Stelle S1) zu diesem Zeitpunkt 1.376 N/mm^2 bzw. 3.110 N/50 mm . Die Textilspannung bei Verbundentkopplung im *Endverankerungsversuch* beträgt 869 N/mm^2 . Die Simulation wird an dieser Stelle abgebrochen, da diese Textilkraft die Höchstlasten für das *EQ-Top* System in *Endverankerungsversuchen* unter Textilversagen bereits überschreiten (s. Tabelle 4-16).

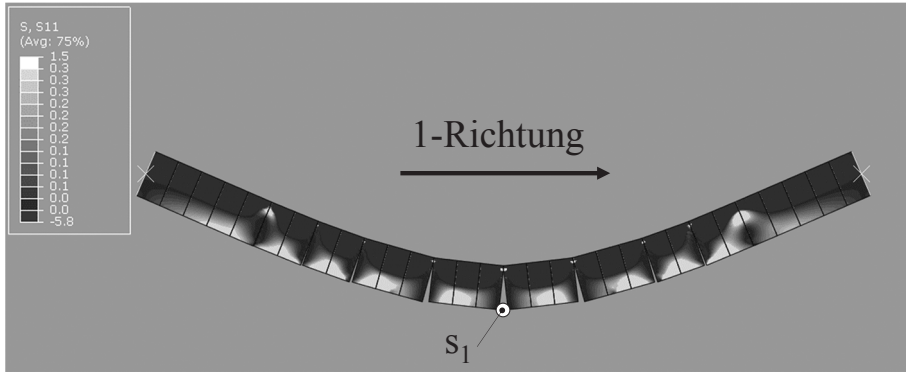


Abbildung D-4: Numerische Simulation eines textilverstärkten Mauerwerk balkens – Spannungen in 1-Richtung bei Erreichen der zulässigen Textilspannungen in Feldmitte (Textil nicht dargestellt)

Die sich einstellende Rissbreite beträgt in Feldmitte 243 mm und zum Rand hin 162 mm, was durch die Überlegungen aus 5.3.2 gestützt wird.

Die Simulation zeigt ebenfalls, dass am Zwischenrisselement deutlich größere Textilspannungen vor Systemversagen möglich sind, als in der Endverankerungssituation, was durch die Ausführungen in 2.3.2 bestätigt wird. Die Spannungen an der Stelle S1 in 1-Richtung sind in Abbildung D-5 dargestellt.

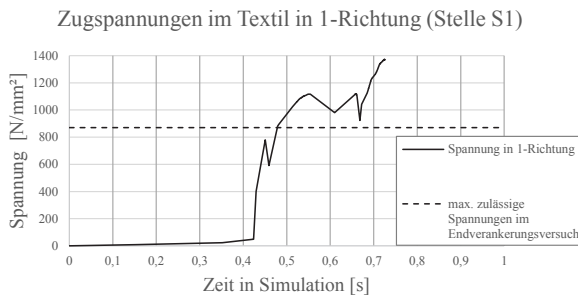


Abbildung D-5: Ergebnisse der numerischen Simulation: Textilspannungen in Feldmitte und Vergleich mit max. zulässiger Textilspannung im Endverankerungsversuch

E Validierungen

E.1 Matlab – Endverankerung

Als analytische Referenzbasis dient die Schubspannung und der Schlupf entlang der Verbundlänge für einen im *Endverankerungsversuch* gezogenen linear-elastischen Körper auf einem starren Trägergrund. In Holzenkämpfer [72] wird die Gleichung (2.7) für zwei Verbundansätze (linear und polynomisch) in geschlossener Form gelöst. Diese Lösung wird mit den entsprechenden Ergebnissen des eigenen Matlab-Codes verglichen. Es zeigt sich, dass die Kurvenverläufe praktisch deckungsgleich sind (s. Abbildung E-1 und Abbildung A-2).

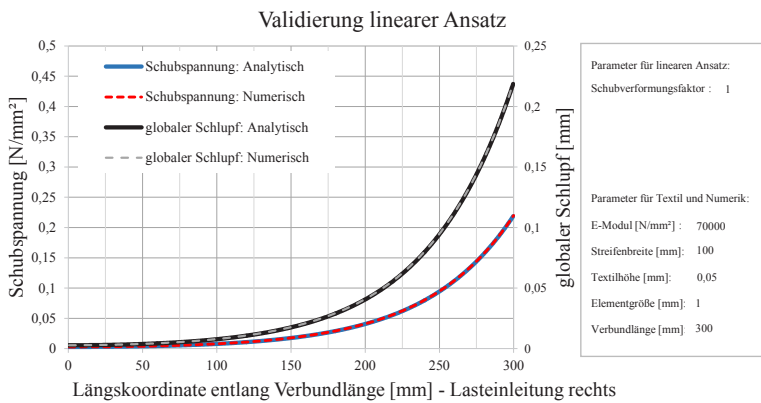


Abbildung E-1: Validierung des Matlab-Codes für den linearen Verbundansatz

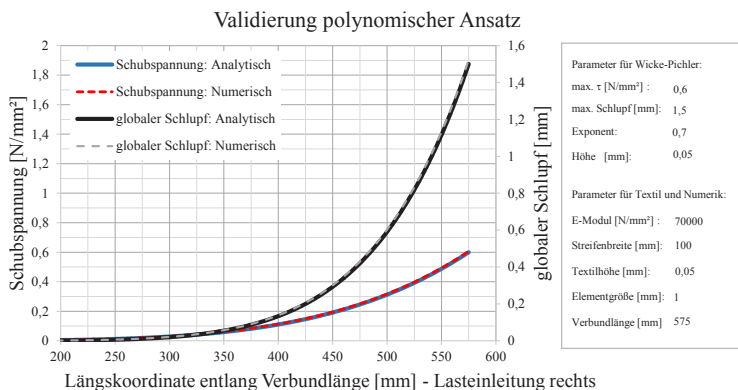


Abbildung E-2: Validierung des Matlab-Codes für den polynomischen Verbundansatz

E.2 Matlab – EQ-Soft

Teil 1: Validierung unter statischer Belastung:

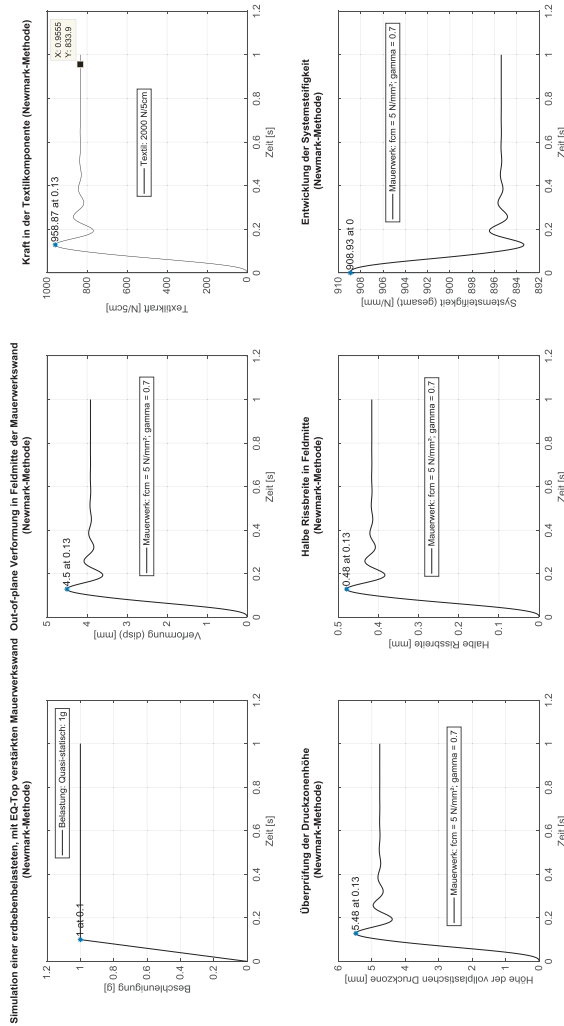


Abbildung E-3: Grafische Ausgabe von EQ-Soft: Validierung unter quasi-statischer Belastung (1g)

In Abbildung E.3 ist die grafische Ausgabe von EQ-Soft für den Fall einer quasi-statischen Belastung dargestellt. Die Eingabe und die Ergebnisse werden im Folgenden erläutert:

Eingabewerte für die bilineare Textilkraft/(halbe) Rissöffnungsbeziehung:

- $F_0 = 2.000 \text{ N/5cm}$
- Δ_0 (halbe Rissöffnung = *globaler Schlupf*) = 1,0 mm

Eingabewerte für das Mauerwerk:

- h (Höhe bzw. Länge eines Mauerwerkblocks bei *zwei Körper Gelenk-Kinematik*) = 1.500 mm
- t (Tiefe bzw. Dicke) = 160 mm
- $f_m = 5 \text{ N/mm}^2$
- $\gamma = 0,7$
- $\rho = 1,5 \text{ t/m}^3$
- $\zeta = 0,3$ (hier absichtlich unrealistisch hoch um Ausschwingzustand schnell zu erreichen)

Die Belastung wird linear auf 1 g gesteigert und dann konstant gehalten. Durch diese Art der Belastung verschwindet der Anteil der Relativbeschleunigung nach dem Ausschwingen und nur die über die Mauerwerks Gesamtlänge wirkende globale Beschleunigung von 1g herrscht vor. Die Situation kann somit als ein Einfeldträger unter konstanter Streckenlast aufgefasst werden. Die Streckenlast q beträgt 2,3544 N/mm und das Moment in Feldmitte M somit 2.648.700 Nmm. Entsprechend Abbildung E-3 beträgt die Höhe der plastischen Druckzone im Ausschwingbereich ca. 4,8 mm. Der innere Hebelarm z beträgt somit 157,6 mm. Die Textilkraft sollte somit den Wert von $M/z = 16.806 \text{ N/1m}$ bzw. 840 N/5 cm betragen. Entsprechend Abbildung E-3 ermittelt EQ-Soft die Textilkraft mit 834 N/5 cm, was einer Abweichung von ca. 0,7% entspricht.

Teil 2: Validierung unter dynamischer Belastung:

Die Kontrolle zur korrekten Implementierung des Lehrschen Dämpfungsmaßes in EqSoft erfolgt, indem über das Ausschwingverhalten das logarithmische Dekrement ermittelt wird. Über das logarithmische Dekrement kann das vorhandene Lehrsche Dämpfungsmaß bestimmt werden. Es zeigt sich, dass das Lehrsche Dämpfungsmaß korrekt implementiert worden ist. Es folgt ein Vergleich zwischen dem Ausschwingverhalten eines Abaqus Modells in Anlehnung an 5.3.4 und EqSoft. Beide Modelle werden kurzzeitig mit 1 g belastet (von 0 bis 0,1 s von 0 auf 1 g). Danach wird die Belastung unmittelbar auf null reduziert. Die sich einstellenden Spannungen im Textil werden miteinander verglichen (s. Abbildung E-4). Das Abaqus Modell ist dabei so gewählt, dass ein Einzelriss in Feldmitte bereits vorherrscht und eine weitere Rissbildung ausgeschlossen ist.

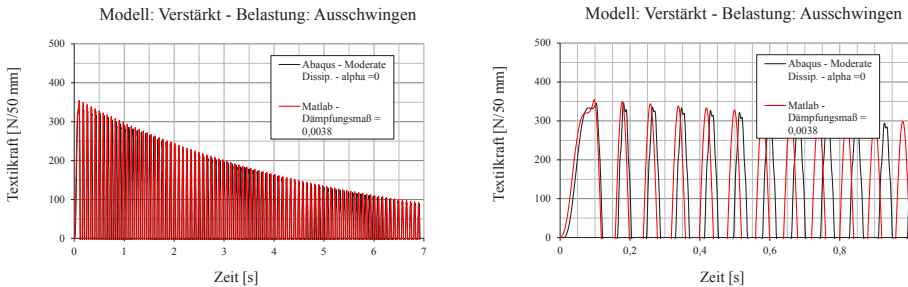


Abbildung E-4: Vergleich der Textilspannungen im Ausschwingversuch zwischen Abaqus (schwarz) und Matlab (rot)

Die Abaqus Simulation erfolgt mit der step-Einstellung „moderate dissipation“ mittels eines impliziten Berechnungsverfahrens. Das Lehrsche Dämpfungsmaß beträgt bei EqSoft hierbei 0,0038.

Ergebnisse des Vergleichs zwischen Abaqus und EqSoft:

Bei dem Abaqus-Modell ist keine nutzerdefinierte Dämpfung hinterlegt, dennoch wird eine numerische Dämpfung festgestellt. Beide Modelle weisen sehr ähnliche Ergebnisse bzgl. der Frequenz des Ausschwingens und der berechneten Textilspannungen auf. Das Matlab Modell verhält sich etwas steifer, was sich in dem zunehmenden Phasenversatz der Schwingungsamplituden widerspiegelt (s. Abbildung E-4). Die Frequenzabweichung beträgt ca. 5% und ist im Rahmen der Modellvereinfachungen durch EqSoft in einem vertretbaren Rahmen.

Einschränkungen/Grenzen des Programms EQ-Soft

Die folgenden Aspekte sind bei der Verwendung des Programms zu beachten:

- Der Rissbildungsprozess in Mauerwerksmitte ist nicht implementiert. Es wird von bereits mittig gerissenem Mauerwerk ausgegangen.
- Eine Materialdegradierung des Mauerwerks ist nicht implementiert. Es wird von einer Druckzonenbildung entsprechend Abbildung 5-20 ausgegangen. Die experimentellen und numerischen Ergebnisse (s. 4.5.1 und 5.3.1) stützen diese Annahme.
- Eine verformungsabhängige Zwangsnormalkraft ist nicht implementiert.
- Die Wirkung der Schwerkraft senkrecht zur Belastungsrichtung ist nicht implementiert.
- Kriterien zur Bestimmung, ob Systemversagen vorliegt, sind vom Nutzer festzulegen und nach der Rechnung zu überprüfen. Hierbei sollte eine sinnvoll gewählte Druckzonenhöhen- bzw. Rissbreitenbegrenzung festgelegt werden.

- Der Versagensmodus einer sich einstellenden *zwei Körper Gelenk-Kinematik* wird vorausgesetzt. Falls sich Zwischenrisselemente ausbilden, kann hiervon nicht mehr ausgegangen werden. Kriterien zur Ausbildung von Zwischenrisselementen werden in 5.3.2 erläutert.
- Die Annahme, dass sich bei einer *zwei Körper Gelenk-Kinematik* ein linearer Relativbeschleunigungsverlauf entlang der Bruchkörper ausbildet, unterstellt starre Mauerwerkskörper. Je weicher die Mauerwerkskörper sind, desto größer ist der Einfluss ihres Krümmungsverlaufs auf die Verteilung der Relativbeschleunigungen. Bei sehr weichem Mauerwerk kann dies im Extremfall zu einer parabelförmigen Beschleunigungsverteilung führen. Je größer das Verhältnis von maximaler Textilkraft zu der Biegesteifigkeit des Mauerwerks ist, desto mehr weicht die Realität von der Modellannahme ab.

E.3 Abaqus

Die Validierung der Verbundmodellierung erfolgt unter monotoner und zyklischer Belastung mit den Matlab-Programmen aus 5.1.1 und 5.1.2. Es werden praktisch identische Ergebnisse erzielt.

Die Validierung der diskreten *Mode I* Rissausbildung erfolgt im Folgenden: Als Referenzwert dient die analytische Herleitung der globalen Last-Verformungskurve eines drei-Punkt Biegeversuchs an einem Betonprisma (Carpinteri [23] und Moës et al. [92]). Die in Abbildung E-6 in der Legende dargestellten Materialparameter sowie die Referenz-Last-Verformungskurve sind Moës et al. [92] entnommen. Die Abaqus Modellierung erfolgt über die Definition einer Kontaktbedingung, welcher eine Rissinitiierungsspannung sowie ein Wert für die *Bruchenergie* hinterlegt werden muss. In Abbildung E.5 ist das Abaqus-Modell und die Spannungskomponente in x-Richtung (entspricht der Horizontalen) kurz nach Rissbildung dargestellt. Man erkennt an der Risswurzel Spannungswerte in guter Näherung zur gegebenen Rissinitiierungsspannung von 3,19 N/mm².

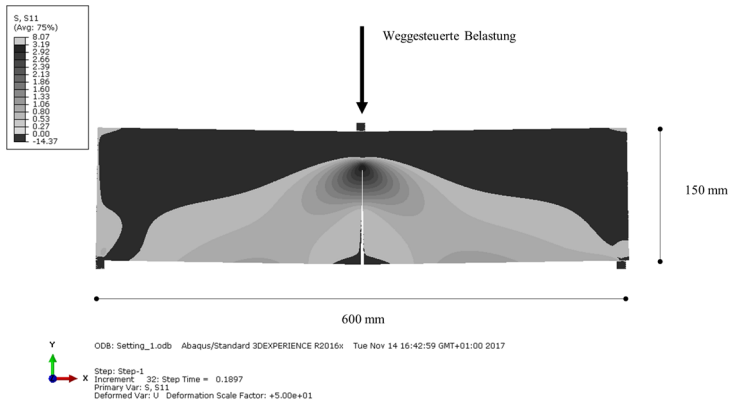


Abbildung E-5: Abaqus Modell mit erzwungener Rissbildung in Feldmitte zur Validierung der diskreten Rissmodellierung mittels Kontaktformulierung

In Abbildung E-6 verdeutlichen die globalen Last-Verformungskurven, dass die numerische Modellierung mit Abaqus die Referenzkurve in guter Näherung abbilden kann. Es ist anzumerken, dass Abaqus das analytisch vorhergesagte snapback-Phänomen (ausführlicher z.B. in Holzenkämpfer [72] beschrieben) wegen des weggesteuerten Belastungsauftrags nicht abbilden kann, was sich in dem fast senkrechten Kraftabfall ausdrückt.

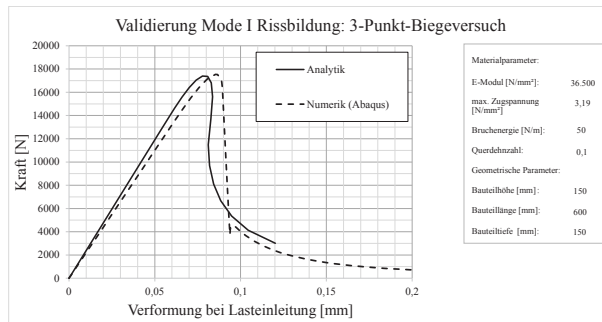


Abbildung E-6: Vergleich der globalen Last-Verformungskurven zur Validierung der Modellierung der *Mode I Rissbildung* (Daten zur analytischen Lösung aus Moës et al. [92])

F Materialparameter: Abaqus

Zum Materialparameter für die *Bruchenergie* bei *Mode I Rissbildung*:

In Richter [106] wird eine Literaturrecherche für experimentell bestimmte Werte für *Bruchenergien* für *Mode I Rissbildung* durchgeführt.

Tabelle F-1: *Mode I Bruchenergien* und dazugehörige Zugfestigkeit aus Richter [106]

Autor, Quelle	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Bruchenergie [N/mm]
Angelillo et al. [5]	0,2	0,012
Li et al. [84]	0,14	0,003
Stavridis et al. [119]	0,275	0,035
Aref et al. [7]	0,1 - 0,25	0,006 - 0,018

In Li et al. [84] wird eine lineare Korrelation zwischen *Bruchenergie* und über eine Regressionsanalyse bestimmt.

$$\Gamma_m^I = 0,01571 \cdot \beta_{HZ} + 0,0004882 \quad (\text{F.1})$$

Γ_m^I *Bruchenergie* für *Mode I Rissbildung* [N/mm]
 β_{HZ} Haftzugfestigkeit [N/mm²]

Im Rahmen dieser Arbeit wird ausgehend von dem Wertepaar von Zugfestigkeit und *Bruchenergie* aus Angelillo et al. [5] folgende lineare Funktion zur Ermittlung der *Bruchenergie* verwendet:

$$\Gamma_m^I = 0,06 \cdot \beta_{HZ} \quad (\text{F.2})$$

G Versuchsdaten

G.1 Zyklischer Versuch zur Untersuchung des Seilreckphänomens

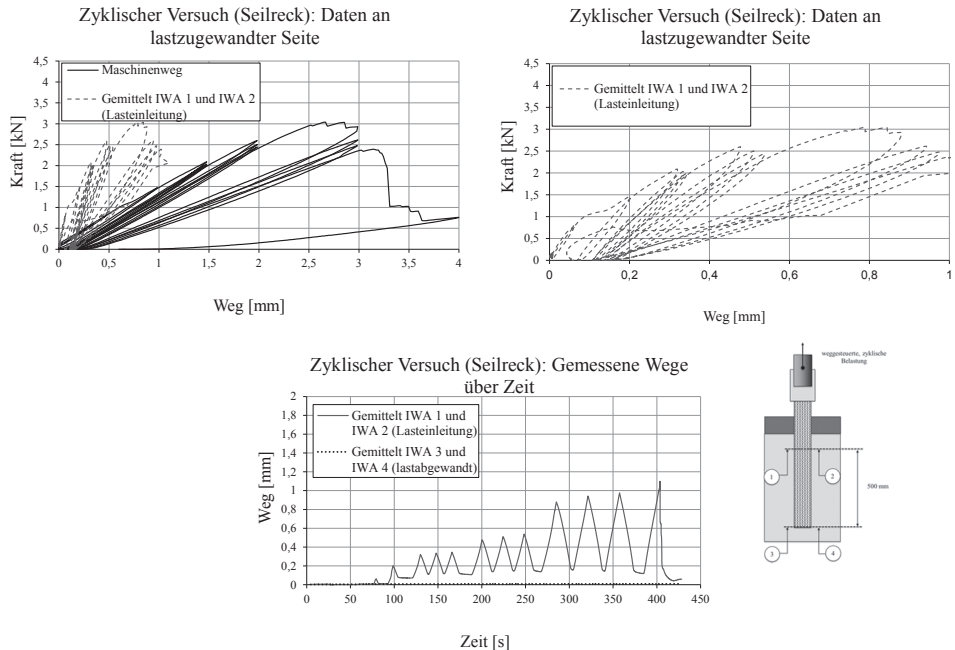


Abbildung G-1: Untersuchung des Seilreckphänomens unter zyklischer Belastung

In Abbildung G-1 sind die Ergebnisse eines zyklischen *Endverankerungsversuchs* dargestellt. Es wird deutlich, dass an der lastzugewandten Seite bleibende Verschiebungen vor Textilversagen in einer Größenordnung von ca. 0,2 mm gemessen werden können, während an der lastabgewandten Seite fast keine Verschiebungen gemessen werden können. Die Differenz der Verschiebungen wird über das Phänomen des Seilrecks erklärt, welcher durch die Leinwandbindung des Textilglasgewebes entsteht.

G.2 Monoton

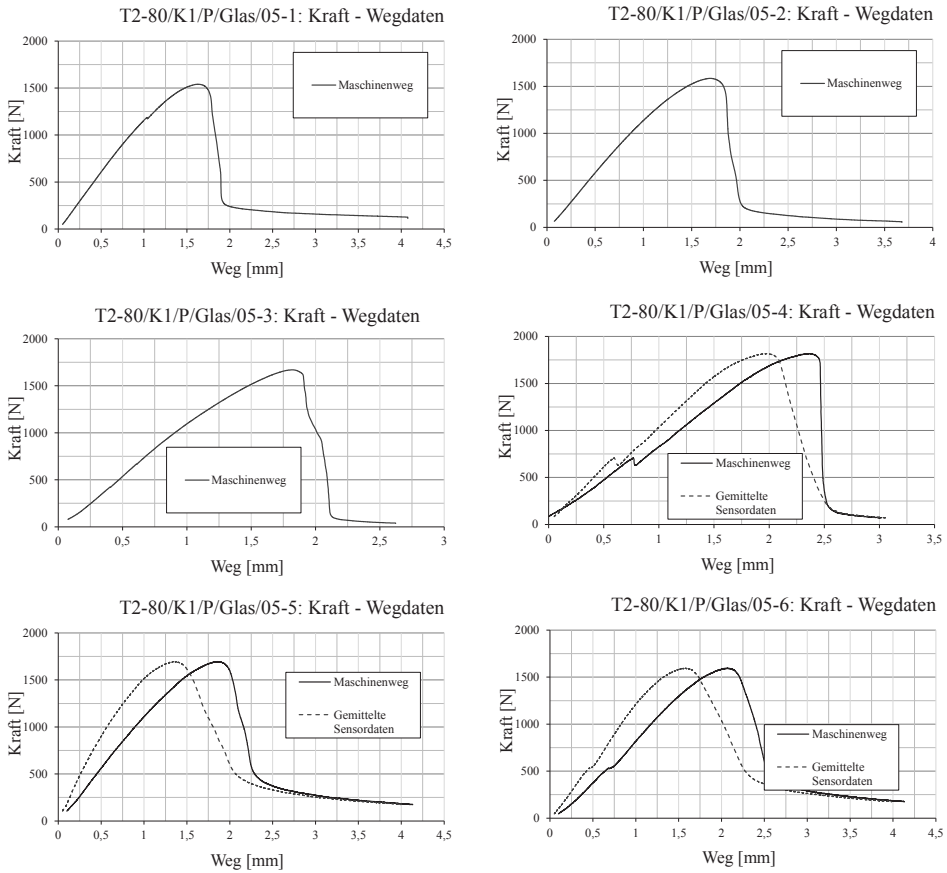


Abbildung G-2: Kraft-Wegdiagramme (1) zu Tabelle 4-15

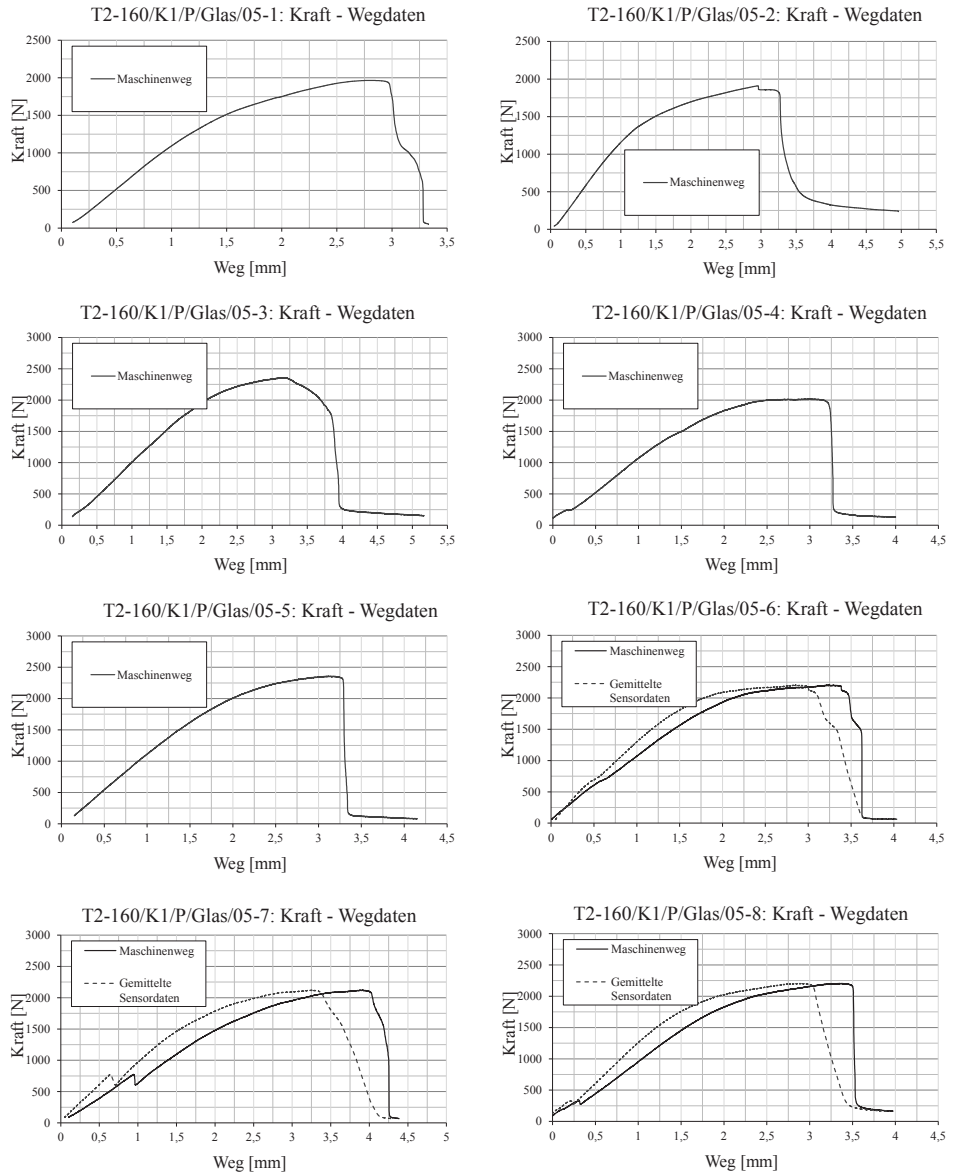


Abbildung G-3: Kraft-Wegdiagramme (2) zu Tabelle 4-15

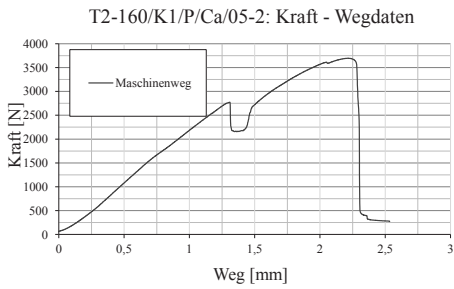
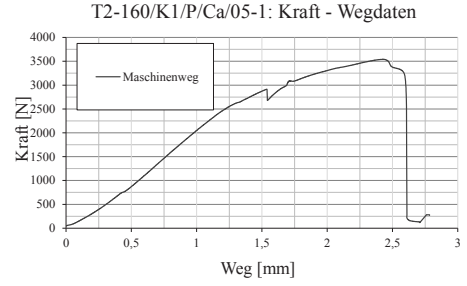
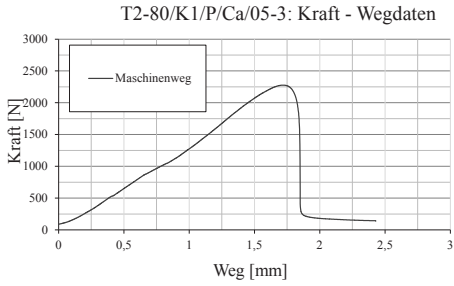
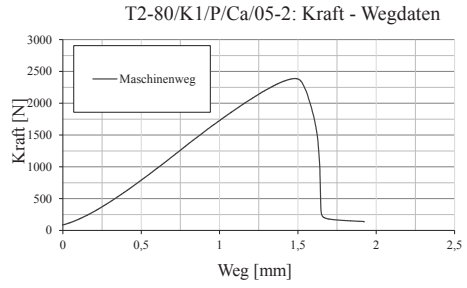
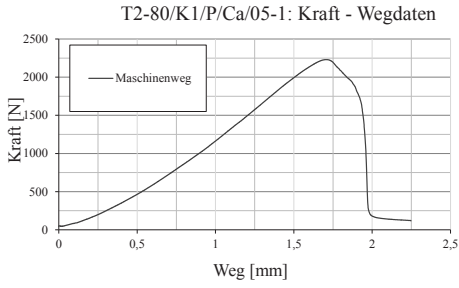


Abbildung G-4: Kraft-Wegdiagramme (3) zu Tabelle 4-15

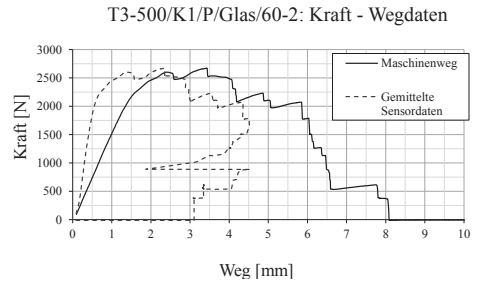
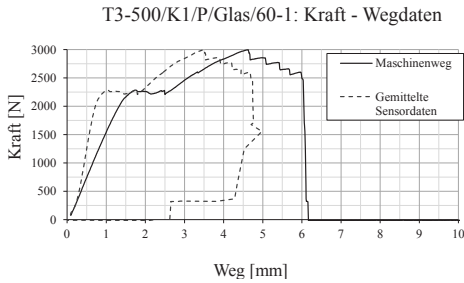
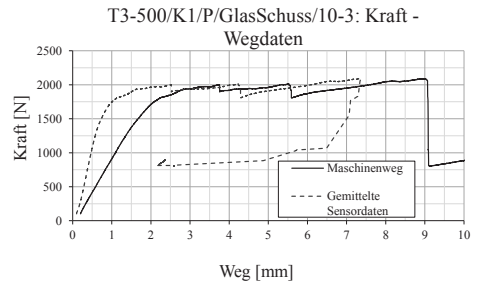
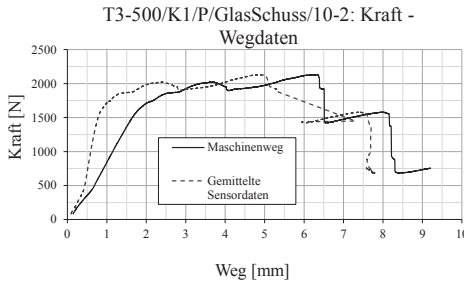
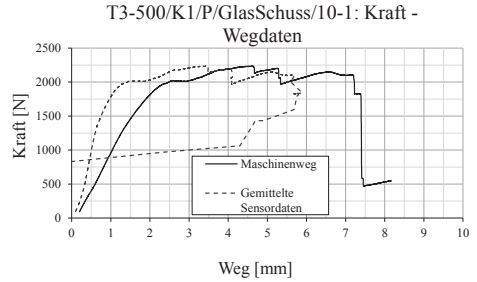
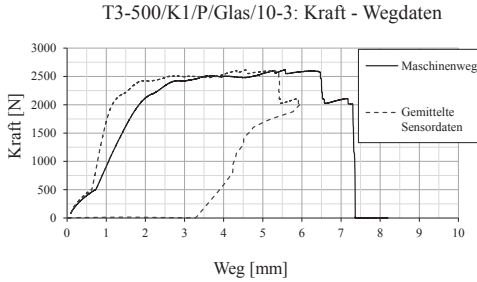
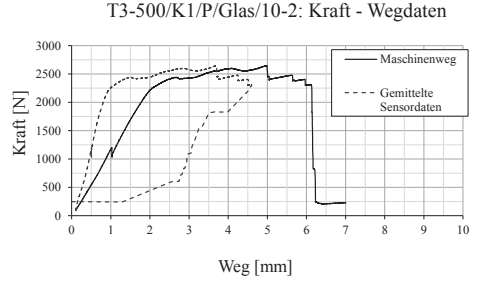
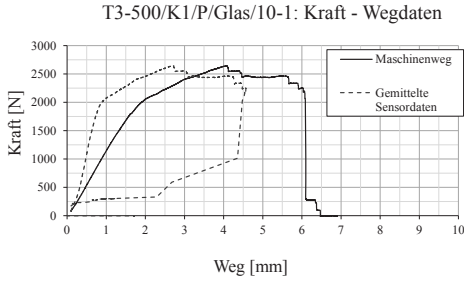


Abbildung G-5: Kraft-Wegdiagramme (1) zu Tabelle 4-16

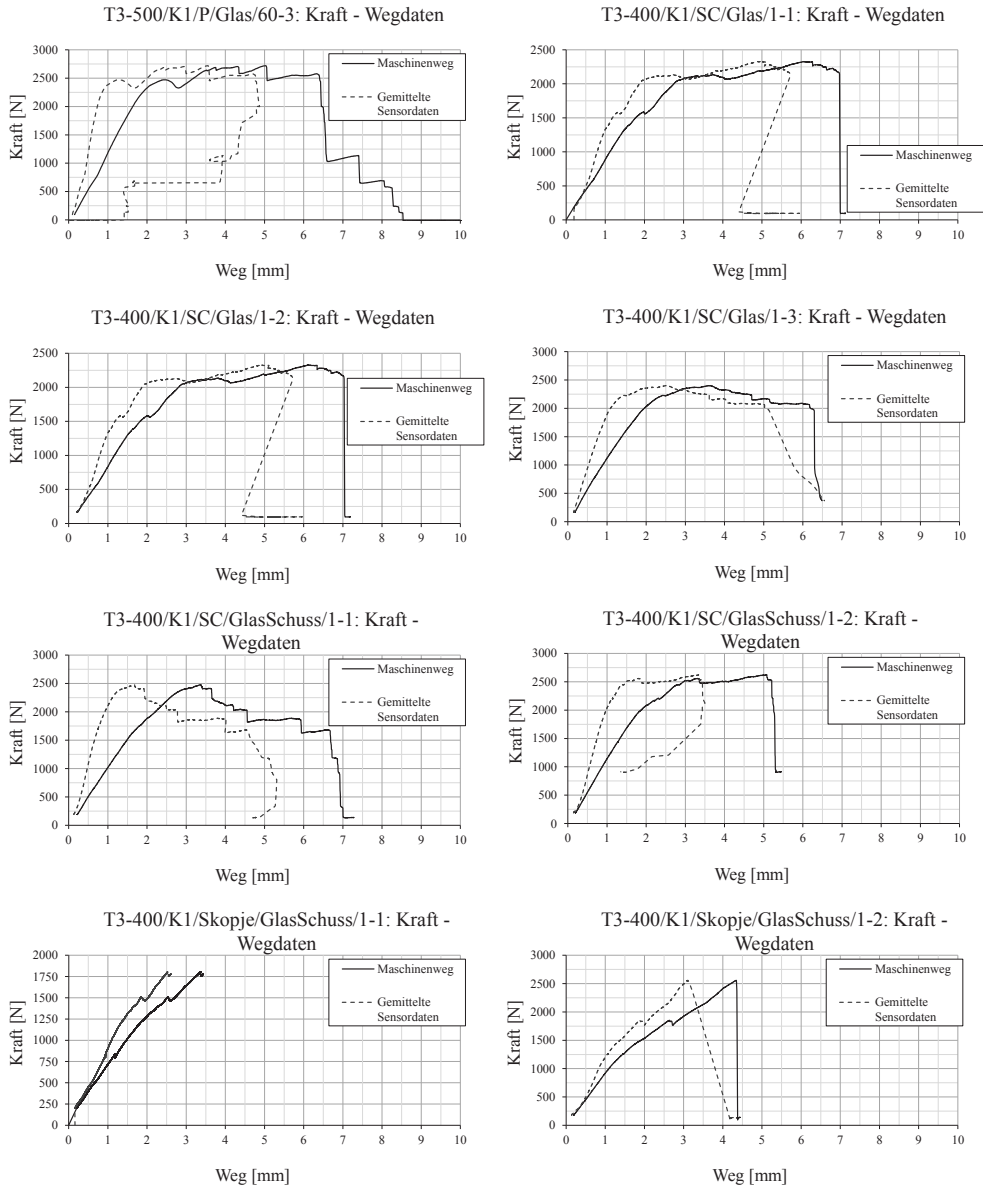


Abbildung G-6: Kraft-Wegdiagramme (2) zu Tabelle 4-16

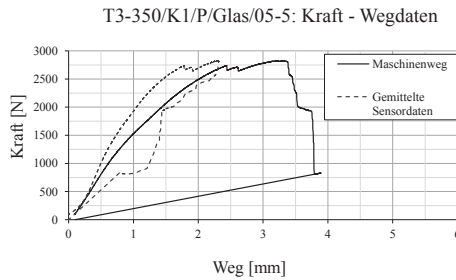
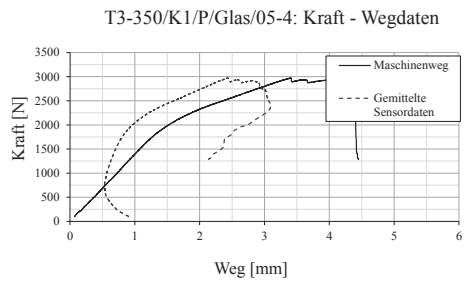
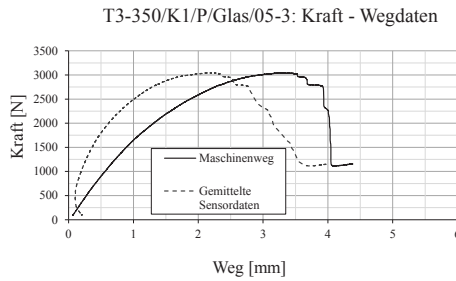
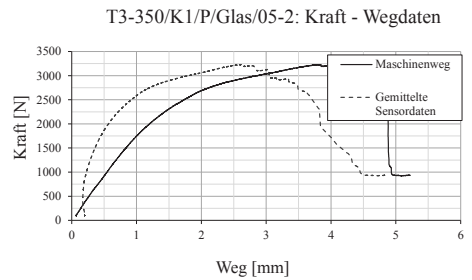
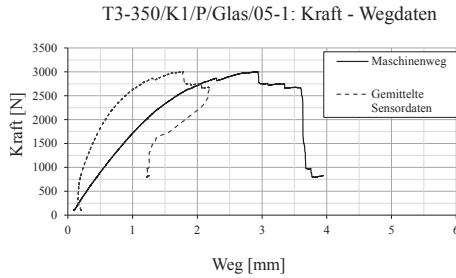
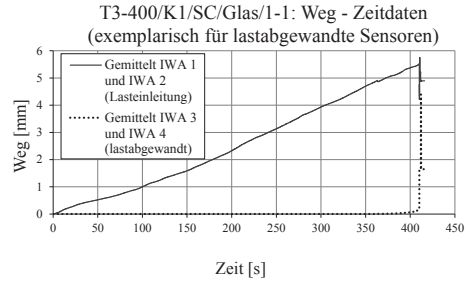
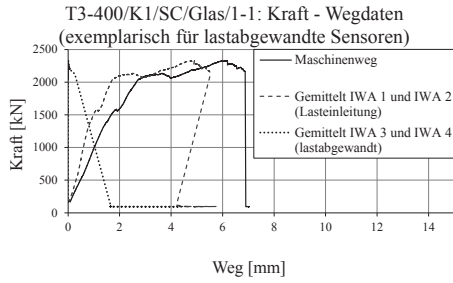
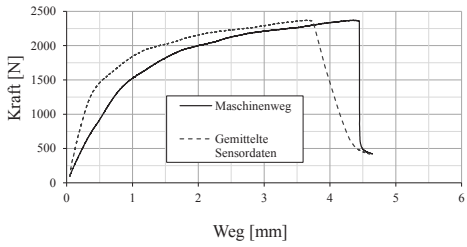
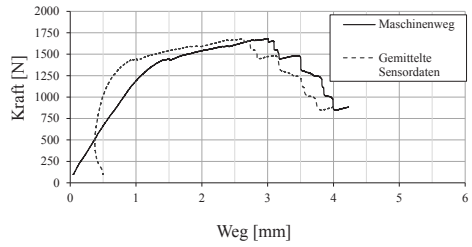


Abbildung G-7: Kraft-Wegdiagramme (3) zu Tabelle 4-16

T3-350/K1/No/Glas/05-1: Kraft - Wegdaten



T3-350/K2/No/Glas/05-2: Kraft - Wegdaten



T3-350/K2/No/Glas/05-3: Kraft - Wegdaten

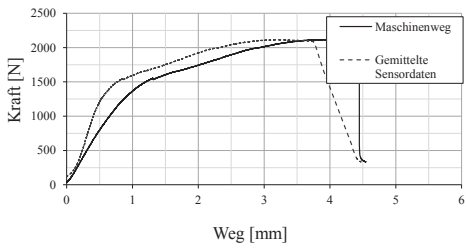


Abbildung G-8: Kraft-Wegdiagramme (4) zu Tabelle 4-16

G.3 Zyklisch

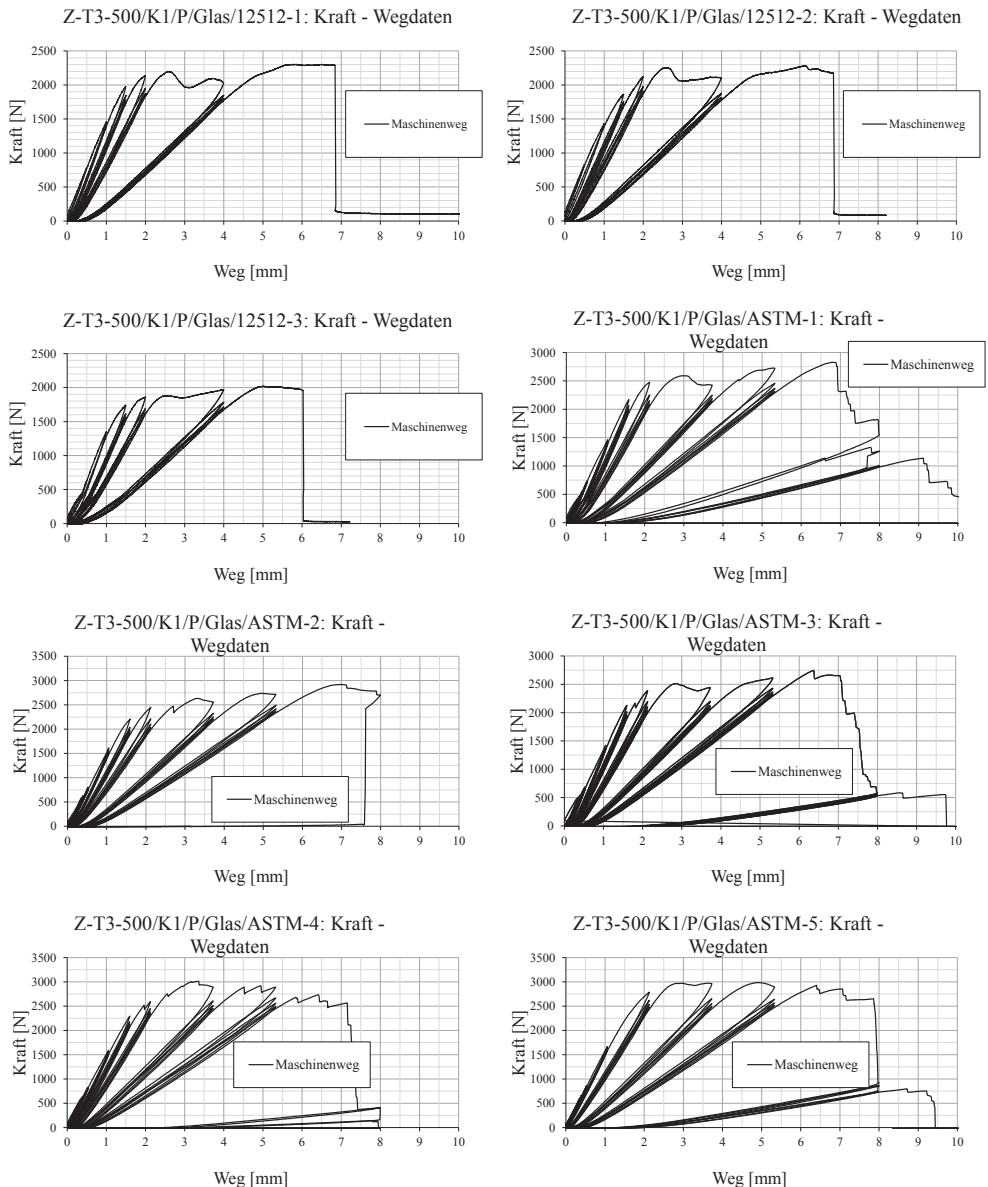


Abbildung G-9: Kraft-Wegdiagramme (1) zu Tabelle 4-17

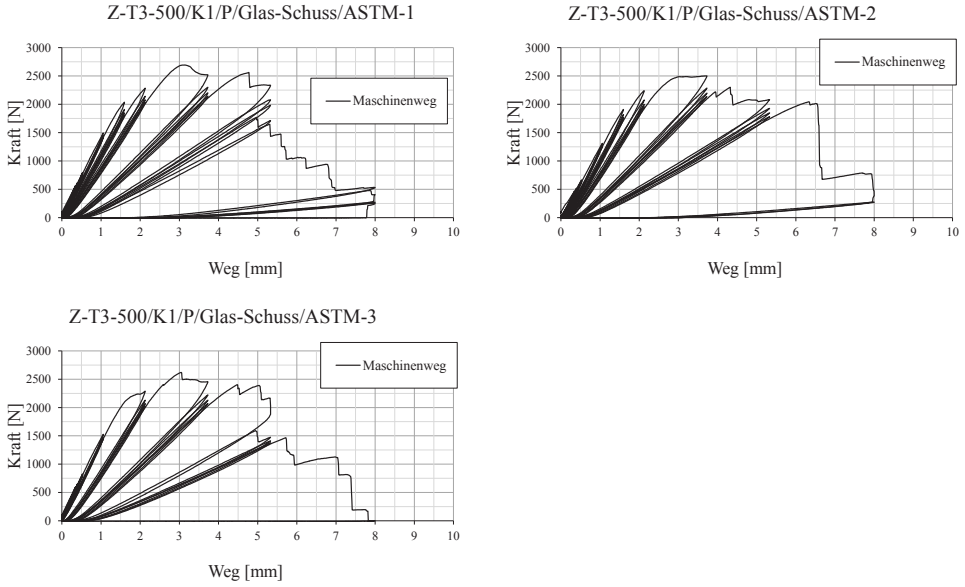


Abbildung G-10: Kraft-Wegdiagramme (2) zu Tabelle 4-17

Schriftenreihe des Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie

Herausgeber Prof. Dr.-Ing. Frank Dehn
Prof. Dr.-Ing. Lothar Stempniewski

Institut für Massivbau und Baustofftechnologie
Universität Karlsruhe (TH)
ISSN 0933-0461

- Heft 1 **Manfred Curbach**
Festigkeitssteigerung von Beton bei hohen
Belastungsgeschwindigkeiten. 1987
- Heft 2 **Franz-Hermann Schlüter**
Dicke Stahlbetonplatten unter stoßartiger Belastung –
Flugzeugabsturz. 1987
- Heft 3 **Marlies Schieferstein**
Der Zugflansch von Stahlbetonplattenbalken unter Längsschub
und Querbiegung bei kritischer Druckbeanspruchung von Beton. 1988
- Heft 4 **Thomas Bier**
Karbonatisierung und Realkalisierung von Zementstein und Beton. 1988
- Heft 5 **Wolfgang Brameshuber**
Bruchmechanische Eigenschaften von jungem Beton. 1988
- Heft 6 **Bericht DFG-Forschungsschwerpunkt**
Durability of Non-Metallic Inorganic Building Materials. 1988
- Heft 7 **Manfred Feyerabend**
Der harte Querstoß auf Stützen aus Stahl und Stahlbeton. 1988
- Heft 8 **Klaus F. Schönlin**
Permeabilität als Kennwert der Dauerhaftigkeit von Beton. 1989
- Heft 9 **Lothar Stempniewski**
Flüssigkeitsgefüllte Stahlbetonbehälter unter Erdbebeneinwirkung. 1990
- Heft 10 **Jörg Weidner**
Vergleich von Stoffgesetzen granularer Schüttgüter
zur Silodruckermittlung. 1990
- Heft 11 **Pingli Yi**
Explosionseinwirkungen auf Stahlbetonplatten. 1991

Schriftenreihe des
Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie

- Heft 12 **Rainer Kunterding**
Beanspruchung der Oberfläche von Stahlbetonsilos
durch Schüttgüter. 1991
- Heft 13 **Peter Haardt**
Zementgebundene und kunststoffvergütete Beschichtungen
auf Beton. 1991
- Heft 14 **Günter Rombach**
Schüttguteinwirkungen auf Silozellen – Exzentrische Entleerung. 1991
- Heft 15 **Harald Garrecht**
Porenstrukturmodelle für den Feuchtehaushalt von Baustoffen
mit und ohne Salzbefrachtung und rechnerische Anwendung
auf Mauerwerk. 1992
- Heft 16 **Violandi Vratsanou**
Das nichtlineare Verhalten unbewehrter Mauerwerksscheiben
unter Erdbebenbeanspruchung – Hilfsmittel zur Bestimmung
der q -Faktoren. 1992
- Heft 17 **Carlos Rebelo**
Stochastische Modellierung menschengenerierter Schwingungen. 1992
- Heft 18 **Seminar 29./30. März 1993**
Erdbebenauslegung von Massivbauten unter Berücksichtigung
des Eurocode 8. 1993
- Heft 19 **Hubert Bachmann**
Die Massenträgheit in einem Pseudo-Stoffgesetz für Beton
bei schneller Zugbeanspruchung. 1993
- Heft 20 **DBV/AiF-Forschungsbericht H. Emrich**
Zum Tragverhalten von Stahlbetonbauteilen unter
Querkraft- und Längszugbeanspruchung. 1993
- Heft 21 **Robert Stolze**
Zum Tragverhalten von Stahlbetonplatten mit von den
Bruchlinien abweichender Bewehrungsrichtung –
Bruchlinien-Rotationskapazität. 1993
- Heft 22 **Jie Huang**
Extern vorgespannte Segmentbrücken unter kombinierter
Beanspruchung aus Biegung, Querkraft und Torsion. 1994

Schriftenreihe des Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie

- Heft 23 **Rolf Wörner**
Verstärkung von Stahlbetonbauteilen mit Spritzbeton. 1994
- Heft 24 **Ioannis Retzepis**
Schiefe Betonplatten im gerissenen Zustand. 1995
- Heft 25 **Frank Dahlhaus**
Stochastische Untersuchungen von Silobeanspruchungen. 1995
- Heft 26 **Cornelius Ruckenbrod**
Statische und dynamische Phänomene bei der Entleerung von Silozellen. 1995
- Heft 27 **Shishan Zheng**
Beton bei variierender Dehngeschwindigkeit, untersucht mit einer neuen modifizierten Split-Hopkinson-Bar-Technik. 1996
- Heft 28 **Yong-zhi Lin**
Tragverhalten von Stahlfaserbeton. 1996
- Heft 29 **DFG**
Korrosion nichtmetallischer anorganischer Werkstoffe im Bauwesen. 1996
- Heft 30 **Jürgen Ockert**
Ein Stoffgesetz für die Schockwellenausbreitung in Beton. 1997
- Heft 31 **Andreas Braun**
Schüttgutbeanspruchungen von Silozellen unter Erdbebeneinwirkung. 1997
- Heft 32 **Martin Günter**
Beanspruchung und Beanspruchbarkeit des Verbundes zwischen Polymerbeschichtungen und Beton. 1997
- Heft 33 **Gerhard Lohrmann**
Faserbeton unter hoher Dehngeschwindigkeit. 1998
- Heft 34 **Klaus Idda**
Verbundverhalten von Betonrippenstäben bei Querkzug. 1999
- Heft 35 **Stephan Kranz**
Lokale Schwind- und Temperaturgradienten in bewehrten, oberflächennahen Zonen von Betonstrukturen. 1999

Schriftenreihe des Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie

- Heft 36 **Gunther Herold**
Korrosion zementgebundener Werkstoffe in
mineralsauren Wässern. 1999
- Heft 37 **Mostafa Mehrafza**
Entleerungsdrücke in Massefluss-Silos – Einflüsse der Geometrie
und Randbedingungen. 2000
- Heft 38 **Tarek Nasr**
Druckentlastung bei Staubexplosionen in Siloanlagen. 2000
- Heft 39 **Jan Akkermann**
Rotationsverhalten von Stahlbeton-Rahmenecken. 2000
- Heft 40 **Viktor Mechtcherine**
Bruchmechanische und fraktologische Untersuchungen
zur Rißausbreitung in Beton. 2001
- Heft 41 **Ulrich Häußler-Combe**
Elementfreie Galerkin-Verfahren – Grundlagen und Einsatzmöglichkeiten
zur Berechnung von Stahlbetontragwerken. 2001
- Heft 42 **Björn Schmidt-Hurtienne**
Ein dreiaxiales Schädigungsmodell für Beton unter Einschluß
des Dehnrateneffekts bei Hochgeschwindigkeitsbelastung. 2001
- Heft 43 **Nazir Abdou**
Ein stochastisches nichtlineares Berechnungsverfahren für Stahlbeton
mit finiten Elementen. 2002
- Heft 44 **Andreas Plokitzka**
Ein Verfahren zur numerischen Simulation von Betonstrukturen
beim Abbruch durch Sprengen. 2002
- Heft 45 **Timon Rabczuk**
Numerische Untersuchungen zum Fragmentierungsverhalten von
Beton mit Hilfe der SPH-Methode. 2002
- Heft 46 **Norbert J. Krutzik**
Zu Anwendungsgrenzen von FE-Modellen bei der Simulation von
Erschütterungen in Kernkraftbauwerken bei Stoßbelastungen. 2002
- Heft 47 **Thorsten Timm**
Beschluß von flüssigkeitsgefüllten Stahlbehältern. 2002

Schriftenreihe des Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie

- Heft 48 **Slobodan Kasic**
Tragverhalten von Segmentbauteilen mit interner und externer
Vorspannung ohne Verbund. 2002
- Heft 49 **Christoph Kessler-Kramer**
Zugtragverhalten von Beton unter Ermüdungsbeanspruchung. 2002
- Heft 50 **Nico Herrmann**
Experimentelle Verifizierung von Prognosen zur Sprengtechnik. 2002
- Heft 51 **Michael Baur**
Elastomerlager und nichtlineare Standorteffekte
bei Erdbebeneinwirkung. 2003
- Heft 52 **Seminar 02. Juli 2004**
DIN 1045-1; Aus der Praxis für die Praxis. 2004
- Heft 53 **Abdelkhalek Saber Omar Mohamed**
Behaviour of Retrofitted Masonry Shear Walls Subjected
to Cyclic Loading. 2004
- Heft 54 **Werner Hörenbaum**
Verwitterungsmechanismen und Dauerhaftigkeit
von Sandsteinsichtmauenwerk. 2005
- Heft 55 **Seminar Februar 2006**
DIN 4149 – Aus der Praxis für die Praxis. 2006
- Heft 56 **Sam Foos**
Unbewehrte Betonfahrbahnplatten unter witterungsbedingten
Beanspruchungen. 2006
- Heft 57 **Ramzi Maliha**
Untersuchungen zur Rissbildung in Fahrbahndecken aus Beton. 2006
- Heft 58 **Andreas Fäcke**
Numerische Simulation des Schädigungsverhaltens von
Brückenpfeilern aus Stahlbeton unter Erdbelastungen. 2006
- Heft 59 **Juliane Möller**
Rotationsverhalten von verbundlos vorgespannten
Segmenttragwerken. 2006

Schriftenreihe des Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie

- Heft 60 **Martin Larcher**
Numerische Simulation des Betonverhaltens unter Stoßwellen mit
Hilfe des Elementfreien Galerkin-Verfahrens. 2007
- Heft 61 **Christoph Niklasch**
Numerische Untersuchungen zum Leckageverhalten von
gerissenen Stahlbetonwänden. 2007
- Heft 62 **Halim Khbeis**
Experimentelle und numerische Untersuchungen von Topflagern. 2007
- Heft 63 **Sascha Schnepf**
Vereinfachte numerische Simulation des Tragverhaltens
ebener mauerwerksausgefachter Stahlbetonrahmen unter
zyklischer Belastung. 2007
- Heft 64 **Christian Wallner**
Erdbebengerechtes Verstärken von Mauerwerk durch Faserverbundwerk-
stoffe – experimentelle und numerische Untersuchungen. 2008
- Heft 65 **Niklas Puttendörfer**
Ein Beitrag zum Gleitverhalten und zur Sattelausbildung
externer Spannglieder. 2008

»»»»»»»»»» **Bezug der Hefte 1 – 65 und 67**
Institut für Massivbau und Baustofftechnologie
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
Gotthard-Franz-Str. 3, 76131 Karlsruhe
www.betoninstitut.de

Bezug ab Heft 66
KIT Scientific Publishing
Straße am Forum 2, 76131 Karlsruhe
www.ksp.kit.edu

»»»»»»»»»» **Fortführung der Reihe ab Heft 66 unter neuem Namen**

KARLSRUHER REIHE
Massivbau
Baustofftechnologie
Materialprüfung

erschienen bei KIT Scientific Publishing (ISSN 1869-912X)

KARLSRUHER REIHE

Massivbau – Baustofftechnologie – Materialprüfung

Herausgeber Prof. Dr.-Ing. Frank Dehn
Prof. Dr.-Ing. Lothar Stempniewski

Institut für Massivbau und Baustofftechnologie
Materialprüfungs- und Forschungsanstalt, MPA Karlsruhe

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
KIT Scientific Publishing
ISSN 1869-912X

Heft 66

Michael Haist

Zur Rheologie und den physikalischen Wechselwirkungen
bei Zementsuspensionen. 2009
ISBN 978-3-86644-475-1

Heft 67

Stephan Steiner

Beton unter Kontaktdetonation – neue experimentelle Methoden. 2009
(noch erschienen in der Schriftenreihe des Instituts für Massivbau
und Baustofftechnologie, ISSN 0933-0461)

Heft 68

Christian Münich

Hybride Multidirektionaltextilien zur Erdbebenverstärkung
von Mauerwerk – Experimente und numerische Untersuchungen
mittels eines erweiterten Makromodells. 2011
ISBN 978-3-86644-734-9

Heft 69

Viktória Malárics

Ermittlung der Betonzugfestigkeit aus dem Spaltzugversuch
an zylindrischen Betonproben. 2011
ISBN 978-3-86644-735-6

Heft 70

Daniela Ruch

Bestimmung der Last-Zeit-Funktion beim Aufprall
flüssigkeitsgefüllter Stoßkörper. 2011
ISBN 978-3-86644-736-3

Heft 71

Marc Beitzel

Frischbetondruck unter Berücksichtigung der
rheologischen Eigenschaften. 2012
ISBN 978-3-86644-783-7

- Heft 72 **Michael Stegemann**
Großversuche zum Leckageverhalten von gerissenen
Stahlbetonwänden. 2012
ISBN 978-3-86644-860-5
- Heft 73 **Isabel Anders**
Stoffgesetz zur Beschreibung des Kriech- und Relaxationsverhaltens
junger normal- und hochfester Betone. 2013
ISBN 978-3-7315-0043-8
- Heft 74 **Jennifer C. Scheydt**
Mechanismen der Korrosion bei ultrahochfestem Beton. 2013
ISBN 978-3-7315-0113-8
- Heft 75 **Michael Auer**
Ein Verbundmodell für Stahlbeton unter Berücksichtigung
der Betonschädigung. 2015
ISBN 978-3-7315-0316-3
- Heft 76 **Christian Moritz Urban**
Experimentelle Untersuchungen und Bemessungsansätze für
faserverstärktes Mauerwerk unter Erdbebenbeanspruchungen. 2015
ISBN 978-3-7315-0372-9
- Heft 77 **Tobias Bacht**
Horizontaltragfähigkeit von Wänden aus Leichtbeton-Schalungssteinen –
Experimente und numerische Modellierung. 2015
ISBN 978-3-7315-0413-9
- Heft 78 **Björn Haag**
Schadensidentifikation mit modalen Parametern:
Anwendung auf extern vorgespannte Hohlkastenbrücken. 2016
ISBN 978-3-7315-0458-0
- Heft 79 **Engin Kotan**
Ein Prognosemodell für die Verwitterung von Sandstein. 2017
ISBN 978-3-7315-0520-4
- Heft 80 **Vladislav Kvitsel**
Zur Vorhersage des Schwindens und Kriechens von normal- und
hochfestem Konstruktionsleichtbeton mit Blähtongesteinskörnung. 2017
ISBN 978-3-7315-0521-1

KARLSRUHER REIHE

Massivbau – Baustofftechnologie – Materialprüfung

- Heft 81 **Michael Vogel**
Schädigungsmodell für die Hydroabrasionsbeanspruchung
zur probabilistischen Lebensdauerprognose von Betonoberflächen
im Wasserbau. 2017
ISBN 978-3-7315-0522-8
- Heft 82 **Georgios Maltidis**
Seismic soil structure interaction of navigation locks. 2017
ISBN 978-3-7315-0718-5
- Heft 83 **Steffen Siegel**
Zustandsbestimmung von externen Spanngliedern
und Schrägseilen mit Frequenzanalysen. 2018
ISBN 978-3-7315-0772-7
- Heft 84 **Fernando Acosta Urrea**
Influence of elevated temperatures up to 100 °C on the
mechanical properties of concrete. 2018
ISBN 978-3-7315-0795-6
- Heft 85 **Stephan Müller**
Ein Beitrag zum Energiedissipationsvermögen von Betonschrauben. 2019
ISBN 978-3-7315-0943-1
- Heft 86 **Bernhard Walendy**
Ertüchtigung von nicht tragendem Mauerwerk gegen seismische
Einwirkungen mittels aufgeklebter Textilien. 2019
ISBN 978-3-7315-0975-2

Bestandsaufnahmen belegen die oftmals zerstörerische Wirkung von Erdbeben auf Mauerwerk. Dies gilt insbesondere für biegebelastete Wände (out-of-plane). In dieser Arbeit wird ein für diesen Anwendungsfall entwickeltes Ertüchtigungssystem untersucht (auf Wandoberfläche geklebtes Glasfasergewebe). Das vorgestellte System unterscheidet sich grundlegend von herkömmlichen epoxidbasierten Systemen. Als Matrix sowie als Klebstoff kommt hierbei ein gummiartiges Material auf Polyurethanbasis zum Einsatz. Die Verwendung von weichen gummiartigen Materialien als Klebstoff reduziert Spannungsspitzen im Trägergrund und ermöglicht die Applikation auf Materialien mit geringer Festigkeit. Dadurch kann auf eine Entfernung des Mauerwerkputzes verzichtet werden. Das System kann nicht anhand bereits vorhandener Richtlinien quantifiziert werden.

Es werden die Ergebnisse von Versuchsreihen vornehmlich auf Verbund- und Bauteilebene vorgestellt. Basierend hierauf, wird ein Leitfaden zur Quantifizierung der Verstärkungswirkung des Systems vorgestellt. Numerische Untersuchungen untermauern den vorgestellten Standardisierungsansatz. Validierte Simulationsmodelle und Programmcodes werden zur Verfügung gestellt.

