

Josef Hegger, Norbert Will, Ann-Christine von der Heid
Reiner Grebe, Cynthia Morales-Cruz

Großformatige energieeffiziente Fassaden aus Textilbeton mit Sandwichtragwirkung – Entwicklung von Herstellmethoden, Bemessungs- und Fügekonzepten

F 3051

Bei dieser Veröffentlichung handelt es sich um die Kopie des Abschlussberichtes einer vom Bundesinstitut für Bau-, Stadt- und Raumforschung (BBSR) im Bundesamt für Bauwesen und Raumordnung (BBR) im Rahmen der Forschungsinitiative »Zukunft Bau« geförderten Forschungsarbeit. Die in dieser Forschungsarbeit enthaltenen Darstellungen und Empfehlungen geben die fachlichen Auffassungen der Verfasser wieder. Diese werden hier unverändert wiedergegeben, sie geben nicht unbedingt die Meinung des Zuwendungsgebers oder des Herausgebers wieder.

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die Originalmanuskripte wurden reprototechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprototechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

© by Fraunhofer IRB Verlag

2017

ISBN 978-3-7388-0076-0

Vervielfältigung, auch auszugsweise,
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

Fraunhofer IRB Verlag

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69
70504 Stuttgart

Nobelstraße 12
70569 Stuttgart

Telefon 07 11 9 70 - 25 00
Telefax 07 11 9 70 - 25 08

E-Mail irb@irb.fraunhofer.de

www.baufachinformation.de

www.irb.fraunhofer.de/tauforschung

Abschlussbericht

Institutsbericht-Nr. 390/2017

des Instituts für Massivbau der RWTH Aachen

Gegenstand: „Großformatige energieeffiziente Fassaden aus Textilbeton mit Sandwichtragwirkung – Entwicklung von Herstellmethoden, Bemessungs- und Fügekonzepten“

Auftraggeber: Bundesinstitut für Bau-, Stadt- und Raumforschung
Im Bundesamt für Bauwesen und Raumordnung
Deichmanns Aue 31-37
53179 Bonn

Aktenzeichen: SWD-10.08.18.7-14.09

erstattet von: Prof. Dr.-Ing. Josef Hegger (IMB, RWTH Aachen)
Dr.-Ing. Norbert Will (IMB, RWTH Aachen)
Ann-Christine von der Heid (IMB, RWTH Aachen)
Reiner Grebe (Hering Bau GmbH & Co. KG)
Cynthia Morales-Cruz (Institut für Bauforschung der RWTH Aachen)

Datum: Aachen, den 07.09.2017

Projekt-Nr. IMB: F-2013-041

Dieser Abschlussbericht umfasst 118 Seiten Text und 38 Seiten Anhang.

Der Forschungsbericht wurde mit Mitteln der Forschungsinitiative Zukunft Bau des Bundesinstitutes für Bau-, Stadt- und Raumforschung gefördert.

Die Verantwortung für den Inhalt des Berichts liegt beim Autor.

INHALTSVERZEICHNIS

	Seite
1 Allgemeines	1
1.1 Veranlassung und Ziel des Forschungsvorhabens	1
2 Arbeitspaket 1: Grundlagenphase	2
2.1 IRB-Recherche	2
2.2 Anforderungskatalog	2
2.3 Vorbemessung	3
3 Arbeitspaket 2: Auswahl der Materialien	4
3.1 Beton	4
3.2 Dämmstoff	4
3.3 Textilbewehrung	5
3.4 Verbundelemente	6
4 Arbeitspaket 3: Herstelltechniken	8
4.1 Betontechnologie	8
4.2 Oberflächenbeschaffenheit	10
4.3 Herstellung von großformatigen Platten	12
4.4 Transportanker	14
5 Arbeitspaket 4: Tragfähigkeitsuntersuchungen	16
5.1 Allgemeines	16
5.2 Statistische Auswertung der Versuche	17
5.3 Dehnkörperversuche (Deckschicht)	18
5.4 Biegekörperversuche (Deckschicht)	21
5.5 Zugversuche an Kleinkörpern (Verbundmittel)	27
5.6 Druckversuche an Kleinkörpern (Verbundmittel)	33
5.7 Abscherversuche an Kleinkörpern (Verbundmittel)	39
5.8 Transportankerversuche	60
5.9 Großkörperversuche	63
5.10 Bestimmung von Materialkennwerten	68
6 Arbeitspaket 5: Numerische Untersuchungen und Modellentwicklung	77
6.1 Allgemeines	77
6.2 Finite-Elemente-Simulation	77
6.3 Ingenieurmodell 1: Allgemeiner Ansatz	94
6.4 Ingenieurmodell 2: genauer Ansatz mit InfoCAD	108
6.5 Dauerstandverhalten	110
7 Arbeitspaket 6: Baukonstruktive Durchbildung	113
7.1 Prototyp	113
7.2 Ökobilanz	115
7.3 Anschlussdetails	116

8 Literaturverzeichnis	117
9 Anhang A: Großkörperversuche	119
10 Anhang B: Anschlussdetails	141

1 Allgemeines

1.1 Veranlassung und Ziel des Forschungsvorhabens

Sandwichelemente vereinen die Vorteile eines hohen Vorfertigungsgrades, einer qualitativ hochwertigen Oberfläche und einer guten Wärmedämmung. Durch die steigenden Anforderungen der Energieeinsparverordnung (EnEV 2016) zeigt sich jedoch ein Nachteil der bisher auf dem Markt verfügbaren Stahlbeton-Sandwichelemente. Um den Anforderungen der EnEV zu entsprechen, wachsen die Dämmstoffdicken, was zu einer größeren Wanddicke des Fassadenaufbaus führt. Bei gleichbleibenden Gebäudeabmessungen ist dies mit einer Verringerung der Wohnfläche verbunden. In dicht besiedelten Gebieten steigen somit die Kosten für einen Quadratmeter Wohnfläche an.

Ziel des Forschungsvorhabens ist es, im Vergleich zu Stahlbetonelementen, großformatige Sandwichelemente mit geringerer Dicke und gleichbleibenden bzw. besseren Dämmeigenschaften herzustellen. Dafür werden die Vorsatz- und die Innenschale der Elemente aus 30 mm dickem Textilbeton gefertigt. Der Verbund der beiden Schalen wird durch nichtmetallische Verbundmittel, z. B. textile Verbundgitter oder TM-Anker, sichergestellt. Die Verbundgitter bestehen aus dem gleichen Material wie die textile Bewehrung der Vorsatz- und der Innenschale. Der Aufbau der Elemente sowie die Verbundmittel sind beispielhaft in Abbildung 1 zu sehen. Im Forschungsvorhaben wurde ein Verbundgitter verwendet, das die Vorteile aus Abbildung 1 Bild b) und c) vereint. Eine zusätzliche Betondeckung zur Vergrößerung der Verankerungslänge wurde nicht angestrebt, da sich dies auf der Betonoberfläche optisch abzeichnet und als Mangel bewertet werden kann.

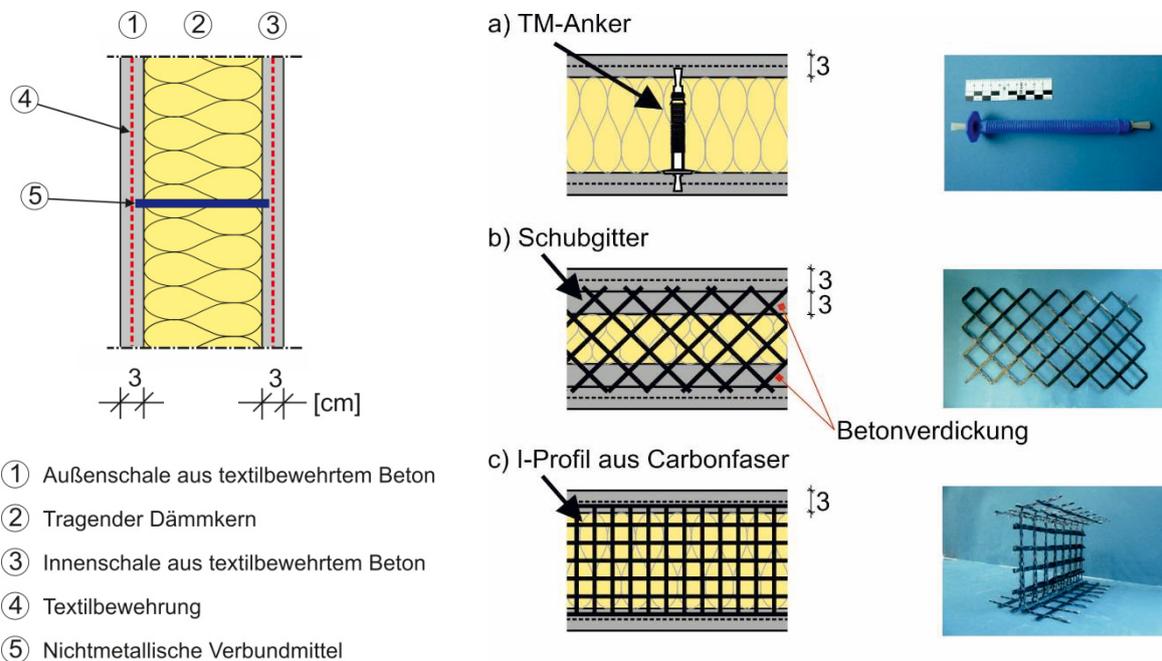


Abbildung 1: Aufbau des Elements und der Verbundmittel

2 Arbeitspaket 1: Grundlagenphase

2.1 IRB-Recherche

Im Zuge des ersten Arbeitspakets wurde eine IRB-Recherche durchgeführt. Diese ergab, dass bereits Forschungsarbeiten zu kleinformatischen Sandwichelemente durchgeführt wurden. So wurde an der HTWK Leipzig von 2010 bis 2013 ein vakuumgedämmtes Fassadenelement aus Textilbeton entwickelt [1]. Das Element des Demonstrators weist eine Gesamtdicke von 11 Zentimetern und eine Plattenabmessung von 1,50 m x 3,20 m auf. Ebenso wurde an der TU Kaiserslautern von 2012 bis 2014 an hochwärmedämmenden Sandwichaußenwänden mit Verbindungsmitteln aus glasfaserverstärktem Kunststoff geforscht [2]. An der RWTH Aachen wurden im Zuge des Sonderforschungsbereichs 532 die Transferprojekte T03 und T07 bearbeitet [3], [4]. Hier wurden bereits Sandwichelemente mit textilibewehrten dünnen Schalen und einem textilen Verbundgitter untersucht.

Forschungsergebnisse zu großformatigen Sandwichelementen aus Textilbeton mit einem textilen Verbundgitter lagen zum Zeitpunkt der Recherche nicht vor.

2.2 Anforderungskatalog

Zur Festlegung der in den Bauteilversuchen zu untersuchenden Parameter sind vorab die Anforderungen an die Fassade festzulegen. Dabei wird unterschieden zwischen den statisch-konstruktiven, den bauphysikalischen und den produktions- bzw. montagetechnischen Anforderungen an die Sandwichfassade. In Tabelle 1 sind die einzelnen Anforderungen zusammengefasst.

Tabelle 1: Anforderungen an die Sandwichelemente

statisch-konstruktive Anforderungen	Sandwichtragwirkung	Der Dämmstofftraganteil darf für Druckkräfte angesetzt werden. Der Dämmstofftraganteil darf nicht für Zugkräfte angesetzt werden.
	Verbundmittel	Aufnahme der Zugkräfte Abtragung des Eigengewichtes der Vorsatzschale
	Anschlüsse / Verbindungen	Keine Verbindung der Elemente untereinander
bauphysikalische Anforderungen	Schallschutz	Luftschalldämmmaß von mindestens $R'w = 40$ dB gemäß DIN 4109
	Feuchteschutz	Schlagregendichtigkeit: Beanspruchungsgruppe 3 gemäß DIN 4108-3
	Wärmeschutz	Nach EnEV 2016 ist für Neubauten sowie Nichtwohnbauten ein U-Wert von $0,21$ $W/(m^2 \cdot K)$ zu erreichen.

produktions-/ montagetechnische Anforderungen	Bauteilherstellung	Sicherstellung eines geringen Einbauaufwandes der Verbundmittel
	Transport und Montage	Befestigung der Transportanker in den 30 mm dünnen Betonschichten Die Ecken der Schalen dürfen während dem Transport nicht abplatzen.
	Anschlüsse und Verbindungen	Der Anschluss soll an die Geschossdecke erfolgen. Die Verankerung muss für die dünnen Schalen geeignet sein.

2.3 Vorbemessung

Die Vorbemessung wurde mit Elementabmessungen von 6,00 m x 4,00 m und einem Normalbeton der Klasse C55/67 durchgeführt. Als Verbundmittel wurden ein modifizierter TM-Anker, ein bauaufsichtlich zugelassener TM-Anker und ein textiles Verbundgitter verwendet. Als Dämmstoff wurde XPS festgelegt, der zur Einhaltung der Anforderungen aus den EnEV eine Dicke von 18 bzw. 20 cm aufweist. Grundlage für die Vorbemessung bildete das Verfahren nach Horstmann [4] und Stamm/Witte [5].

Tabelle 2: Ergebnis der Vorbemessung für einen 18 cm starken XPS-Dämmstoff

Verbundmittel	Verbundmittel- abstand a [m]	Verbundmittel Anzahl [Stk]	Bewehrung Schale [cm ² /m]	Ausnutzungs- grad Verbundmittel [%]
TM – Anker	0,8	48	0,25	99,3
TM – Anker (a nach Zulassung)	0,4	150	0,12	24,8
Verbundgitter	1,3	6	0,75	63,8

Für die Verbundgitter war das Versagen der Vorsatzschale infolge Windbelastung ohne Dämmstoff maßgebend. Der Dämmstoff wurde für eine Windsogbelastung nicht angesetzt, da im ungünstigsten Fall der Verbund zwischen Dämmstoff und Vorsatzschale nicht sichergestellt ist. Die TM-Anker versagen infolge Betonauszug für eine Windsogbelastung ohne Dämmstoff.

3 Arbeitspaket 2: Auswahl der Materialien

3.1 Beton

In Absprache mit Hering Bau wurden die in Abbildung 2 dargestellten Betonfarben bzw. Mischungen ausgewählt. Die Standardmischung ohne weitere Farbzusätze stellt „betongrau“ dar. Um die Einwirkungen der Sonneneinstrahlung auf die Farbe zu untersuchen, wurden zusätzlich zur Standardmischung ein heller und ein dunkler Beton ausgewählt. Diese drei Mischungen wurden am Institut für Bauforschung (ibac) im Arbeitspaket 3 genauer untersucht.



Abbildung 2: Ausgewählte Betonfarben und Mischungen

Alle drei Betone wurden von Hering Bau beim Kölner Institut für Baustoffprüfung und –technologie auf ihre Biegezugfestigkeit untersucht. Der Beton mit der geringsten Biegezugfestigkeit war die Mischung LVB 11/06 der Farbe Weiß. Um die Kleinkörperversuche am Institut für Massivbau unter Arbeitspaket 3 im Kostenrahmen zu halten, wird nur der Beton mit der geringsten Biegezugfestigkeit untersucht. Es wird angenommen, dass dieser bei den Kleinkörperversuchen die niedrigsten Ergebnisse erzielt.

3.2 Dämmstoff

Es wurden verschiedene Materialien hinsichtlich Maßen, Wärmeleitfähigkeit λ , Wärmedurchgangskoeffizient U und Kosten untersucht. Tabelle 3 zeigt den Vergleich der verschiedenen Dämmstoffe.

Tabelle 3: Vergleich der Dämmstoffe

Typ	Di- cke [mm]	Breite [m]	λ [W/(m·K)]	U [W/(m ² ·K)]	Ø-Kosten [€/m ²]
DOW Styrofoam LB-X	160	600/1200	0,030	0,201	24,32
DOW XENERGY IB	180	600	0,033	0,197	25,17
DOW Styrofoam IB-CH-A	180	600	0,039	0,228	24,34
BASF Styrodur 2800 C	180	600	0,038	0,223	21,43
Austrotherm XPS TOP P GK	200	600	0,038	0,203	19,53

Für die vorgesehenen Zwecke erwies sich ein Dämmstoff der Firma Austrotherm als besonders geeignet. Hierbei handelt es sich um eine extrudierte Hartschaumplatte (XPS) mit der

Bezeichnung Austrotherm XPS® TOP P GK. Der Dämmstoff hat mit zwei 30 mm dünnen Vorsatzschalen aus Textilbeton und einer Dämmstärke von 200 mm einen rechnerischen Wärmedurchgangskoeffizienten von $U = 0,203 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ und liegt damit unter dem von der EnEV 2016 geforderten Wert von $0,21 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$. Weiterhin hat das Material das beste Preis-Leistung Verhältnis.

Da die Dämmelemente permanent weiter entwickelt werden, sollen die Sandwichelemente möglichst unabhängig von der Dämmung sein. Daher wurden nicht nur Versuche mit der oben aufgeführten Dämmung durchgeführt, sondern auch Versuche ohne Dämmstoff. Damit können auch weiche bzw. lose Dämmungen wie Steinwolle verwendet werden.

3.3 Textilbewehrung

Bereits zu Projektbeginn wurde festgelegt, dass die Sandwichelemente aus zwei ca. 30 mm dünnen Deckschichten aus Textilbeton bestehen sollten. Im Antrag wurde ein Textil aus Carbon vorgeschlagen. Nach weiteren Überlegungen wurde das Textil aus Carbon gegen ein Textil aus AR-Glas getauscht. Carbon bietet zwar den Vorteil einer höheren Zugfestigkeit, ist aber im Vergleich zu AR-Glas teurer. Da die hohe Zugfestigkeit des Carbons für die untersuchten Sandwichelemente nicht erforderlich ist, wurde sich für ein Textil aus AR-Glas entschieden. Die vom Hersteller angegebenen Kennwerte sind in Tabelle 4 zusammengefasst. Das Textil ist in Abbildung 3 dargestellt.

Tabelle 4: Kennwerte des AR-Glastextils soligrid Q-120-GEP-38 der Firma solidian

Eigenschaften		Einheit	Wert ¹⁾
Tränkung		-	Epoxidharz
Achsabstand Rovings	0° / 90°	mm	38
Querschnittsfläche	Roving	mm ²	4,62
	0° / 90°	mm ² /m	121
Zugfestigkeit (Mittelwert)	0°	N/mm ²	1420
	90°	N/mm ²	1530
Zugfestigkeit (charakteristisch)	0°	N/mm ²	1100
	90°	N/mm ²	1100
Zugfestigkeit (Bemessungswerte)	0°	N/mm ²	733
	90°	N/mm ²	733

¹⁾ Angaben des Herstellers solidian

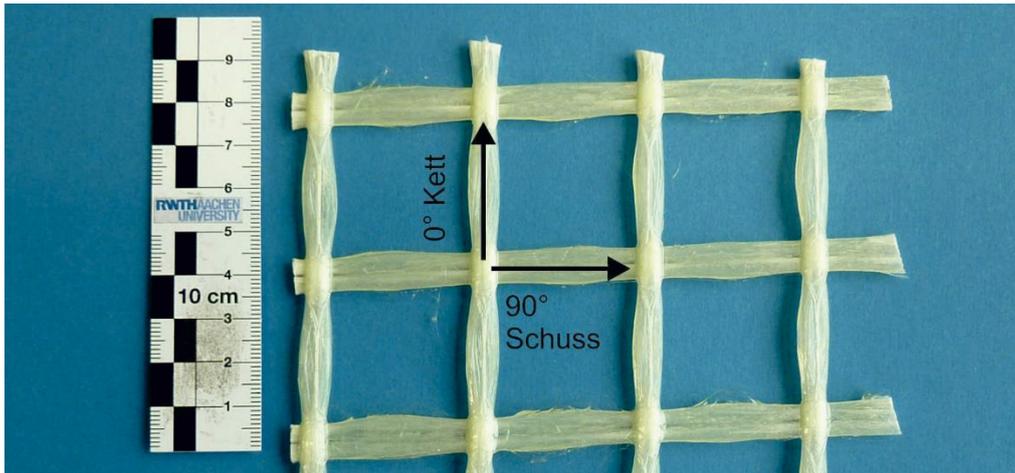


Abbildung 3: AR-Glastextil soligid Q-120-GEP-38 der Firma solidian

3.4 Verbundelemente

Als Verbundelement wurden modifizierte TM-Anker sowie ein textiles Verbundgitter untersucht. Ausschlaggebend für die Wahl des Verbundmittels war die Vorbemessung aus Kapitel 2.3 und die Ergebnisse von Versuchen von Horstmann [4]. Die Vorbemessung ergab, dass man für ein 4 m x 6 m großes Sandwichelement ca. 50 TM-Anker als Verbundmittel anordnen muss, alternativ sind nur sechs Verbundgitter mit einer Länge von 4 m notwendig.

TM-Anker erfordern einen großen Aufwand bei der Herstellung der Elemente. Der Dämmstoff des Sandwichelements muss im Abstand der Anker mit Löchern versehen werden. Die Anker können anschließend durch die Löcher im Dämmstoff in den feuchten Beton der zuvor betonierten ersten Sandwichschale eingedrückt werden. Das Vorbohren des Dämmstoffes sowie das Einbringen der einzelnen Anker ist mit einem großen zeitlichen Aufwand verbunden. Im Gegensatz dazu ist das System mit textilen Verbundgittern einfacher herzustellen. Hier werden die Verbundgitter in die frisch betonierten erste Sandwichschale eingelegt. Anschließend kann der Dämmstoff gemäß Abbildung 4 eingebracht werden.

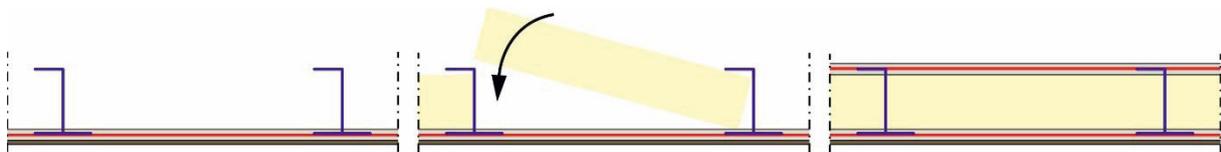


Abbildung 4: Herstellung eines Sandwichelements mit textilen Verbundgittern

Neben diesen produktionstechnischen Gründen wurden Versuchsergebnisse von Horstmann [4] berücksichtigt. Dieser führte bereits zyklische Abscherversuche an Sandwichelementen mit TM-Ankern und textilen Verbundgittern nach Abbildung 1 Bild b) durch. Von drei Versuchen mit TM-Ankern versagten zwei der Körper bereits im ersten von drei Zyklen. Bei Versuchen mit textilen Verbundgittern wurde keine Schädigung der Verbundmittel festgestellt.

Wegen der genannten Vorteile wurde ein textiles Verbundgitter als Verbundmittel festgelegt, das aus dem gleichen Material wie das Flächentextil in den Sandwichschalen besteht. Die Kennwerte können Tabelle 4 entnommen werden. Das Verbundgitter ist aus einem U- und

einem Z-Profil aufgebaut. Diese Form ermöglicht ein einfaches Eindrücken des Dämmstoffes und hat eine Verbundlänge von mindestens 10 cm in beiden Schalen. Abbildung 5 zeigt den Aufbau des Sandwichelements und des textilen Verbundgitters.

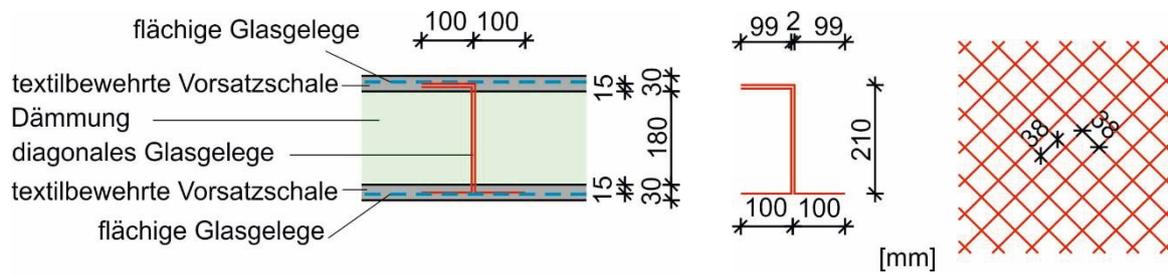


Abbildung 5: Aufbau des Sandwichelements und des Verbundgitters

4 Arbeitspaket 3: Herstelltechniken

4.1 Betontechnologie

4.1.1 Allgemeines

Für die Witterungsbeständigkeit und die Hygrothermik des Betons wurden die folgenden Punkte untersucht:

- Druckfestigkeit
- Wasseraufnahme nach Heft 422 DAfStb [6]
- Wassereindringtiefe
- Schwinden und Quellen
- Bestimmung der Wärmeausdehnung

Der Beton wurde, mit Ausnahme der Probekörper für die Wassereindringprüfung, von der Fa. Hering GmbH Co. KG am 25.01.2016 hergestellt und an das ibac am 26.01.2016 geliefert. Die Probekörper für die Wassereindringprüfung wurden von der Fa. Hering GmbH Co. KG am 16.11.2016 hergestellt und an das ibac am 05.12.2016 geliefert. Nach der Lieferung wurden die Probekörper bis zur Prüfung in Laborklima 23 °C, 50 % rel. LF gelagert.

4.1.2 Druckfestigkeit

Die Bestimmung der Druckfestigkeit nach 28 Tagen erfolgte an Betonwürfeln mit einer Kantenlänge von 150 mm in Anlehnung an DIN EN 12390-3 [6]. Die Prüfung wurde lastgeregelt mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 13,5 kN/s durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5 dokumentiert.

Tabelle 5: Ergebnisse der Druckfestigkeitsprüfungen

Versuchsbezeichnung	f_{cx} [N/mm ²]	f_{cm} [N/mm ²]	n [-]	Alter d [Tage]
PK-1	77,2			
PK-2	77,1	77,7	3	28
PK-3	78,8			

4.1.3 Wasseraufnahme

An drei Scheiben ($\varnothing = 100$ mm; $h = 50$ mm) der Betonmischung wurde zunächst die Wasseraufnahme unter Atmosphärendruck (W_{aA}) und anschließend unter Druck von 15 N/mm² (W_{a15}) nach Heft 422 [6] des DAfStb bestimmt. Die Wasseraufnahme unter Atmosphärendruck W_{aA} bzw. unter Druck W_{a15} der Betonmischung wurde im Mittel zu 5,50 % bzw. 5,53 % bestimmt.

4.1.4 Wassereindringtiefe

Die Prüfung der Wassereindringtiefe wurde an drei Würfeln (Kantenlänge 150 mm) im Alter von 58 Tagen begonnen und gemäß DIN EN 12390-8 [8] durchgeführt. Die Oberfläche des Probekörpers wurde von unten mit Wasserdruck belastet. Eine wasserfeste Dichtung in Form eines Rings aus Gummi, mit einem Durchmesser von ebenfalls 150 mm wurde verwendet. Während der Prüfung wurde kein Wasserdurchtritt an der Oberfläche des Probekörpers festgestellt. An den Seitenflächen außerhalb der Prüffläche des Prüfkörpers wurden feuchte Stellen ($h_{\max} = 8$ mm, gemessen von der wasserbelastete Richtung) beobachtet. Diese ist in Abbildung 6, links dargestellt. Die größte Eindringtiefe der Spaltfläche direkt nach der Prüfung betrug weniger als 1 mm (Abbildung 6, rechts).

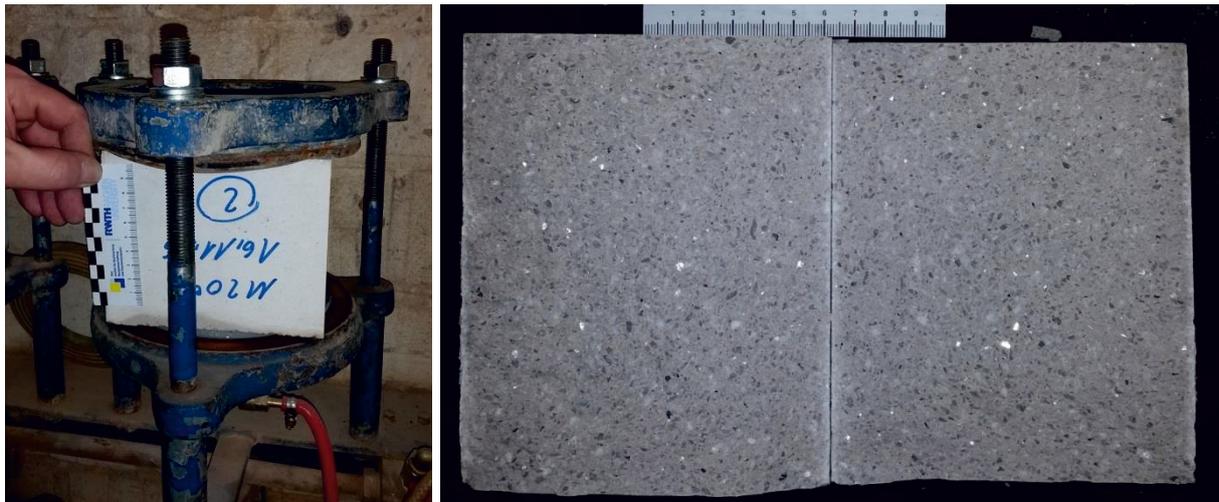


Abbildung 6: links: Versuchsaufbau – der Wasserdruck wirkt von unten auf die Oberfläche des Prüfkörpers ein; rechts: Wassereindringtiefe nach der Belastung

4.1.5 Schwinden und Quellen

Schwinden und Quellen wurden in Anlehnung an die DAfStb-Richtlinie „Schutz und Instandsetzung von Betonbauteilen“ [9] an jeweils drei Normprismen mit den Nennabmessungen 160 mm x 40 mm x 40 mm ermittelt. Für die Untersuchung des Quellens wurden die Prüfkörper direkt nach der Lieferung unter Wasser mit $23^{\circ} \pm 2^{\circ}\text{C}$ gelagert. Die Nullmessung erfolgte jeweils im Alter von zwei Tagen. Die entsprechenden Längenänderungen l_m der Prismen sind in Tabelle 6 angegeben. Die zugehörige grafische Darstellung zeigt Abbildung 7.

Tabelle 6: Ergebnisse zum Schwinden und Quellen des Betons

Versuchsbezeichnung	l_m [mm/m]	s_x [mm/m]	V_x [-]	n [-]	Alter d [Tage]
Schwinden 7	-0,23	0,01	0,03	3	7
Schwinden 14	-0,30	0,00	0,00	3	14
Schwinden 21	-0,31	0,01	0,02	3	21
Schwinden 28	-0,36	0,02	0,04	3	28
Quellen 7	0,02	0,00	0,00	3	7
Quellen 14	0,03	0,01	0,17	3	14
Quellen 21	0,04	0,01	0,13	3	21
Quellen 28	0,05	0,01	0,11	3	28

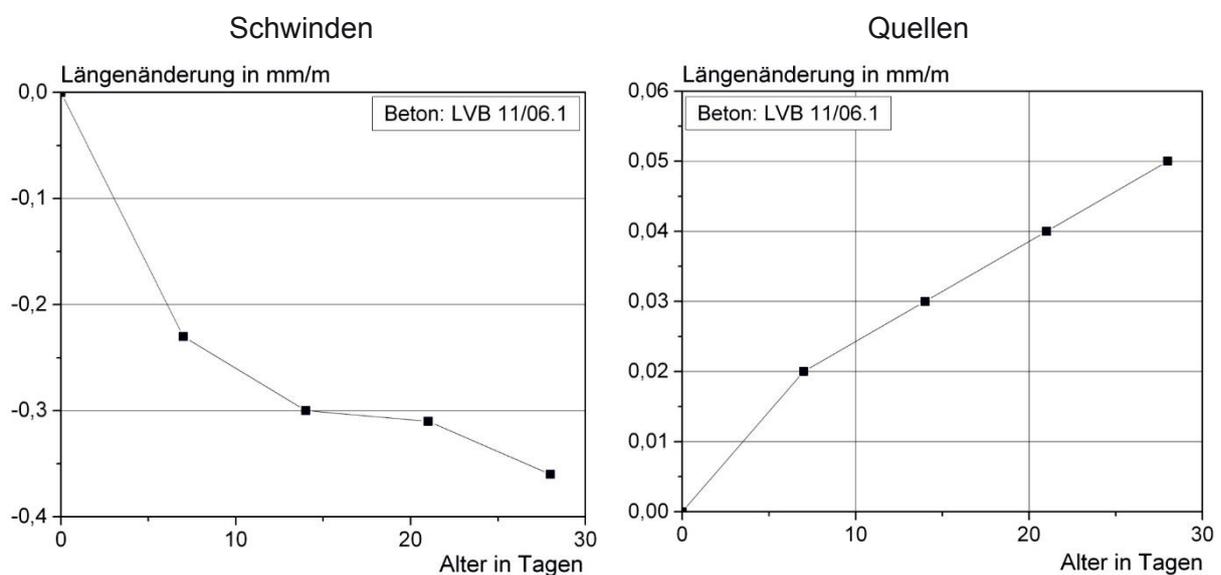


Abbildung 7: Längenänderung des Betons

4.1.6 Wärmeausdehnung

Die thermische Dehnung wurde in Anlehnung an DIN EN 1770 [10] an drei Normprismen mit den Nennabmessungen 160 mm x 40 mm x 40 mm im Alter von 93 Tagen ermittelt. Die Messungen wurden nacheinander bei Probekörpertemperaturen von 23 °C, 0 °C, -20 °C, 40 °C, 60 °C und 80 °C durchgeführt. Die Wärmedehnzahl α_t für den Temperaturbereich -20 °C bis 40 °C betrug $15,4 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$.

4.2 Oberflächenbeschaffenheit

Drei Betonrezepturen wurden hinsichtlich Fließfähigkeit, Schwindmaß und Biegezugfestigkeit optimiert. Hierbei handelt es sich gemäß Kapitel 3.1 um einen weißen Beton mit Gesteinskörnungen aus Marmor, einen schwarzen Beton mit Basaltkörnungen und einen grauen Beton mit Kalksplitt. Das Größtkorn wurde auf 5 mm beschränkt. Als Bindemittel wurden Portlandzement CEM I und Portlandkompositzemente CEM II verwendet. Die Fließfähigkeit wurde so

eingestellt, dass sich eine Konsistenz F6 (sehr fließfähig) ergab. Als Fließmittel wurde PCE-basiertes Hochleistungsfließmittel verwendet. Zur Steigerung der Festigkeit wurde dem Beton ein puzzolanischer Zusatzstoff auf Basis von amorphem Aluminosilikat zugesetzt. An der weißen und der schwarzen Mischung wurden verschiedenen Methoden der Oberflächenbearbeitungen erprobt. Hierbei wurden die verschiedenen Musterplatten Gestrahlt, Abgesäuert, Gewaschen und Geschliffen. Abbildung 8 zeigt die Ergebnisse der verschiedenen Oberflächenbehandlungen, exemplarisch am weißen Beton.

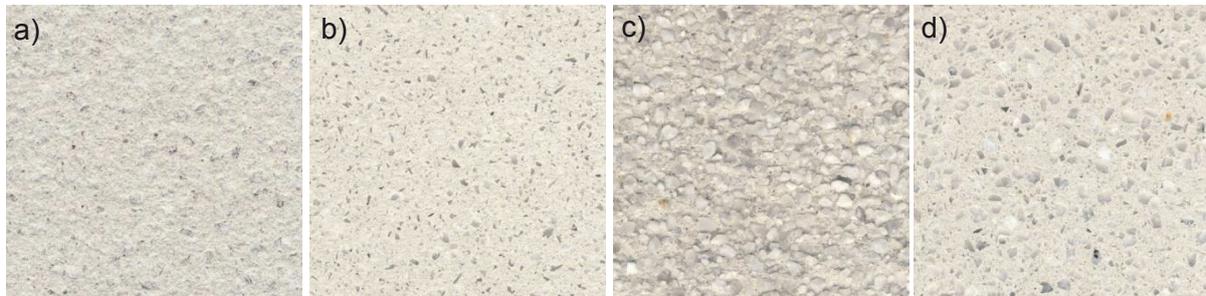


Abbildung 8: Untersuchte Oberflächenbeschaffenheiten: a) Gestrahlt, b) Gesäuert, c) Gewaschen, d) Geschliffen

Anschließend wurde an großformatigen Elementen überprüft, ob sich mit den ausgewählten Methoden eine gleichmäßige Oberflächengestaltung erzielen lässt. Weder die textile Bewehrung noch die Verbundmittel sollten sich an der Oberfläche abzeichnen. In Abbildung 9 ist deutlich zu erkennen, dass sich das Textil an der unbearbeiteten Oberfläche abzeichnet.



Abbildung 9: Oberfläche vor der Bearbeitung (links) und nach der Bearbeitung (rechts)

Nach dem Waschen der Oberfläche verliert sich dieser Effekt vollständig, wie in Abbildung 9 rechts zu erkennen ist. Mit den Oberflächenbehandlungen Absäuern, Polieren und Schleifen zeichnete sich das Textil ebenfalls nicht mehr auf der Oberfläche ab. Dies wurde anhand von kleinformatischen Musterplatten untersucht. Als Resultat ist festzuhalten, dass die Ausführung glatter unbearbeiteter Oberflächen bei dünnen textilbewehrten Platten nicht empfehlenswert ist. Vielmehr sollte stets eine Oberflächenbearbeitung durchgeführt werden, um eine gleichmäßige gefällige Ansicht zu erhalten.

4.3 Herstellung von großformatigen Platten

Im Rahmen des Projekts wurden insgesamt 7 großformatige Probekörper mit Abmessungen von 0,30 m x 4,10 m bzw. 1,20 m x 4,10 m hergestellt. Unabhängig vom Projekt produzierte die Firma Hering Bau zur Bestätigung der Herstelltechnik großformatige Sandwichelemente mit einer tragfähigen Schale aus Stahlbeton und einer dünnen Vorsatzschale aus Textilbeton. Die Elemente wurden als Wandelemente einer neuen Produktionshalle auf dem Werksgelände der Firma Hering Bau eingesetzt. Nachfolgend werden die Erkenntnisse aus der Betonage der großformatigen Probekörper und der außerhalb des Projektes hergestellten großformatigen Sandwichplatte dargestellt.

Schritt 1: Bewehrung der ersten Betonschale (Abbildung 10)

Die 30 mm dicken Betonschichten wurden einlagig mit einem harzgetränktem Glasfasertextil bewehrt. Hierbei musste der lagengenaue Einbau durch Abstandhalter sichergestellt werden. Die besondere Schwierigkeit lag darin, dass die Bewehrung zum Aufschwimmen neigt. Deshalb wurden Abstandhalter am Textil befestigt, vom Textilhersteller entwickelt wurden und bei diesem erworben wurden.



Abbildung 10: Bewehrung einer großformatigen Platte (links); Detail Übergreifungsstoß, Abstandhalter und Verbundgitter (rechts)

Damit das Textil samt Abstandhaltern nicht aufschwimmt, wurden Stahltraversen als Auflast installiert. Auf der flächigen Bewehrung wurden anschließend die Verbundgitter angeordnet, die den Verbund zwischen den beiden Betonschichten sicherstellen. Auch diese Verbundgitter wurden mit Traversen fixiert, damit sich diese beim Betonieren nicht verschieben. Eine besondere Schwierigkeit stellten die Überlappstöße der flächigen Bewehrung dar. Da das Textil infolge der Harztränkung relativ steif ist und auch eine gewisse Welligkeit aufweist, war die Einhaltung der Lagegenauigkeit in den Stoßbereichen schwierig sicherzustellen. In diesem Punkt muss der Textilhersteller die Ebenheit der Textilien, insbesondere in den Randbereichen, verbessern. Damit das fertigestellte Sandwichelement mit einem Kran bewegt werden kann, wurde zusätzlich ein Transportanker nach Kapitel 4.4 eingebaut. Nachdem die erste Schale mit dem flächigen Textil, dem Transportanker und dem Verbundgitter bewehrt wurde, konnte der Beton eingebracht werden.

Schritt 2: Einbringen des Betons (Abbildung 11)

Die Herstellung der Betone wurde in verschiedenen Mischanlagen untersucht. Hierbei wurden die besten Ergebnisse mit einem sogenannten Konusmischer erzielt. Besondere Probleme bereitete das Ausbringen und das Verteilen des Betons in dünnen Schichtdicken und auf großen Flächen. Hierzu wurden Betoniersversuche an 30 mm dünnen Platten durchgeführt. Für das Ausbringen des Betons wurde ein Betonkübel verwendet, der über eine Schnecke mit Elektromotor den Beton gleichmäßig und dosiert ausgibt. Hier wirkte sich hinsichtlich des Fließmaßes besonders positiv aus, dass der Beton durch die Schnecke, kurz vor dem Ausbringen, noch einmal leicht aufgemischt wurde. Im Randbereich wurde der Beton per Hand eingegossen. Nach dem Einbringen des Betons wurden die Stahltraversen abgenommen und eine höhere Schalung für die weitere Herstellung aufgestellt.



Abbildung 11: Einbringen des Betons (links: großformatiges Element); erhöhte Schalung mit frisch betonierter Schale (rechts: Prüfkörper)

Schritt 3: Einbringen des Dämmstoffes (Abbildung 12 links)

Der in Kapitel 3.2 gewählte Dämmstoff ist als Plattenware mit Abmessungen von 1250 mm x 600 mm erhältlich. Um bei der Herstellung der Sandwichelemente möglichst wenig Dämmstoff zuschneiden zu müssen, sollte ein Verbundgitterabstand von 600 mm oder $2 \times 600 = 1200$ mm gewählt werden. Bei der Elementherstellung wurden die Platten zuerst unter den Obergurt des Verbundgitters geschoben und anschließend leicht in den feuchten Beton gedrückt (siehe Abbildung 4). Es sollten möglichst zwei Platten zwischen den Verbundgittern liegen, da dies das Einschieben unter den Obergurt des Verbundgitters deutlich vereinfacht. Notwendige Zuschnitte waren mit einem gezahnten Messer oder der Bandsäge einfach möglich. Eine Vorkonfektionierung der Platten im Herstellerwerk ist daher nicht erforderlich.

Schritt 4: Bewehrung und Betonage der zweiten Schale (Abbildung 12 rechts)

Analog zu Schritt 1 und Schritt 2 wurde die zweite Schale erst bewehrt und anschließend betoniert. Dabei ist darauf zu achten, dass der Beton nicht durch Spalten zwischen Dämmstoff und Verbundgitter laufen kann. Dies würde im fertigen Sandwichelement Wärmebrücken hervorrufen.



Abbildung 12: Einlegen der Dämmplatten (links: Mineralwolle); Betonage der oberen Deckschicht (rechts)

4.4 Transportanker

Zum Anheben der Sandwichelemente mit einem Kran müssen Transportanker einbetoniert werden. Bisher sind am Markt aber keine Anker verfügbar, die für 30 mm dünne Schalen verwendet werden können. Daher wurden im Projekt Transportanker entwickelt. Hierzu wurden zwei Ansätze verfolgt.

Als erster Ankertyp sollte die Verwendung von Transportgurten überprüft werden. Diese haben den Vorteil, dass die flächige Bewehrung der Schalen nicht ausgespart werden muss. Für den Anker werden die Enden eines Transportgurtes mit der flächigen Bewehrung beider Schalen vor der Betonage verwebt (Abbildung 13 rechts). Die Verwebung erfolgt über eine Länge von jeweils ca. 50 cm. Für den Transport der Elemente müssen zwei Gurte in die Platte eingearbeitet werden. Damit keine bzw. nur eine geringe Querpressung am Einbindebereich der Gurte entsteht, dürfen die Transportgurte nur mit einer dafür vorgesehenen Vorrichtung (Stahldreieck) abgehoben werden (Abbildung 13 links). Die beiden Stahldreiecke werden mit einer Traverse verbunden. Über dieses System kann das Eigengewicht der Platte auf die beiden Transportgurte gleichmäßig verteilt werden.

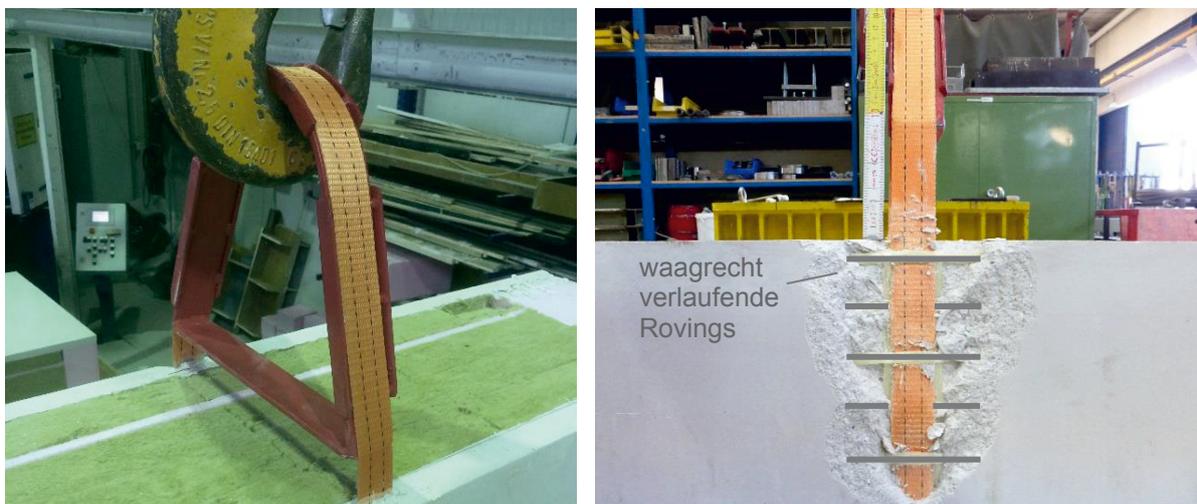


Abbildung 13: Ankertyp 1 – Transportgurt; Stahldreieck für eine gleichmäßige Kraftverteilung (links); durch das Textil gewebte Transportband nach dem Versuch (rechts)

Als zweiter Ansatz wurde die Verwendung von klassischen Transportankern untersucht (Hülsendurchmesser 21 mm, Gewindestangendurchmesser von 12 mm), wie sie beispielsweise von der Firma Pfeifer hergestellt werden. Die Gewindestangen werden bei der Herstellung der Elemente einbetoniert und sind mit jeweils einer Edelstahlnadel gesichert. Da die Anker mittig in den dünnen Schalen positioniert werden sollen, muss die steife Flächenbewehrung ausgespart werden. Um Rissbildungen bzw. zu große Risse zu vermeiden, wird beidseitig über den Anker ein mit SBR(Styrolbutadien)-getränktes Carbontextil gelegt. Dieses ist im Vergleich zur epoxidharzgetränkten Flächenbewehrung aus AR-Glas dünner und biegsamer. Zum Transport sind vier Traganker in eine Sandwichplatte einzubinden, wobei jeweils zwei gegenüberliegende Traganker über ein Stahlblech miteinander verbunden werden. Das Stahlblech ist mit einer Traverse zum Transport verbunden (Abbildung 14). Analog zu dem System mit Transportgurten wird die Last über die Traverse auf alle vier Ankerhülsen gleichmäßig verteilt.

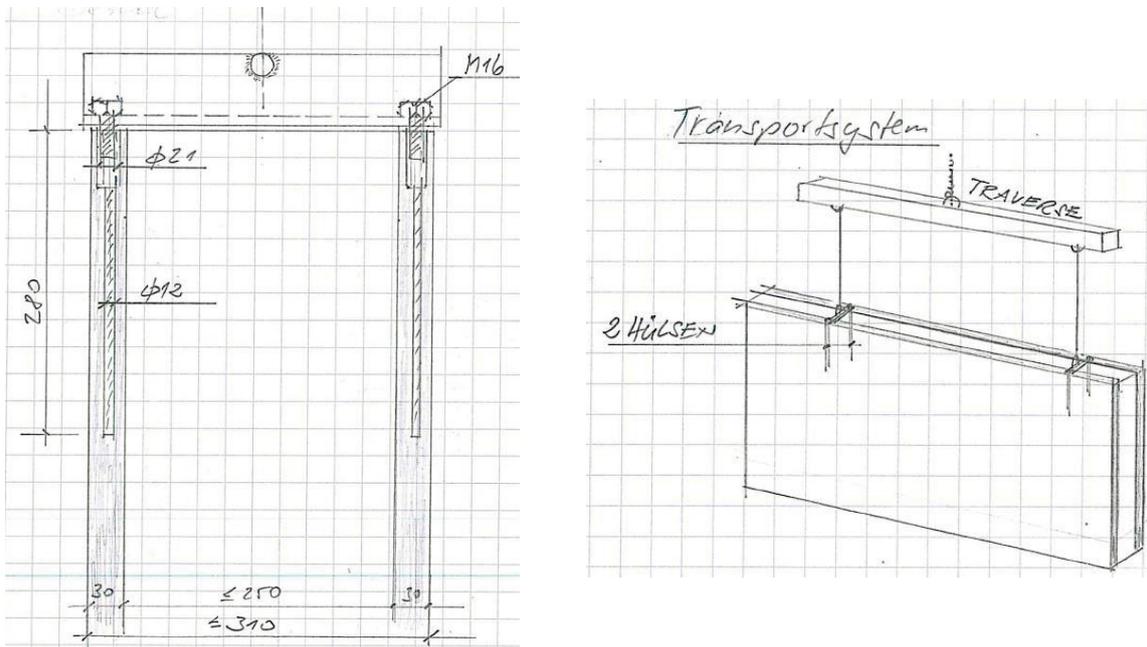


Abbildung 14: Erster Entwurf des Ankersystems (Zeichnungen von Hering Bau)

Der Nachteil dieser Konstruktion liegt darin, dass durch die große Ankerhülse beidseitig nur eine Betondeckung von ca. 4,5 mm möglich ist. Somit ist davon auszugehen, dass der Beton in dem Bereich der Hülse abplatzt. Die Gewindestange besitzt lediglich eine Betondeckung von 9 mm. Durch die Verwendung einer Gewindestange aus Edelstahl kann die Korrosion des Stahls verhindert werden.

5 Arbeitspaket 4: Tragfähigkeitsuntersuchungen

5.1 Allgemeines

Die Außenschale (Vorsatzschale) und die Innenschale werden durch die in Kapitel 3.4 ausgewählten Verbundgitter (Verbundgitter) miteinander verbunden. Diese Verbundgitter leiten die vertikalen Lasten (Eigengewicht) sowie die horizontalen Lasten (Winddruck, Windsog) an die Innenschale weiter. Die Verbundgitter müssen somit eine Abscherbeanspruchung (aus Eigengewicht) gegebenenfalls in Kombination mit einer Zug- oder Druckbeanspruchung aus der Außenschale übertragen.

Zur Beurteilung der Tragfähigkeit wurden an den Verbundgittern mit zwei Verbundgitterhöhen Zugversuche, Druckversuche, Scherversuche, Scherversuche mit Zugkraft, Scherversuche mit Druckkraft und Scherversuche mit zyklischer Belastung durchgeführt. Die aufgebrachte Normalkraft der Scherversuche ergibt sich aus der Hälfte der maximalen Bruchkraft der Zug- bzw. Druckversuche. Die Normalkraft wurde in Hinblick auf die Interaktionsdiagramme in Kapitel 6.3.5 bzw. 6.3.6 so festgelegt, dass eine Aussage darüber getroffen werden kann, ob eine lineare Interpolation möglich ist bzw. auf der sicheren Seite liegt. Die Versuchsmatrix zeigt Tabelle 7.

Tabelle 7: Versuchsmatrix zum Tragverhalten der Verbundgitter

Serie	Anzahl [Stk]	Dämmung	Höhe Glaslege h_k [mm]	Länge [mm]	Normalkraft F_N [kN]
HB-ZV-1	3	nein	120	370	-
HB-ZV-2	3	nein	200	450	-
HB-ZV-3	3	nein	250	500	-
HB-DV-1	3	nein	120	370	-
HB-DV-2	3	nein	200	450	-
HB-DV-3	3	nein	250	500	-
HB-DV-4	3	ja	200	450	-
HB-SV-1	3	nein	120	570	-
HB-SV-2	3	nein	200	650	-
HB-SV-3	3	nein	250	700	-
HB-SV-4	3	ja	200	650	-
HB-SV-Zyk.-1	3	nein	120	570	-
HB-SV-Zyk.-2	3	nein	200	650	-
HB-SV-Zyk.-3	3	nein	250	700	-
HB-SV-Zyk.-4	3	ja	200	650	-
HB-SV-Z-1	3	nein	120	570	$1/2 F_Z$
HB-SV-Z-2	3	ja	200	650	$1/2 F_Z$
HB-SV-Z-3	3	nein	250	700	$1/2 F_Z$
HB-SV-D-1	3	nein	120	570	$1/2 F_D$
HB-SV-D-2	3	ja	200	650	$1/2 F_D$
HB-SV-D-3	3	nein	250	700	$1/2 F_D$

Neben dem Verbundelement muss der Lastabtrag der dünnen Textilbetonschalen auf Biegung untersucht werden. Diese werden aus Windsog bzw. Winddruck horizontal belastet. Weiterhin ist der Einfluss von Übergreifungsstößen der flächigen textilen Bewehrung auf den Verbund mit dem Beton zu ermitteln. Hierzu wurden Dehnkörperversuche gemäß Tabelle 8 durchgeführt.

Tabelle 8: Versuchsmatrix zum Tragverhalten der Deckschicht

Serie	Anzahl	Prüfrichtung	Schalseite	Bewehrungsführung
HB-DK-0	10	0°	-	durchgehend
HB-DK-90	10	90°	-	durchgehend
HB-DKÜ-0	10	0°	-	Übergreifungslänge (3 Maschen Überlappung)
HB-DKÜ-90	10	90°	-	Übergreifungslänge (3 Maschen Überlappung)
HB-BK-SU-0	3	0°	unten	durchgehend
HB-BK-SO-0	3	0°	oben	durchgehend
HB-BK-SU-90	3	90°	unten	durchgehend
HB-BK-SO-90	3	90°	oben	durchgehend

Aus den Versuchsergebnissen wurden die Tragwiderstände mit einer statistischen Auswertung entsprechend Kapitel 5.2 ermittelt.

5.2 Statistische Auswertung der Versuche

Zur Beurteilung der Tragfähigkeit werden die Bauteilwiderstände durch eine statistische Auswertung der Versuchsergebnisse nach DIN EN 1990 [11] ermittelt. Dabei sind zwei Grenzzustände zu unterscheiden. Während beim Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (GZG) das charakteristische Erstriss-Biegemoment $m_{Rk,Erstriss}$ betrachtet wird, ist im Grenzzustand der Tragfähigkeit (GZT) das Bemessungsbruchmoment m_{Rd} und die Bemessungskraft F_{Rd} der Verankerungsversuche maßgebend.

Die Bemessungswerte werden nach DIN EN 1990 [11] wie folgt berechnet:

Mittelwert:
$$m_x = \frac{1}{n} \sum (x_i)$$

Anzahl der Versuche:
$$n$$

Standardabweichung:
$$s_x = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum ((x_i) - m_x)^2}$$

Variationskoeffizient:	$V_x = \frac{s_x}{m_x}$	Mindestwert: $V_{x,min} = 0,1$
Beiwert:	k_n	Annahme: V_x bekannt abhängig von n
Teilsicherheitsbeiwert für Materialversagen:	γ_m	
Beiwert für Langzeitauswirkung:	α_c	
Charakteristisches Erstriss- Biegemoment (5%-Fraktile):	$m_{Rk,Erstriss} = m_x \cdot (1 - k_n \cdot V_x)$	
Charakteristisches Biege- bruchmoment (5%-Fraktile):	$m_{Rk} = m_x \cdot (1 - k_n \cdot V_x)$	
Bemessungsmoment:	$m_{Rd} = \frac{m_{Rk}}{\gamma_m} \cdot \alpha_c$	
Charakteristisches Bruchkraft (5%-Fraktile):	$F_{Rk} = m_x \cdot (1 - k_n \cdot V_x)$	Bruchkraft des Verankerungsversuches
Bemessungskraft:	$F_{Rd} = \frac{F_{Rk}}{\gamma_m}$	Bruchkraft des Verankerungsversuches

Bei der Auswertung von Messreihen können Einzelwerte, die von den übrigen Werten stark abweichen, das Ergebnis verfälschen. Nach DIN 53804 [12] darf ein Ausreißertest angewandt werden um festzustellen, ob der abweichende Einzelwert noch der Gesamtheit zugeordnet werden kann. Wird anhand des Tests festgestellt, dass eine zufällige Abweichung nicht anzunehmen ist, wird der herausfallende Einzelwert als Ausreißer bezeichnet und in der Auswertung der nachfolgend dargestellten Versuche weggelassen.

5.3 Dehnkörperversuche (Deckschicht)

Durch die Dehnkörperversuche kann die ausnutzbare Textilspannung im Verbund mit dem ausgewählten Beton bestimmt werden. Weiterhin geben die Versuche Aufschluss, ob die Betondeckung und die Übergreifungslänge im Stoßbereich der Bewehrung ausreichend sind. Für die Versuche werden 1000 mm lange, 120 mm breite und 30 mm dicke Versuchskörper hergestellt. Diese waren wie in der Vorsatzschale des Sandwichelements mittig mit dem ausgewählten Textil aus AR-Glas bewehrt. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 15 zu sehen und entspricht dem Versuchsaufbau mit hydraulischer Klemmung nach der RILEM –Prüfempfehlung [13]. Die Versuchsergebnisse sind in Tabelle 9 zusammengefasst.

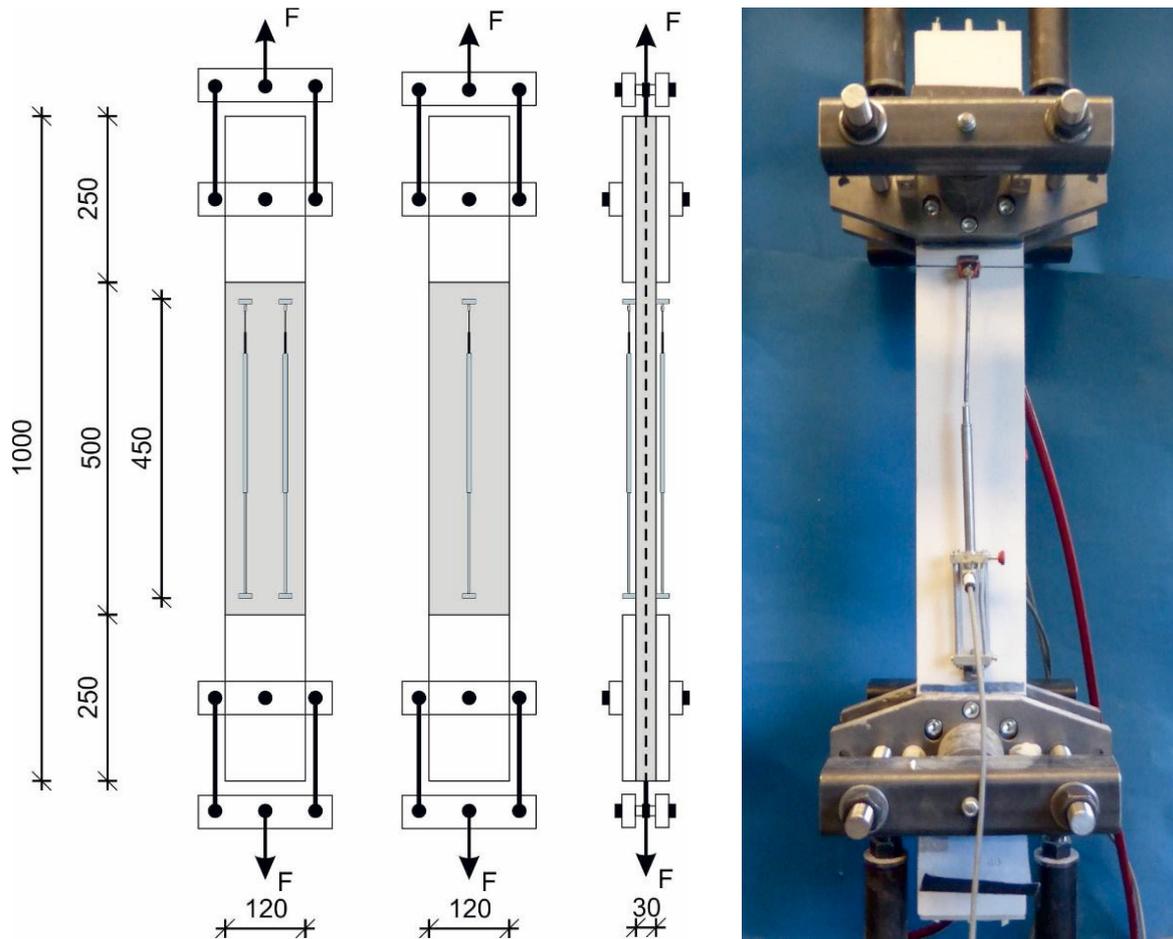


Abbildung 15: Versuchsaufbau der Dehnkörperversuche

Tabelle 9: Bemessungswerte der Textilspannungen nach den Dehnkörperversuchen

Prüfserie	$\sigma_{t,max}$ [N/mm ²]	n [-]	s_x [N/mm ²]	V_x [-]	k_n [-]	$\sigma_{t,k}$ [N/mm ²]	γ [-]	$\sigma_{t,d}$ [N/mm ²]
HB-DK-0	1230	10	114	0,09 ¹⁾	1,72	1019	1,50 ²⁾	679
HB-DK-90	1321	10	65	0,05 ¹⁾	1,72	1094	1,50 ²⁾	730
HB-DKÜ-0	1204	10	84	0,07 ¹⁾	1,72	997	1,50 ²⁾	665
HB-DKÜ-90	1105	10	70	0,06 ¹⁾	1,72	915	1,76 ³⁾	518
HB-DKÜ-90-1	1113	10	136	0,12	1,72	879	1,76 ³⁾	500

¹⁾ Der Mindestwert wird zu $V_x = 0,1$ angesetzt

²⁾ Teilsicherheitsbeiwert für Textilversagen

³⁾ Teilsicherheitsbeiwert für Betonversagen

Die charakteristischen Spannungen aus Tabelle 9 wurden mit einer statistischen Auswertung nach Kapitel 5.2 ermittelt. Die Bemessungsspannungen $\sigma_{t,d}$ zeigen, dass drei Übergreifungsmaschen (Übergreifungsstoßlänge $3 \times 38 \text{ mm} = 114 \text{ mm}$) in 0° -Richtung des Textils ausreichend sind. Für die 90° -Richtung wurden zwei identische Serien mit jeweils drei Übergreifungsmaschen geprüft. Grund hierfür war ein Fehler in der Produktion. Da die Textilien versuchsbedingt nicht aus dem Prüfkörper herausragten, konnte vor Versuchsbeginn die Richtung der Textilien nicht kontrolliert werden. Beide Serien in 90° -Richtung zeigen, dass die Übergreifungslänge nicht ausreichend. Mit drei Übergreifungsmaschen liegt die Bemessungsspannung um ca. 200

N/mm² unter der Bemessungsspannung der Dehnkörper mit einem durchgehenden Textil. In 90°-Richtung sind daher weitere Untersuchungen mit steigender Anzahl an Übergreifungsma-schen erforderlich.

Ausgewählte Versuchskörper mit und ohne Übergreifungsstoß nach dem Versagen zeigt Ab-bildung 16.

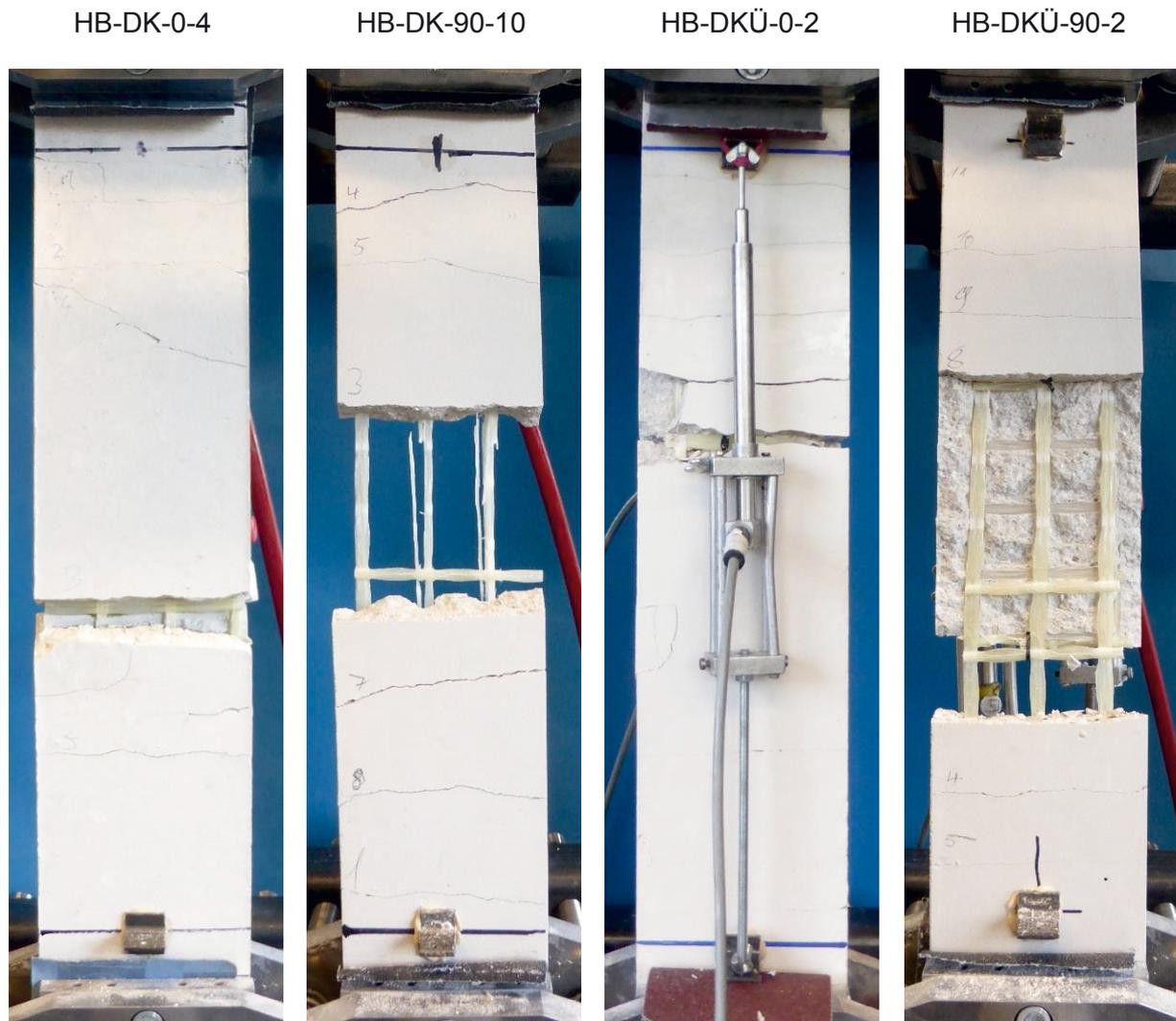


Abbildung 16: Versagen der Prüfkörper mit einem durchgehenden Textil (links) und einem gestoßenen Textil (rechts)

Alle Versuchskörper der Serien HB-DK-0, HB-DK-90 und HB-DKÜ-0 versagten durch das Reißen von einem oder mehreren Rovings, siehe Abbildung 16 (links). Großflächige Betonabplatzungen traten vor allem bei den Serien mit einem in 90°-Richtung eingebauten Textil auf. Da die Faserstränge in 0°- und 90°-Richtung vom Querschnitt identisch sind, können die Betonabplatzungen auf den Kettfäden bzw. die dadurch entstehende unterschiedliche Form der Rovings zurückgeführt werden. Die Rovings in 90°-Richtung sind breiter und dünner als die Rovings in 0°- Richtung, welche durch den Kettfaden rundlich werden. Wird das Textil in 90°-Richtung eingebaut, wirkt es als Trennlage, wodurch die in Abbildung 16 zu sehenden Betonabplatzungen hervorgerufen werden.

5.4 Biegekörperversuche (Deckschicht)

5.4.1 Versuchsaufbau

Analog zu den Dehnkörperversuchen dienen die Biegekörperversuche zur Beurteilung des Tragverhaltens der Deckschicht. Sie geben Aufschluss über den Rissabstand und die Rissanzahl sowie die charakteristische Erstrisslast und die Bruchlast. Zusätzlich kann die maximale Verformung der Platte ermittelt werden.

Die Beurteilung der Tragfähigkeit der 30 mm dicken textilbewehrten Außenschale erfolgte mit Vier-Punkt-Biegeversuchen an 1200 mm langen und 200 mm breiten Plattenstreifen, gemäß Abbildung 17. Die 200 mm breiten Platten entsprechen der Einzugsfläche von 5 Rovings ($5 \times 38 \text{ mm Maschenweite/Roving} = 190 \text{ mm}$).

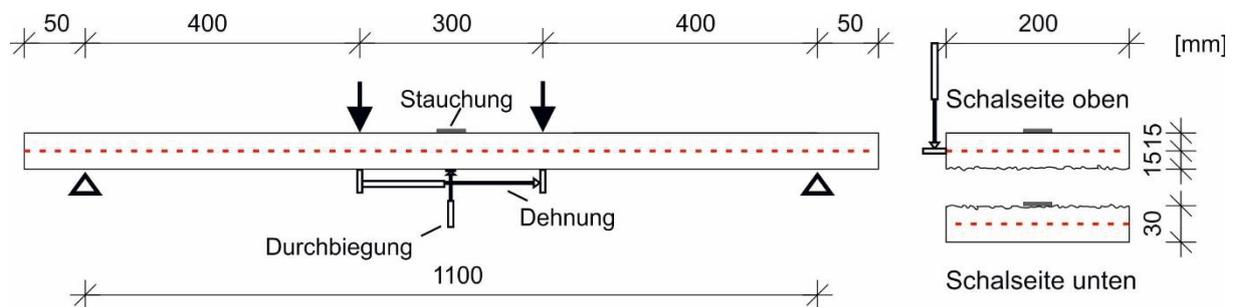


Abbildung 17: Versuchsaufbau zur Ermittlung der Biegetragfähigkeit der Textilbetonplatten

Zur Erfassung von Einflüssen der Betonierichtung und zur Beurteilung der Biegetragfähigkeit unter den Lastfällen Winddruck und Windsog wurden die Platten sowohl mit obenliegender als auch untenliegender Schalseite geprüft.

Die Bauteilwiderstände wurden durch eine statistische Auswertung der Versuchsergebnisse nach Kapitel 5.2 ermittelt. Dabei sind zwei Grenzzustände zu unterscheiden. Während beim Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (GZG) das charakteristische Erstriss-Biegemoment $m_{Rk,Erstriss}$ betrachtet wird, wird beim Grenzzustand der Tragfähigkeit (GZT) das Bemessungsbruchmoment m_{Rd} maßgebend.

5.4.2 Tragverhalten der Platten in Schussrichtung (90°) der Rovings

In Tabelle 10 sind die Versuchsergebnisse der Vier-Punkt-Biegeversuche in Schussrichtung für die Lastfälle „Biegezug auf der Schalseite (Schalseite unten)“ und „Biegezug auf der Einfüllseite (Schalseite oben)“ zusammengestellt.

Tabelle 10: Versuchsergebnisse zur Biegetragverhalten in Schussrichtung (90°)

Versuchs- bezeichnung	m_{Riss} [kNm/m]	$m_{u,max}$ [kNm/m]	Statische Nutzhöhe d [mm]	n	Prüfkörper- lage [-]
HB-BK-SU-90-1	0,97	1,66	12	3	Schalseite unten
HB-BK-SU-90-2	1,02	1,88	14		
HB-BK-SU-90-3	1,09	1,98	14		
Mittelwert	1,02	1,84	13,3		
HB-BK-SO-90-1	0,79	2,35	17	3	Schalseite oben
HB-BK-SO-90-2	0,92	2,10	17		
HB-BK-SO-90-3	1,00	2,45	17		
Mittelwert	0,90	2,30	16,7		

Die zugehörigen Momenten-Krümmungsverläufe sind in Abbildung 18 abgebildet.

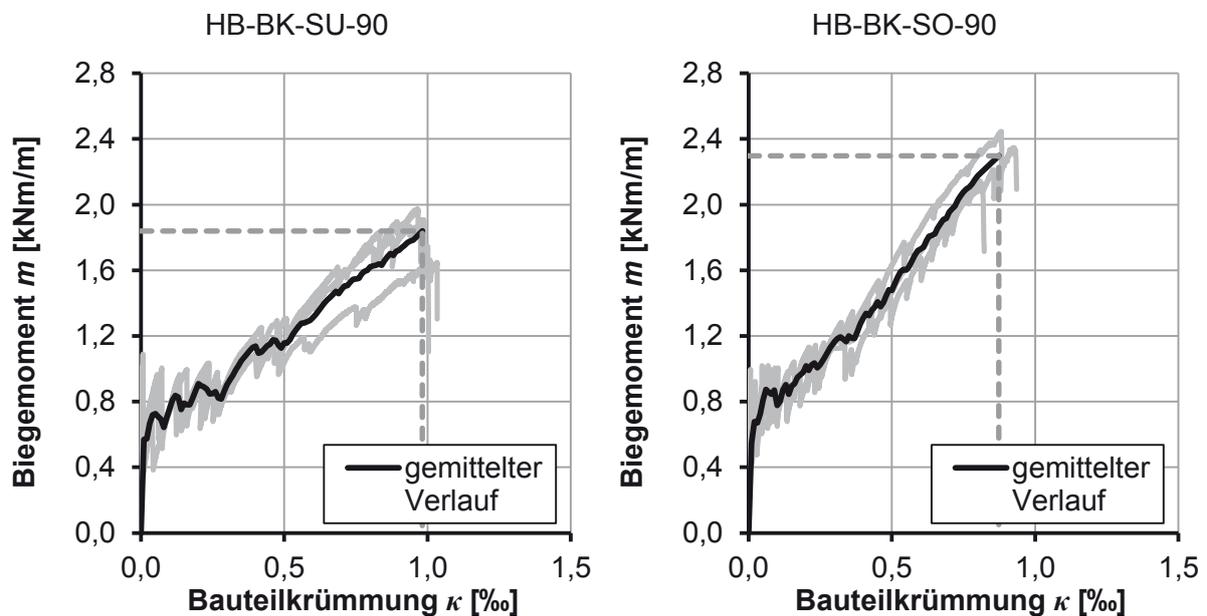


Abbildung 18: Momenten-Krümmungskurven in Schussrichtung der Biegekörpersuche: Schal-
 seite unten (links); Schalseite oben (rechts)

Die nachträglich vermessene statische Nutzhöhe d liegt zwischen 12 mm und 17 mm und weicht damit im Mittel geringfügig von der Sollgröße von 15 mm ab. Abbildung 19 zeigt exemplarisch die statischen Nutzhöhen in zwei Querschnitten.



Abbildung 19: Statische Nutzhöhe ausgewählter Querschnitte in Schussrichtung

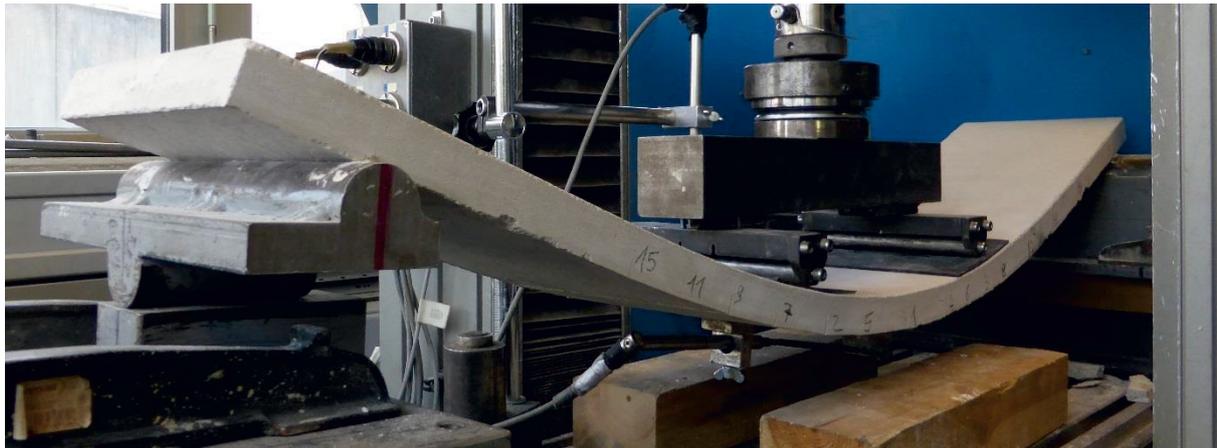


Abbildung 20: Biegeplatte HB-BK-SO-90-3 kurz vor dem Bruch (Schussrichtung)

Das Bauteilversagen wurde durch das Textil bestimmt. Abbildung 20 zeigt die großen möglichen Verformungen des Biegekörpers kurz vor dem Bruch. Bei allen Versuchskörpern der beiden Serien wurde ein Textilversagen beobachtet. Die Zugfestigkeit des Textils im Beton wurde somit vollständig ausgenutzt.

Bemessungswerte für den Grenzzustand der Tragfähigkeit

Die Versuche werden im Folgenden getrennt für die Lastfälle „Biegezug auf der Schalseite“ und „Biegezug auf der Einfüllseite“, gemäß Kapitel 5.2 ausgewertet.

Tabelle 11: Bemessungswert der Biegetragfähigkeit in Schussrichtung im Grenzzustand der Tragfähigkeit für den Lastfall „Biegezug auf der Schalseite“

Prüfserie	m_x [kNm/m]	n [-]	s_x [kNm/m]	V_x [-]	k_n [-]	m_{Rk} [kNm/m]	$\gamma^{1)}$ [-]	m_{Rd} [kNm/m]
HB-SU-90	1,84	3	0,16	0,09 ²⁾	1,89	1,49	1,50	0,99

¹⁾ Teilsicherheitsbeiwert für Textilversagen

²⁾ Der Mindestwert wird zu $V_x = 0,1$ angesetzt

Tabelle 12: Bemessungswert der Biegetragfähigkeit in Schussrichtung im Grenzzustand der Tragfähigkeit für den Lastfall „Biegezug auf der Einfüllseite“

Prüfserie	m_x [kNm/m]	n [-]	s_x [kNm/m]	V_x [-]	k_n [-]	m_{Rk} [kNm/m]	$\gamma_m^{1)}$ [-]	m_{Rd} [kNm/m]
HB-SO-90	2,30	3	0,18	0,08 ²⁾	1,89	1,86	1,50	1,24

¹⁾ Teilsicherheitsbeiwert für Textilversagen

²⁾ Der Mindestwert wird zu $V_x = 0,1$ angesetzt

Bemessungswerte für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit

Im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit soll das Bauteil ungerissen bleiben. Deshalb wird das charakteristische Erstrissbiegemoment $m_{Rk,Erstriss}$ der Außenschale ermittelt. Die Versuche werden getrennt für die Lastfälle „Biegezug auf der Schalseite“ und „Biegezug auf der Einfüllseite“ gemäß Tabelle 13 und Tabelle 14 ausgewertet.

Tabelle 13: Bemessungswert für das Erstrissmoment in Schussrichtung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit für den Lastfall „Biegezug auf der Schalseite“

Prüfserie	m_x [kNm/m]	n [-]	s_x [kNm/m]	V_x [-]	k_n [-]	$m_{Rk,Erstriss}$ [kNm/m]
SW-SU-90	1,02	3	0,06	0,06 ¹⁾	1,89	0,83

¹⁾ Der Mindestwert wird zu $V_x = 0,1$ angesetzt

Tabelle 14: Bemessungswert für das Erstrissmoment in Schussrichtung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit für den Lastfall „Biegezug auf der Einfüllseite“

Prüfserie	m_x [kNm/m]	n [-]	s_x [kNm/m]	V_x [-]	k_n [-]	$m_{Rk,Erstriss}$ [kNm/m]
SW-SO-90	0,90	3	0,11	0,12	1,89	0,70

5.4.3 Tragverhalten der Platten in Kettrichtung (0°) der Rovings

In Tabelle 15 sind die Versuchsergebnisse der Vier-Punkt-Biegeversuche in Kettrichtung für die Lastfälle „Biegezug auf der Schalseite (Schalseite unten)“ und „Biegezug auf der Einfüllseite (Schalseite oben)“ zusammengestellt.

Tabelle 15: Versuchsergebnisse zur Biegetragfähigkeit in Kettrichtung (0°)

Versuchsbezeichnung	m_{Riss} [kNm/m]	$m_{u,max}$ [kNm/m]	Statische Nutzhöhe d [mm]	n	Prüfkörperlage [-]
HB-BK-SU-0-1	0,66	1,43	14	3	Schalseite unten
HB-BK-SU-0-2	0,54	1,67	14		
HB-BK-SU-0-3	0,58	1,52	14		
Mittelwert	0,59	1,54	14,3		
HB-BK-SO-0-1	0,85	1,99	16	3	Schalseite oben
HB-BK-SO-0-2	0,71	1,90	16		
HB-BK-SO-0-3	0,65	2,16	18		
Mittelwert	0,74	2,01	16,4		

Abbildung 21 zeigt die zugehörigen Momenten-Krümmungsverläufe. Bei der Serie „Schalseite unten“ ist deutlich zu erkennen, dass bei zwei Graphen gegen Versuchsende das Biegemoment schwankt (deutlich breitere Liniendicke der grauen Graphen). Dies liegt daran, dass die Prüfkörper HB-BK-SU-0-2 und HB-BK-SU-0-3 an den beiden Auflagerpunkten langsam abrutschen. Dadurch fällt die Prüfkraft und somit auch das Biegemoment kurzzeitig ab.

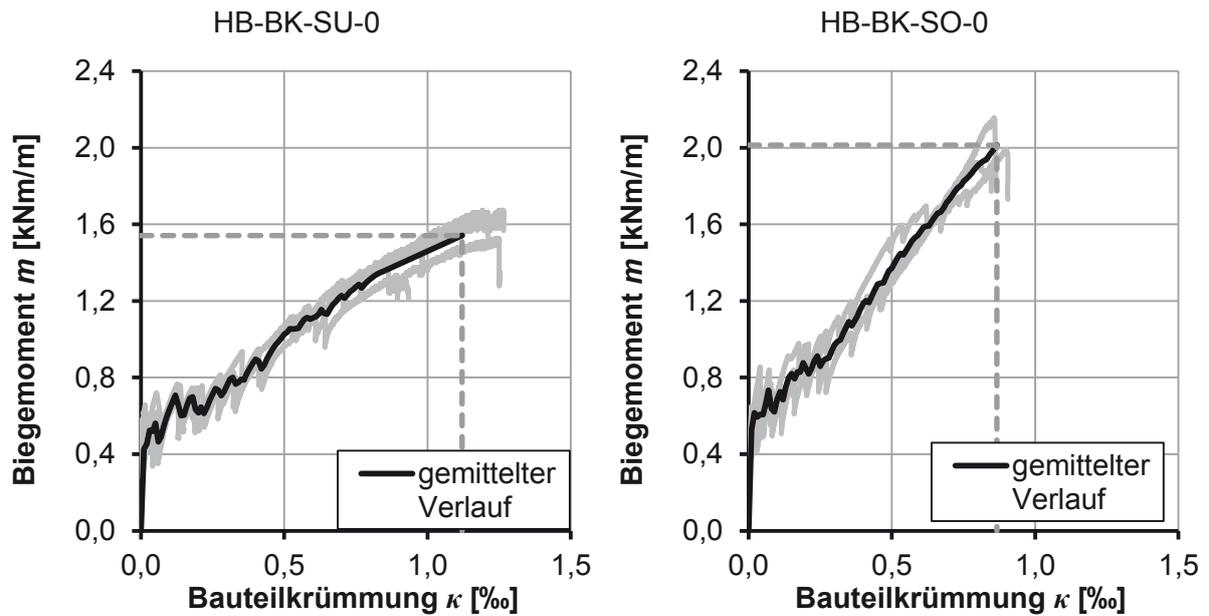


Abbildung 21: Momenten-Krümmungskurven in Kettrichtung der Biegekörpersuche: Schal-seite unten (links); Schalseite oben (rechts)

Die nachträglich vermessene statische Nutzhöhe d lag zwischen 14 mm und 18 mm und weicht damit im Mittel bis zu 3 mm von der Solllage von 15 mm ab. Eine Verringerung der statischen Nutzhöhe hat ein geringeres Bruchmoment und eine Erhöhung ein größeres Bruchmoment zur Folge. Abbildung 22 zeigt exemplarisch die statischen Nutzhöhen in zwei Querschnitten.



Abbildung 22: Statische Nutzhöhe ausgewählter Querschnitte in Kettrichtung



Abbildung 23: Biegeplatte HB-BK-SU-0-2 kurz vor dem Bruch (Kettrichtung)

Das Bauteilversagen wurde durch das Textil bestimmt. Abbildung 23 zeigt die großen möglichen Verformungen des Biegekörpers kurz vor dem Bruch. Bei allen Versuchskörper wurde ein Textilversagen beobachtet. Die Zugfestigkeit des Textils wurde somit vollständig ausgenutzt.

Bemessungswerte für den Grenzzustand der Tragfähigkeit

Die Versuche werden im Folgenden getrennt für die Lastfälle „Biegezug auf der Schalseite“ und „Biegezug auf der Einfüllseite“, gemäß Kapitel 5.2 ausgewertet.

Tabelle 16: Bemessungswert der Biegetragfähigkeit in Kettrichtung für den Lastfall „Biegezug auf der Schalseite“

Prüfserie	m_x [kNm/m]	n [-]	s_x [kNm/m]	V_x [-]	k_n [-]	m_{Rk} [kNm/m]	$\gamma^{1)}$ [-]	m_{Rd} [kNm/m]
HB-SU-0	1,54	3	0,12	0,08 ²⁾	1,89	1,25	1,50	0,83

¹⁾ Teilsicherheitsbeiwert für Textilversagen

²⁾ Der Mindestwert wird zu $V_x = 0,1$ angesetzt

Tabelle 17: Bemessungswert der Biegetragfähigkeit in Kettrichtung für den Lastfall „Biegezug auf der Einfüllseite“

Prüfserie	m_x [kNm/m]	n [-]	s_x [kNm/m]	V_x [-]	k_n [-]	m_{Rk} [kNm/m]	$\gamma_m^{1)}$ [-]	m_{Rd} [kNm/m]
HB-SO-0	2,01	3	0,13	0,07 ²⁾	1,89	1,63	1,50	1,09

¹⁾ Teilsicherheitsbeiwert für Textilversagen

²⁾ Der Mindestwert wird zu $V_x = 0,1$ angesetzt

Bemessungswerte für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit

Im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit soll das Bauteil ungerissen bleiben. Deshalb wird das charakteristische Erstrissbiegemoment $m_{Rk,Erstriss}$ der Außenschale ermittelt. Die Versuche werden getrennt für die Lastfälle „Biegezug auf der Schalseite“ und „Biegezug auf der Einfüllseite“ gemäß Tabelle 13 und Tabelle 14 ausgewertet.

Tabelle 18: Bemessungswert des Erstrissmomentes in Kettrichtung für den Lastfall „Biegezug auf der Schalseite“

Prüfserie	m_x [kNm/m]	n [-]	s_x [kNm/m]	V_x [-]	k_n [-]	$m_{Rk,Erstriss}$ [kNm/m]
SW-SU-0	0,59	3	0,06	0,10	1,89	0,48

¹⁾ Der Mindestwert wird zu $V_x = 0,1$ angesetzt

Tabelle 19: Bemessungswert des Erstrissmomentes in Kettrichtung für den Lastfall „Biegezug auf der Einfüllseite“

Prüfserie	m_x [kNm/m]	n [-]	s_x [kNm/m]	V_x [-]	k_n [-]	$m_{Rk,Erstriss}$ [kNm/m]
SW-SO-0	0,74	3	0,11	0,14	1,89	0,54

5.4.4 Rovingspannungen

Die Berechnung der Rovingspannungen des Bewehrungstextils für den Grenzzustand der Tragfähigkeit in den Biegekörpern wird vereinfacht mit einem Hebelarm von $z = 0,9 \cdot d$ durchgeführt. Durch die mittige Lage des Textils im Plattenquerschnitt und den ungerissenen Zustand des Versuchskörpers ist die Rovingspannung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit sehr gering. Daher werden in Tabelle 20 nur Rovingspannungen für den Grenzzustand der Tragfähigkeit angegeben.

Tabelle 20: Rovingspannungen der Biegekörper

Prüfserie	m_{Rd} [kNm/m]	$m_{Rd,b}^{1)}$ [kNm]	z [mm]	$F_{Rd}^{2)}$ [kN/m]	Anzahl Rov. [Stk]	A_{Rov} [mm ²]	σ_{Rov} [N/mm ²]
HB-SU-90	0,99	0,20	11,97	16,54	5	4,62	716
HB-SO-90	1,24	0,25	15,03	16,50	5	4,62	714
HB-SU-0	0,83	0,17	12,87	12,90	5	4,62	559
HB-SO-0	1,09	0,22	14,76	14,77	5	4,62	639

1) Bemessungsmoment bezogen auf die Plattenbreite $m_{Rd,b} = m_{Rd} \cdot 0,2$

2) $F_{Rd} = m_{Rd,b} / z$

Im Grenzzustand der Tragfähigkeit liegen die errechneten Rovingspannungen alle unter den vom Hersteller angegebenen Rovingzugfestigkeit nach Tabelle 4. Da der Hebelarm für die berechneten Spannungen vereinfacht mit $z = 0,9 \cdot d$ angenommen wurde und damit unterschätzt wird, ist davon auszugehen, dass die tatsächlichen Rovingspannungen geringer sind.

5.5 Zugversuche an Kleinkörpern (Verbundmittel)

5.5.1 Versuchsaufbau – Versuchsdurchführung – Versuchsergebnisse

Mit dem in Abbildung 24 dargestellten Versuchsaufbau wurde die Zugtragfähigkeit der Verbundgitter zur Abtragung der horizontalen Lasten infolge Windsog untersucht. Im Mittel waren jeweils vier Rovings der beiden vorgeformten Verbundgitter in der Vorsatz- und der Innenschale verankert. Die Länge l des Prüfkörpers ist abhängig von der Höhe h_k des Verbundgitters und der Anzahl der eingebundenen Rovings.

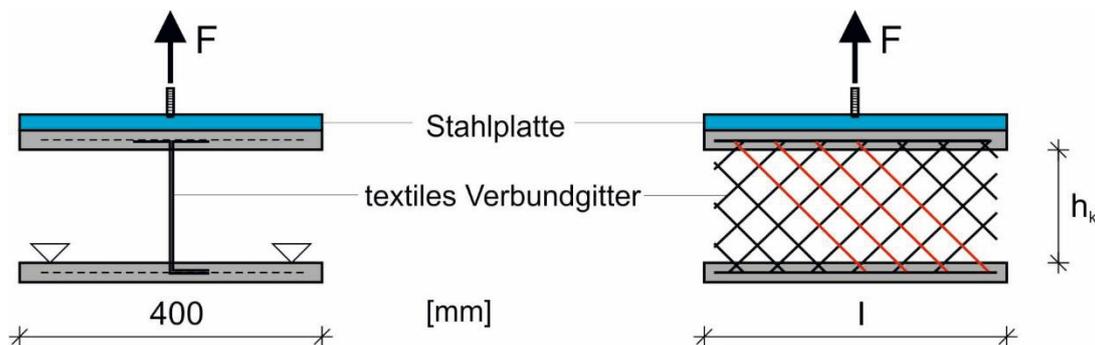


Abbildung 24: Versuchsaufbau zur Ermittlung der Zugtragfähigkeit der Verbundgitter

Für die Zugversuche darf der Dämmstoff nicht angesetzt werden, da der Verbund der Vorsatzschalen mit dem Dämmstoff nicht auf Dauer sichergestellt werden kann. Sollte sich die Vorsatzschale im Laufe der Zeit vom Dämmstoff ablösen, kann nur das Verbundmittel die Lasten übertragen. Die Matrix der durchgeführten Versuche ist in Tabelle 21 zusammengestellt, Abbildung 26 zeigt die ermittelten Kraft-Verformungsverläufe.

Tabelle 21: Versuchsmatrix zum Tragverhalten der Verbundgitter unter einer Zugbeanspruchung

Versuchsbezeichnung	$F_{u,Bruch}$ [kN/m]	W_{Bruch} [mm]	Anzahl n [Stk.]	Höhe Glasgelege h_k [mm]
HB-ZV-1-1	10,31	5,0	3	120
HB-ZV-1-2	10,20	7,8		
HB-ZV-1-3	10,75	4,6		
Mittelwert	10,42	5,8		
HB-ZV-2-1	19,95	8,0	3	200
HB-ZV-2-2	18,79	5,8		
HB-ZV-2-3	19,96	7,7		
Mittelwert	19,57	7,2		
HB-ZV-3-1	14,86	3,3	3	250
HB-ZV-3-2	13,10	3,3		
HB-ZV-3-3	17,96	7,7		
Mittelwert	15,31	4,8		

Die ermittelten Kraft-Verformungsverläufe in Abbildung 26 zeigen für alle Serien kurzfristige Abnahmen der Prüfkraft bereits vor dem Erreichen des Maximalwertes. Zu diesen Zeitpunkten bildeten sich Risse in der Vorsatzschale. Dies zeigt Abbildung 25 exemplarisch für den Versuchskörper HB-ZV-2-3. Nach dem Auftreten der Risse konnte die Prüflast bis zum Versagen weiter gesteigert werden.



Abbildung 25: Erstriss und Versagensbild des Versuchskörpers HB-ZV-2-3

Das Bauteilversagen wurde durch Risse im Verankerungsbereich der Verbundgitter in der Vorsatzschale angekündigt. Das primäre Betonversagen wurde durch ein Ausziehen der Verbund-

gitter aus der Vorsatzschale im Nachbruchbereich (Abbildung 25) ergänzt. Bei keinem Versuchskörper wurde ein Textilversagen beobachtet, so dass die Zugfestigkeit des Textils nicht ausgenutzt wird.

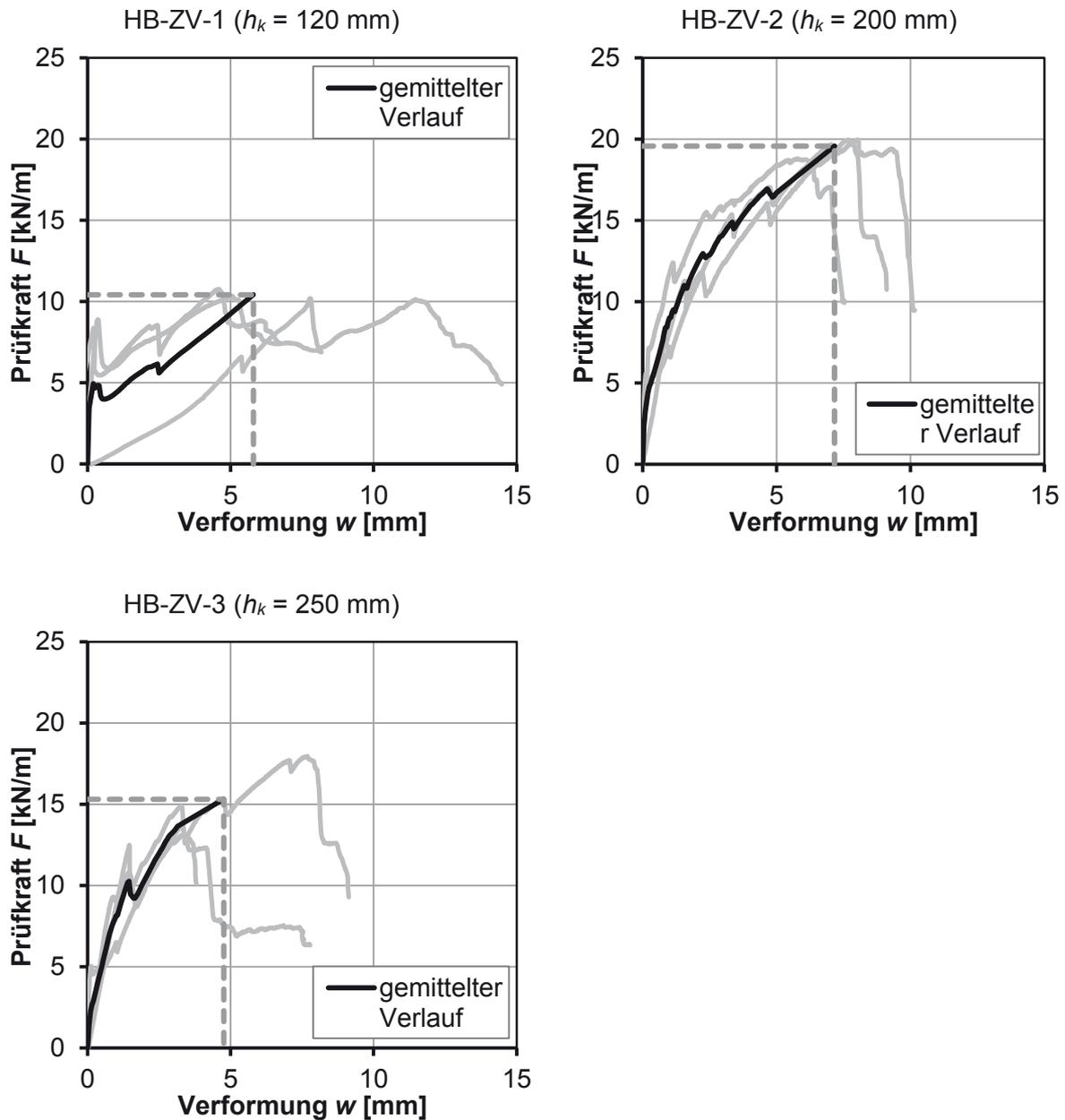


Abbildung 26: Kraft-Verformungskurven der Zugversuche

5.5.2 Bemessungswerte für den Grenzzustand der Tragfähigkeit

In Tabelle 22 sind die statistischen Auswertungen gemäß Kapitel 5.2 und die sich daraus ergebenden Bemessungswerte angegeben. Aufgrund des Betonversagens wurde ein Teilsicherheitsbeiwert von $\gamma_m = 1,5 / \alpha_{cc} = 1,76$ gewählt. Der Beiwert zur Berücksichtigung von Langzeitauswirkungen wird nach [14] zu $\alpha_{cc} = 0,85$ angesetzt.

Tabelle 22: Bemessungswerte des Verbundgitters für den Lastfall Zugbeanspruchung

Prüfserie	F_x [kN/m]	n [-]	s_x [kN/m]	V_x [-]	k_n [-]	F_{Rk} [kN/m]	γ_m [-]	$F_{Z,Rd}$ [kN/m]
HB-ZV-1	10,42	3	0,29	0,03 ¹⁾	1,89	8,45	1,76	4,79
HB-ZV-2	19,57	3	0,67	0,03 ¹⁾	1,89	15,87	1,76	8,99
HB-ZV-3	15,31	3	2,46	0,16	1,89	10,66	1,76	6,04

¹⁾ Der Mindestwert wird zu $V_x = 0,1$ angesetzt

Aus den in Tabelle 22 angegebenen Bemessungswerten $F_{Z,Rd}$ kann die zugehörige Textilspannung im Roving ermittelt werden. Dazu wird der Bemessungswert der Bruchkraft $F_{Z,Rd}$ gemäß Abbildung 27 in zwei Kräfte F_{Rov1} und F_{Rov2} in Richtung der unter $\pm 45^\circ$ zur Zugrichtung verlaufenden Rovings aufgeteilt.

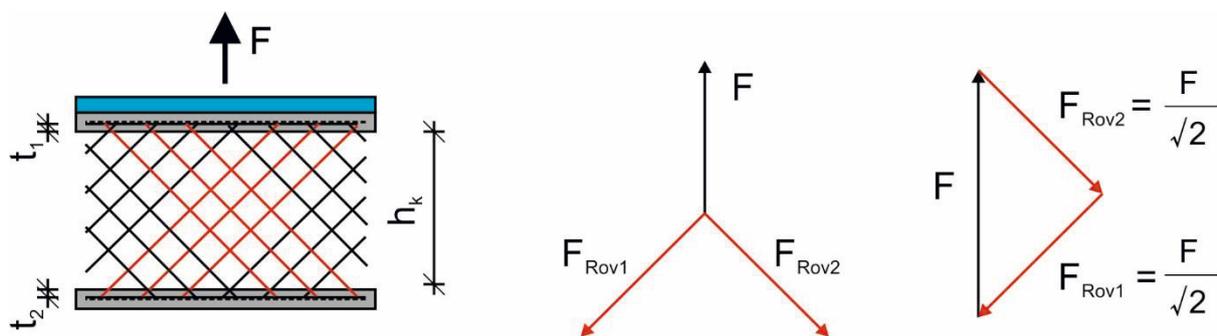


Abbildung 27: Aufteilung der Zugbeanspruchung auf zwei Komponenten in Richtung der unter $\pm 45^\circ$ zur Zugrichtung verlaufenden Rovings

Aus den Komponenten F_{Rov1} und F_{Rov2} ergeben sich über die Fläche der Rovings nach Abbildung 27 die Rovingspannungen σ_{Rov1} und σ_{Rov2} gemäß Tabelle 23. Die Rovinganzahl i pro Meter wurde rechnerisch bestimmt und anschließend verdoppelt, da sich das Verbundgitter aus zwei Profilen zusammensetzt und somit zweilagig vorliegt. Da die Kraft $F_{Z,Rd}$ in zwei Komponenten F_{Rov1} und F_{Rov2} aufgeteilt wurde, dürfen nur die Rovings einer Richtung angesetzt werden. Die Anzahl der beidseitig eingebundenen Rovings ergibt sich für eine Maschenweite des Textils von 38 mm wie folgt:

$$\text{Rovings pro Meter} = \left(\frac{1000 \text{ mm} - t_1 - t_2 - h_k}{\sqrt{38^2 \cdot 2}} + 1 \right) \cdot 2$$

Nach Tabelle 23 ergeben sich sehr geringe Rovingspannungen durch eine reine Zugbeanspruchung von ca. 3% der vom Hersteller angegebenen Zugfestigkeit von $f_t = 1420 \text{ N/mm}^2$.

Tabelle 23: Rovingspannungen der Verbundgitter unter einer Zugbeanspruchung

Prüfserie	F_{Rd} [kN/m]	F_{Rov1} [kN/m]	F_{Rov2} [kN/m]	Rovinganzahl i [Stk/m]	A_{Rov} [mm ²]	σ_{Rov1} [N/mm ²]	σ_{Rov2} [N/mm ²]
HB-ZV-1	4,8	3,4	3,4	32	4,62	23	23
HB-ZV-2	9,0	6,4	6,4	30	4,62	46	46
HB-ZV-3	6,0	4,2	4,2	28	4,62	33	33

5.5.3 Federsteifigkeiten

Die Federsteifigkeit der Verbundgitter wird zur Ermittlung von Zwangsbeanspruchungen aus Temperaturveränderungen benötigt. Diese kann aus den in den Versuchen ermittelten Kraft-Verformungslinien abgeleitet werden. Dafür wird der lineare Traganteil gemäß Abbildung 28 durch die Versuchsgraphen ermittelt. In Tabelle 24 sind die so berechneten Federsteifigkeiten der Zugversuche in Abhängigkeit von der Verbundgitterhöhe angegeben.

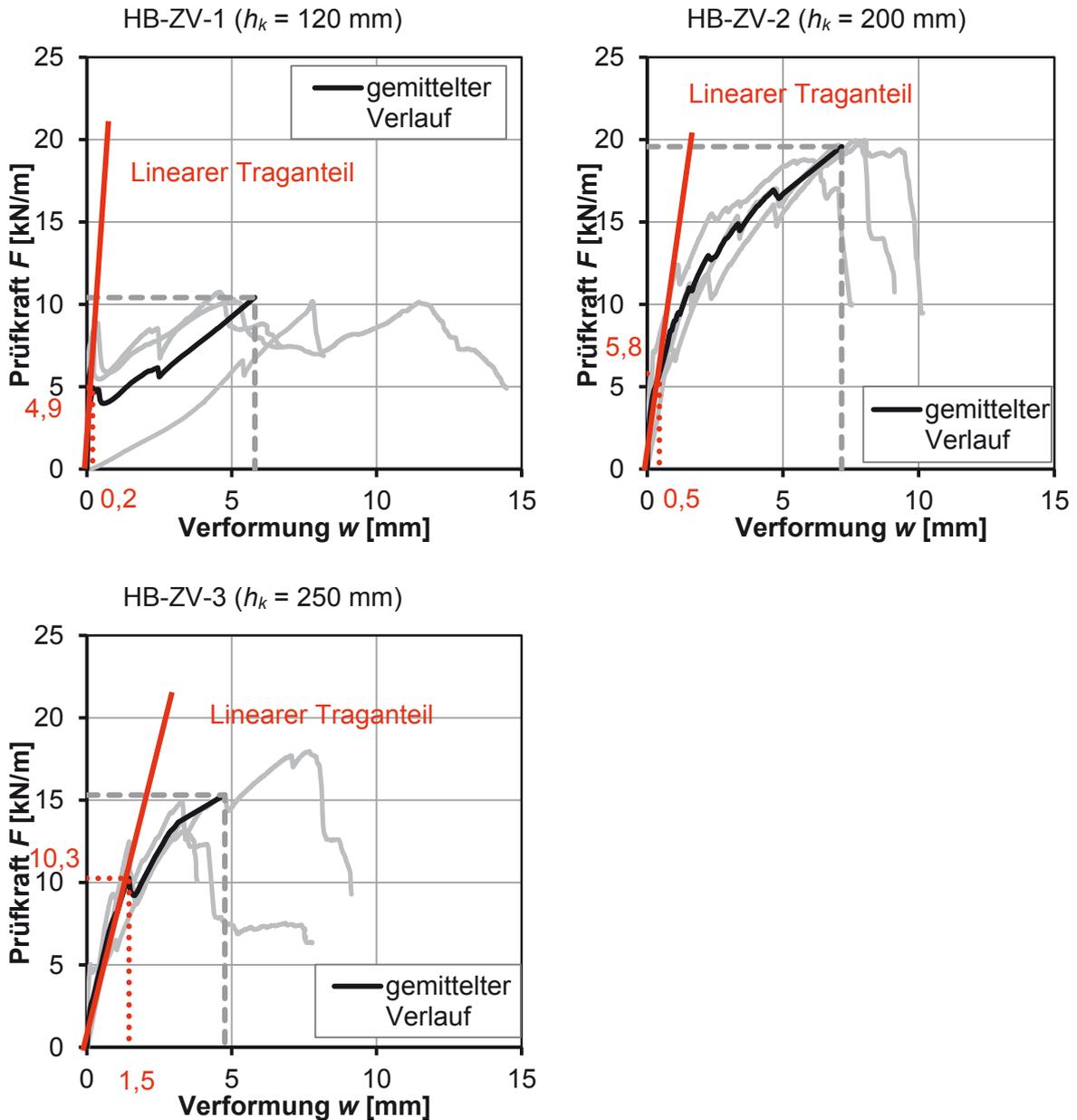


Abbildung 28: Linearer Traganteil der Zugversuche zur Ableitung der Zugfedersteifigkeit der Verbundgitter

Tabelle 24: Federsteifigkeit der Verbundgitter unter Zugbeanspruchung

Prüfserie	Höhe h_k [mm]	F_{lin} [kN/m]	w [mm]	c [MN/m/m]
HB-ZV-1	120	4,94	0,20	24,7
HB-ZV-2	200	5,80	0,45	12,9
HB-ZV-3	250	10,26	1,45	7,1

Die Federsteifigkeit für ein Verbundgitter mit einer Höhe von $h_k = 120$ mm beträgt $c = 24,7$ MN/m/m. Die Federsteifigkeit für ein Verbundgitter mit einer Höhe von $h_k = 250$ mm beträgt $c = 7,1$ MN/m/m.

5.5.4 Bemessungswerte für Verbundgitterhöhen $120 \text{ mm} \leq h_k \leq 250 \text{ mm}$

In Abbildung 29 sind die ermittelten Bemessungswerte der Zugtragfähigkeiten grafisch dargestellt. Diese geben Aufschluss darüber, ob und wie eine Interpolation für Verbundgitterhöhen zwischen $120 \text{ mm} \leq h_k \leq 250 \text{ mm}$ möglich ist..

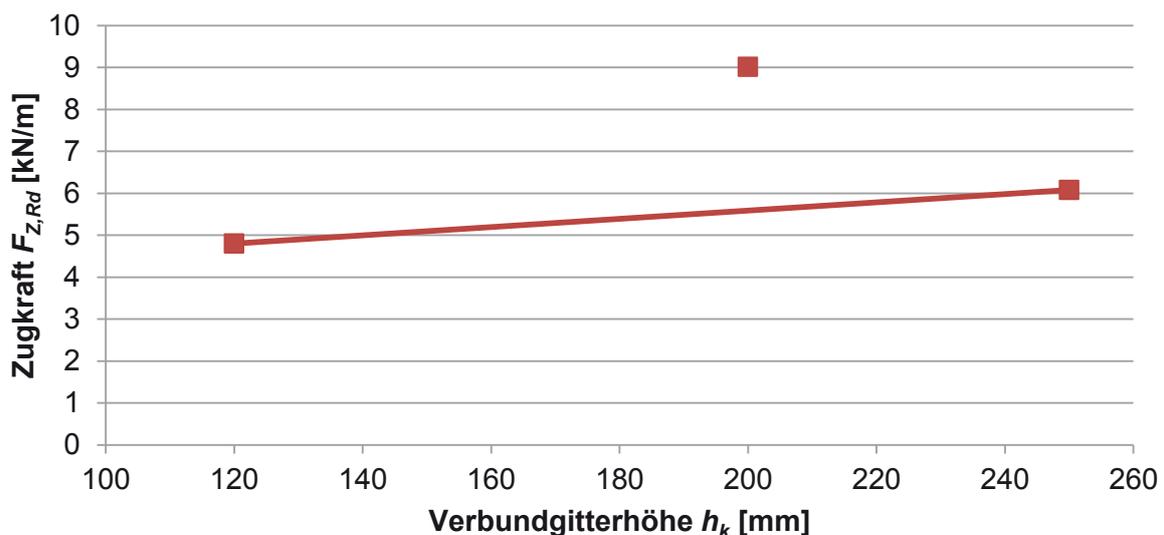


Abbildung 29: Vergleichende Darstellung der Bemessungswerte für die Zugtragfähigkeit der Verbundgitter

Da alle Zugversuche infolge der Überschreitung der Zugfestigkeit des Betons versagten, wurde erwartet, dass die Ergebnisse unabhängig von der Verbundgitterhöhe sind. Die Darstellung in Abbildung 29 bestätigt dies aber nicht. Hier wurde für die Verbundgitterhöhe von 200 mm eine deutlich größere Tragfähigkeit ermittelt. Grund dafür können die unterschiedlichen Einbindetiefen der Verbundgitter in den Beton sein. Je geringer die Betonüberdeckung der Verbundgitter ist, desto geringer ist die Ausbruchkraft. Auf der sicheren Seite liegend erfolgt die lineare Interpolation zwischen den Verbundgitterhöhen $h_k = 120$ mm und $h_k = 250$ mm. Der Bemessungswert für die Verbundgitterhöhe $h_k = 200$ mm wird bei der Interpolation nicht betrachtet.

Eine Interpolation der Glasgeleghöhen $120 \text{ mm} < h_k < 250 \text{ mm}$ kann mit Hilfe von Gleichung 1 erfolgen.

$$F_{Z,Rd} = 4,79 + \frac{6,04 - 4,79}{250 - 120} \cdot (h_k - 120) = 3,64 + 9,61 \cdot 10^{-3} \cdot h_k \quad (\text{Gl. 1})$$

Die Gleichung bezieht sich auf die Bemessungswerte der Zugkraft nach Kapitel 5.5.2 und den beiden Glasgeleghöhen von 120 mm und 250 mm. Grundlage ist die mathematische Formel zur Interpolation von Werten, die in Gleichung 2 dargestellt ist.

$$f(x) = f_0 + \frac{f_1 - f_0}{x_1 - x_0} \cdot (x - x_0) \quad (\text{Gl. 2})$$

5.6 Druckversuche an Kleinkörpern (Verbundmittel)

5.6.1 Versuchsaufbau – Versuchsdurchführung - Versuchsergebnisse

Mit dem in Abbildung 30 dargestellten Versuchsaufbau wurde die Lastabtragung der Verbundgitter unter einer Druckbeanspruchung auf die Vorsatzschale untersucht. Wie bei den Zugversuchen waren im Mittel jeweils vier Rovings der beiden vorgeformten Verbundgitter in der Vorsatz- und der Innenschale verankert. Die Länge l des Prüfkörpers hängt von der Höhe h_k des Verbundgitters und der Anzahl der eingebundenen Rovings ab. Der Einfluss einer Wärmedämmung auf die Tragfähigkeit wurde an einer Serie mit einer lichten Verbundgitterhöhe von $h_k = 200 \text{ mm}$ mit Dämmung untersucht.

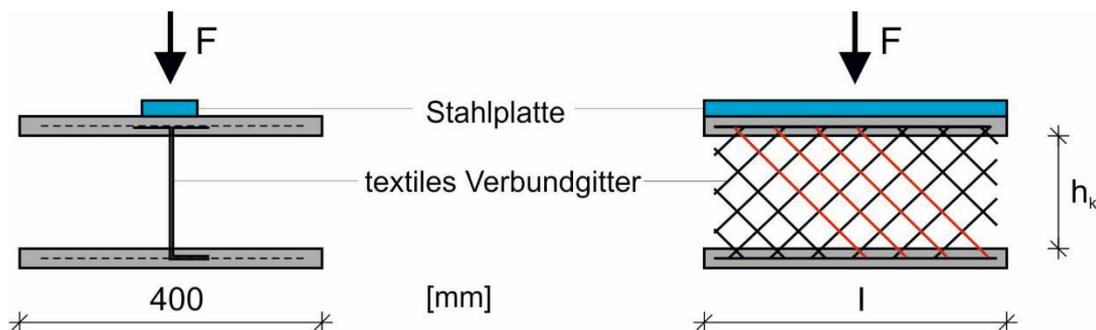


Abbildung 30: Versuchsaufbau zur Ermittlung der Drucktragfähigkeit der Verbundgitter

In Tabelle 25 sind die Bruchlasten, die zugehörigen Verformungen sowie die sich daraus ergebenden Mittelwerte zusammengestellt. Ausreißer nach DIN 53804 [12] wurden wie in Kapitel 5.2 beschrieben nicht berücksichtigt. Abbildung 31 zeigt die zugehörigen Kraft-Verformungskurven.

Tabelle 25: Versuchsergebnisse zum Tragverhalten der Verbundgitter unter einer Druckbeanspruchung

Versuchsbezeichnung	$F_{u,Bruch}$ [kN/m]	W_{Bruch} [mm]	Anzahl n [Stk.]	Höhe Glaslege h_k [mm]
HB-DV-1-1	12,93	1,1	3	120
HB-DV-1-2	12,36	1,6		
HB-DV-1-3	12,93	1,1		
Mittelwert	12,74	1,2		
HB-DV-2-1	7,35	1,1	3	200
HB-DV-2-2	6,77	1,2		
HB-DV-2-3	7,29	0,6		
Mittelwert	7,14	1,0		
HB-DV-3-1	5,49	2,3	3	250
HB-DV-3-2	4,94	1,9		
HB-DV-3-3	6,97	2,0		
Mittelwert	5,80	2,0		
HB-DV-4-1*	215,09	5,7	3	200
HB-DV-4-2*	233,21	4,2		
HB-DV-4-3*	226,07	3,6		
Mittelwert	224,79	4,5		

* mit Dämmstoff

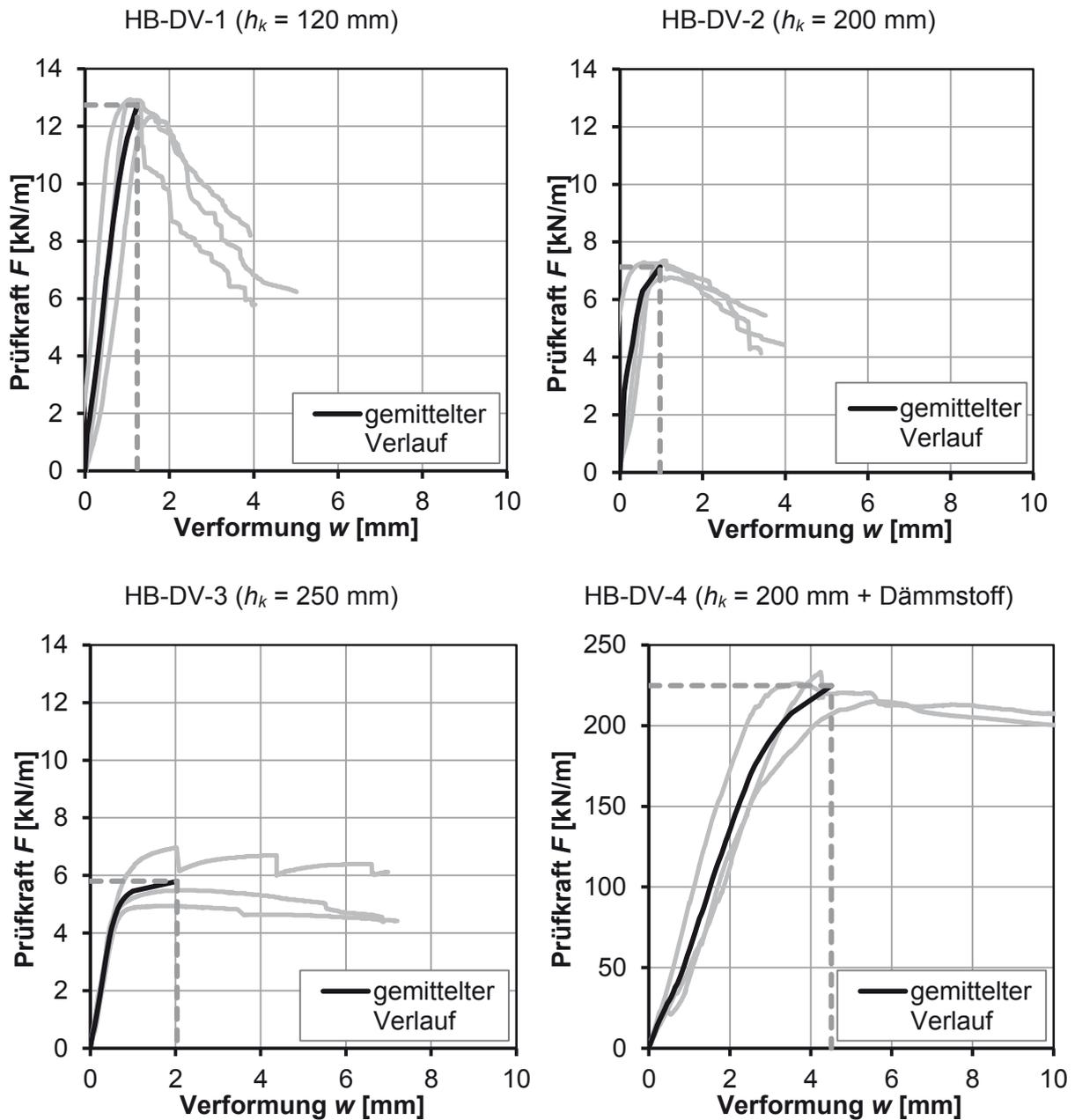


Abbildung 31: Kraft-Verformungskurve der Druckversuche an Verbundgittern

Das Bauteilversagen kündigte sich bei den Prüfkörpern ohne Dämmstoff durch ein Ausbeulen der Verbundgitter an. Der Bruch erfolgte durch das Stabilitätsversagen der textilen Verbundgitter (Abbildung 32, links). Alle Prüfkörper mit Dämmstoff zeigten das in Abbildung 32 rechts abgebildete Stabilitäts- bzw. Druckversagen der Verbundgitter. Das Versagen der Verbundgitter war durch das Brechen der Textilien hörbar.



Abbildung 32: Versagenszustand von exemplarischen Bauteilversuchen

5.6.2 Bemessungswerte für den Grenzzustand der Tragfähigkeit

In Tabelle 26 sind die statistischen Auswertungen gemäß Kapitel 5.2 mit den Bemessungswerten für die jeweiligen Versuchsserien angegeben. Aufgrund des Stabilitätsversagens der textilen Verbundgitter wurde der Teilsicherheitsbeiwert mit $\gamma_m = 1,5$ angesetzt.

Tabelle 26: Bemessungswerte für das Verbundgitter für den Lastfall Druckbeanspruchung

Prüfserie	F_x [kN/m]	n [-]	s_x [kN/m]	V_x [-]	k_n [-]	F_{Rk} [kN/m]	γ_m [-]	$F_{D,Rd}$ [kN/m]
HB-DV-1	12,74	3	0,33	0,03 ¹⁾	1,89	10,33	1,5	6,89
HB-DV-2	7,14	3	0,32	0,04 ¹⁾	1,89	5,79	1,5	3,86
HB-DV-3	5,80	3	1,05	0,18	1,89	3,81	1,5	2,54
HB-DV-4	224,79	3	9,13	0,04 ¹⁾	1,89	182,31	1,5	121,54

¹⁾ Der Mindestwert wird zu $V_x = 0,1$ angesetzt

Die erreichbaren Bruchkräfte nehmen für Elemente ohne Dämmstoff mit steigender Abstand der Betonschalen h_k wegen der wachsenden Knicklänge ab. Die gemittelte Bruchkraft für Elemente mit Dämmstoff ist ca. 30-mal größer als die Bruchkraft ohne Dämmstoff.

Die Rovingspannungen des Verbundgitters in Tabelle 27 wurden analog zu Kapitel 5.5.2 berechnet. Dabei wurde für die Versuche mit Dämmstoff der Lastabtrag über den Dämmstoff auf der sicheren Seite liegend vernachlässigt.

Tabelle 27: Rovingspannungen der Verbundgitter unter einer Druckbeanspruchung

Prüfserie	F_{Rd} [kN/m]	F_{Rov1} [kN/m]	F_{Rov2} [kN/m]	Rovinganzahl i [Stk/m]	A_{Rov} [mm ²]	σ_{Rov1} [N/mm ²]	σ_{Rov2} [N/mm ²]
HB-DV-1	6,9	-4,9	-4,9	32	4,62	-33	-33
HB-DV-2	3,9	-2,8	-2,8	30	4,62	-20	-20
HB-DV-3	1,3	-0,9	-0,9	28	4,62	-8	-8
HB-DV-4	121,5	-85,9	-85,9	30	4,62	-620	-620

Die aus Tabelle 27 ablesbare Rovingspannung $\sigma_{\text{Rov}} = -620 \text{ N/mm}^2$ für Elemente mit Dämmung liegt deutlich über der realen Spannung des Rovings, da der Lastabtrag über den Dämmstoff nicht angesetzt wurde.

5.6.3 Federsteifigkeiten

Die Federsteifigkeit der Druckversuche wird aus den linearen Traganteilen der Last-Verformungskurven der Druckversuche in Abbildung 33 bestimmt, die Ergebnisse sind in Tabelle 28 angegeben.

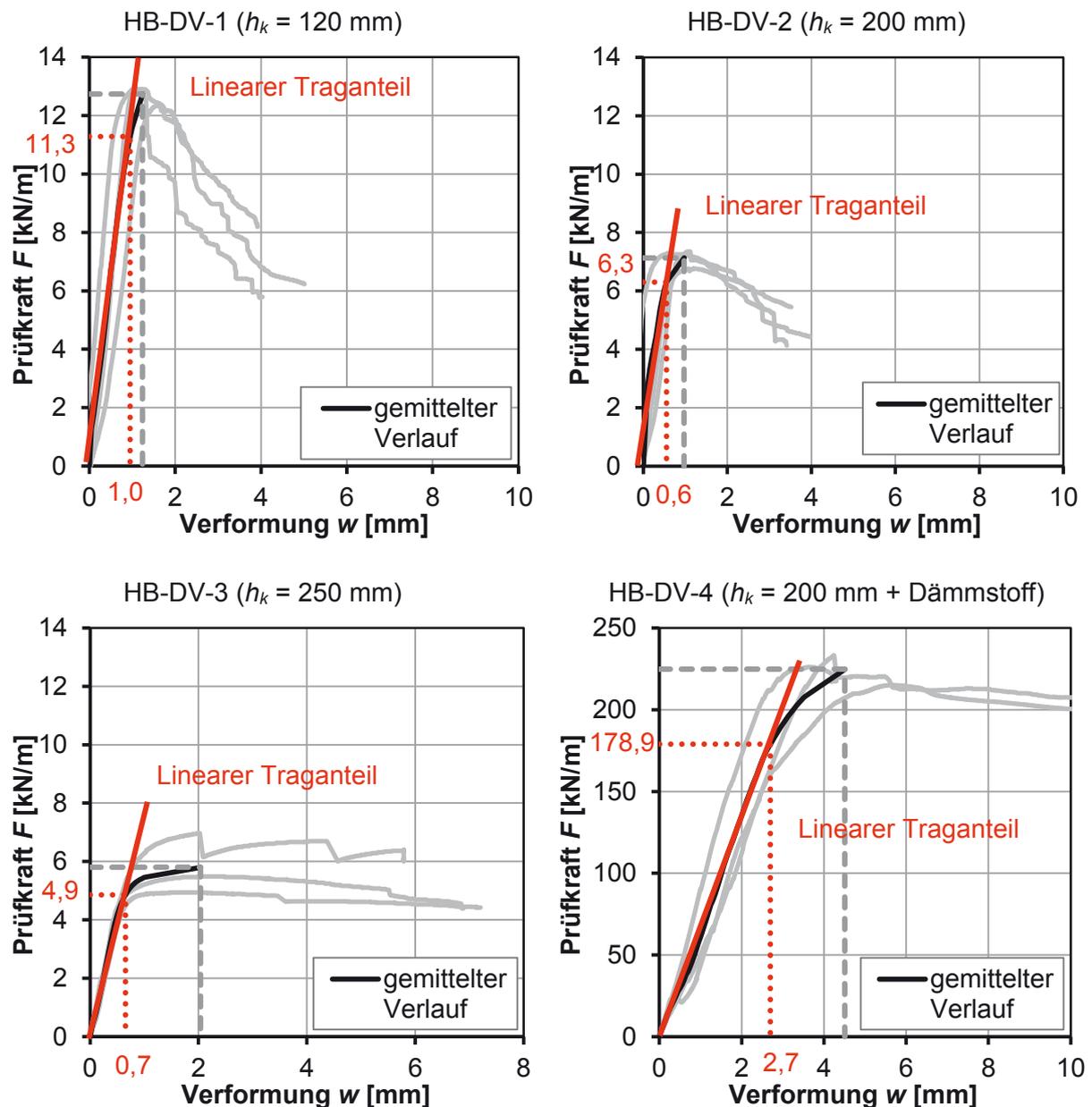


Abbildung 33: Linearer Traganteil der Druckversuche zur Ermittlung der Druckfedersteifigkeit der Verbundgitter

Tabelle 28: Federsteifigkeit der Verbundgitter unter Druckbeanspruchung

Prüfserie	F_{lin} [kN/m]	w [mm]	c [MN/m/m]
HB-DV-1	11,28	0,95	11,87
HB-DV-2	6,30	0,55	11,46
HB-DV-3	4,86	0,65	7,48
HB-DV-4	178,86	2,70	66,25

Die Federsteifigkeit für ein Verbundgitter mit einer Höhe von $h_k = 120$ mm beträgt $c = 11,87$ MN/m/m. Die Federsteifigkeit für ein Verbundgitter mit einer Höhe von $h_k = 250$ mm beträgt $c = 7,48$ MN/m/m. Da bei der Versuchsserie HB-DV-4 der Dämmstoff am Lastabtrag beteiligt ist, gibt die Federsteifigkeit von $c = 66,25$ MN/m/m nicht die Steifigkeit des Gitters an. Vielmehr steht der Wert für die Steifigkeit des Gesamtsystems aus Dämmstoff und Verbundgitter.

5.6.4 Bemessungswerte für Verbundgitterhöhen $120 \text{ mm} \leq h_k \leq 250 \text{ mm}$

In Abbildung 34 sind die ermittelten Bemessungswerte der Drucktragfähigkeiten grafisch dargestellt. Diese geben Aufschluss darüber, ob und wie eine Interpolation für Verbundgitterhöhen zwischen $120 \text{ mm} \leq h_k \leq 250 \text{ mm}$ möglich ist.

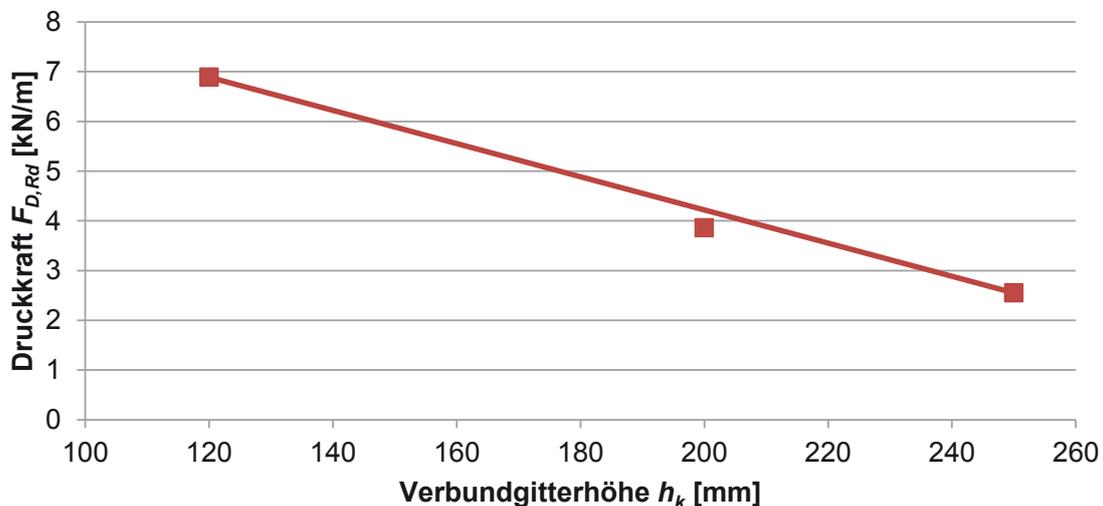


Abbildung 34: Vergleichende Darstellung der Bemessungswerte für die Drucktragfähigkeit der Verbundgitter

Es ergibt sich eine nahezu lineare Abnahme der Drucktragfähigkeit mit wachsendem Abstand der Betonschalen als Folge der ansteigenden Knicklänge. Der Bemessungswert für die Verbundgitterhöhe $h_k = 200$ mm liegt im Streubereich der Interpolationsgeraden.

Die Interpolation der Glasgelegehöhen $120 \text{ mm} < h_k < 250 \text{ mm}$ kann mit Hilfe von Gleichung 3 erfolgen.

$$F_{Z,Rd} = 6,89 + \frac{2,54 - 6,89}{250 - 120} \cdot (h_k - 120) = 10,90 - 3,35 \cdot 10^{-2} \cdot h_k \quad (\text{Gl. 3})$$

Die Gleichung bezieht sich auf die Bemessungswerte der Druckkraft nach Kapitel 5.6.2 und den beiden Glasgeleghöhen von 120 mm und 250 mm.

5.7 Abscherversuche an Kleinkörpern (Verbundmittel)

5.7.1 Versuchsaufbau – Versuchsmatrix – Versuchsdurchführung

Mit Abscherversuchen nach Abbildung 35 wurde die Tragfähigkeit der Verbundgitter bei einer Abscherbeanspruchung zwischen den beiden Schalen ermittelt.

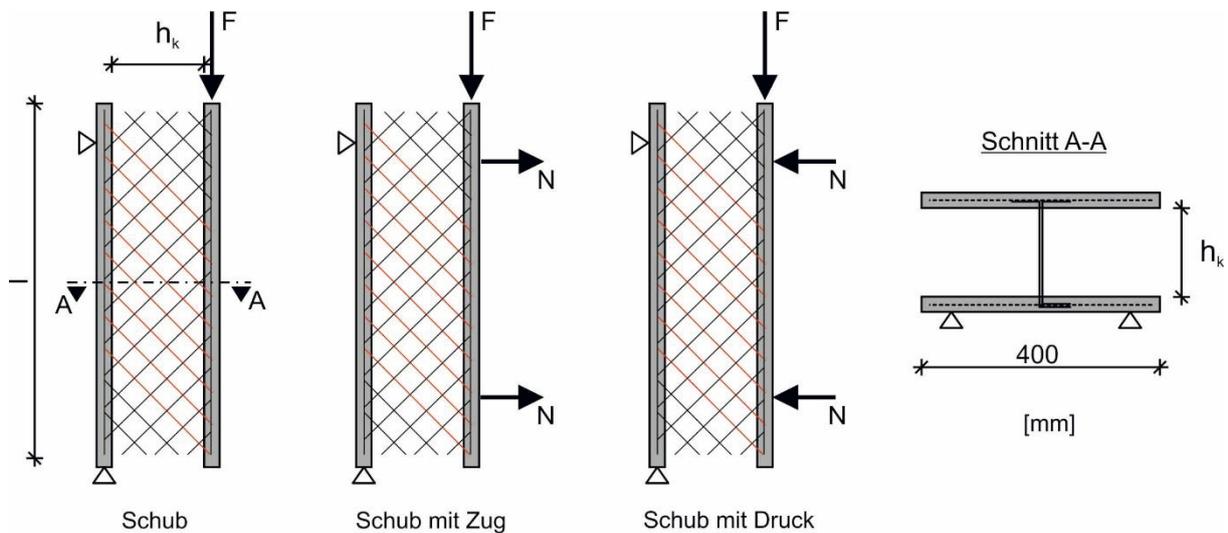


Abbildung 35: Versuchsaufbau zur Ermittlung der Abschertragfähigkeit der Verbundgitter

Bei den Abscherversuchen wurden jeweils acht Rovings in beiden Sandwichschalen eingebunden. Die Breite der Versuchskörper betrug 400 mm, die Länge l variierte mit der lichten Verbundgitterhöhe. Nach Kapitel 3.2 wird der Dämmstoff für die Abscherversuche nicht angesetzt. Die Versuchsmatrix ist in Tabelle 29 zusammengestellt. Bei Versuchsplanung wurde angenommen, dass die Ergebnisse der Versuche mit $h_k = 200$ mm auf der Verbindungsgeraden der Ergebnisse von $h_k = 120$ mm und $h_k = 250$ mm liegen. Dies wurde mit den Serien HB-SV-1 bis HB-SV-4 überprüft. Dementsprechend wurden für die Serien HB-SV-Z und HB-SV-D die Versuche mit einer Glasgeleghöhe von $h_k = 200$ mm ohne Dämmstoff ausgelassen. Um das Potential von Sandwichelementen mit Dämmung zu zeigen, wurden die fehlenden Versuchskörper mit $h_k = 200$ mm mit Dämmstoff geprüft.

Tabelle 29: Versuchsmatrix der Abscherversuche

Serie	Anzahl	Höhe Glasgelege [mm]	Dämmung	Normalkraft
HB-SV-1	3	120	nein	-
HB-SV-2	3	200	nein	-
HB-SV-3	3	250	nein	-
HB-SV-4	3	200	ja	-
HB-SV-Z-1	3	120	nein	1/2 Zug
HB-SV-Z-2	3	200	ja	1/2 Zug
HB-SV-Z-3	3	250	nein	1/2 Zug
HB-SV-D-1	3	120	nein	1/2 Druck
HB-SV-D-2	3	200	ja	1/2 Druck
HB-SV-D-3	3	250	nein	1/2 Druck

Da eine Belastung der Sandwichelemente durch das reine Eigengewicht nur bei völliger Windstille auftritt, wurden auch Abscherversuche mit kombinierter Beanspruchung durchgeführt. Die Druck- und Zugkräfte zur Abbildung der Winddruck und Windsogkräfte wurden mit Hydraulikzylindern aufgebracht. Die Zylinder waren einseitig mit einem Gleitlager versehen, um die Abschertragfähigkeit der Verbundgitter nicht zu beeinflussen. Die aufgebrachten Normalkräfte ergaben sich aus der halben maximalen Kraft aus den Kleinkörperversuchen aus Kapitel 5.5 und 5.6. Die Werte wurden gewählt, um eine Aussage über den Verlauf der in Kapitel 6.3.5 und 6.3.6 dargestellten Interaktionsdiagramme tätigen zu können.

5.7.2 Ergebnisse bei einer Abscherbeanspruchung ohne Normalkraft

Versuchsergebnisse

In Tabelle 30 sind die ermittelten Bruchlasten und zugehörigen Verformungen sowie die sich daraus ergebenden Mittelwerte infolge einer reinen Abscherbeanspruchung zusammengestellt. Abbildung 37 zeigt die zugehörigen Kraft-Verformungskurven.

Tabelle 30: Versuchsergebnisse zum Tragverhalten des Verbundgitters unter einer Abscherbeanspruchung

Versuchsbezeichnung	$F_{u,Bruch}$ [kN/m]	$W_{v,Bruch}$ [mm]	Anzahl n [Stk.]	Höhe Glaslege h_k [mm]
HB-SV-1-1	24,72	2,2	3	120
HB-SV-1-2	21,76	1,6		
HB-SV-1-3	20,67	1,4		
Mittelwert	22,38	1,7		
HB-SV-2-1	15,79	1,6	3	200
HB-SV-2-2	14,57	2,3		
HB-SV-2-3	12,55	2,7		
Mittelwert	14,30	2,2		
HB-SV-3-1	7,77	2,5	3	250
HB-SV-3-2	9,01	2,9		
HB-SV-3-3	9,25	3,2		
Mittelwert	8,68	2,9		
HB-SV-4-1*	48,47	2,8	3	200
HB-SV-4-2*	47,61	2,7		
HB-SV-4-3*	46,32	4,5		
Mittelwert	47,47	3,3		

* mit Dämmstoff

In der Versuchsserie HB-SV-4 mit Dämmstoff wurde etwa die dreifache Tragfähigkeit im Vergleich zur Serie HB-SV-2 ohne Dämmstoff erreicht.

Die Verbundgitter werden durch die aufgebrachte Abscherbelastung im Bereich des unteren Festlagers auf Druck und im Lasteinleitungsbereich auf Zug beansprucht. In den Abscherversuchen ohne Dämmstoff versagten alle Sandwich-Elemente durch ein Stabilitätsversagen der Verbundgitter (Knicken im Druckbereich, Abbildung 36 links).

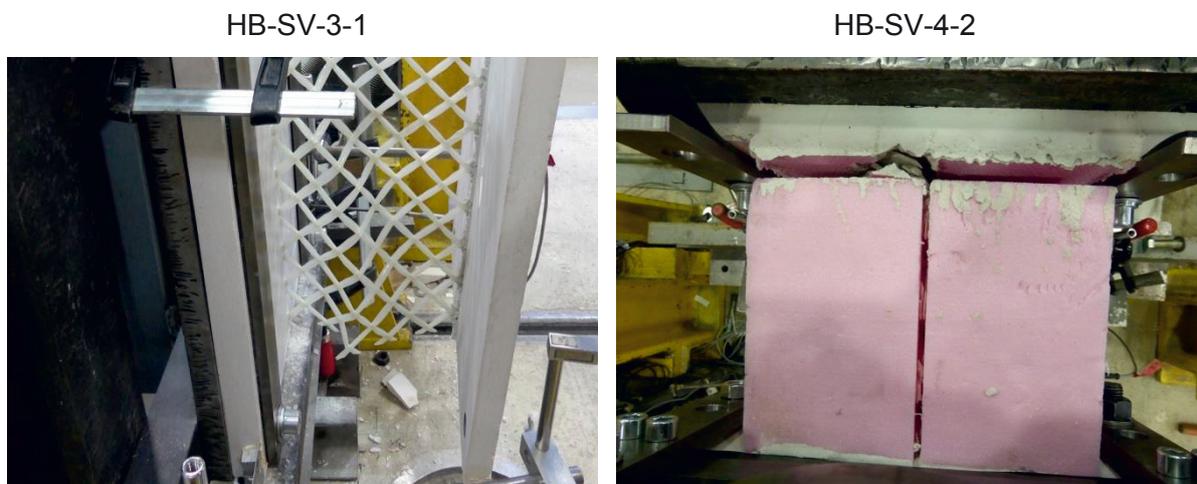


Abbildung 36: Exemplarische Bauteilversuche im Versagenszustand

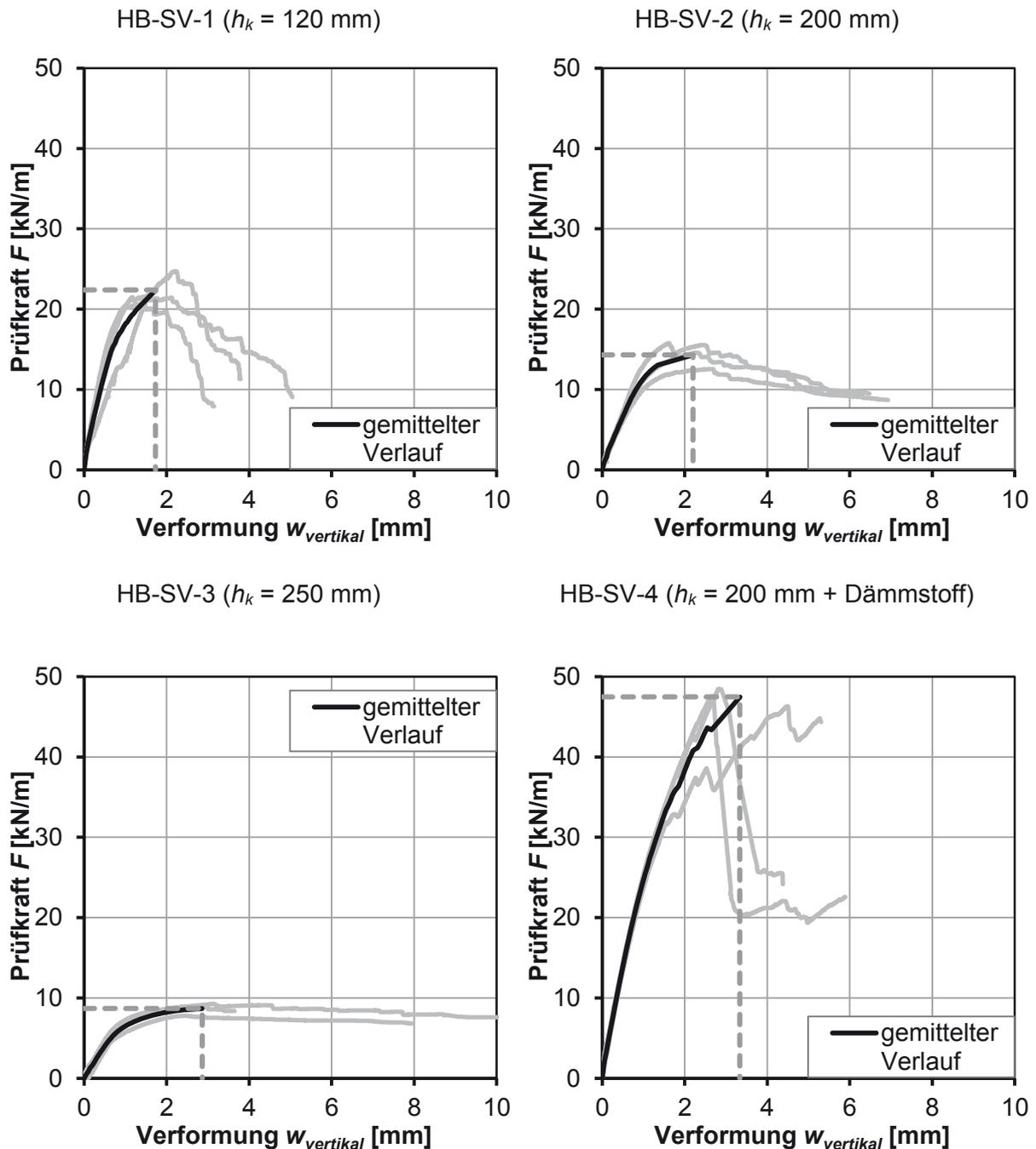


Abbildung 37: Kraft-Verformungskurven der Verbundgitter im Abscherersuch

Bei den Abscherersuchen mit Dämmstoff trat im Bereich der maximalen Prüfkraft ein Ablösen des Dämmstoffes auf (Abbildung 36 rechts). Das Versagen erfolgte durch das Ausbrechen der Verbundgitter im Verankerungsbereich bei einem gleichzeitigen schlagartigen Abfall der Prüfkraft Im Kraft-Verformungsverlauf. Bei der abschließenden Prüfkörperinspektion wurde der Dämmstoff entfernt, dabei wurden keine beschädigten Rovings ermittelt.

Bemessungswerte für den Grenzzustand der Tragfähigkeit

In Tabelle 31 sind die statistischen Auswertungen gemäß Kapitel 5.2 für die einzelnen Versuchsserien mit Angabe der sich daraus ergebenden Bemessungswerte zusammengestellt.

Für das Textilversagens infolge Stabilität wurde als Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_m = 1,50$ und für ein Ausbrechen der Rovings aus dem Beton $\gamma_m = 1,76$ gemäß Kapitel 5.5.2 angesetzt.

Tabelle 31: Bemessungswerte für das Verbundgitter bei einer Abscherbeanspruchung

Prüfserie	F_x [kN/m]	n [-]	s_x [kN/m]	V_x [-]	k_n [-]	F_{Rk} [kN/m]	γ_m [-]	$F_{S,Rd}$ [kN/m]
HB-SV-1	22,38	3	2,10	0,09 ¹⁾	1,89	18,15	1,50	12,10 ²⁾
HB-SV-2	14,30	3	1,64	0,11	1,89	11,20	1,50	7,47 ²⁾
HB-SV-3	8,68	3	0,79	0,09 ¹⁾	1,89	7,04	1,50	4,69 ²⁾
HB-SV-4	47,47	3	1,08	0,02 ¹⁾	1,89	38,50	1,76	21,82 ²⁾

¹⁾ Der Mindestwert wird zu $V_x = 0,1$ angesetzt

²⁾ Werte sind nach Kapitel 5.7.5 abzumindern

Wie bei den Druckversuchen gemäß Kapitel 5.6 nehmen die ermittelten Tragfähigkeiten für Elemente ohne Dämmstoff mit Abstand der Betonschalen h_k wegen der größeren Knicklänge ab. Die ermittelten Tragfähigkeiten der Elemente mit Dämmstoff (HB-SV-4) sind um etwa dreifach höher als die Werte der Elemente ohne Dämmstoff (HB-SV-2).

Die Rovingspannungen des Verbundgitters nach Tabelle 32 wurden analog zu Kapitel 5.5.2 berechnet. Dabei wurde für die Versuche mit Dämmstoff der Lastabtrag über den Dämmstoff auf der sicheren Seite liegend vernachlässigt.

Tabelle 32: Rovingspannungen der Verbundgitter unter einer Abscherbeanspruchung

Prüfserie	F_{Rd} [kN/m]	F_{Rov1} [kN/m]	F_{Rov2} [kN/m]	Anzahl Roving i [Stk]	A_{Rov} [mm ²]	σ_{Rov1} [N/mm ²]	σ_{Rov2} [N/mm ²]
HB-SV-1	12,10	8,56	-8,56	32	4,62	58	-58
HB-SV-2	7,47	5,28	-5,28	30	4,62	38	-38
HB-SV-3	4,69	3,32	-3,32	28	4,62	26	-26
HB-SV-4	21,82	15,43	-15,43	30	4,62	111	-111

Federsteifigkeiten

Die zugehörigen Federsteifigkeiten wurden aus den linearen Traganteilen der Kraft-Verformungsverläufe nach Abbildung 38 ermittelt und sind in Tabelle 33 zusammengestellt.

Die Federsteifigkeiten betragen $c = 21,05$ MN/m/m für eine Verbundgitterhöhe $h_k = 120$ mm bzw. $c = 7,23$ MN/m/m für eine Höhe $h_k = 250$ mm.

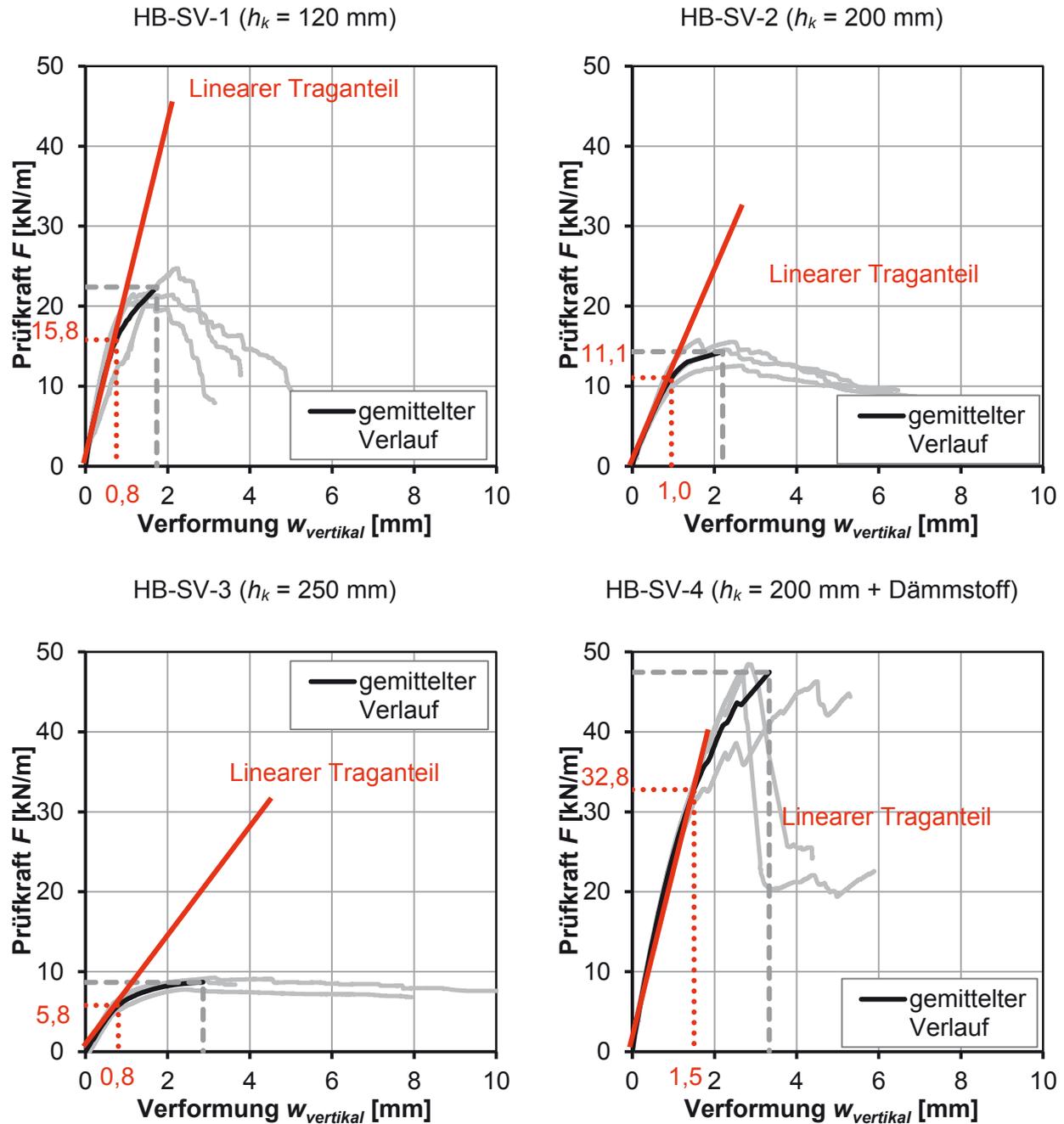


Abbildung 38: Linearer Traganteil der Abscherversuche zur Ermittlung der Federsteifigkeit der Verbundgitter

Tabelle 33: Federsteifigkeit der Abscherversuche

Prüfserie	F_{lin} [kN/m]	w [mm]	c [MN/m/m]
HB-SV-1	15,79	0,75	21,05
HB-SV-2	11,06	0,95	11,64
HB-SV-3	5,78	0,80	7,23
HB-SV-4	32,79	1,50	21,86

Bemessungswerte für Verbundgitterhöhen $120 \text{ mm} \leq h_k \leq 250 \text{ mm}$

In Abbildung 39 sind die ermittelten Bemessungswerte der Abschertragfähigkeiten grafisch dargestellt. Diese geben Aufschluss darüber, ob und wie die Verbundgitterhöhen mit $120 \text{ mm} \leq h_k \leq 250 \text{ mm}$ interpoliert werden dürfen.

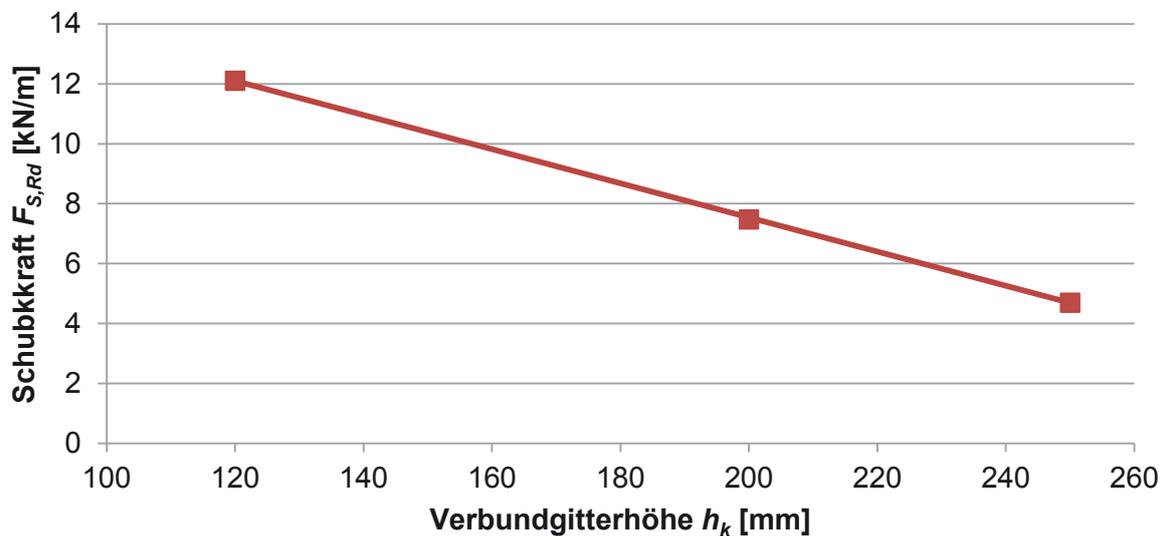


Abbildung 39: Vergleichende Darstellung der Bemessungswerte für die Abschertragfähigkeit der Verbundgitter

Es ergibt sich eine nahezu lineare Abnahme der Abschertragfähigkeit mit wachsendem Abstand der Betonschalen als Folge der ansteigenden Knicklänge. Der Bemessungswert für die Verbundgitterhöhe $h_k = 200 \text{ mm}$ liegt im Streubereich der Interpolationsgeraden.

Eine Interpolation der Glasgelegehöhen $120 \text{ mm} < h_k < 250 \text{ mm}$ kann mit Hilfe von Gleichung 4 erfolgen.

$$F_{S,Rd} = 12,10 + \frac{4,69 - 12,10}{250 - 120} \cdot (h_k - 120) = 18,94 - 5,70 \cdot 10^{-2} \cdot h_k \quad (\text{Gl 4})$$

Die Gleichung bezieht sich auf die Bemessungswerte der Schubkraft nach Tabelle 31 und den beiden Glasgelegehöhen von 120 mm und 250 mm .

5.7.3 Ergebnisse bei einer Abscherbeanspruchung bei gleichzeitiger Zugkraft

In Tabelle 34 sind die ermittelten Bruchlasten, zugehörigen Verformungen sowie die sich daraus ergebenden Mittelwerte für eine kombinierte Zug-Abscherbeanspruchung zusammengestellt. Abbildung 41 zeigt die zugehörigen Kraft-Verformungskurven.

Tabelle 34: Versuchsergebnisse zum Tragverhalten des Verbundgitters unter einer Zug-Abscherbeanspruchung

Versuchsbezeichnung	$F_{u,Bruch}$ [kN/m]	$W_{v,Bruch}$ [mm]	Normalkraft F_N [kN]	Anzahl n [Stk.]	Höhe Glaslege h_k [mm]
HB-SV-Z-1-1	33,98	2,1	3,4	3	120
HB-SV-Z-1-2	34,01	2,2	3,0		
HB-SV-Z-1-3	28,92	1,7	3,4		
Mittelwert	32,30	2,0	3,2		
HB-SV-Z-2-1*	40,79	2,0	6,3	3	200
HB-SV-Z-2-2*	32,76	1,9	6,4		
HB-SV-Z-2-3*	33,05	2,0	6,4		
Mittelwert	35,53	2,0	6,4		
HB-SV-Z-3-1	16,99	0,8	5,6	3	250
HB-SV-Z-3-2	15,78	0,5	5,6		
HB-SV-Z-3-3	15,14	0,7	5,4		
Mittelwert	15,97	0,7	5,6		

* mit Dämmstoff

Die Tragfähigkeit aller Versuchskörper mit und ohne Dämmstoff wurde durch ein Betonversagen im Verankerungsbereich der Innenschale (Abbildung 40) begrenzt. Dabei wurden im Verankerungsbereich der Versuchskörper ohne Dämmstoff nur geringe Verformungen (Beulen) der Verbundgitter im Vergleich zu einer reinen Abscherbeanspruchung festgestellt. Für die Serie HB-SV-Z-2 konnten nach dem Entfernen des Dämmstoffs keine beschädigten Rovings festgestellt werden.

HB-SV-Z-3-3



HB-SV-Z-2-2



Abbildung 40: Versagenszustand exemplarischer Bauteilversuche unter einer kombinierten Zug-Abscherbeanspruchung

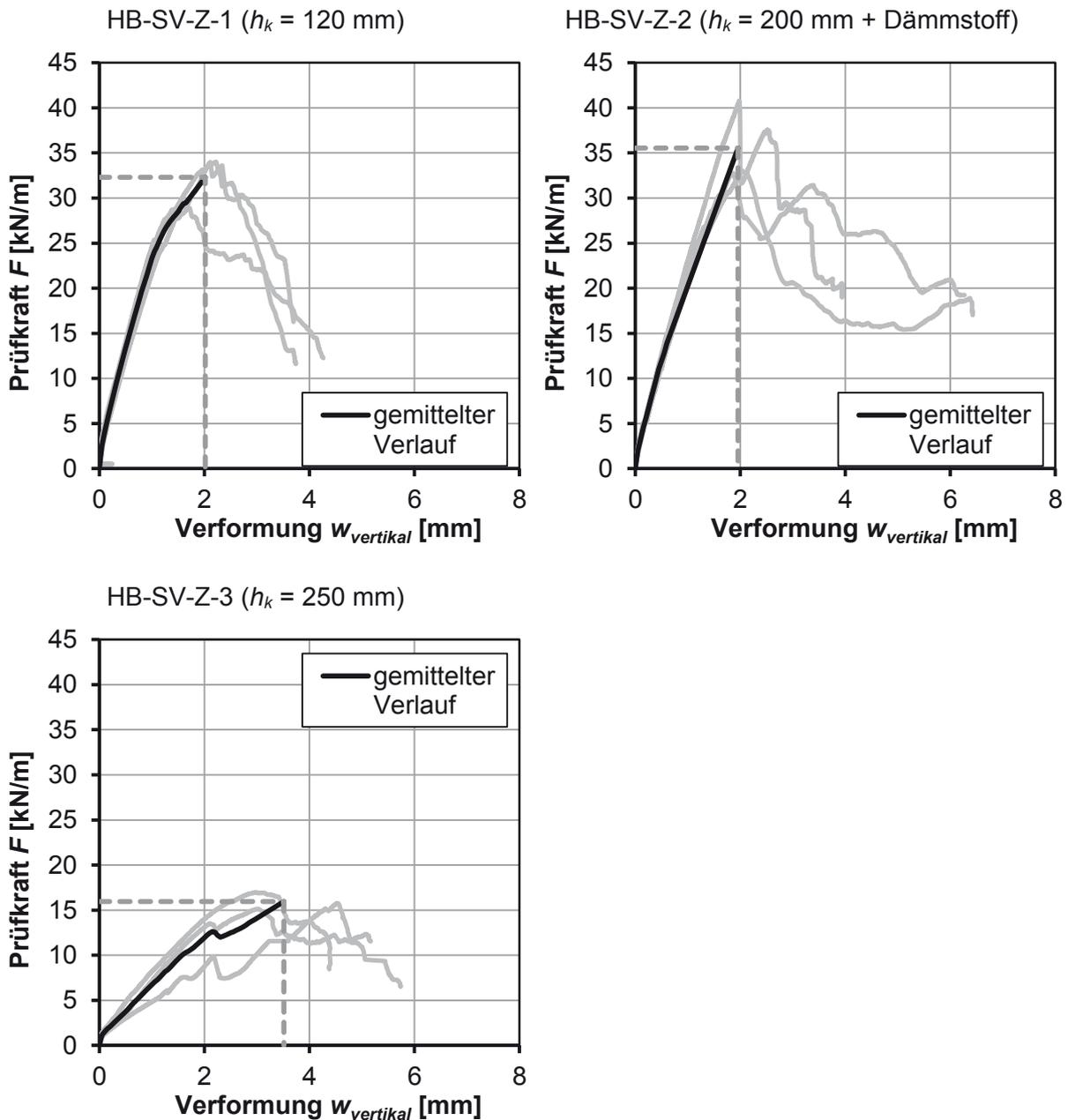


Abbildung 41: Kraft-Verformungskurven der Verbundgitter im Abscherversuch mit einer gleichzeitigen Zugkraft

Bemessungswerte für den Grenzzustand der Tragfähigkeit

In Tabelle 35 sind die statistischen Auswertungen gemäß Kapitel 5.2 und die sich daraus ergebenden Bemessungswerten angegeben. Aufgrund des Betonversagens im Verankerungsbereich der Verbundgitter wurde als Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_m = 1,5 / \alpha_{cc} = 1,76$ gewählt. Der Beiwert zur Berücksichtigung von Langzeitauswirkungen wird nach [14] zu $\alpha_{cc} = 0,85$ angesetzt.

Die Rovingspannungen des Verbundgitters ergeben sich analog zu Kapitel 5.5.2. Bei kombinierten Abscherversuchen muss zusätzlich die aufgebrauchte Zugkraft berücksichtigt werden.

Unter Vernachlässigung des Lastabtrags über den Dämmstoff gelten die in Abbildung 42 dargestellten Zusammenhänge. Damit ergeben sich für den am höchsten belasteten Roving 1 die Zugkraft zu:

$$F = F_{Rov1} + F_{Z,Rov1}$$

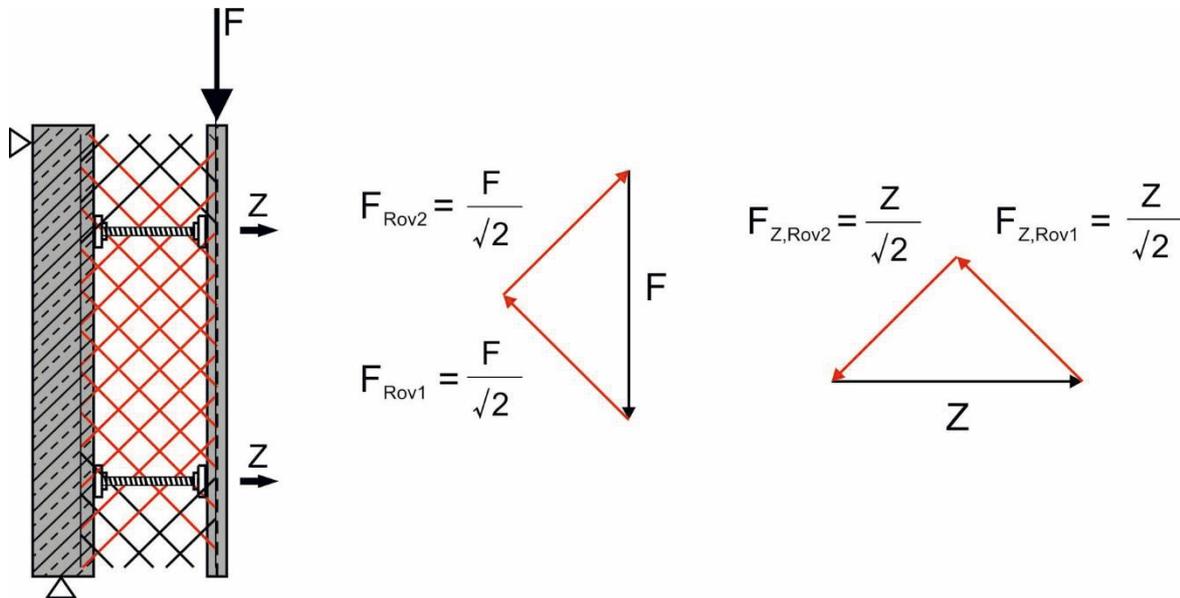


Abbildung 42: Berechnung der Rovingspannung für kombinierte Zug-Abscherbeanspruchungen

Tabelle 35: Bemessungswerte für das Verbundgitter unter einer kombinierten Zug-Abscherbeanspruchung

Prüfserie	F_x [kN/m]	n [-]	s_x [kN/m]	V_x [-]	k_n [-]	$F_{SZ,Rk}$ [kN/m]	γ_m [-]	$F_{SZ,Rd}$ [kN/m]
HB-SV-Z-1	32,30	3	2,93	0,09 ¹⁾	1,89	26,20	1,76	14,85 ²⁾
HB-SV-Z-2	35,53	3	4,55	0,13	1,89	26,93	1,76	15,26 ²⁾
HB-SV-Z-3	15,97	3	0,94	0,06 ¹⁾	1,89	12,95	1,76	7,34 ²⁾

¹⁾ Der Mindestwert wird zu $V_x = 0,1$ angesetzt

²⁾ Werte sind nach Kapitel 5.7.5 abzumindern

In Tabelle 36 sind die so ermittelten maximalen Zugspannungen in den Verbundgittern der Versuchsserien SV-Z-1 bis ZV-Z-3 zusammengestellt.

Tabelle 36: Rovingspannungen der Verbundgitter für kombinierte Zug-Abscherbeanspruchungen in Bauteilen ohne Ansatz der XPS-Dämmung

Prüfserie	F_{Rd} [kN/m]	$F_{Z,Rd}$ [kN/m]	F_{Rov1} [kN/m]	$F_{Z,Rov1}$ [kN/m]	Anzahl Roving i [Stk]	A_{Rov} [mm ²]	σ_{Rov1} [N/mm ²]
SV-Z-1	14,85	3,07	10,50	2,17	32	4,62	86
SV-Z-2	15,26	5,31	10,79	3,75	30	4,62	105
SV-Z-3	7,34	4,30	5,21	3,04	28	4,62	64

Nach Tabelle 36 ergeben sich die maximale Rovingspannungen zu $\sigma_{Rov} = 105 \text{ N/mm}^2$.

Federsteifigkeiten

Die zugehörigen Federsteifigkeiten wurden aus den linearen Traganteilen der Kraft-Verformungsverläufe nach Abbildung 45 ermittelt und sind in Tabelle 38 zusammengestellt.

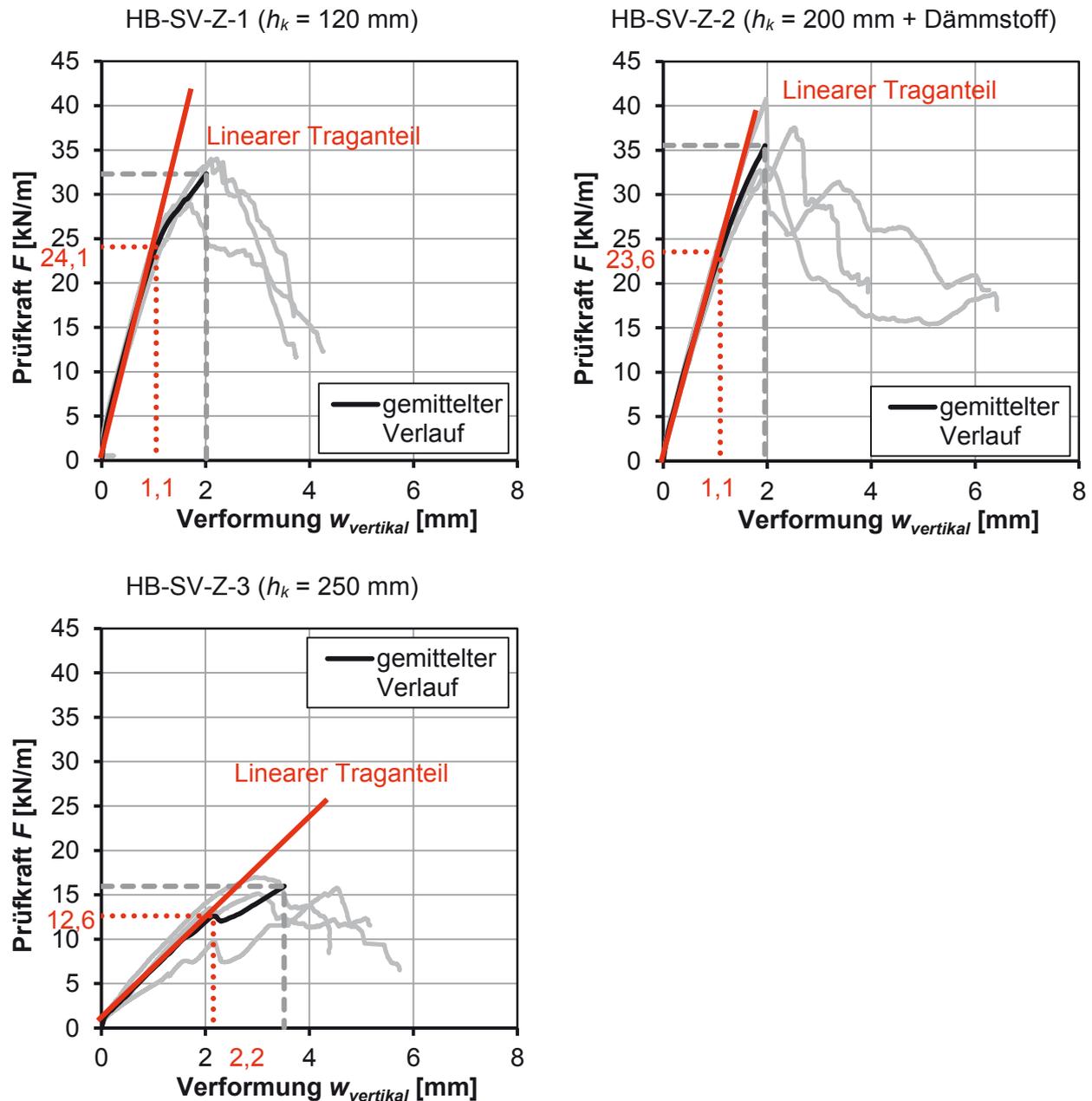


Abbildung 43: Linearer Traganteil der kombinierten Zug-Abscherversuche zur Ermittlung der Federsteifigkeit der Verbundgitter

Tabelle 37: Federsteifigkeit der kombinierten Zug-Abscherversuche

Prüfserie	F_{lin} [kN/m]	w [mm]	c [MN/m/m]
HB-SV-Z-1	24,08	1,05	22,94
HB-SV-Z-2	23,56	1,10	21,42
HB-SV-Z-3	12,62	2,15	5,87

Die Federsteifigkeiten betragen $c = 22,94 \text{ MN/m/m}$ für eine Verbundgitterhöhe $h_k = 120 \text{ mm}$ bzw. $c = 5,87 \text{ MN/m/m}$ für eine Höhe $h_k = 250 \text{ mm}$.

5.7.4 Ergebnisse bei einer Abscherbeanspruchung bei gleichzeitiger Druckkraft

In Tabelle 38 sind die ermittelten Bruchlasten, die zugehörigen Verformungen sowie die sich daraus ergebenden Mittelwerte bei einer kombinierten Druck-Abscherbeanspruchung zusammengestellt. Abbildung 45 zeigt die zugehörigen Kraft-Verformungskurven.

Tabelle 38: Versuchsergebnisse zum Tragverhalten des Verbundgitters unter einer kombinierten Druck-Abscherbeanspruchung

Versuchsbezeichnung	$F_{u,Bruch}$ [kN/m]	$W_{v,Bruch}$ [mm]	Normalkraft F_N [kN]	Anzahl n [Stk.]	Höhe Glasgelege h_k [mm]
HB-SV-D-1-1	20,54	3,0	3,6	3	120
HB-SV-D-1-2	24,63	2,7	3,6		
HB-SV-D-1-3	23,12	4,3	3,6		
Mittelwert	22,76	3,3	3,6		
HB-SV-D-2-1*	53,91	15,1	72,2	3	200
HB-SV-D-2-2*	40,95	33,5	73,0		
HB-SV-D-2-3*	42,06	27,2	72,1		
Mittelwert	45,64	25,3	72,4		
HB-SV-D-3-1	6,62	2,8	2,2	3	250
HB-SV-D-3-2	6,72	5,3	2,0		
HB-SV-D-3-3	5,82	2,4	2,1		
Mittelwert	6,39	3,5	2,1		

* mit Dämmstoff

Bei den Abscherversuchen mit einer Druckkraft ohne Dämmstoff wurde die Tragfähigkeit durch ein Stabilitätsversagen der Verbundgitter. Dies ist exemplarisch in Abbildung 44 für den Versuchskörper SV-D-3-2 dargestellt.



Abbildung 44: Stabilitätsversagen im Versuchskörper SV-D-3-2 unter einer Druck-Abscherbeanspruchung (ohne XPS-Dämmung)

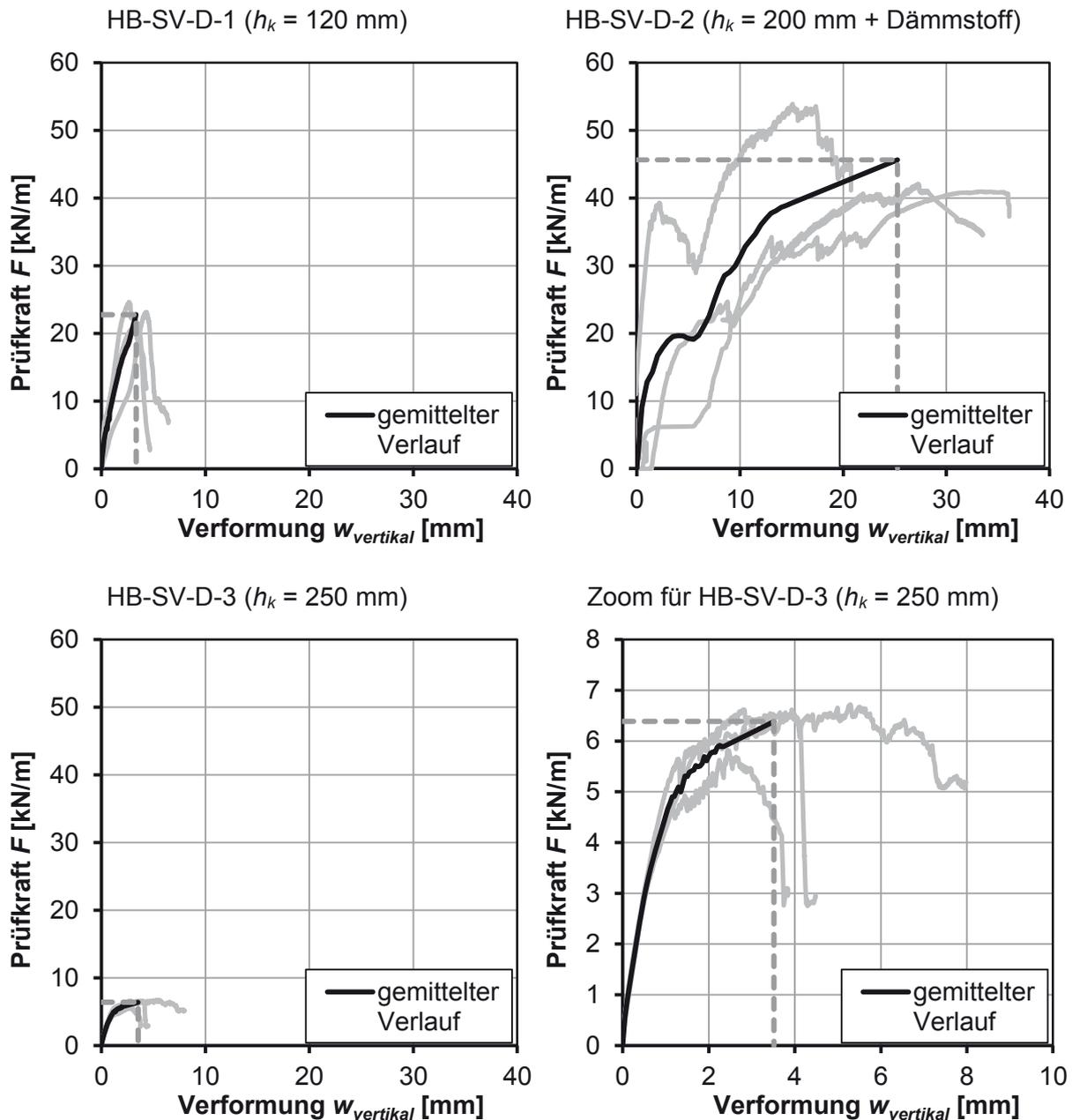


Abbildung 45: Kraft-Verformungskurven der Verbundgitter im Abscherversuch mit einer gleichzeitigen Druckkraft

Auch die Versuchskörper mit Dämmstoff zeigten ein Textilversagen der Verbundgitter. Das Versagen der Rovings war durch ein Knacken im Versuch wahrzunehmen. Dies ist in Abbildung 45 durch ein kurzzeitiges Abfallen der Prüfkraft vor Erreichen der Maximallast abzulesen. Als Sekundärversagen wurde beim Prüfkörper HB-SV-D-2-1 ein Ausziehen des Verbundgitters im Verankerungsbereich festgestellt (Abbildung 46, links). Die Prüfkörperinspektion nach Versuchsende zeigte, dass nahezu alle Rovings gerissen bzw. verschoben waren. Ein Beispiel für ein Bruchbild der Rovings zeigt Abbildung 46, rechts.

HB-SV-D-2-1



HB-SV-D-2-2

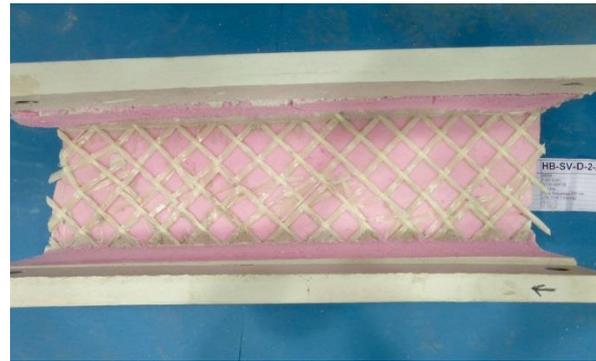


Abbildung 46: Exemplarische Bauteilversuche mit XPS-Dämmung unter Druck-Abscherbeanspruchung mit Textilversagen

Bemessungswerte für den Grenzzustand der Tragfähigkeit

In Tabelle 39 sind die statistischen Auswertungen nach Kapitel 5.2 und die sich damit ergebenden Bemessungswerte der Versuchsserien angegeben. Aufgrund des Stabilitätsversagens wurde der Teilsicherheitsbeiwert für den Bemessungswert mit $\gamma_m = 1,5$ angesetzt.

Tabelle 39: Bemessungswerte für das Verbundgitter unter einer kombinierten Druck-Abscherbeanspruchung

Prüfserie	F_x [kN/m]	n [-]	s_x [kN/m]	V_x [-]	k_n [-]	$F_{SD,Rk}$ [kN/m]	γ_m [-]	$F_{SD,Rd}$ [kN/m]
HB-SV-D-1	22,76	3	2,07	0,09 ¹⁾	1,89	18,46	1,5	12,31 ²⁾
HB-SV-D-2	45,64	3	7,18	0,16	1,89	32,06	1,5	21,38 ²⁾
HB-SV-D-3	6,39	3	0,50	0,08 ¹⁾	1,89	5,18	1,5	3,45 ²⁾

¹⁾ Der Mindestwert wird zu $V_x = 0,1$ angesetzt

²⁾ Werte sind nach Kapitel 5.7.5 abzumindern

Die Rovingspannungen des Verbundgitters in Tabelle 40 wurden analog zu Vorgehen nach Kapitel 5.7.3 ermittelt.

Tabelle 40: Rovingspannungen der Verbundgitter

Prüfserie	F_{Rd} [kN/m]	$F_{D,Rd}$ [kN/m]	F_{Rov2} [kN/m]	$F_{D,Rov2}$ [kN/m]	Anzahl Roving i [Stk]	A_{Rov} [mm ²]	σ_{Rov2} [N/mm ²]
HB-SV-D-1	12,31	-3,41	-8,70	-2,41	32	4,62	-72
HB-SV-D-2	21,38	-60,25	-15,12	-42,60	30	4,62	-417
HB-SV-D-3	3,45	-1,62	-2,44	-1,15	28	4,62	-28

Danach ergeben sich die maximale Rovingspannungen zu $\sigma_{Rov} = -72$ N/mm² bzw. $\sigma_{Rov} = -417$ N/mm². Der letztgenannte Wert für Elemente mit Dämmung wird für einen druckbeanspruchten Roving über der realen Spannung des Rovings liegen, da der Lastabtrag über den Dämmstoff nicht angesetzt wurde.

Federsteifigkeiten

Die zugehörigen Federsteifigkeiten wurden aus den linearen Traganteilen der Kraft-Verformungsverläufe nach Abbildung 47 ermittelt und sind in Tabelle 43 zusammengestellt.

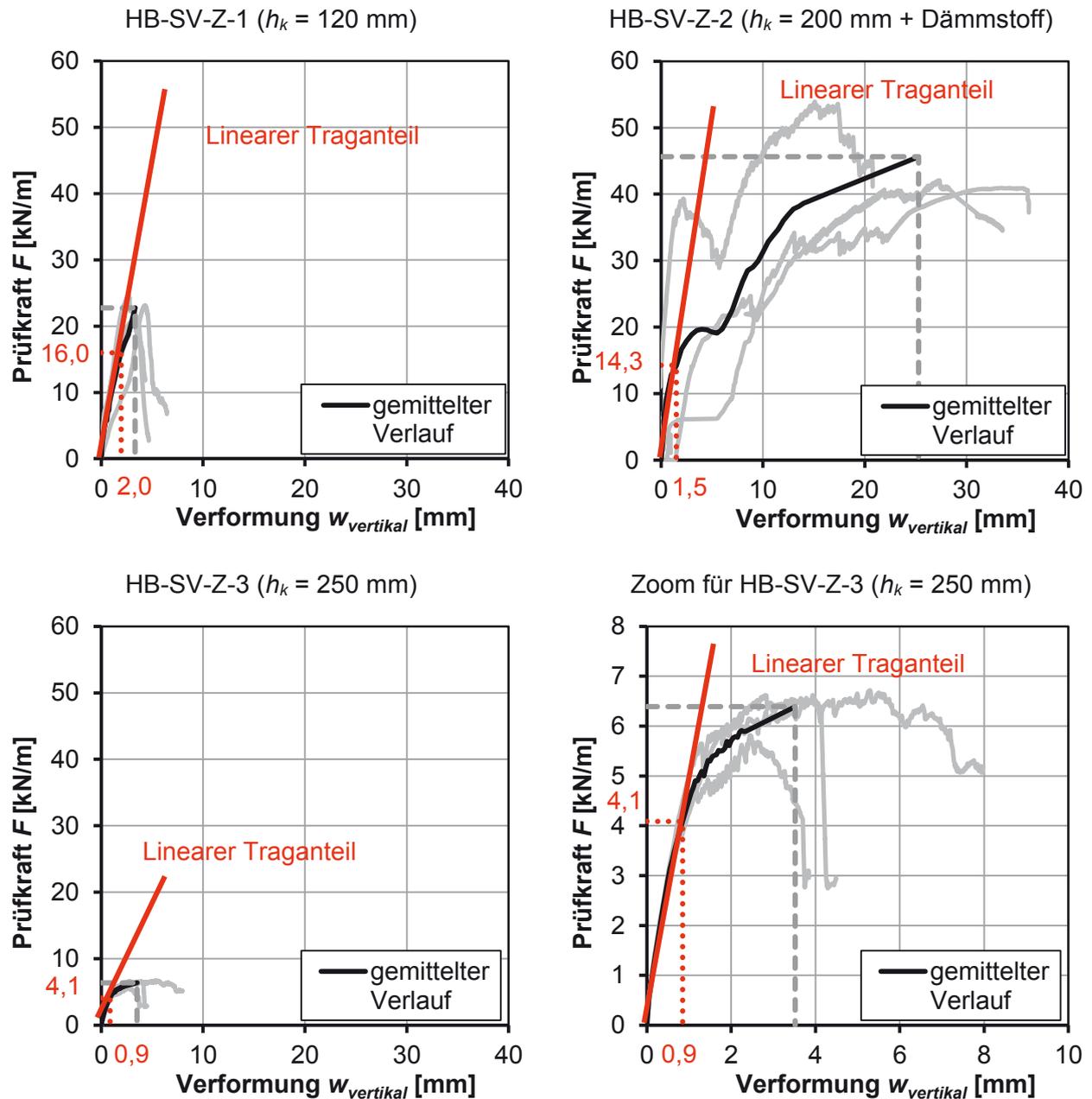


Abbildung 47: Linearer Traganteil der kombinierten Druck-Abscherversuche zur Ermittlung der Federsteifigkeit der Verbundgitter

Tabelle 41: Federsteifigkeit der kombinierten Druck-Abscherversuche

Prüfserie	F_{lin} [kN/m]	w [mm]	c [MN/m/m]
HB-SV-D-1	15,99	1,95	8,20
HB-SV-D-2	14,25	1,50	9,50
HB-SV-D-3	4,09	0,85	4,81

Die Federsteifigkeiten betragen $c = 8,20 \text{ MN/m/m}$ für eine Verbundgitterhöhe $h_k = 120 \text{ mm}$ bzw. $c = 4,81 \text{ MN/m/m}$ für eine Höhe $h_k = 250 \text{ mm}$.

5.7.5 Zyklische Abscherversuche

Die Tragfähigkeit nach einer zyklischen Abscherbeanspruchung ist zur Beurteilung der Tragfähigkeit infolge wechselnder Temperaturbelastung erforderlich. Der Versuchsaufbau entspricht dem Aufbau der reinen Abscherversuche nach Abbildung 35, die Abscherbeanspruchung wurde zyklisch aufgebracht. Die Abmessungen der Prüfkörper wurden so gewählt, dass im Mittel jeweils acht Rovings sowohl in der Vorsatz- als auch in der Innenschale verankert waren. In Tabelle 42 ist die Versuchsmatrix dargestellt.

Tabelle 42: Versuchsmatrix zum Tragverhalten der Verbundgitter nach einer zyklischen Abscherbeanspruchung

Serie	Anzahl	Höhe Glasgelege [mm]	Dämmung	Δu_{max} [mm]	L^*_{max} [m]
HB-SV-Zyk-1	3	120	nein	1,26	2,0
HB-SV-Zyk-2	3	200	nein	1,89	3,0
HB-SV-Zyk-3	3	250	nein	1,89	3,0
HB-SV-Zyk-4	3	200	ja	1,89	3,0

Wie bei den statischen Untersuchungen wurden drei Verbundgitterhöhen von 120, 200 und 250 mm werden ohne Dämmstoff und eine Versuchsserie mit einer lichten Verbundgitterhöhe von 200 mm mit Dämmstoff untersucht.

In Anlehnung an [4] wurden die folgenden Belastungszyklen gewählt:

- Zyklus I: 20.000 Lastwechsel mit 3 Hz und $\Delta u = 4/7 \Delta u_{max}$
- Zyklus II: 2.000 Lastwechsel mit 3 Hz und $\Delta u = 6/7 \Delta u_{max}$
- Zyklus III: 100 Lastwechsel mit 0,1 Hz und $\Delta u = 7/7 \Delta u_{max}$
 mit $\Delta u_{max} = \min \{ \alpha_t \cdot \Delta T_N \cdot L^*_{max}; W_{v,Bruch} \text{ nach Tabelle 30} \}$

Die maximale Relativverschiebung Δu_{max} der Schalenachsen wurde für die maximalen Abstände der Verbundgitter L^*_{max} und einen Temperatursprung zwischen den Schwerachsen der Vorsatz- und Innenschale von $\Delta T_N = 45 \text{ K}$ ($\alpha_t = 1,4 \cdot 10^{-5} \text{ 1/K}$) bestimmt. Nach der zyklischen Beanspruchung wurde in einem statischen Versuch die Resttragfähigkeit des Versuchskörpers unter einer Abscherbeanspruchung ermittelt.

In Abbildung 48 sind exemplarisch die Kraft-Verformungs-Kurven der einzelnen Zyklen des Prüfkörpers HB-SV-Zyk-1-1 dargestellt. Die Abnahmen der Prüfkraft im Zyklus I (20.000 Lastwechsel) und Zyklus II (2.000 Lastwechsel) sind deutlich zu erkennen. Da im Beton im Verankerungsbereich der Verbundgitter keine Risse festgestellt wurden lässt dies auf eine Schädigung des Verbundgitters schließen. Im abschließenden Zyklus III (100 Zyklen) wurde keine signifikante Abminderung der Prüfkraft festgestellt.

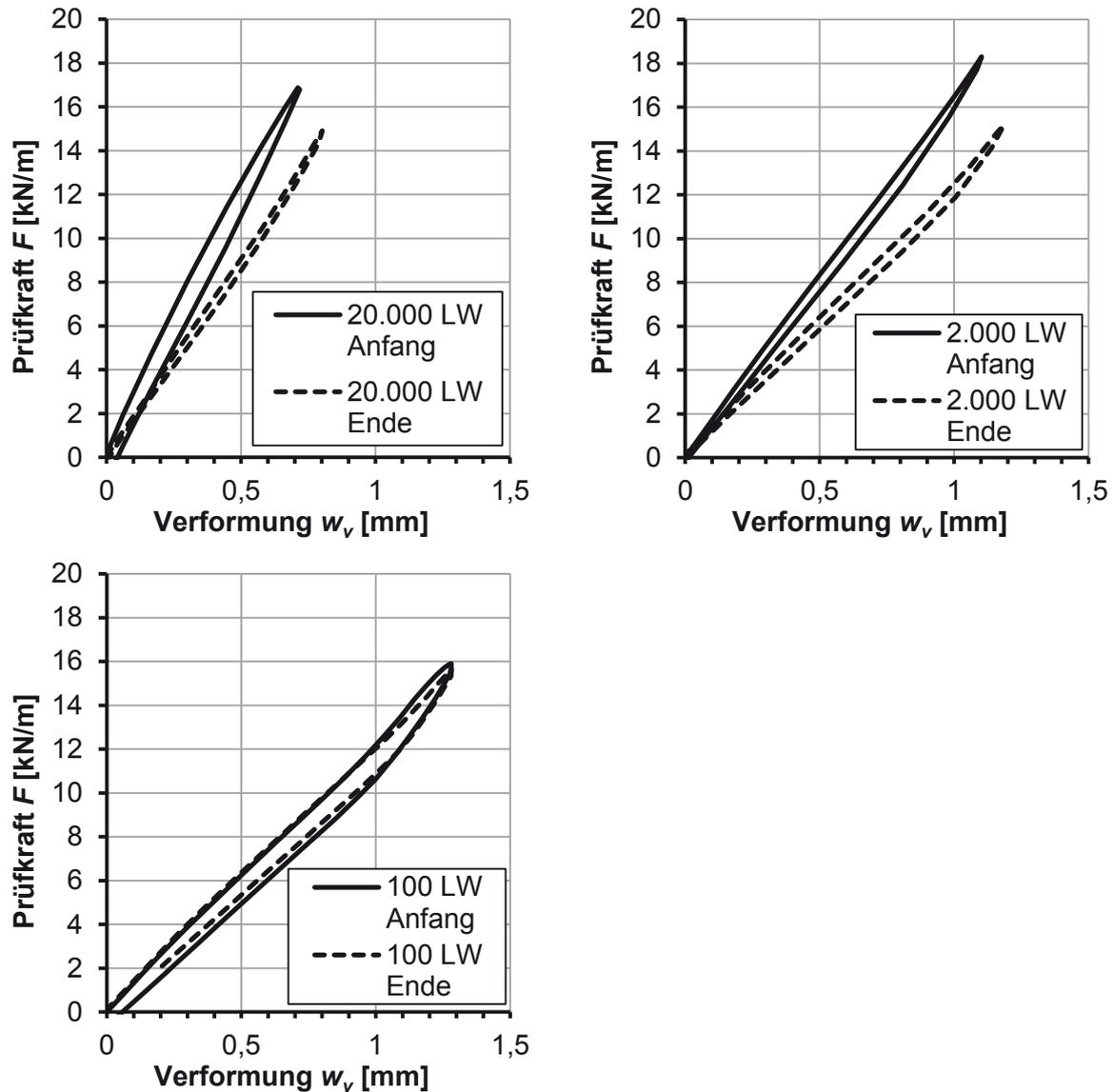


Abbildung 48: Kraft-Verformungs-Diagramme des Versuchskörpers HB-SV-Zyk-1-1

In Tabelle 43 sind die ermittelten Resttragfähigkeiten und zugehörigen Verformungen nach Abschluss der zyklischen Beanspruchung sowie die sich daraus ergebenden Mittelwerte zusammengestellt. Abbildung 49 zeigt die zugehörigen Kraft-Verformungskurven der Resttragfähigkeit des Verbundgitters nach einer zyklischen Abscherbeanspruchung.

Die Abscherversuche ohne Dämmstoff zeigten ein Stabilitätsversagen der Verbundgitter (Abbildung 50, rechts).

Tabelle 43: Resttragfähigkeit des Verbundgitters nach einer zyklischen Abscherbeanspruchung

Versuchsbezeichnung	$F_{u,Bruch}$ [kN/m]	$W_{v,Bruch}$ [mm]	Anzahl n [Stk.]	Höhe Glaslege h_k [mm]
HB-SV-Zyk-1-1	20,31	1,9	3	120
HB-SV-Zyk-1-2	20,99	2,0		
HB-SV-Zyk-1-3	19,65	2,1		
Mittelwert	20,32	2,0		
HB-SV-Zyk-2-1	11,83	2,4	3	200
HB-SV-Zyk-2-2	10,35	3,4		
HB-SV-Zyk-2-3	12,11	2,4		
Mittelwert	11,43	2,7		
HB-SV-Zyk-3-1	7,04	3,0	3	250
HB-SV-Zyk-3-2	7,83	3,1		
HB-SV-Zyk-3-3	7,33	4,9		
Mittelwert	7,40	3,6		
HB-SV-Zyk-4-1*	32,96	3,0	3	200
HB-SV-Zyk-4-2*	34,71	4,5		
HB-SV-Zyk-4-3*	35,48	4,8		
Mittelwert	34,38	4,1		

* mit Dämmstoff

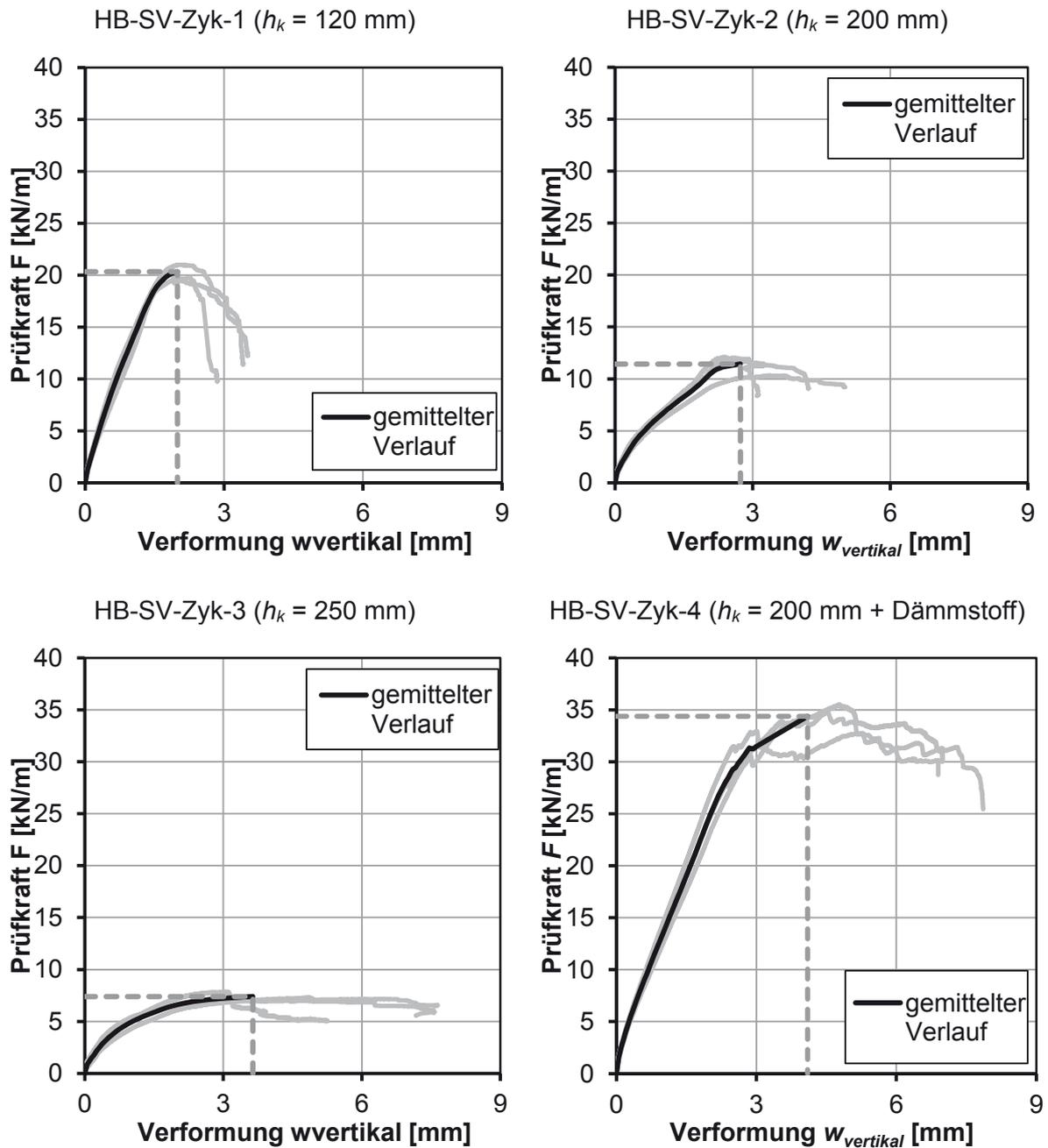


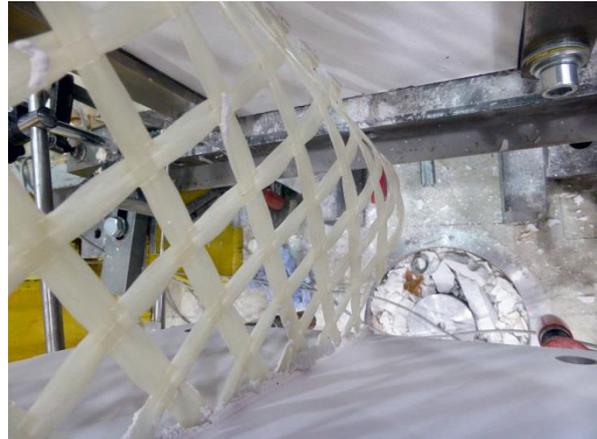
Abbildung 49: Kraft-Verformungskurven der Resttragfähigkeit der Verbundgitter nach einer zyklischen Abscherbeanspruchung

Bei den Abscherversuchen mit Dämmstoff konnte während der Versuchsdurchführung ein Ablösen des Dämmstoffes beobachtet werden. Anschließend folgte das Ausziehen des Verbundgitters aus der Innenschale. Für den Körper HB-SV-Zyk.-4-2 zeigt Abbildung 50, links exemplarisch das Ablösen des Dämmstoffes sowie den Versagensriss in der Innenschale und rechts die Länge des Verbundgitterauszugs. Die Prüfkörperinspektion hat ergeben, dass in keinem Versuchskörper ein Rovingsriss aufgetreten ist. Alle Versuchskörper mit und ohne Dämmstoff zeigten unter einer zyklischen Beanspruchung die gleichen Versagensmechanismen wie unter einer statischen Belastung. Bis auf die geringere Tragfähigkeit nach einer zyklischen Belastung sind die Last-Verformungskurven aus Abbildung 37 und Abbildung 49 ebenfalls annähernd identisch.

HB-SV-Zyk-3-3



HB-SV-Zyk-3-3



HB-SV-Zyk-4-2



HB-SV-Zyk-4-2

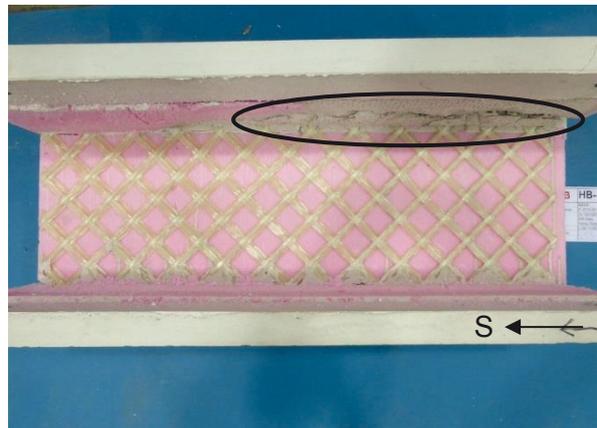


Abbildung 50: Exemplarische Bauteilversuche im Versagenszustand

Bemessungswerte für den Grenzzustand der Tragfähigkeit

In Tabelle 44 sind die statistischen Auswertungen und die sich daraus ergebenden Bemessungswerte angegeben. Bei einem Stabilitätsversagen wurde als Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_m = 1,5$ und bei einem Verankerungsversagen (Serie HB-SV-Zyk-4) $\gamma_m = 1,76$ angesetzt.

Tabelle 44: Bemessungswerte der Resttragfähigkeit für Abscheren der Verbundgitter nach einer zyklischen Abscherbeanspruchung

Prüfserie	F_x [kN/m]	n [-]	s_x [kN/m]	V_x [-]	k_n [-]	$F_{Zykl,Rk}$ [kN/m]	γ_m [-]	$F_{Zykl,Rd}$ [kN/m]
HB-SV-Zykl.-1	20,32	3	0,67	0,03 ¹⁾	1,89	16,48	1,50	10,99
HB-SV-Zykl.-2	11,43	3	0,95	0,08 ¹⁾	1,89	9,27	1,50	6,18
HB-SV-Zykl.-3	7,40	3	0,40	0,05 ¹⁾	1,89	6,00	1,50	4,00
HB-SV-Zykl.-4	34,38	3	1,29	0,04 ¹⁾	1,89	27,88	1,76	15,80

¹⁾ Der Mindestwert wird zu $V_x = 0,1$ angesetzt

Die Rovingspannungen des Verbundgitters in Tabelle 45 wurden analog zum Vorgehen nach Kapitel 5.5.2 berechnet.

Tabelle 45: Rovingspannungen der Resttragfähigkeit für Abscheren der Verbundgitter nach einer zyklischen Beanspruchung

Prüfserie	F_{Rd} [kN/m]	F_{Rov1} [kN/m]	F_{Rov2} [kN/m]	Anzahl Roving [Stk]	A_{Rov} [mm ²]	σ_{Rov1} [N/mm ²]	σ_{Rov2} [N/mm ²]
HB-SV-Zykl.-1	10,99	7,77	-7,77	32	4,62	53	-53
HB-SV-Zykl.-2	6,18	4,37	-4,37	30	4,62	32	-32
HB-SV-Zykl.-3	4,00	2,83	-2,83	28	4,62	22	-22
HB-SV-Zykl.-4	15,80	11,17	-11,17	30	4,62	81	-81

Danach ergeben sich die maximalen Rovingspannungen zu $\sigma_{Rov} = 53 \text{ N/mm}^2$ (ohne XPS-Dämmung) bzw. $\sigma_{Rov} = 81 \text{ N/mm}^2$ (mit XPS-Dämmung).

Vergleich mit den statischen Abscherversuchen

Abbildung 51 zeigt das Verhältnis der Bemessungswerte gegen Abscheren aus der Resttragfähigkeit der zyklischen Versuche im Vergleich zu den Bemessungswerten der statischen Abscherversuche nach Kapitel 5.7.2.

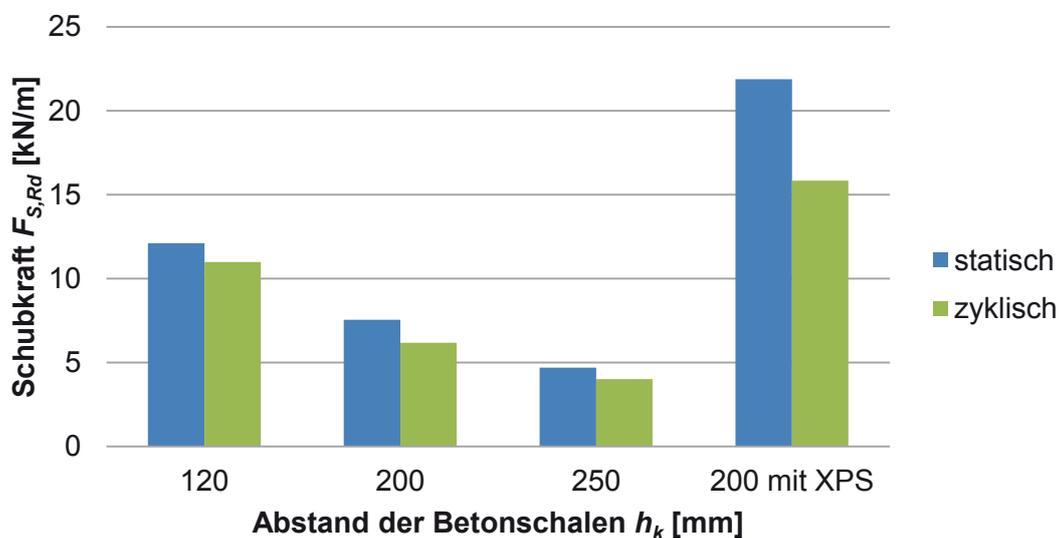


Abbildung 51: Vergleich der Bemessungswerte der Tragfähigkeit gegen Abscheren von statischen und zyklisch vorgeschädigten Versuchen

Bei allen Versuchen wurde durch eine zyklische Beanspruchung eine Abnahme der Tragfähigkeit und somit eine Schädigung der Verbundgittern ermittelt. Der Abminderungsfaktor der Bemessungswerte ergibt sich aus den Festigkeitsverlusten der zyklischen Versuche in Bezug auf die statischen Versuche nach Tabelle 46. Auf der sicheren Seite liegend wird der Faktor aufgerundet.

Tabelle 46: Bestimmung des Abminderungsfaktors

Höhe Glasgelege [mm]	Statisch [kN/m]	Zyklisch [kN/m]	Tragfähigkeitsverlust [%]	Abminderungsfaktor [%]
120	12,10	10,99	10	0,9
200	7,47	6,18	17	0,8
250	4,69	4,00	15	0,85
200 mit XPS	21,82	15,80	28	0,7

Die in Tabelle 31, Tabelle 35 und Tabelle 39 ermittelten Bemessungswerte der Tragfähigkeit sind zur Berücksichtigung der Schädigung aus der zyklischen Beanspruchung mit den in Tabelle 48 ermittelten Abminderungsfaktoren zu reduzieren. Weiterhin ändert sich die in Kapitel 5.7.2 angegebene Interpolation der Glasgelegehöhen $120 \text{ mm} < h_k < 250 \text{ mm}$ mit den angegebenen Abminderungen entsprechend Gleichung 5.

$$F_{S,Rd} = 10,89 + \frac{3,99 - 10,89}{250 - 120} \cdot (h_k - 120) = 17,26 - 5,31 \cdot 10^{-2} \cdot h_k \quad (\text{Gl. 5})$$

5.8 Transportankerversuche

5.8.1 Versuchsaufbau – Versuchsmatrix – Versuchsergebnisse

Neben der Tragfähigkeit im Endzustand sind auch die Transport- und Montagezustände der Sandwichelemente zu beachten. Für den Transport der gefertigten Elemente wurden die zwei Transportankertypen gemäß Kapitel 4.4 auf ihre Tragfähigkeit geprüft. Dies erfolgte an vier Versuchskörpern je Ankertyp, deren Tragkraft unter einem Winkel von 5° ermittelt wurde. Der Winkel von 5° stellt den ungünstigsten Beanspruchungsfall beim Abheben der Elemente vom Schaltisch dar. Aus fertigungstechnischen Gründen wurden die Versuchskörper mit Mineralwolle hergestellt. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 52 zu sehen. Die Versuchsmatrix ist in Tabelle 47 dargestellt.

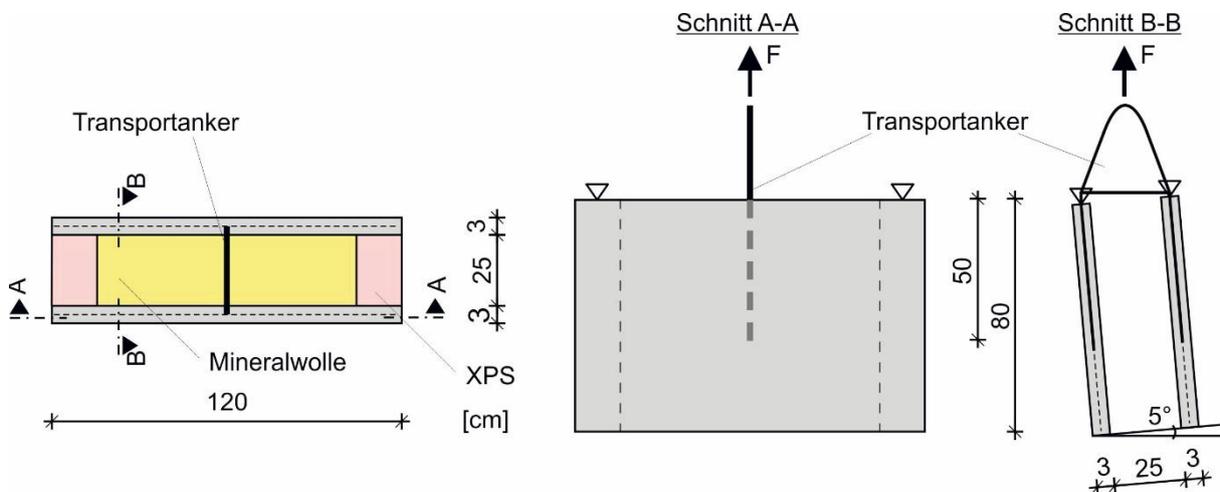


Abbildung 52: Versuchsaufbau zur Ermittlung der Transportankertragfähigkeit

Tabelle 47: Versuchsmatrix der Transportankerversuche

Serie	Anzahl	Höhe Glasgelege [mm]	Dämmung	Ankertyp
HB-AV-1	4	200	Mineralwolle	Transportgurt
HB-AV-2	4	200	Mineralwolle	Gewindeanker

In Tabelle 48 sind die ermittelten Bruchlasten und zugehörigen Verformungen sowie die sich daraus ergebenden Mittelwerte der Transportankerversuche zusammengestellt. Abbildung 53 zeigt die zugehörigen Kraft-Verformungskurven.

Tabelle 48: Versuchsergebnisse zur Zugtragfähigkeit der Transportanker

Versuchsbezeichnung	$F_{u,Bruch}$ [kN/m]	$w_{v,Bruch}$ [mm]	Anzahl n [Stk.]	Höhe Glasgelege h_k [mm]
HB-AV-1-1	19,84	42,1	4	200
HB-AV-1-2	23,89	59,1		
HB-AV-1-3	28,07	69,3		
HB-AV-1-4	22,89	40,7		
Mittelwert	23,67	52,8		
HB-AV-2-1	74,23	33,4	4	200
HB-AV-2-2	50,08	12,4		
HB-AV-2-3	50,34	11,6		
HB-AV-2-4	50,27	11,3		
Mittelwert	56,23	17,2		

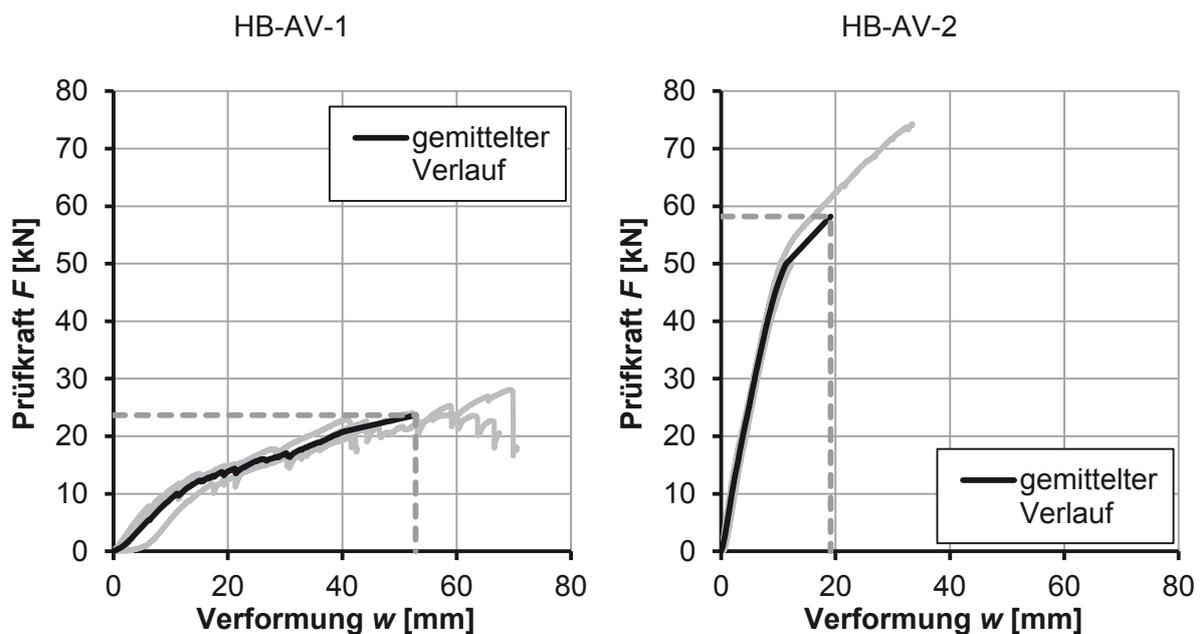


Abbildung 53: Kraft-Verformungskurven der Transportankerversuche

Alle Versuchskörper der Serie HB-AV-1 (Transportgurtanker) versagten durch ein Betonversagen als Folge einer großen Dehnung der Transportgurte gemäß Abbildung 54, oben. Für den Probekörper HB-AV-1-2 wurde eine Längenänderung des Transportbandes von 8 cm bzw. 4 cm gemessen. Für die Versuchsserie HB-AV-2 (Hülsenanker) konnte nur ein Prüfkörper bis zum Bruch belastet werden. Die Traverse verformte sich bei diesem Prüfkörper, sodass die weiteren Prüfungen bei einer Last von ca. 50 kN abgebrochen wurden. Das Versagen stellte sich beim Versuchskörper HB-AV-2-1 gemäß Abbildung 54 unten infolge Ausbrechen der Gewindestange ein.

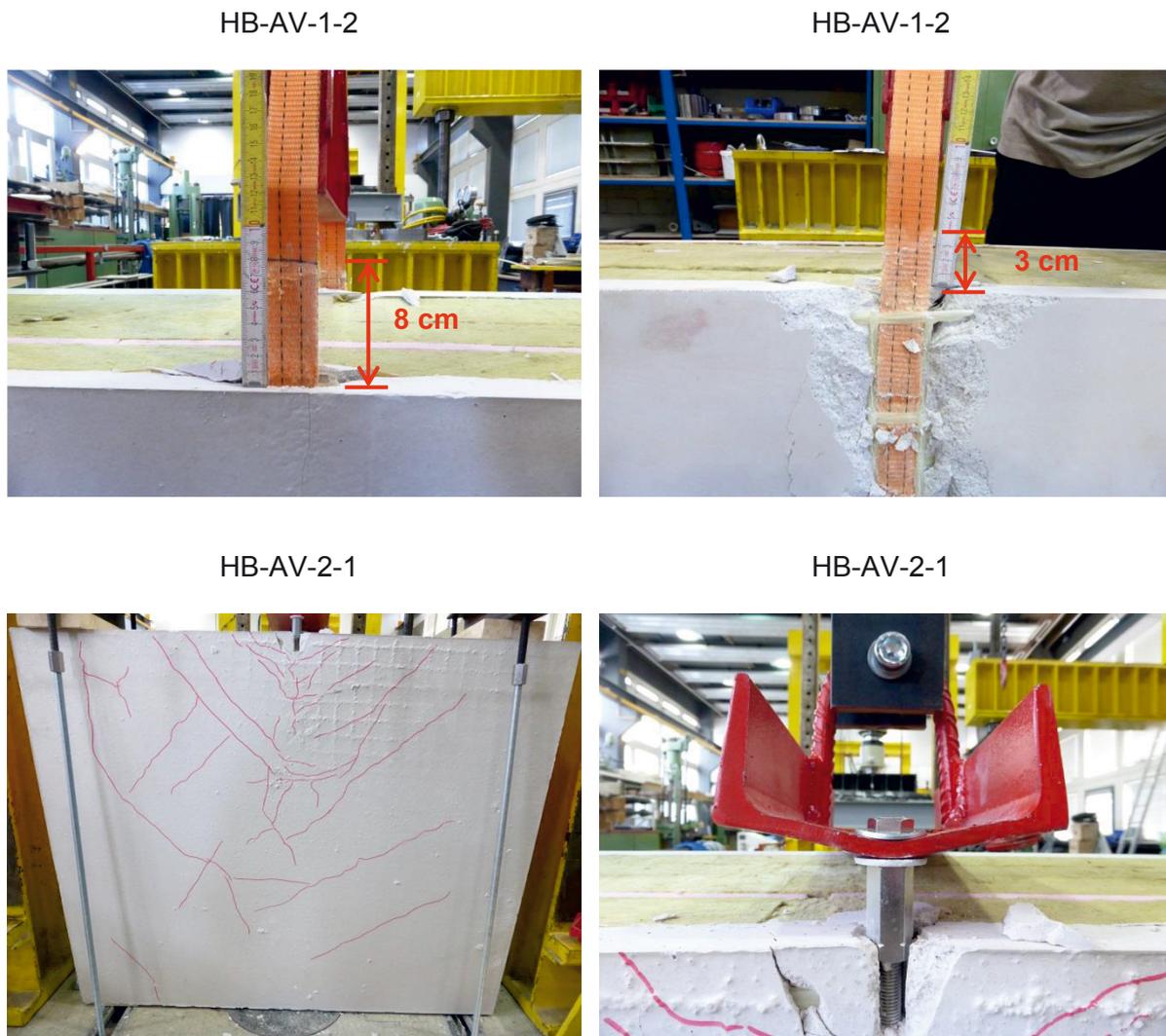


Abbildung 54: Versagenszustand exemplarischer Transportankerversuche

5.8.2 Bemessungswerte für den Grenzzustand der Tragfähigkeit

In Tabelle 39 sind die statistischen Auswertungen nach Kapitel 5.2 und die sich daraus ergebenden Bemessungswerte angegeben. Nach [15] wurde der Teilsicherheitsbeiwert für den Bemessungswert mit $\gamma_m = 3,0$ angesetzt. Die Bruchkraft des Gewindeankers konnte aufgrund zu starker Verformungen der Traverse nur für einen Versuchskörper mit einer Prüfkraft von $F_u = 74$ kN ermittelt werden. Weitere drei der vier Versuchskörper wurden bei einer Last von

$F_u = 50$ kN abgebrochen. Auf Grundlage des Grubbs-Ausreißertests fällt der zu Bruch gefahrene Versuchskörper durch die große Abweichung vom Mittelwert aus der Auswertung heraus. Der herausgefallene Versuchskörper zeigt durch die hohe Bruchkraft das Potential des Transportankers.

Tabelle 49: Bemessungswerte für das Verbundgitter unter einer kombinierten Druck-Ab-scherbeanspruchung

Prüfserie	F_x [kN/m]	n [-]	s_x [kN/m]	V_x [-]	k_n [-]	$F_{AV,Rk}$ [kN/m]	γ_m [-]	$F_{AV,Rd}$ [kN/m]
HB-AV-1	23,67	4	3,40	0,14	1,83	17,45	3,0	5,82
HB-AV-2	50,23	3	0,13	0,00 ¹⁾	1,89	40,74	3,0	13,58

¹⁾ Der Mindestwert wird zu $V_x = 0,1$ angesetzt

Ein Element mit einer Größe von 4 x 6 m hat ein Gewicht von ca. 3,5 Tonnen, dies entspricht einer einwirkenden Gesamtkraft für alle Anker von 33,9 kN. Damit beträgt die einwirkende Ankerkraft für einen Transportgurt (Ankertyp 1) bzw. zwei Ankerhülsen (Ankertyp 2) $F_{AV,Ed} = 33,9/2 \times 1,35 = 22,9$ kN. Die obigen Bemessungswerte zeigen, dass beide Transportankertypen diesen Mindestwert nicht einhalten. Dem Projekt anschließend werden die Versuche mit Ankerhülsen mit einer stärkeren Traverse wiederholt. Nach Versuch HB-AV-2-1 sollten die Ankerhülsen das benötigte Gewicht aufnehmen können. Aus zeitlichen Gründen wurden die Versuche nicht mehr im Rahmen des Projektes durchgeführt.

5.9 Großkörperversuche

5.9.1 Versuchsaufbau – Versuchsmatrix – Versuchsergebnisse

Zur Beurteilung des globalen Trag- und Verformungsverhaltens der Sandwichelemente wurden Vier-Punkt-Biegeversuchen an 4,1 m langen Sandwich-Plattenstreifen gemäß Abbildung 55 durchgeführt. Die Ergebnisse wurden auch zur Kalibrierung der FE-Modelle genutzt. Die Breite der Prüfkörper variiert dabei zwischen 0,3 m und 1,2 m. Die Versuchsmatrix ist in Tabelle 50 zusammengestellt. Aus produktionstechnischen Gründen konnten nur Versuchskörper mit Dämmstoff hergestellt werden. Zur Erfassung des Dämmstoffeinflusses wurden deshalb auch Prüfkörper mit einem druckweichen Dämmstoff (Mineralwolle) untersucht. Dieser beeinflusst die Bruchlast nur gering und ist bei der späteren Produktion der Sandwichelemente die weichste Dämmung.

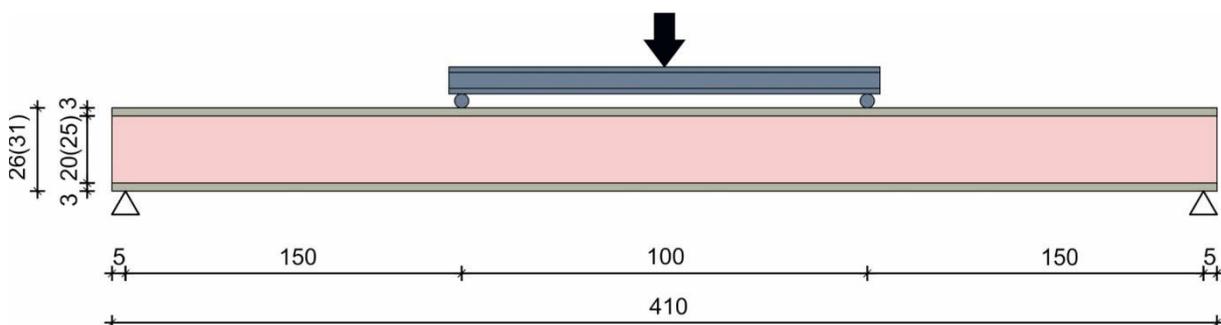


Abbildung 55: Versuchsaufbau zur Ermittlung der Biegetragfähigkeit der Sandwichelemente

Tabelle 50: Versuchsmatrix der Großkörperversuche

Probekörper	Breite [mm]	Höhe Glasgelege [mm]	Verbundgitteranzahl [-]	Verbundgitterabstand [mm]	Dämmmaterial
HB-GK-1	300	250	1	-	Mineralwolle
HB-GK-2	600	250	2	300	Mineralwolle
HB-GK-3	1200	250	2	600	Mineralwolle
HB-GK-4	1200	200	1	-	Mineralwolle
HB-GK-5	1200	200	2	600	Mineralwolle
HB-GK-6	1200	200	1	-	XPS
HB-GK-7	1200	200	2	600	XPS

Die Bauteilwiderstände werden durch eine statistische Auswertung der Versuchsergebnisse nach Kapitel 5.2 ermittelt. Dabei sind zwei Grenzzustände zu unterscheiden. Während beim Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (GZG) das charakteristische Erstriss-Biegemoment $m_{Rk,Erstriss}$ betrachtet wird, wird beim Grenzzustand der Tragfähigkeit (GZT) das Bemessungsbruchmoment m_{Rd} maßgebend.

In Tabelle 51 sind die ermittelten Erstriss- und Bruchmomente sowie die maximalen Verformungen in Feldmitte zusammengestellt. Für den Versuchskörper HB-GK-1 konnte kein Erstriss gemessen werden. Die Prüfmaschine hat den Versuchskörper vor Versuchsstart durch eine automatische Abschaltfunktion belastet. Im Abschaltvorgang fährt die Prüfmaschine in den Nullzustand zurück, wodurch der Prüfkörper für kurze Zeit mit ca. 5 kN belastet wurde. Da die Bruchlast von HB-GK-1 der halben Bruchlast von HB-GK-2 entspricht kann angenommen werden, dass die Vorbelastung keine Auswirkungen auf die maximale Bruchlast hatte. Der Prüfkörper HB-GK-2 entspricht zwei Prüfkörpern HB-GK-1.

Tabelle 51: Versuchsergebnisse der Großkörperversuche

Probekörper	Maximale Prüfkraft F_{max} [kN]	m_{Riss} [kNm/m]	$m_{u,max}$ [kNm/m]	$w_{v,Bruch}$ [mm]
HB-GK-1	7,75	-	19,39	31,62
HB-GK-2	16,99	14,38	21,24	62,99
HB-GK-3	17,09	6,58	10,68	45,85
HB-GK-4	8,83	3,98	5,52	19,42
HB-GK-5	19,43	7,45	12,14	24,28
HB-GK-6	16,15	9,74	10,09	18,73
HB-GK-7	34,13	7,53	21,33	71,75

Die maximalen Prüfkraft F_{max} sind in Abbildung 56 als Balkendiagramm aufgetragen. Es wird ersichtlich, dass bei doppelter Verbundgitteranzahl die Prüfkraft entsprechend ansteigt. Dies ist unabhängig von der Prüfkörperbreite und dem eingesetzten Dämmstoff. Weiterhin ist an den Prüfkörpern HB-GK-2 und HB-GK-3 zu erkennen, dass der Verbundgitterabstand keinen

Einfluss auf die Tragfähigkeit der Verbundgitter besitzt. Prüfkörper mit einem tragfähigen Dämmstoff weisen eine um 75-80 % größere Tragfähigkeit im Vergleich zu Prüfkörpern ohne tragfähigen Dämmstoff auf.

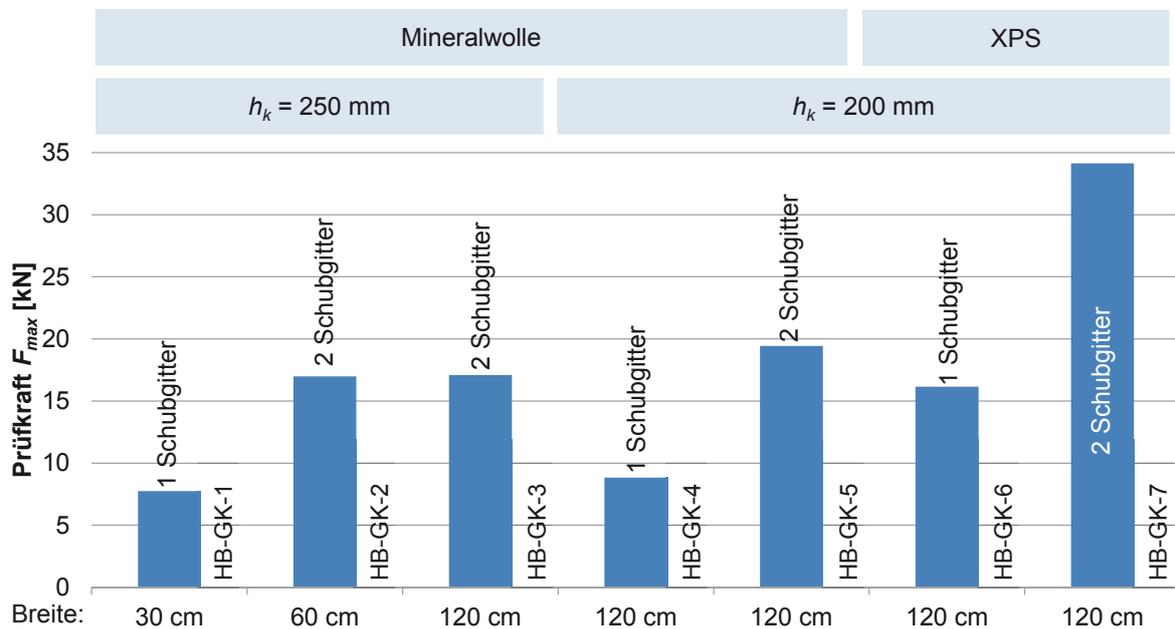


Abbildung 56: Vergleich der maximalen Prüfkraften der Großkörperversuche

Abbildung 57 zeigt beispielhaft zwei Momenten-Verformungskurven. Weitere Diagramme sind in Anhang A zu finden. Dargestellt sind jeweils die maximalen Biegemomente und die zugehörigen Verformungen in Feldmitte.

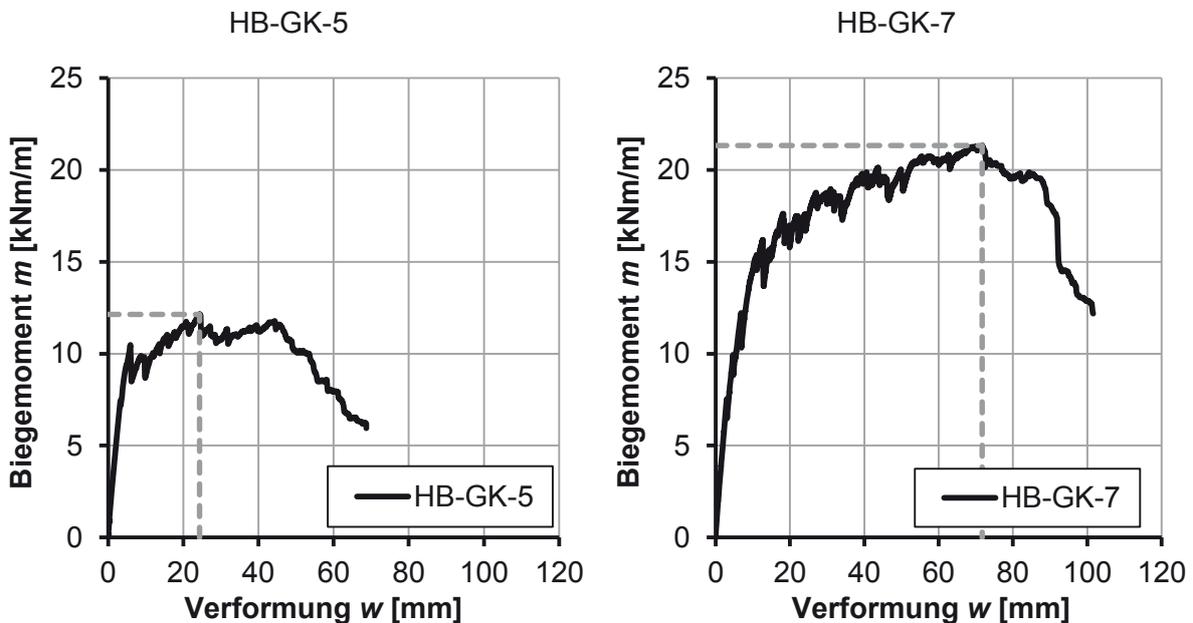
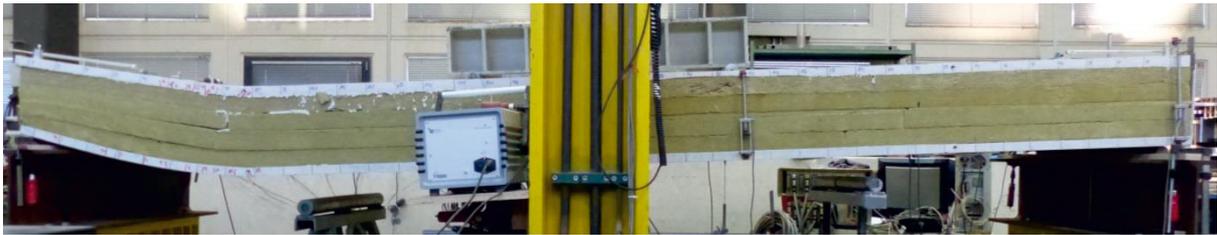


Abbildung 57: Ausgewählte Momenten-Verformungskurven der Großkörperversuche

Ausgewählte Bilder im Versagenszustand sind in Abbildung 59 zusammengestellt.

HB-GK-3



HB-GK-3: linkes Auflager, rechtes
Verbundgitter

HB-GK-3: linkes Auflager

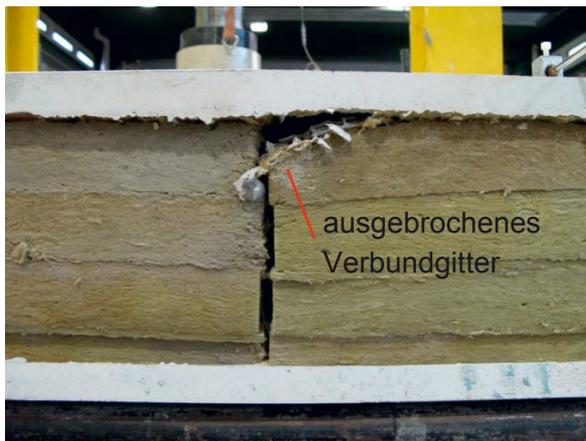


Abbildung 58: Bruchzustand exemplarischer Großkörperversuche mit weichem Dämmstoff

Alle Versuchskörper mit Mineralwolldämmung versagten infolge eines Stabilitätsversagens der Verbundgitter im Auflagerbereich. Ein exemplarisches Versagen der Prüfkörper ist in Abbildung 58 (oben) dargestellt. Deutlich zu erkennen sind die unter der Belastung gebrochenen Rovings, Abbildung 58 (unten rechts). Nach dem Bruch fiel die Last bei zunehmender Verformung nur langsam ab. Durch die zunehmende Verformung stieg die Relativverschiebung der beiden Schalen, was ein Ausbrechen der Verbundgitter aus dem Beton zur Folge hatte (Abbildung 58, unten links).

Die Versuchskörper mit druckfestem Dämmstoff versagten alle durch das Ausbrechen der Verbundgitter aus dem Beton. Dies beginnt mit einem lokalen Ablösen des Dämmstoffs vom Beton (Abbildung 59, oben). Dies zeichnet sich bei den Kraft-Verformungskurven der Versuchskörper HB-GK-7 in Abbildung 57 durch die Kraftabfälle vor Erreichen der Bruchkraft ab. Nach dem Herauslösen des Dämmstoffes wurden die Ausbruchstellen sichtbar (Abbildung 59, unten rechts). Weiterhin konnten vereinzelt gebrochene Rovings im Auflagerbereich festgestellt werden. Der Versuchskörper HB-GK-6 wurde an der Bruchstelle aufgeschnitten, um die Lage der Rovings zu beurteilen (Abbildung 59, unten links). Alle Rovings lagen, mit geringen Abweichungen im Toleranzbereich, an den vorgesehenen Stellen.

HB-GK-7



HB-GK-6: linkes Auflager, Schnitt durch die Bruchstelle

HB-GK-6: linkes Auflager, Rückseite

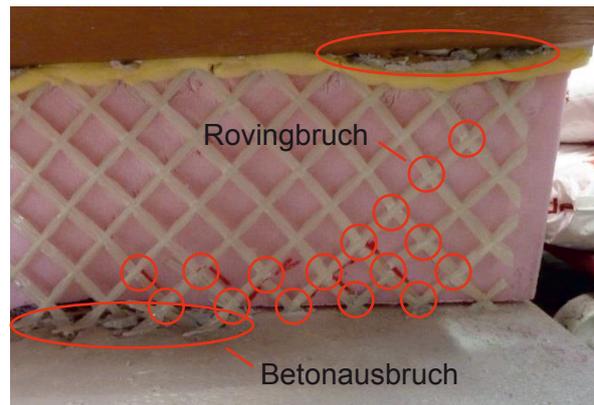


Abbildung 59: Bruchzustand exemplarischer Großkörperversuche mit druckfestem Dämmstoff

5.9.2 Bemessungswerte für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit und der Tragfähigkeit

In Tabelle 39 sind die statistischen Auswertungen mit den sich ergebenden Bemessungswerten angegeben. Nach Kapitel 5.5 bzw. 5.6 wurde als Teilsicherheitsbeiwert für Betonversagen $\gamma_m = 1,76$ und für Stabilitätsversagen der Verbundgitter $\gamma_m = 1,5$ angesetzt.

Tabelle 52: Bemessungswerte für das Erstrissmoment der Großkörperversuche

Prüfserie	m_x [kNm/m]	n [-]	s_x [kNm/m]	$V_x^{1)}$ [-]	k_n [-]	m_{RK} [kNm/m]
HB-GK-1	-	1	-	0,10	2,31	-
HB-GK-2	14,38	1	-	0,10	2,31	11,06
HB-GK-3	6,58	1	-	0,10	2,31	5,06
HB-GK-4	3,98	1	-	0,10	2,31	3,06
HB-GK-5	7,45	1	-	0,10	2,31	5,73
HB-GK-6	9,74	1	-	0,10	2,31	7,49
HB-GK-7	7,53	1	-	0,10	2,31	5,79

¹⁾ Der Mindestwert wird zu $V_x = 0,1$ angesetzt²¹,

Tabelle 53: Bemessungswerte für die Biegetragfähigkeit der Großkörperversuche

Prüfserie	m_x [kNm/m]	n [-]	s_x [kNm/m]	$V_x^{1)}$ [-]	k_n [-]	m_{Rk} [kNm/m]	γ_m [-]	m_{Rd} [kNm/m]
HB-GK-1	19,39	1	-	0,10	2,31	14,91	1,50	9,94
HB-GK-2	21,24	1	-	0,10	2,31	16,33	1,50	10,89
HB-GK-3	10,68	1	-	0,10	2,31	8,22	1,50	5,48
HB-GK-4	5,52	1	-	0,10	2,31	4,24	1,50	2,83
HB-GK-5	12,14	1	-	0,10	2,31	9,34	1,50	6,22
HB-GK-6	10,09	1	-	0,10	2,31	7,76	1,76	4,40
HB-GK-7	21,33	1	-	0,10	2,31	16,40	1,76	9,29

¹⁾ Der Mindestwert wird zu $V_x = 0,1$ angesetzt

5.10 Bestimmung von Materialkennwerten

5.10.1 Kennwertbestimmung des Dämmstoffes

Die Kennwerte des unter Kapitel 3.2 gewählten XPS-Dämmstoffes Austrotherm XPS TOP P GK wurden am Institut für Bauforschung der RWTH Aachen untersucht. Dazu gehörte die Bestimmung der Druckfestigkeit. Diese wurde an fünf Probekörpern mit den Abmessungen 100 mm x 100 mm x Dämmstoffdicke in Anlehnung an die DIN EN 826 [16] ermittelt. Die Probekörper wurden dafür gemäß Abbildung 60 senkrecht zur Plattenebene herausgeschnitten und anschließend belastet. Die Druckfestigkeit wurde über einen weggeregelten Druckversuch mit einer Verformungsgeschwindigkeit von 16 mm/min ermittelt. Die Verformungen wurden über den Traversenweg der Prüfmaschine unter Berücksichtigung der Verformungen zu Versuchsbeginn infolge der Lasteinleitung bestimmt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 54 aufgeführt.

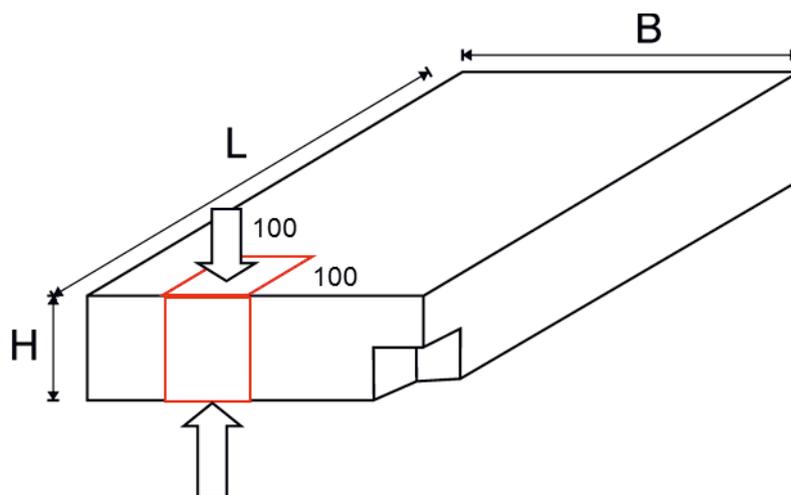


Abbildung 60: Probekörpergeometrie zur Ermittlung der Druckfestigkeit des Dämmstoffes

Analog zur Druckfestigkeit wurde die Zugfestigkeit des Dämmstoffes bestimmt. Dafür wurden fünf 100 mm x 100 mm große Probekörper senkrecht zur Plattenebene herausgeschnitten (Abbildung 61). Die Prüfung erfolgte anschließend nach DIN EN 1607 [17]. Die Bestimmung der Zugfestigkeit wurde als weggeregelter Zugversuch mit einer Verformungsgeschwindigkeit

von 10 mm/min durchgeführt. Die Verbindung zwischen Prüfmaschine und Probe erfolgte über 20 mm dicke, gelenkig angeschlossene Stahlplatten, die mittels Epoxidharz mit der Probe verbunden waren. Die Verformungen wurde mittels vier externer Wegaufnehmer mit einem Nennmessweg von 1000 µm erfasst. Die Ergebnisse sind in Tabelle 54 dokumentiert.

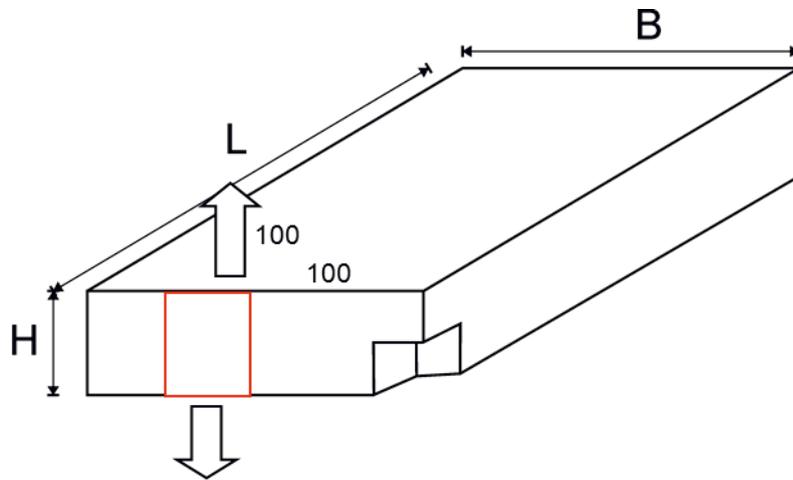


Abbildung 61: Probekörpergeometrie des Dämmstoffes für die Zugfestigkeitsprüfung

Die Scherfestigkeit wurde nach DIN EN 12090 [18] bestimmt. Die Prüfung erfolgte gemäß Abbildung 62 an insgesamt sechs Probekörpern mit den Abmessungen 100 mm x 200 mm x Dämmstoffdicke. mit einer Verformungsgeschwindigkeit von 3 mm/min. Die Verformungen erfolgte wurden über den Traversenweg der Prüfmaschine unter Berücksichtigung der Verformungen zu Versuchsbeginn infolge der Lasteinleitung erfasst. Die Ergebnisse sind in Tabelle 54 zusammengestellt.

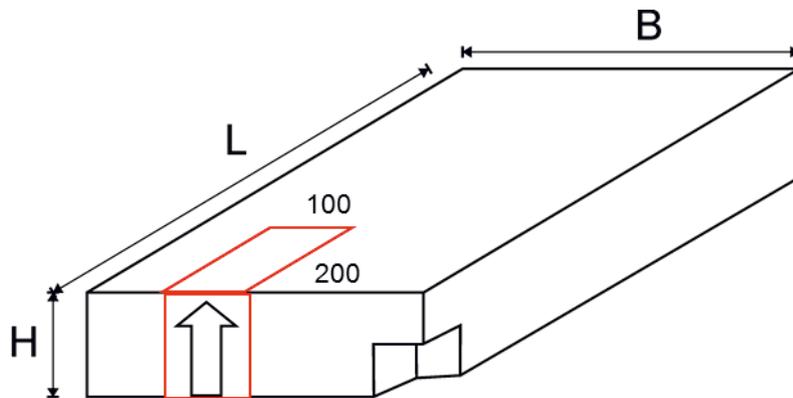


Abbildung 62: Probekörpergeometrie des Dämmstoffes für die Schubfestigkeitsprüfung

Tabelle 54: Ergebnisse der Dämmstoffuntersuchungen

Prüfserie	σ_x [N/mm ²]	n [-]	s_x [N/mm ²]	V_x [-]
Druckfestigkeit	0,482	5	0,017	0,04
Zugfestigkeit	0,350	5	0,095	0,27
Schubfestigkeit	0,071	6(3) ¹⁾	0,013	0,18

¹⁾ 3 Einzelprüfungen

Die Versuche zeigen, dass der XPS-Dämmstoff Austrotherm XPS TOP P GK eine deutlich höhere Leistungsfähigkeit hinsichtlich der Tragfähigkeit im Vergleich zu den Herstellerangaben hat. Dieser gibt die Druckfestigkeit zu $0,3 \text{ N/mm}^2$ an. Weiterhin war festzustellen, dass die Zug- und Schubversuche stark streuen. Die Varianz lag für Zugversuche bei 27%, für Schubversuche bei 18%. Dauerhaftigkeitsuntersuchungen an kleinformatischen Sandwichelementen

Die Dauerhaftigkeit der Sandwichelemente wurde über die Haftzugfestigkeit vor und nach einer beschleunigten Alterung an kleinformatischen Sandwichelementen untersucht. Die Probekörper hatten eine Grundfläche von $100 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$ und eine Höhe von 240 mm . Die Höhe entspricht dabei der Dämmstoffdicke und einer beidseitig aufgetragenen Betondeckfläche von jeweils 20 mm . Für die Deckschicht wurde der unter Kapitel 3.1 gewählte Beton verwendet. Beispielhaft ist in Abbildung 63 links ein kleinformatives Sandwichelement zu sehen.

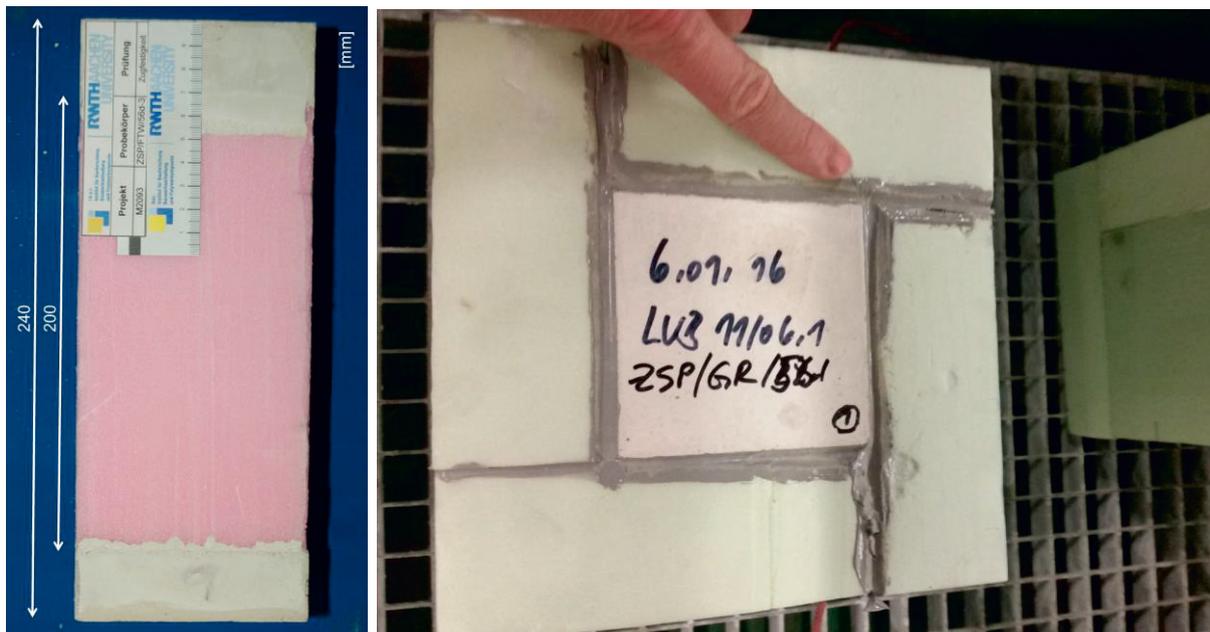


Abbildung 63: Links: kleinformative Sandwichelemente; rechts: Abdichtung der kleinformatischen Sandwichprobekörper (eine freie Betonoberfläche)

Die beschleunigte Alterung wurde durch eine Wasserlagerung der Probekörper bei 50°C über eine Dauer von 28 und 56 Tagen an je drei kleinformatischen Sandwichelementen simuliert. Der Probekörper wurde abgedichtet, sodass nur eine freie Betonoberfläche mit dem Wasser Kontakt hatte. Damit wurde ein einaxialer Wassertransport durch den Beton sichergestellt.

Weiterhin wurden fünf kleinformative Sandwichelemente für eine Dauer von 28 und 56 Tagen mit einem Bewitterungszyklus nach Abbildung 64 gemäß DIN EN 13687-3 [19] auf Frost-Tau-Wechsel nach der Instandsetzungs-Richtlinie [9] belastet. Die Dauer eines Zyklus beträgt 24 Stunden.

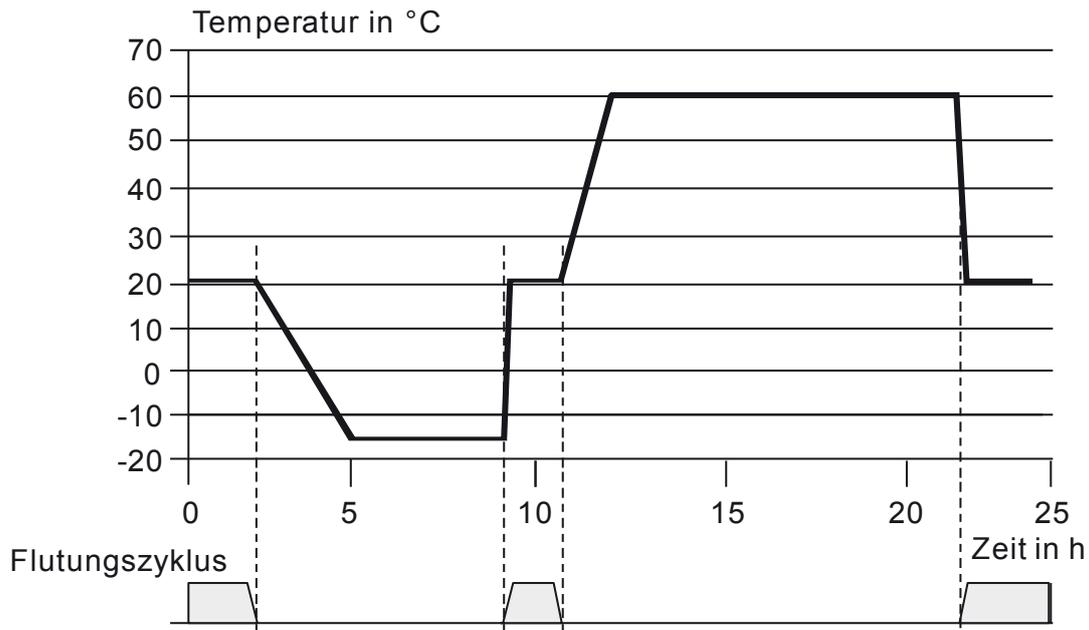


Abbildung 64: Frost-Tau-Wechsel Zyklus nach DIN EN 13687-3 [19]

Wie auch bei der Wasserlagerung wurden die Probekörper gemäß Abbildung 63 (rechts) abgedichtet, sodass nur eine freie Betonoberfläche belastet wurde. Drei kleinformatische Sandwichelemente wurden mit einer Gewitterregenbeanspruchung nach der Instandsetzungs-Richtlinie mit dem Zyklus aus DIN EN 13687-2 [20] belastet. Die Belastung erfolgte über 28 bzw. 56 Tage mit 20 Zyklen à 12 Stunden.

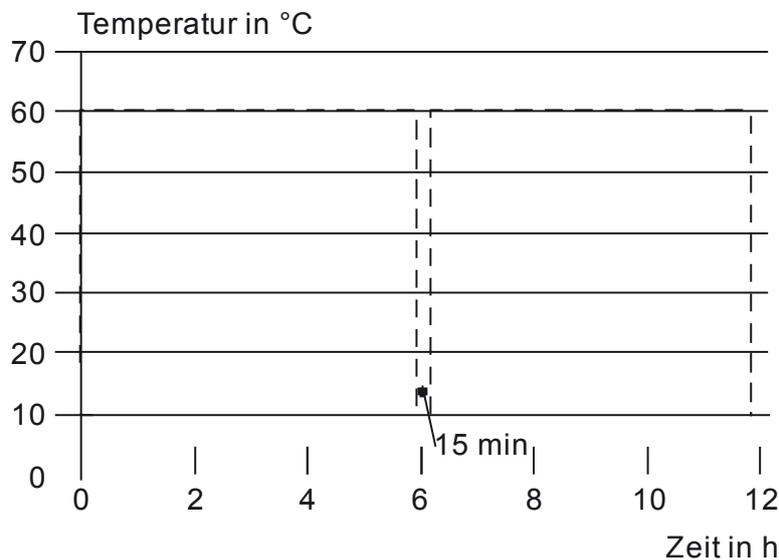


Abbildung 65: Gewitterregenbeanspruchung Zyklus nach DIN EN 13687-2 [20]

Die Ergebnisse zeigt Tabelle 55. Der Referenzwert wurde an einem nicht bewitterten Prüfkörper ermittelt. Die Abmessungen des Prüfkörpers sind mit den bewitterten Proben identisch. Die Probekörper versagten alle durch ein Kohäsionsversagen zwischen einer der Betonschalen und dem Dämmstoff. Das Versagen ist exemplarisch in Abbildung 66 dargestellt.

Tabelle 55: Haftzugfestigkeit der kleinformatischen Sandwichelemente

Bewitterung	n	Prüfalter d	σ_x	s_x	V_x
	[-]	[Tage]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[-]
Referenz	3	-	0,407	0,026	0,06
50°C / 100% rel. Luftfeuchte	3	28	0,382	0,047	0,12
		56	0,422	0,030	0,07
Gewitterregen	3	28	0,308	0,016	0,05
		56	0,287	0,046	0,16
Frost-Tau-Wechsel	2 ¹⁾	28	0,273	0,036	0,13
	3	56	0,334	0,020	0,06

¹⁾ Fehler während der Prüfung → n = 2



Abbildung 66: Versagensbilder der Dauerhaftigkeitsuntersuchungen an kleinformatischen Sandwichelementen

Durch die in Tabelle 55 aufgeführten Spannungen ist erkennbar, dass die Haftzugfestigkeit zwischen Beton und Dämmstoff bei steigendem Feuchtigkeitsgehalt abnimmt. Einzig die Ergebnisse bei 100% rel. Luftfeuchtigkeit übersteigen den Referenzwert der unbewitterten Probekörper.

5.10.2 Zugfestigkeit und E-Modul von getränkten AR-Glas Rovings

Die Prüfungen dieses Kapitels erfolgten am ibac im Zuge der allgemeinen bauaufsichtlichen Zustimmung „solidian Sandwichwand“ (Z-71.3-39) und wurden diesem Projekt in Absprache mit der Firma solidian GmbH ergänzend zur Verfügung gestellt. Die Bestimmung der Zugfestigkeit an getränkten AR-Glas Rovings erfolgte in einem ein-axialen Zugversuch in Anlehnung an ISO 3341 [21]. Dabei wurde die textile Bewehrung an den jeweiligen Enden gemäß Abbildung 67 links in eine Hülse ($\varnothing_{innen} = 22 \text{ mm}$, $H = 75 \text{ mm}$) eingeklebt. Die Verwendung der in Abbildung 67 rechts dargestellten Halterung ermöglicht eine Einspannung der getränkten Rovings ohne direkte Querpressung im Verankerungsbereich. Als Verankerungsharz wurde ein temperaturstabilisiertes 2-Komponenten-Epoxidharz verwendet, sodass kein Schlupf bis ca. 100 °C in der Verankerung auftritt.

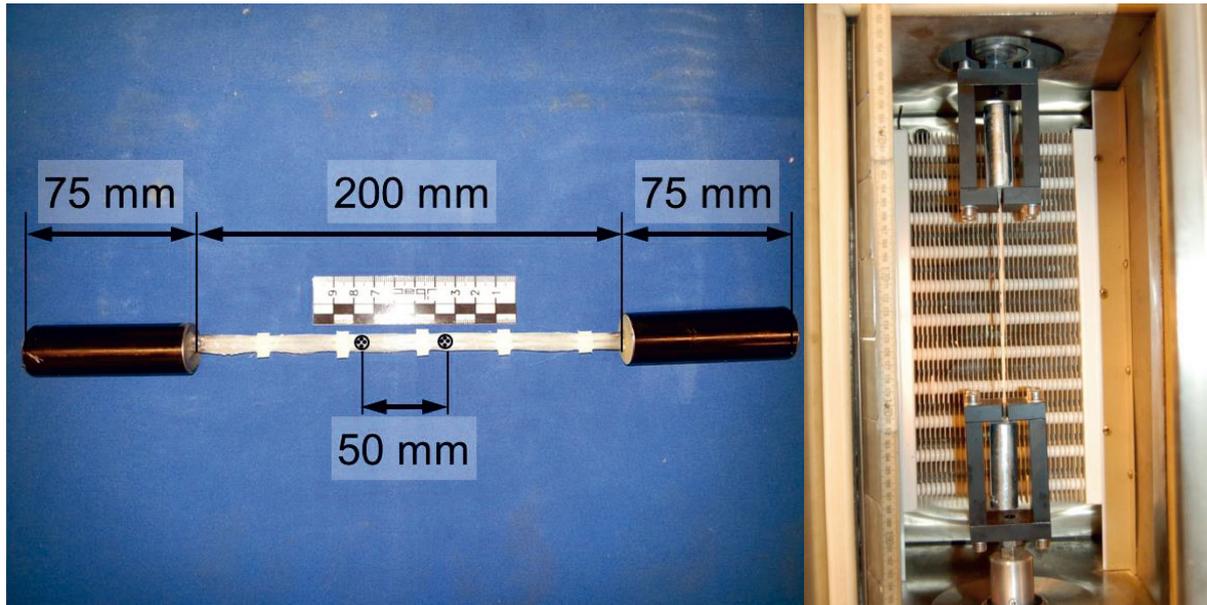


Abbildung 67: Versuchsaufbau zur Ermittlung der Zugtragfähigkeit der Bewehrung; vorbereiteter Probekörper (links); eingebauter Probekörper (rechts)

Die Gesamtlänge der Proben betrug 350 mm. Die Proben wurden mit einer freien Länge von 200 mm geprüft. Der Versuch wurde als weggeregelter Prüfung mit einer konstanten Verformung von 2 mm/min durchgeführt. Die Vorbelastung betrug 50 N. Die Erfassung der Verformung erfolgte mittels eines optischen Messsystems (i-View der Fa. GOM), bei dem mit einem Zwei-Kamera-System die Verschiebungen zweier aufgeklebter Messpunkte mit einem Abstand von ca. 50 mm zueinander erfasst werden. Aus den gemessenen Verschiebungen und dem bekannten Abstand der Messpunkte wurden Dehnungen errechnet. Zur Berechnung der Textilspannung wurde eine Querschnittsfläche von 4,62 mm² vom Textilhersteller vorgegeben. Der E-Modul wurde im linearen Bereich der Zug-Spannungs-Dehnungs-Linie bestimmt. Die Ergebnisse für 20°C sind in Tabelle 56 dargestellt.

Tabelle 56: Zugfestigkeit und E-Modul des AR-Glastextils bei einer Temperatur von 20°C

Temperatur [°C]	Textilrichtung	σ_{max} [N/mm ²]	s_x [N/mm ²]	V_x [-]	E_m [N/mm ²]	s_x [N/mm ²]	V_x [-]
20	Schuss (90°)	1340	100	0,07	65200	5900	0,09
	Kett (0°)	1400	140	0,10	73400	5100	0,07

Die Temperatureinflüsse auf die Zugfestigkeit wurden an jeweils zehn getränkten AR-Glas Rovings untersucht. Mit der Untersuchung wurden die Zugfestigkeit und der E-Modul des Textils bei -20°C, 0°C, 40°C, 60°C und 80°C bestimmt. Die Ergebnisse sind Tabelle 57 zu entnehmen.

Tabelle 57: Einfluss einer Temperaturbeanspruchung auf die Zugfestigkeit und den E-Modul des AR-Glastextils

Temperatur [°C]	Textilrichtung	σ_{max} [N/mm ²]	s_x [N/mm ²]	V_x [-]	E_m [N/mm ²]	s_x [N/mm ²]	V_x [-]
-20	Schuss (90°)	1570	110	0,07	67700	6300	0,09
	Kett (0°)	1570	170	0,11	68200	9200	0,13
0	Schuss (90°)	1460	120	0,08	67600	6900	0,10
	Kett (0°)	1440	220	0,15	79200	8300	0,10
40	Schuss (90°)	1320	72	0,05	68800	5560	0,08
	Kett (0°)	1360	170	0,13	69500	5700	0,08
60	Schuss (90°)	1160	110	0,09	69100	4800	0,07
	Kett (0°)	1340	110	0,08	68600	5300	0,08
80	Schuss (90°)	1180	150	0,13	70000	8900	0,13
	Kett (0°)	1280	120	0,09	68200	3500	0,05

Die Festigkeitsverluste der in Tabelle 57 angegebenen Werte in Bezug zur Referenzserie aus Tabelle 56 sind in Abbildung 68 graphisch dargestellt. Dort ist deutlich zu erkennen, dass bei Temperaturen unter 20° eine Festigkeitssteigerung festzustellen ist. Ab einer Temperatur von 40° treten Festigkeitsverluste von bis zu 13% auf.

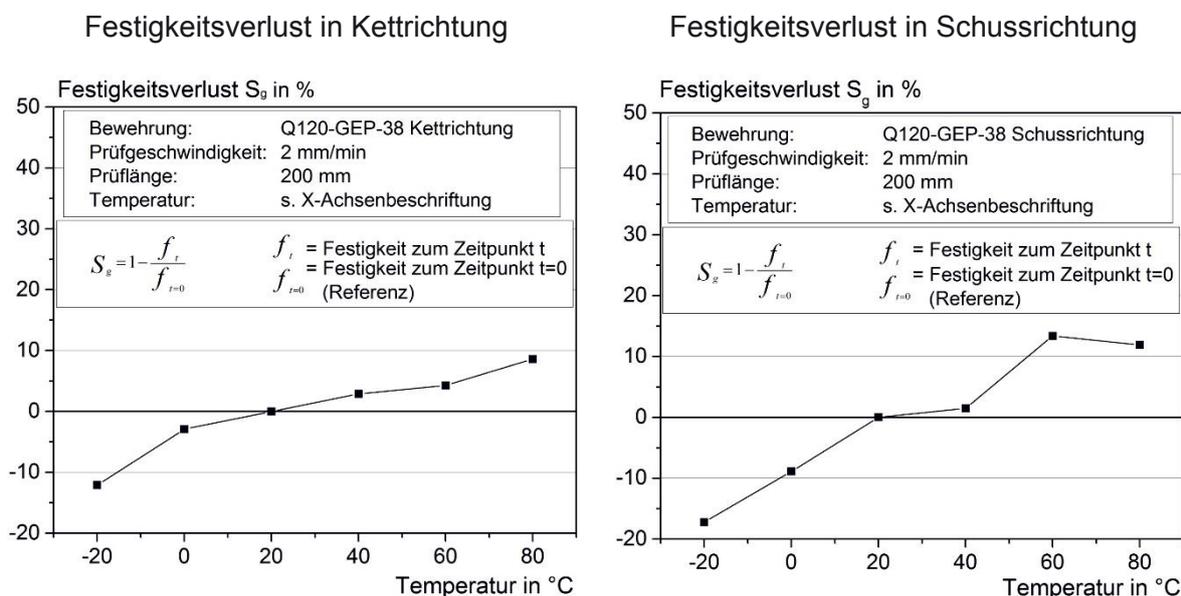


Abbildung 68: Festigkeitsverlust des Textils unter Temperaturbeanspruchung

5.10.3 Festigkeitsverluste bewehrter Betonprismen unter Temperaturbeanspruchung

Um die Festigkeitsverluste bewehrter Betonprismen unter einer Temperaturbeanspruchung festzustellen, wurden Vier-Punkt-Biegeversuche an je 5 textiltbewehrten Verbundprobekörpern bei Temperaturen von -20 °C bis $+80\text{ °C}$ mit einer Schrittweite von 20 °C in Schussrichtung durchgeführt. Es wurde angenommen, dass die Schussrichtung einen schlechteren Verbund besitzt. Versuche in Kettrichtung wurden daher nicht durchgeführt. Die Nennabmessungen der Proben betragen $50\text{ mm} \times 50\text{ mm} \times 200\text{ mm}$. In jedem Probekörper wurde ein Schussroving mit einer Querschnittsfläche von $4,62\text{ mm}^2$ und einer Länge von ca. 260 mm eingebaut. Die untere Betondeckung betrug 8 mm . Die Verbundprobekörper wurden liegend mittels Gießtechnik in einer mit Polytetrafluorethylen (PTFE) ausgekleideten Schalung hergestellt, einen Tag nach der Betonage ausgeschalt und anschließend bis zur Lieferung bei 23 °C und 100 % rel. LF gelagert. Nach der Lieferung werden die Proben vor der Prüfung für eine Woche bei 40 °C und 50 % rel. LF gelagert. Der dabei verwendete Versuchsaufbau ist in Abbildung 69 dargestellt.

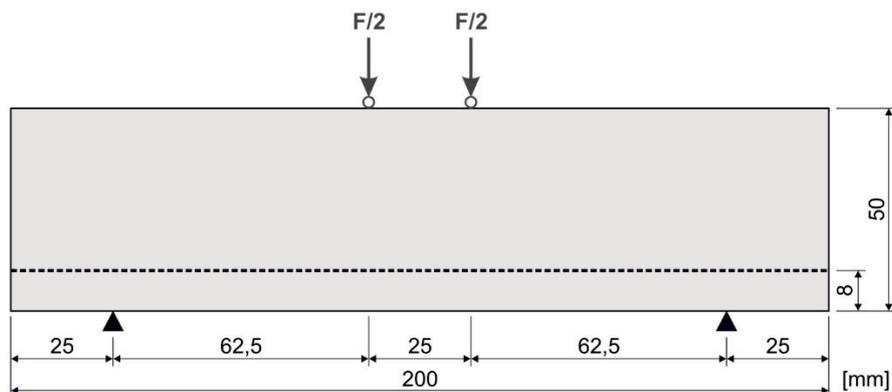


Abbildung 69: Vierpunkt-Biegeversuch zur Ermittlung der Festigkeiten unter Temperaturbeanspruchung

Die Prüfung wurde als weggeregelter Versuch mit einer Verformungsgeschwindigkeit von 3 mm/min und einer Höchstlast von 150 kN durchgeführt. Zur Bestimmung der Kraft-Verformungs-Linien unter Temperatureinfluss wurde der gesamte Versuchsaufbau in eine Temperierkammer eingebaut. Um ein Betonversagen mit Rutschen der Rovings senkrecht zur Prüfrichtung zu verhindern wurden die Roving-Enden mit einem temperaturstabilen Harz (bis ca. 100 °C) begossen. Die Ergebnisse der maximalen Bruchlasten sind in Tabelle 58 dokumentiert.

Tabelle 58: Maximale Prüfkräfte der in 90°-Richtung bewehrten Betonprismen unter Temperaturbeanspruchung

Temperatur [°C]	F_{max} [N]	s_x [N/mm ²]	V_x [-]
-20	20500	2400	0,12
0	18300	2800	0,15
20	15300	1600	0,10
40	14400	1200	0,08
60	15400	2000	0,13
80	11900	1900	0,16

Wie auch bei den Zugfestigkeiten der Rovings unter einer Temperaturbeanspruchung ist hier zu erkennen, dass bei niedrigeren Temperaturen die Tragfähigkeit der Proben steigt. Bei hohen Temperaturen verlieren die Prüfkörper zunehmend an Festigkeit. Somit kann festgehalten werden, dass bei steigenden Temperaturen ein Festigkeitsverlust auftritt.

6 Arbeitspaket 5: Numerische Untersuchungen und Modellentwicklung

6.1 Allgemeines

Die in Kapitel 5 durchgeführten Untersuchungen geben einen ersten Überblick über die Tragfähigkeiten der einzelnen Komponenten bzw. ganzer Elemente. Nicht in allen Klein- bzw. Großkörperversuchen konnten das Versagen und die Spannungsverteilung eindeutig bestimmt werden. Grund dafür waren die sich behindernden Dämmstoffe oder mehrere gleichzeitig wirkende Komponenten. Großkörperversuche werden beispielsweise durch Biegung, Relativverschiebung der beiden Schalen (Abscheren), Druck auf die Verbundgitter und in Auf-lagernähe auch durch Zug auf die Verbundgitter belastet. Um tiefere Einblicke in das Trag- und das Verformungsverhalten zu bekommen, wurden die Großkörperversuche durch FE-Simulationen ergänzt. Mit Hilfe der Simulationen sollen die Versagenskräfte verschiedener Elementgeometrien ermittelt werden.

Um für die Berechnung der Bruchlasten nicht zwingend auf ein FE-Programm und dem damit verbundenen Wissen angewiesen zu sein, werden in diesem Kapitel zwei Bemessungsmodelle vorgestellt. Die Ingenieurmodelle decken die folgenden Punkte ab:

- Lokale Tragfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit der Innen- und Außenschale quer zur Richtung der Verbundgitter
- Maximale Verbundgitterabstände
- Gesamttragfähigkeit / Gebrauchstauglichkeit des Sandwichelementes im Verbund von Innen-/ Außenschale mit den Verbundgittern
- Aussagen zur Dauerhaftigkeit

Das Ingenieurmodell 1 ist für eine übliche Handstatik und für einfache Geometrien geeignet, Hierfür wird im Anschluss an das Modell eine Beispielberechnung gezeigt. Für das Ingenieurmodell 2 wird ein einfaches 2D-FE-Programm benötigt, um die Schnittgrößen der Elemente zu berechnen. Die weiteren Nachweise können dann mit einfachen Handrechnungen erbracht werden.

6.2 Finite-Elemente-Simulation

6.2.1 Materialmodelle und Kalibrierung

Die Nachrechnung der Großkörperversuche erfolgte mit dem FE-Programm Abaqus im Rechenverfahren „Standard“. Zur Abbildung des Betons wurde das Betonmodell „Concrete Damage Plasticity“ ausgewählt, das eine Schädigung im Beton graphisch abbilden kann. Da es sich bei dem verwendeten Beton um einen Normbeton handelt, wurden bei den verschiedenen Eingabeparametern (z.B. Dilatanzwinkel, Exzentrizität) auf die von Abaqus vorgeschlagenen Standardwerte zurückgegriffen. Die Kalibrierung des Materialmodells erfolgte anhand der zuvor durchgeführten Kleinkörperversuche. Die Anpassung des Betonmodells in Bezug auf die Drucktragfähigkeit mit den Zylinderdruckversuchen zeigt Abbildung 70.

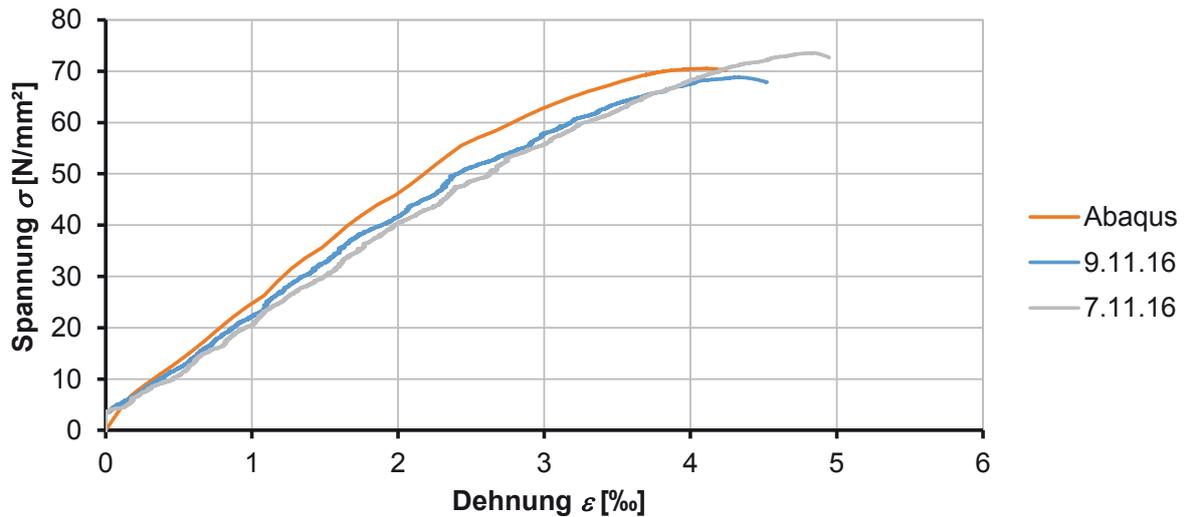


Abbildung 70: Spannungs-Dehnungsverlauf für Beton auf Druck nach Abaqus und den Zylinderproben vom 07.+09.11.2016

Der in Abaqus eingegebene Beton weist eine um ca. 0,4 ‰ geringere Dehnung auf als der vorhandene Beton.

Zur Überprüfung der FE-Modellierung wurde zunächst eine textilbewehrte Biegeplatte entsprechend Kapitel 5.4 abgebildet. Hierzu wurde exemplarisch die Biegeplatte HB-BK-SU-0-2 ausgewählt, deren Textilbewehrung im Mittel nur gering von der Solllage abwich. Für das Textil wurde das Tragverhalten mit Hilfe des E-Moduls nach Kapitel 5.10.2 zu 70.000 N/mm² und der Poisson-Zahl linear elastisch abgebildet. Die Poisson-Zahl wurde zu $\mu = 0,22$ (SCHOTT AR-Glas) [22] angesetzt. Die Bruchspannung des Textils wurde für die Nachrechnung dieses Versuchs auf 1000 N/mm² gesetzt. Dies entspricht im Mittel der in den Dehnkörperversuchen ermittelten charakteristischen Zugfestigkeit, siehe Tabelle 9. Das Ergebnis der Modellierung zeigt Abbildung 71. Der mit Abaqus erzeugte Last-Verformungsverlauf stimmt sehr gut mit dem Versuchsergebnis überein. Die maximale Bruchkraft aus Abaqus liegt um ca. 0,1 kN über dem im Versuch ermittelten Wert. Das Versagen in der FE-Berechnung hat sich durch überschreiten der zulässigen Zugspannung im Textil eingestellt.

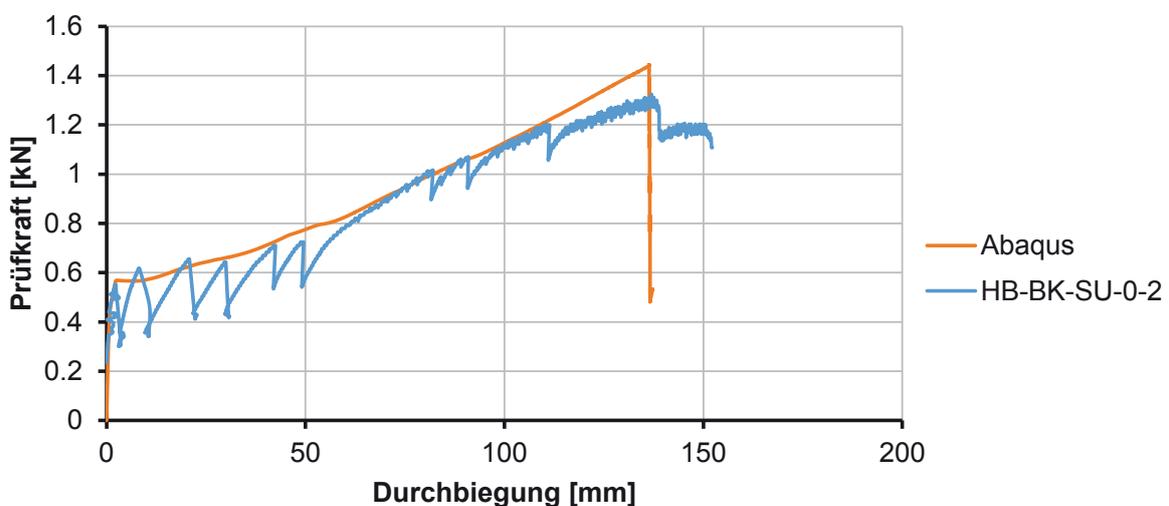


Abbildung 71: Prüfkraft-Durchbiegungsverlauf der Biegeplatte HB-BK-SU-0-2 und der Abaqus Berechnung

Da das Verbundgitter wie die flächige Textilbewehrung aus AR-Glas besteht, wurde als Ausgangswert 1000 N/mm^2 gewählt. Dieses wurde bei der Berechnung des Versuchskörpers HB-GK-1 genauer bestimmt.

6.2.2 Modellierung der Großkörperversuche

Für die Großkörperversuche wurden die zuvor kalibrierten Materialmodelle genutzt. Die Versuchskörper HB-GK-1 bis HB-GK-5 wurden ohne Dämmstoff modelliert. Die Mineralwolle diente nur der Herstellung der Versuchskörper und trug bis zur maximalen Bruchlast keine Last ab. Alle Prüfkörper werden mit drei Basiselementen abgebildet: Zwei Schalen aus Beton, die textile Flächenbewehrung und das textile Verbundgitter. Das Verbundmittel wird dabei eben ohne Flansch modelliert (Abbildung 72 links, rot dargestellt). Die Enden der Verbundgitter ragten jeweils ca. 15 mm in die Betonschalen hinein und wurden mit der Verbindung „embedded region“ in den Beton eingebettet. Dies entspricht einer Verankerung der Verbundgitter in der Betonschale und wird standartmäßig für die Verbindung von Bewehrungsstäben und Beton verwendet. Die Modellierung der Flansche wäre sehr aufwendig und würde keine signifikante Änderung der Berechnung bewirken. Die Spannung bei Druckversagen des Verbundgitters wurde für die ersten Modellierungsversuche auf 1000 N/mm^2 gesetzt, analog zur Zugspannung des Textils. Es stellte sich jedoch heraus, dass die damit ermittelten Versagenslasten zu gering ausgegeben wurden. Bessere Ergebnisse lieferte eine Spannung bei Druckversagen von 1100 N/mm^2 . Diese Spannung wurde für die Modellierungen als Ausgangswert angesetzt. Die flächige Bewehrung der beiden Schalen sowie das Verbundgitter wurden in Abaqus als „Beam“ modelliert, um sicherzustellen, dass die Rovings Zug- wie auch Druckkräfte aufnehmen können. Eine weitere Modellierungsvariante, das sogenannte „Truss“, wurde ebenfalls getestet. Dieses lieferte nicht die zu erwartenden Ergebnisse. Grund hierfür war, dass die Rovings als Zugelemente angesetzt werden und daher nur geringe Druckbeanspruchungen abtragen können. Die Betonschalen wurden als „solid“ modelliert. Mit „solid“ können 3D Elemente erstellt werden, die über den gesamten Querschnitt die gleichen Eigenschaften besitzen.

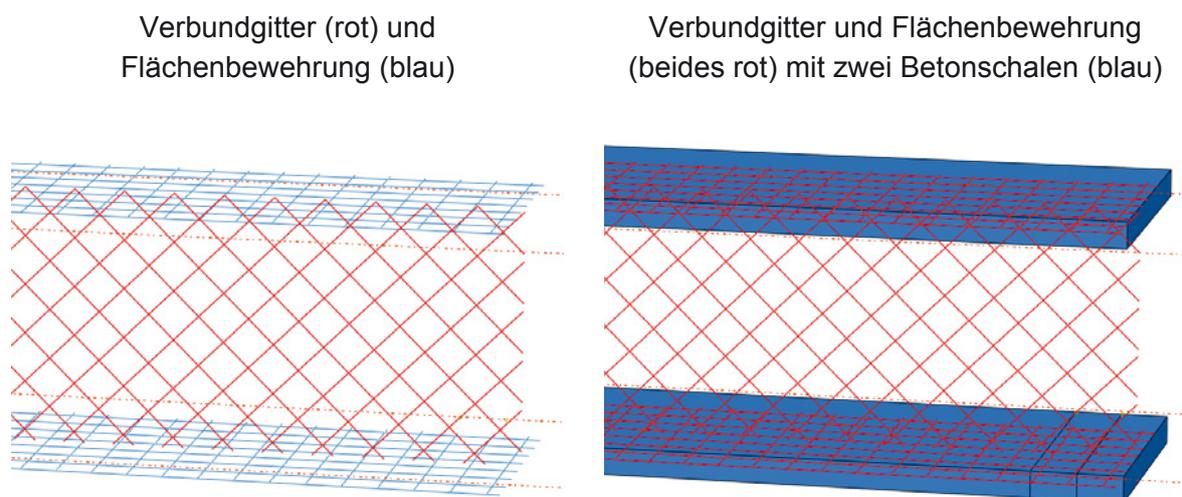


Abbildung 72: Ausschnitt aus dem Modell HB-GK-1 ohne Betonschalen (links) und mit Betonschalen (rechts)

6.2.3 Ergebnisse zu HB-GK-1

Wie in Kapitel 5.9.1 beschrieben, wurde der Versuchskörper bereits vor Versuchsbeginn mit ca. 65% der Bruchlast durch das Abschalten des Prüfzylinders belastet. Dadurch konnte kein Erstriss ermittelt werden und die Verformung des Versuchskörpers ist größer als bei einem Versuchskörper ohne Vorschädigung. Die Vorschädigung konnte in Abaqus im Rahmen des Projekts nicht abgebildet werden, wodurch sich in Abbildung 73 ein deutlicher Unterschied in den Verläufen des Prüfkraft-Verformungsverlaufes vom Bauteilversuch und der FE-Berechnung ergibt.

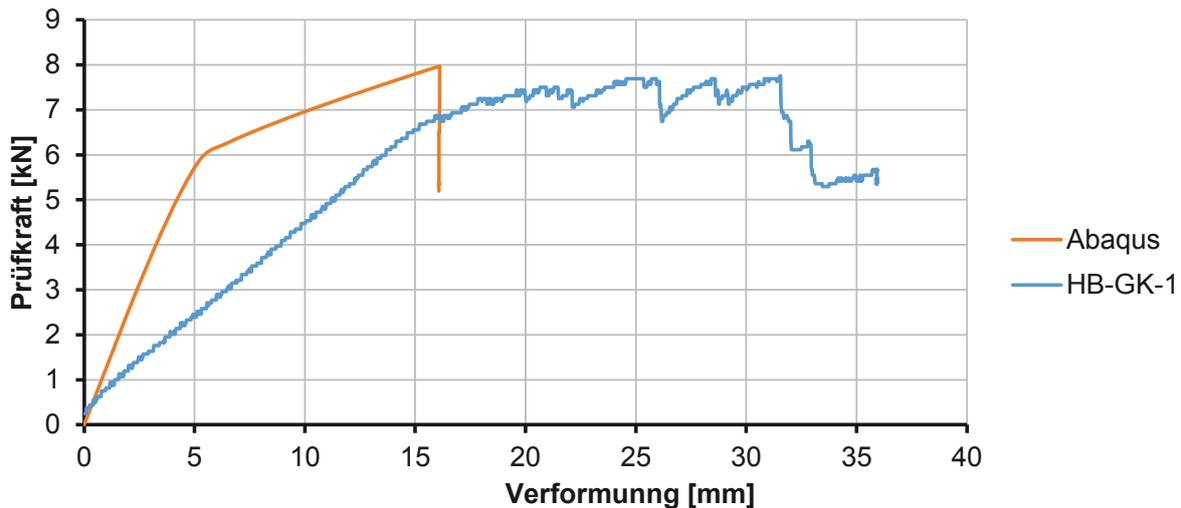


Abbildung 73: Prüfkraft-Verformungsverlauf des Prüfkörpers HB-GK-1 und der FE-Modellierung

Die FE-Berechnung ergibt einen bilinearen Kraftverformungsverlauf. Die ermittelte Bruchprüfkraft stimmt gut mit dem Versuchswert überein, die Verformung ist jedoch zu gering. Der Erstriss aus der Abaqus-Berechnung wird in Abbildung 73 als „Knick“ im Versuchsgraphen deutlich und liegt bei ca. 6 kN der Prüfkraft. Vor dem Erstriss wird der Verlauf des Graphen durch das Spannungs-Dehnungsverhältnis des Betons bestimmt. Nach dem Erstriss beteiligt sich das flächige Textil an dem Lastabtrag in den Betonschalen, der Graph erhält einen flacheren Verlauf. Der Bruch erfolgt durch das Überschreiten der Druckspannung im Verbundgitter.

Die FE-Berechnung ermöglicht Aussagen zum lokalen Tragverhalten in den Deckschichten und Verbundgittern. So zeigt sich, dass die Spannungen im flächigen Textil der unteren Schale bei Versagen des Verbundgitters eine Zugbeanspruchung von ca. 170 N/mm² aufweisen. In Abbildung 74 sind die berechneten Spannungen des Verbundgitters des Versuchskörpers HB-GK-1 in der seitlichen Ansicht und im Detail über dem rechten Auflager dargestellt. Für das Detail wurden einige Elemente der unteren Schale optisch entfernt, um die Spannung des Textils im Beton eingebundenen Bereich darstellen zu können.

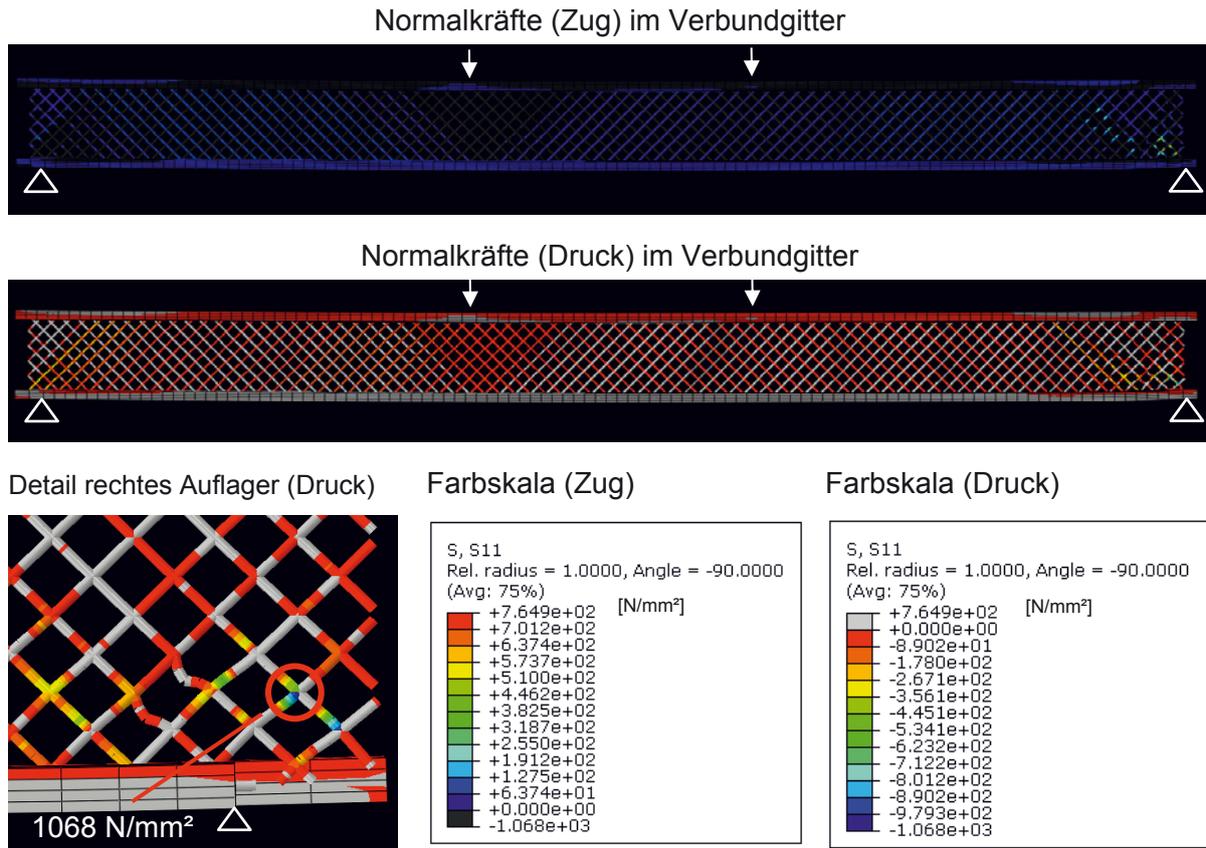


Abbildung 74: Spannungsverteilung des Versuchskörpers HB-GK-1 Gesamt und Detail mit Versagensspannung über rechtem Auflager

Die in Abbildung 74 dargestellte Spannungsverteilung für Druck zeigt jeweils eine Druckstrebe über den beiden Auflagern. Diese sind an der gelb-orangen Färbung zu erkennen und besitzen eine durchschnittliche Spannung von 180 bis 360 N/mm². Alle weiteren Rovings, deren Neigung von den Auflagern in Richtung Lasteinleitung reichen, sind ebenfalls Druckstreben. Diese sind mit einer Kraft von etwa 90 N/mm² nur gering beansprucht. Alle senkrecht zu den Druckstreben verlaufenden Rovings sind Zugstreben (Abbildung 74, oben). Diese sind mit einer Spannung von 60 bis 120 N/mm² nur gering belastet. Die maximale Spannung von 1068 N/mm² liegt in der Druckstrebe über dem rechten Auflager vor (Abbildung 74, Detail). Im abgebildeten Detail sind weiterhin die Verformungen von zwei ausknickenden Rovings zu erkennen. Die Spannungen im Beton sind mit 6,82 N/mm² im Vergleich zu den Spannungen im Verbundmittel mit 1070 N/mm² gering und sind deshalb nicht farblich dargestellt. Da das Verbundgitter maßgebend ist, werden nur die Spannungen im Verbundmittel angezeigt.

In Abbildung 75 ist die berechnete Durchbiegung des Versuchskörpers dargestellt.

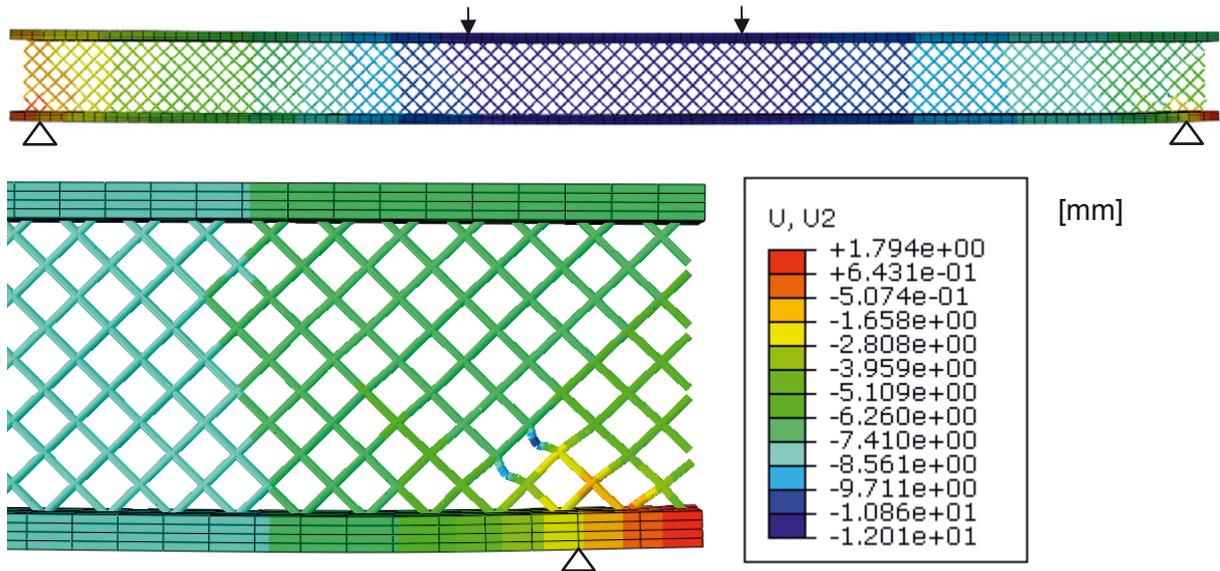


Abbildung 75: Durchbiegung des Versuchskörpers HB-GK-1 Gesamt und Detail des rechten Auflagers

Im Bereich der Auflager wird die untere Schale sichtbar eingedrückt, was auch im realen Bauteil beobachtet wurde. Dort war die Verformung durch die stärkere Durchbiegung wesentlich deutlicher zu sehen (siehe Anhang A, Versuchskörper HB-GK-1). Die berechnete Durchbiegung beträgt etwa 12 mm in Feldmitte, und ist wegen der Vorschädigung des Versuchskörpers deutlich kleiner als der experimentell ermittelte Wert.

6.2.4 Ergebnisse HB-GK-2

Die Prüfkraft-Verformungskurven des Versuchskörpers HB-GK-2 und der zugehörigen FE Berechnung nach Abbildung 76 stimmen sehr gut überein. Das FE-Modell kann die Berechnung aber nur bis zum ersten Kraftabfall der Verbundgitter modellieren, anschließend wird die Berechnung abgebrochen, da die Spannung in mindestens einem Punkt überschritten wurde. Die Modellierung des zweiten Kraftanstiegs ist nicht möglich.

Die FE-Berechnung ergibt einen bilinearen Kraftverformungsverlauf. Der Erstriss ergibt sich in der FE-Berechnung bei einer Prüfkraft von etwa 12 kN und zeigt sich als „Knick“ im Lastverformungsverlauf. Nach dem Erstriss sinkt die Steifigkeit und das flächige Textil beteiligt sich an dem Lastabtrag in den Betonschalen. Der Bruch erfolgt anschließend durch das Überschreiten der Druckspannung im Verbundgitter.

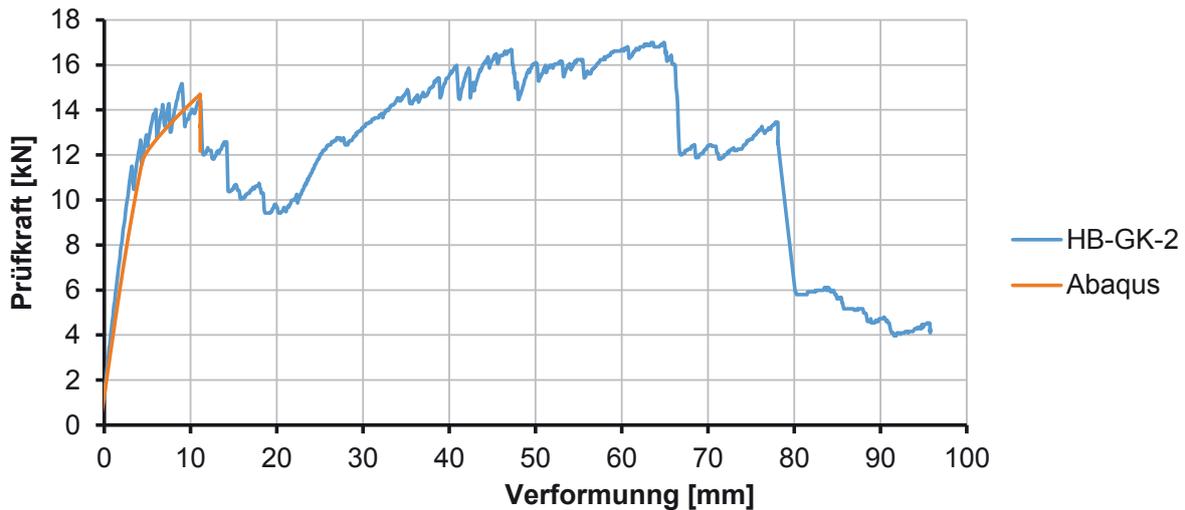


Abbildung 76: Prüfkraft-Verformungsverlauf des Prüfkörpers HB-GK-2 und der FE-Modellierung

Die Zugspannungen in der textilen Bewehrung der unteren Schale erreichen beim Versagen des Verbundgitters einen Wert von etwa 110 N/mm². In Abbildung 77 sind die berechneten Spannungen des Verbundgitters des Versuchskörpers HB-GK-2 in der seitlichen Ansicht getrennt für Druck- und Zugkräfte, sowie ein Detail des rechten Auflagers mit der Versagensstelle im Verbundgitter dargestellt. Für das Detail wurden einige Elemente der unteren Schale optisch entfernt, um die Spannung des Textils im Beton eingebundenen Bereich darstellen zu können.

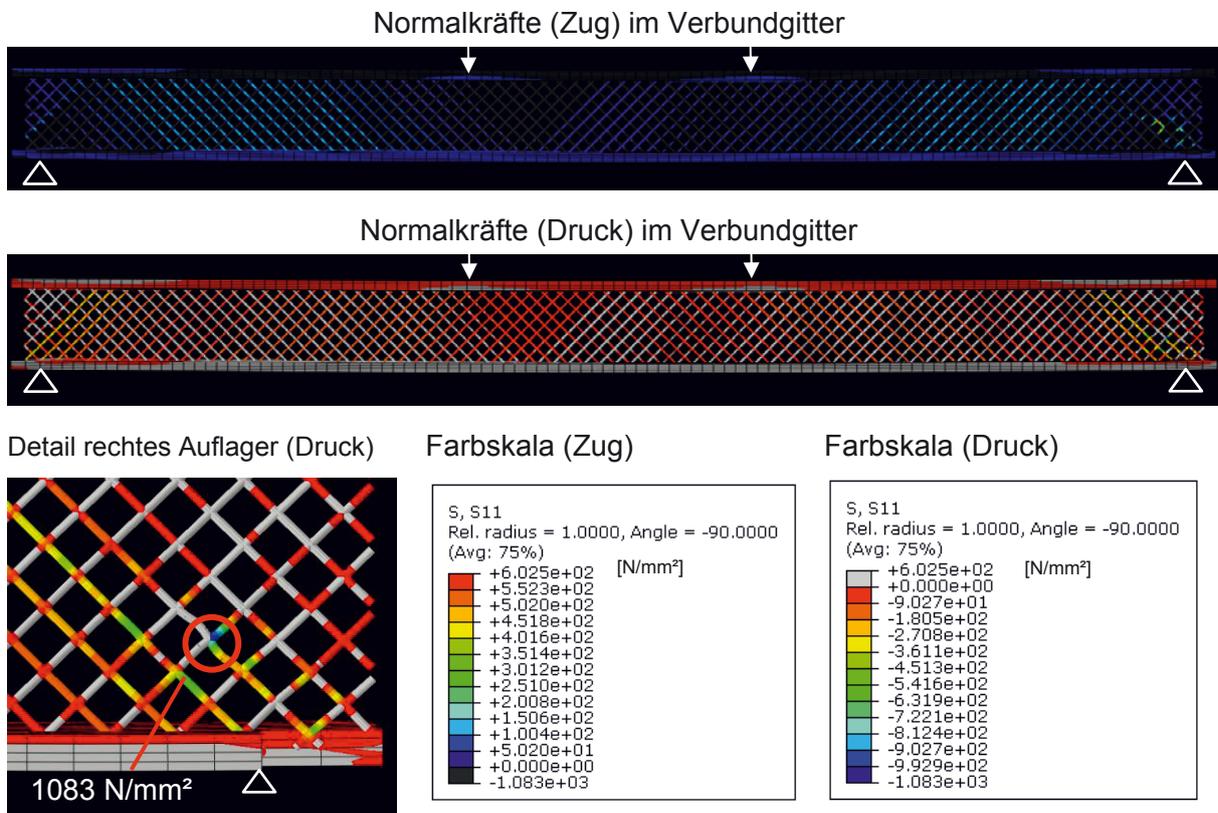


Abbildung 77: Spannungsverteilung des Versuchskörpers HB-GK-2 Gesamt und Detail über rechten Auflager

Die Spannungsverteilung für den Versuchskörper wird in Abbildung 77 der Übersichtlichkeit halber nur für ein Verbundgitter abgebildet. Das ausgeblendete Verbundgitter hat eine identische Spannungsverteilung. Für den Versuchskörper HB-GK-2 sind zwei signifikante Druckstreben über den Auflagern zu erkennen. Beim Versagen werden in den zugehörigen Rovings Spannungen von 1083 N/mm^2 erreicht. Alle weiteren in Richtung des Auflagers geneigten Rovings sind im Versagenszustand mit etwa 100 N/mm^2 nur gering beansprucht. Die senkrecht zu den Druckstreben verlaufenden Zugrovings sind in der Regel mit 50 N/mm^2 nur gering ausgenutzt. Etwa in der Mitte zwischen den Lasteinleitungen und den Auflagern stellt sich in den Rovings eine Spannung von etwa 200 N/mm^2 ein. Das Spannungsbild stimmt mit dem Bruchbild des realen Versuches überein. Im realen Versuch sind die mit Druck beanspruchten Rovings senkrecht zur Belastung durchgebrochen.

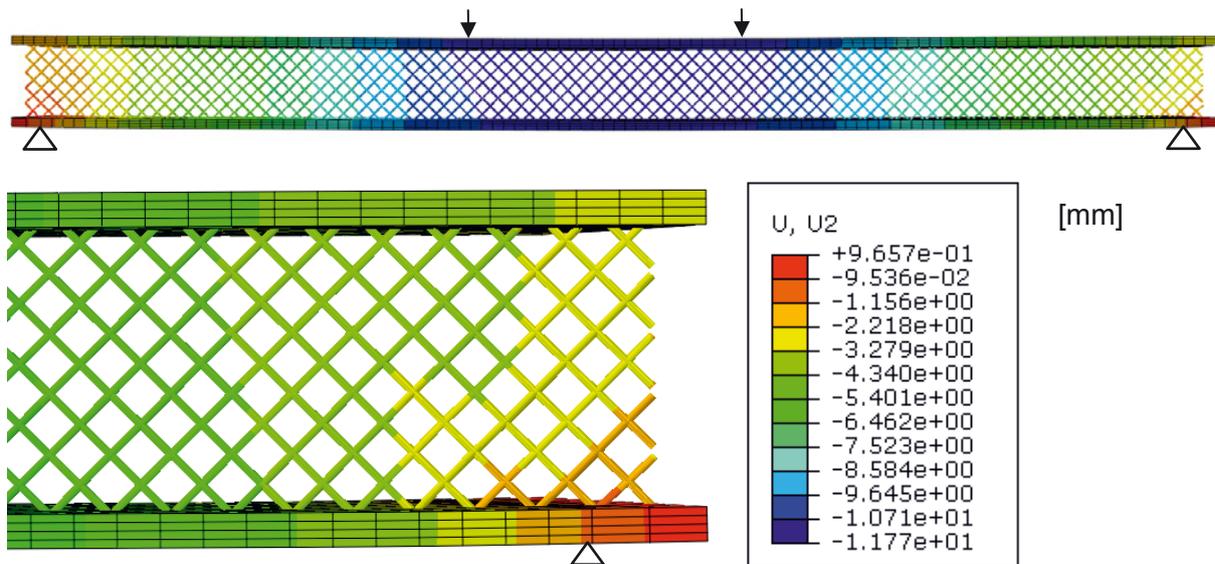


Abbildung 78: Durchbiegung des Versuchskörpers HB-GK-2 Gesamt und Detail des rechten Auflagers

Die rechnerische Durchbiegung entspricht den experimentelle bestimmten Werten bis zum ersten Versagen im FE-Modell. Die so bestimmte Durchbiegung in Feldmitte beträgt ca. 11,7 mm. Das Nachbruchverhalten kann mit der FE-Berechnung nicht erfasst werden.

6.2.5 Ergebnisse HB-GK-3

Mit Hilfe der unter Kapitel 6.2.1 kalibrierten Materialmodelle war es nicht möglich, den dritten Versuchskörper nachzurechnen. Wie in Abbildung 79 für den berechneten Lastverformungsverlauf zu erkennen ist, steigt die Kraft linear auf 18 kN an und fällt dann aufgrund des Versuchskörpersversagens bei ca. 19 kN ab. Der Erstriss des Betons wurde im Versuch bei ca. 10 kN erreicht, in der FE-Modellierung erst bei ca. 18 kN. Deshalb wurden die Eingangsparameter der FE-Berechnung angepasst. Mit der angepassten FE-Modellierung stellt sich der Erstriss schon bei einer Prüfkraft ein, die 4 kN unter dem im Versuch ermittelten Wert liegt. Gleichzeitig stimmen die rechnerisch ermittelten Verformungen bis zum Versagen aber mit dem im Versuch ermittelten Verlauf besser überein. Abbildung 79 zeigt den zugehörigen Prüfkraftverformungsverlauf.

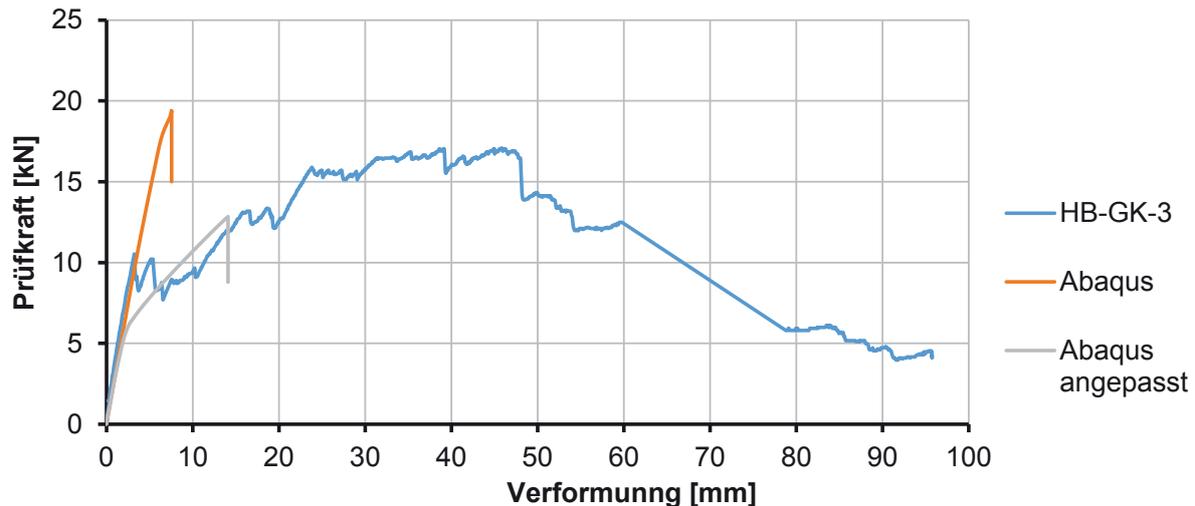


Abbildung 79: Prüfkraft-Verformungsverlauf des Prüfkörpers HB-GK-3 und der FE-Modellierung

Die experimentell ermittelte maximale Prüfkraft wird in der Modellierung nicht erreicht. Der berechnete Prüfkraft-Verformungsverlauf stimmt mit den Versuchswerten bis zum einem Lastabfall bei einer Verformung von etwa 14 mm überein. Die Detailanalyse der FE-Berechnung hat ergeben, dass zu diesem Punkt ein Versagen durch das Überschreiten der Druckkraft in einzelnen Rovings aufgetreten ist. Im Versuch erfolgte dann eine Umlagerung der Druckbelastung auf umliegende Rovings, sodass die Versuchslast weiter gesteigert werden konnte. Dies konnte im FE-Modell nicht abgebildet werden, da hier das Erreichen der Maximalspannung in einem Roving als Gesamtversagen interpretiert wird. Zur Abbildung sind somit detailliertere FE-Analysen erforderlich, die im Rahmen des Projektes nicht umgesetzt werden konnten.

Die zugehörige Spannungsverteilung des Versuchskörpers HB-GK-3 ist in Abbildung 80 dargestellt. Die zugehörigen Erläuterungen entsprechen im Wesentlichen den Angaben zum Versuchskörper HB-GK-2. Allerdings ergeben sich bei HB-GK-3 zwei statt eines Rovings mit einer großen Druckspannung. Das Versagen auf Druck stellt sich in einem Roving-Knotenpunkt näher am Auflager ein.

Die Textilspannungen in der unteren Schale ergeben sich zu 160 N/mm^2 . Die Durchbiegung des Elements beträgt $14,2 \text{ mm}$ in Feldmitte und ist in Abbildung 81 dargestellt.

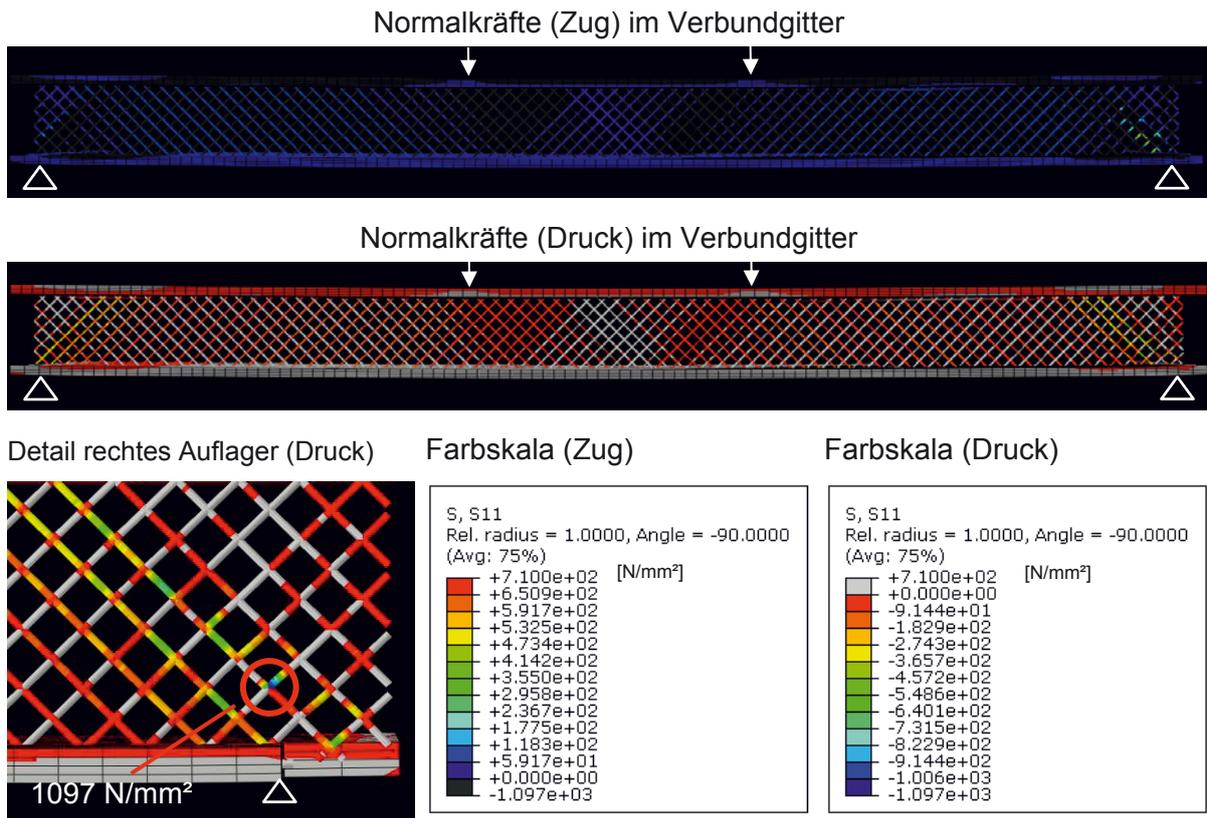


Abbildung 80: Spannungsverteilung des Versuchskörpers HB-GK-3 Gesamt und Detail über rechten Auflager

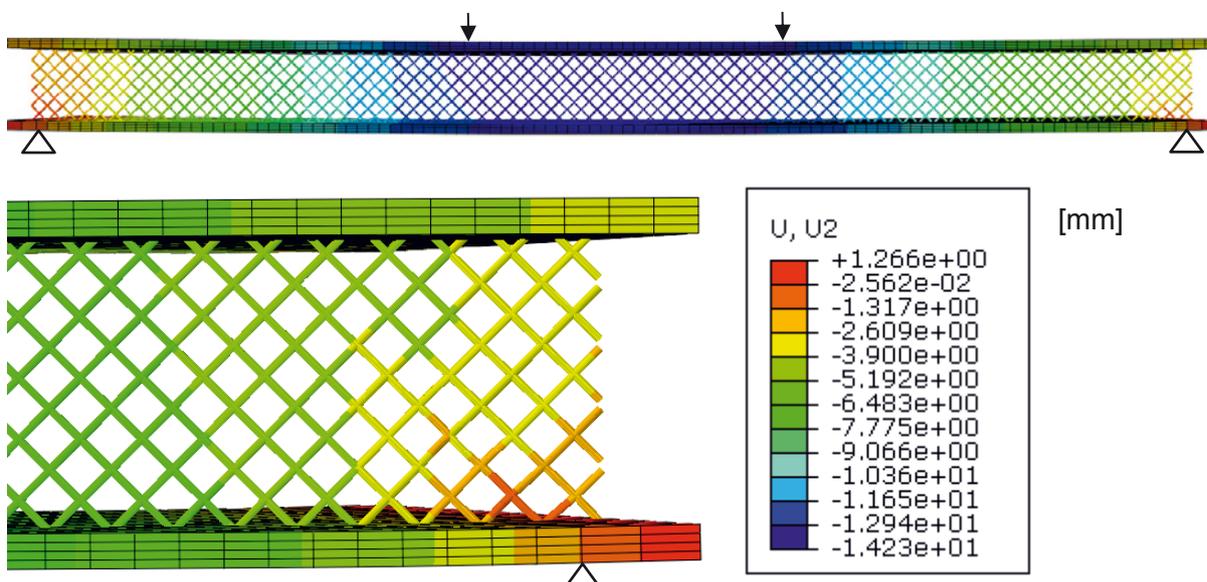


Abbildung 81: Durchbiegung des Versuchskörpers HB-GK-3 Gesamt und Detail des rechten Auflagers

6.2.6 Ergebnisse HB-GK-4

Auch der Versuchskörper HB-GK-4 wurde mit den für HB-GK-3 nachträglich angepassten Eingangsparametern zur Anpassung der Erstrisslast nachgerechnet. Für das Verbundgitter wurde der ursprünglich kalibrierte Wert von 1100 N/mm^2 angesetzt. Damit ergibt sich der in Abbildung 82 dargestellte Verlauf.

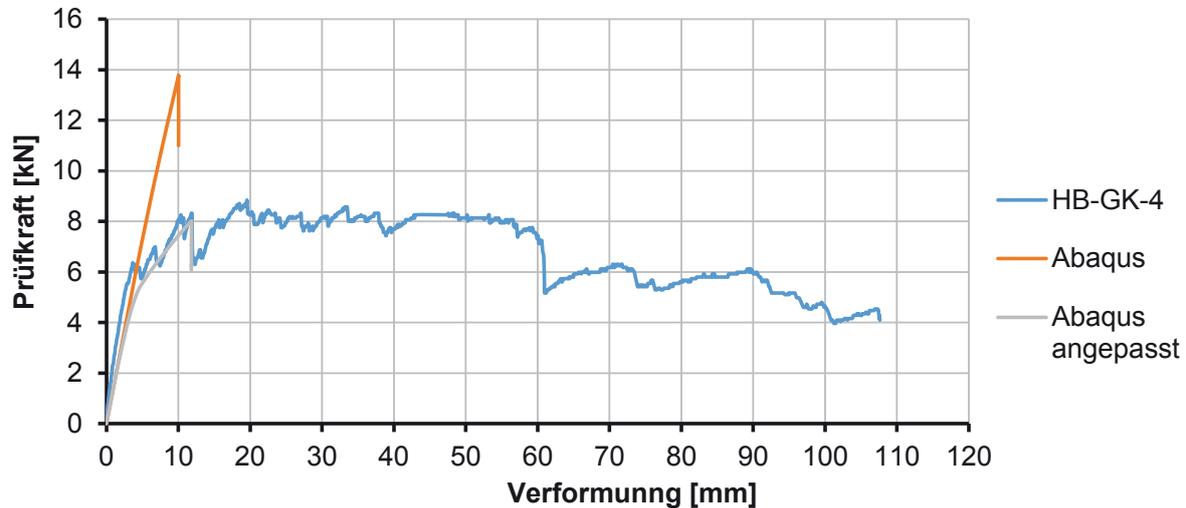


Abbildung 82: Prüfkraft-Verformungsverlauf des Prüfkörpers HB-GK-4 und der FE-Modellierung

Der Verlauf aus der FE-Berechnung stimmt nach der Anpassung mit dem realen Versuch bis zum Versagen des ersten Rovings im Verbundgitter bei ca. 8 kN gut überein. Die anschließende Steigerung der Kraft auf ca. 9 kN konnte nicht mehr dargestellt werden.

Die Spannungsverläufe im rechnerischen Versagenszustand sind in Abbildung 83 dargestellt. Die maximale Textilspannung in der unteren Betonschale unterhalb der beiden Lasteinleitungspunkte liegt unter 100 N/mm^2 . Analog zu den zuvor beschriebenen Versuchskörpern stellt sich die größte Druckspannung mit 1010 N/mm^2 im Verbundgitter über dem rechten Auflager ein. Allerdings liegt die maximale Spannung zwischen zwei Knotenpunkten und nicht wie zuvor an einem Knotenpunkt. Die Zugspannungen der Rovings im Verbundgitter erreichen Werte zwischen 100 und 200 N/mm^2 , die der Druckspannungen der anderen Verbundgitterrovings erreichen etwa 100 N/mm^2 .

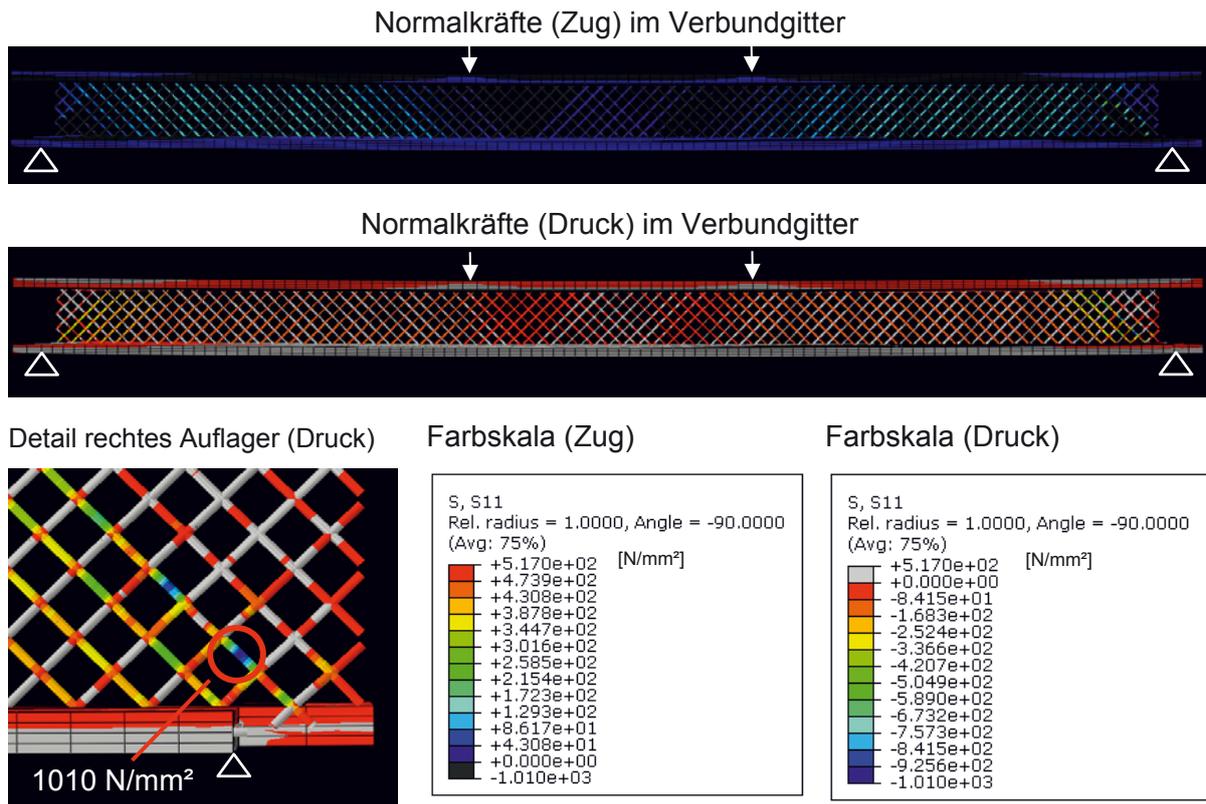


Abbildung 83: Spannungsverteilung des Versuchskörpers HB-GK-4 Gesamt und Detail über rechten Auflager

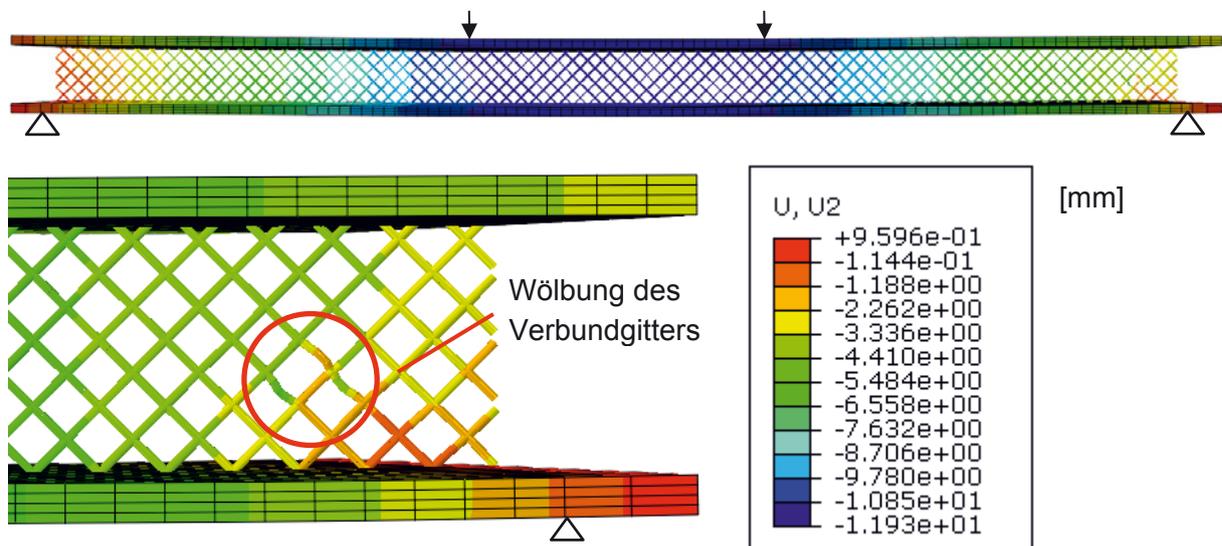


Abbildung 84: Durchbiegung des Versuchskörpers HB-GK-4 Gesamt und Detail des rechten Auflagers

Die rechnerische Durchbiegung entspricht den experimentell bestimmten Werten bis zum ersten Versagen im FE-Modell. Die so bestimmte Durchbiegung in Feldmitte beträgt ca. 11,9 mm. Das Nachbruchverhalten kann mit der FE-Berechnung nicht erfasst werden. In Abbildung 84 ist erstmals ein deutliches Wölben der druckbeanspruchten Rovings zu erkennen.

6.2.7 Ergebnisse HB-GK-5

Analog zu dem Versuchskörper HB-GK4 wurde mit den nachträglich angepassten Eingangsparametern zur Anpassung der Erstrisslast gerechnet. Dadurch konnte der Erstriss des Versuchs annähernd getroffen werden, siehe Abbildung 85. Das Materialmodell für das Verbundgitter wurde nicht angepasst.

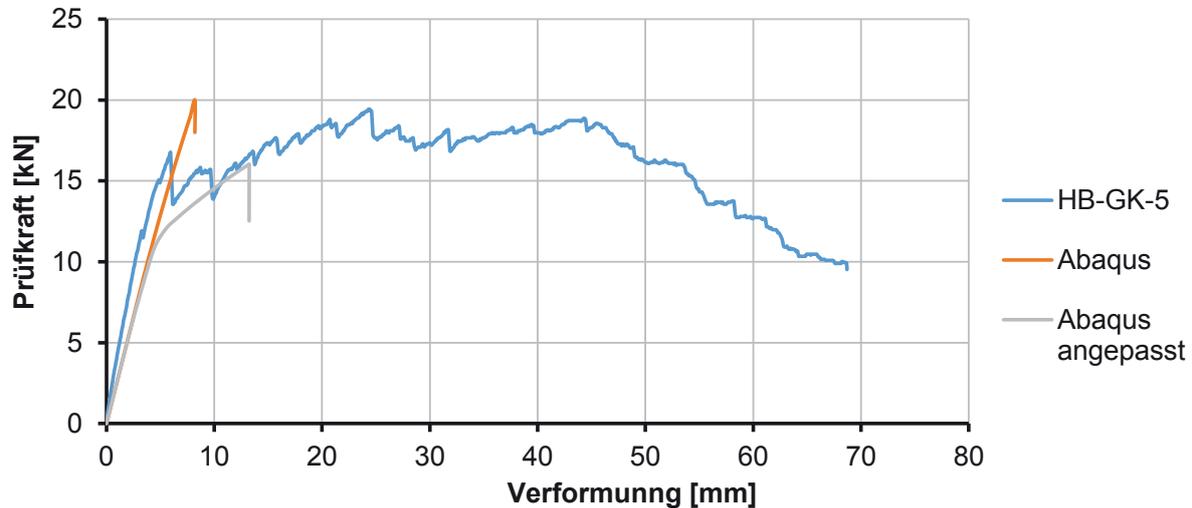


Abbildung 85: Prüfkraft-Verformungsverlauf des Prüfkörpers HB-GK-5 und der FE-Modellierung

Im Prüfkraft-Verformungsverlauf sind deutliche Unterschiede zu erkennen. Während die Steigung im Zustand I nahezu gleich ist, wurden in der FE-Berechnung ohne die Anpassung der Eingangsparameter für den Erstriss etwa die maximale Bruchkraft des Versuchs erreicht (Verlauf „Abaqus“). Allerdings ist kein Erstriss zu erkennen und die Verformung wird signifikant unterschätzt. Mit den angepassten Eingangsparameter für den Erstriss wird die experimentell ermittelte Bruchkraft um etwa 4 kN (= 20%) unterschätzt. Der Prüfkraft-Verformungsverlauf passt sich bis zum Versagen im FE-Modell dem experimentell ermittelten Verlauf aber erst ab einer Verformung von 10 mm gut an (Verlauf „Abaqus angepasst“).

Die berechnete Spannungsverteilung der beiden Verbundgitter nach Abbildung 88 entspricht der Verteilung des Versuchskörpers HB-GK-4. Ebenso wird die maximale Spannung von 1008 N/mm² im Verbundgitter über dem rechten Auflager in der freien Länge des Rovings und nicht im Knotenpunkt erreicht. Die maximale Textilspannung in der unteren Betonschale beträgt ca. 110 N/mm².

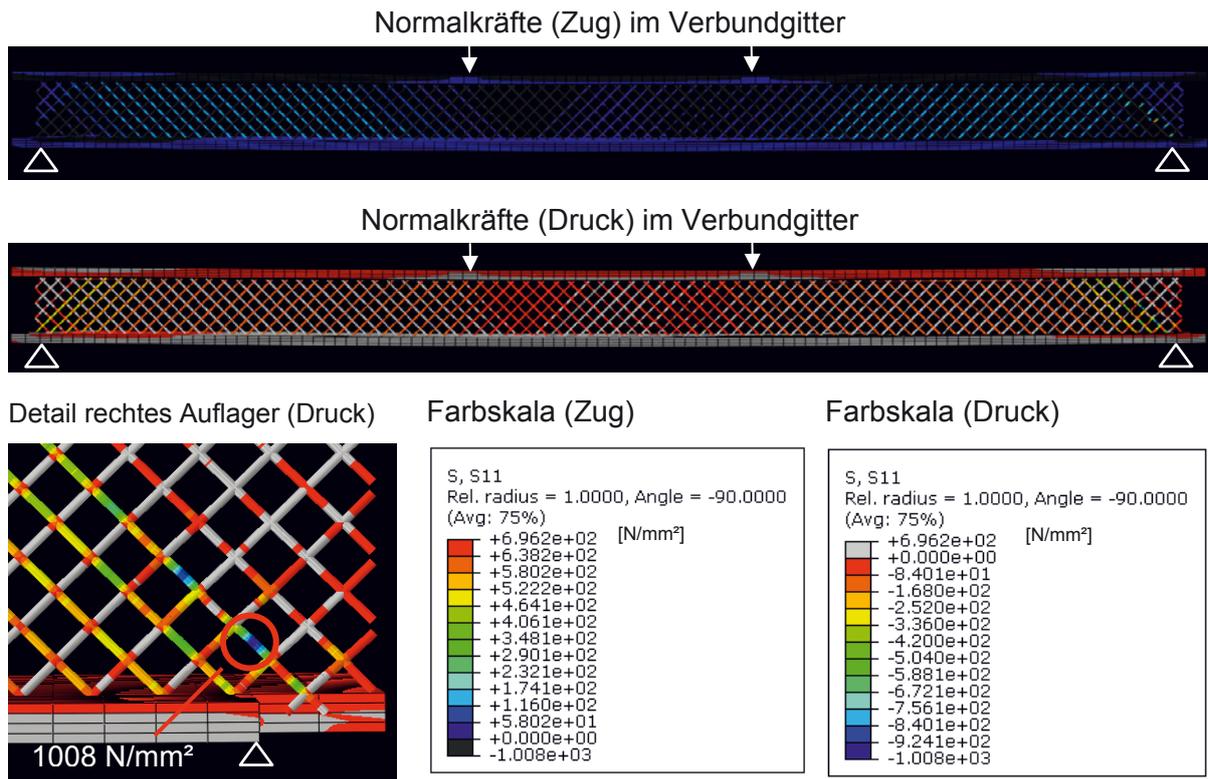


Abbildung 86: Spannungsverteilung des Versuchskörpers HB-GK-5 Gesamt und Detail über rechten Auflager

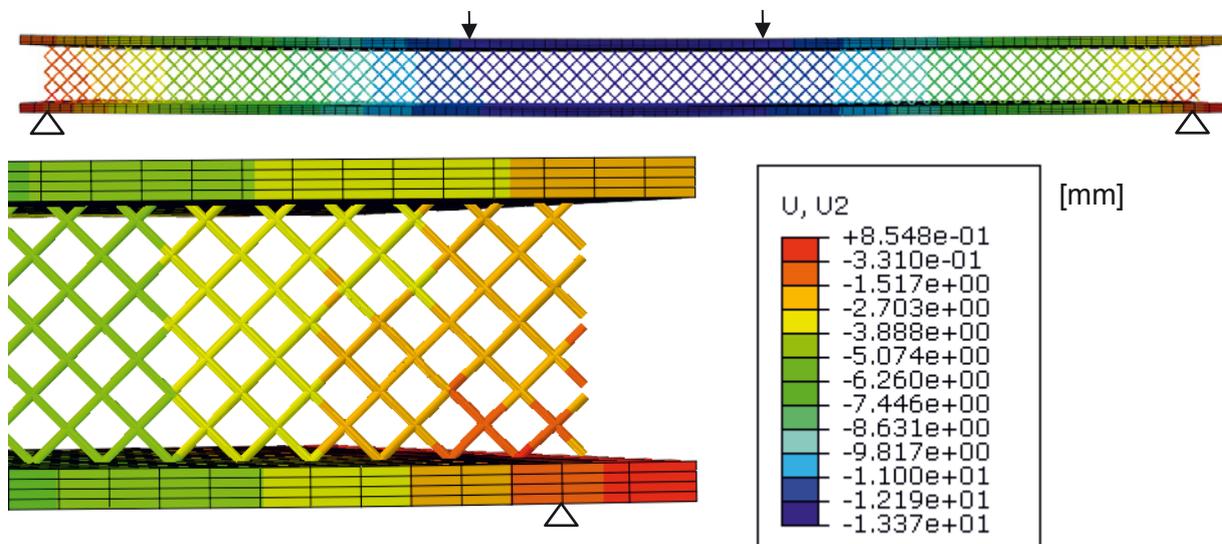


Abbildung 87: Durchbiegung des Versuchskörpers HB-GK-4 Gesamt und Detail des rechten Auflagers

Die rechnerische Durchbiegung entspricht den experimentell bestimmten Werten bis zum ersten Versagen im FE-Modell. Die so bestimmte Durchbiegung in Feldmitte beträgt ca. 13,4 mm. Das Nachbruchverhalten kann mit der FE-Berechnung nicht erfasst werden.

6.2.8 Ergebnisse HB-GK-6

Der Versuchskörper HB-GK-6 entspricht in seinen Abmessungen dem Versuchskörper HB-GK-4, allerdings war zwischen den Betonschalen keine Mineralwolle, sondern das steifere XPS als Dämmmaterial angeordnet. Im Versuch ergab sich daraus nach Tabelle 51 eine Steigerung der Prüfkraft um ca. 80 % von 8,83 kN auf 16,15 kN. Für die FE-Modellierung des Probekörpers HB-GK-6 musste somit der Einfluss der XPS-Wärmedämmung erfasst werden.

Für den Dämmstoff wurde ein elastisches Materialverhalten unter der Angabe des E-Moduls von 12 N/mm² (Herstellerangaben) und einer Poisson-Zahl von 0,4 angenommen. Der Dämmstoff wurde über das Verbundelement „tie“ mit den Betonschalen verbunden, was einem sehr guten Verbund zwischen Dämmstoff und Beton entspricht. Der Nachteil dieses Verbundelementes ist, dass damit ein Ablösen des Dämmstoffes nicht abgebildet werden kann. Dazu ist die Ausbildung einer Verbundschicht zwischen Dämmstoff und Beton erforderlich, was aber wegen fehlender Materialkennwerte (z.B. Haftzugfestigkeit, Abscherverhalten am Beton) im Rahmen des Projektes nicht umgesetzt werden konnte. Der Versuch, den Dämmstoff nur zur Übertragung von Druckkräften ohne Scherverbund zum Beton im FE-Modell anzusetzen, lieferte keine zufriedenstellenden Ergebnisse.

Für die FE-Modellierung des Probekörpers HB-GK-6 konnten deshalb die unter Kapitel 6.2.1 kalibrierten Eingangswerte nicht genutzt werden. Die berechneten Versagenslasten überstiegen nach Abbildung 88 die experimentell ermittelten Werte deutlich. Deshalb wurden die Materialmodelle wie folgt angepasst:

- Anpassung der Eingangsparametern für die Erstrisslast analog zu HB-GK-3
- Festsetzung der Bruchspannung des Verbundgitters von 1100 N/mm² auf 230 N/mm²

Mit den so angepassten Materialmodellen stimmen nach Abbildung 88 Erstriss und die Versagenslast gut überein. Analog zu den anderen FE-Modellierungen kann das Last-Verformungsverhalten aber nicht weiter abgebildet werden, wenn im FE-Modell in einem Element die Versagsspannung erreicht wird.

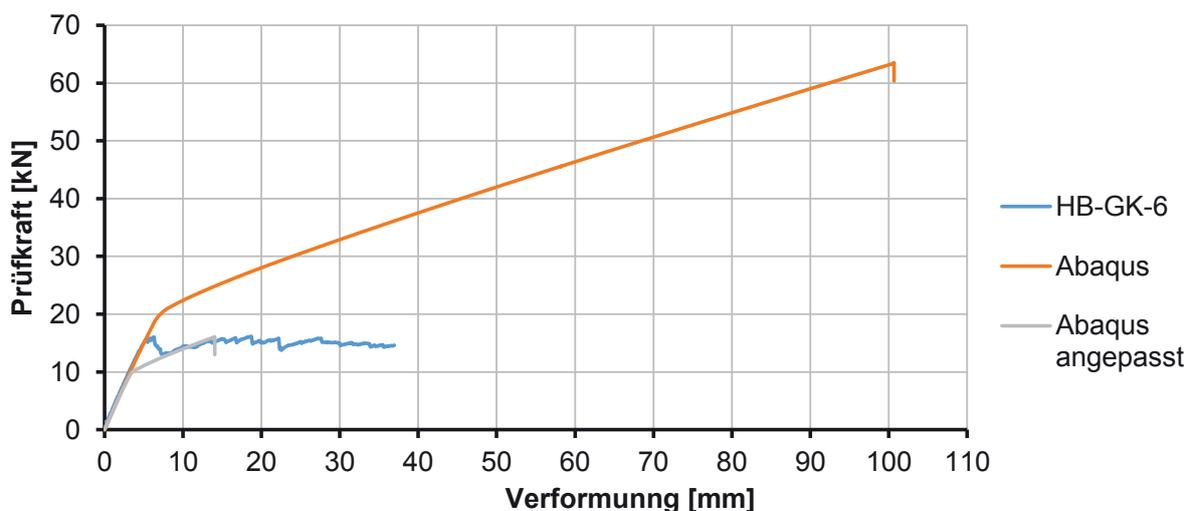


Abbildung 88: Prüfkraft-Verformungsverlauf des Prüfkörpers HB-GK-6 und der FE-Modellierung

Abweichend zu den Versuchsbeobachtungen erfolgt in der FE-Modellierung des Bauteils das Versagen durch ein Stabilitätsversagen der Verbundgitter und nicht aufgrund des Ausbrechens der Verbundgitter aus dem Beton. Gemäß den Berechnungsergebnissen erreicht die maximale Betonspannung im Bereich der Verbundgitter einen Wert von $1,71 \text{ N/mm}^2$. Ein Normalbeton der Festigkeitsklasse C55/67 besitzt eine zentrische Zugfestigkeit von $4,2 \text{ N/mm}^2$, die oberhalb der berechneten Betonzugspannungen liegen, sodass kein Auszugversagen auftritt. Die Textilspannungen in der unteren Betonschale betragen etwa 140 N/mm^2 .

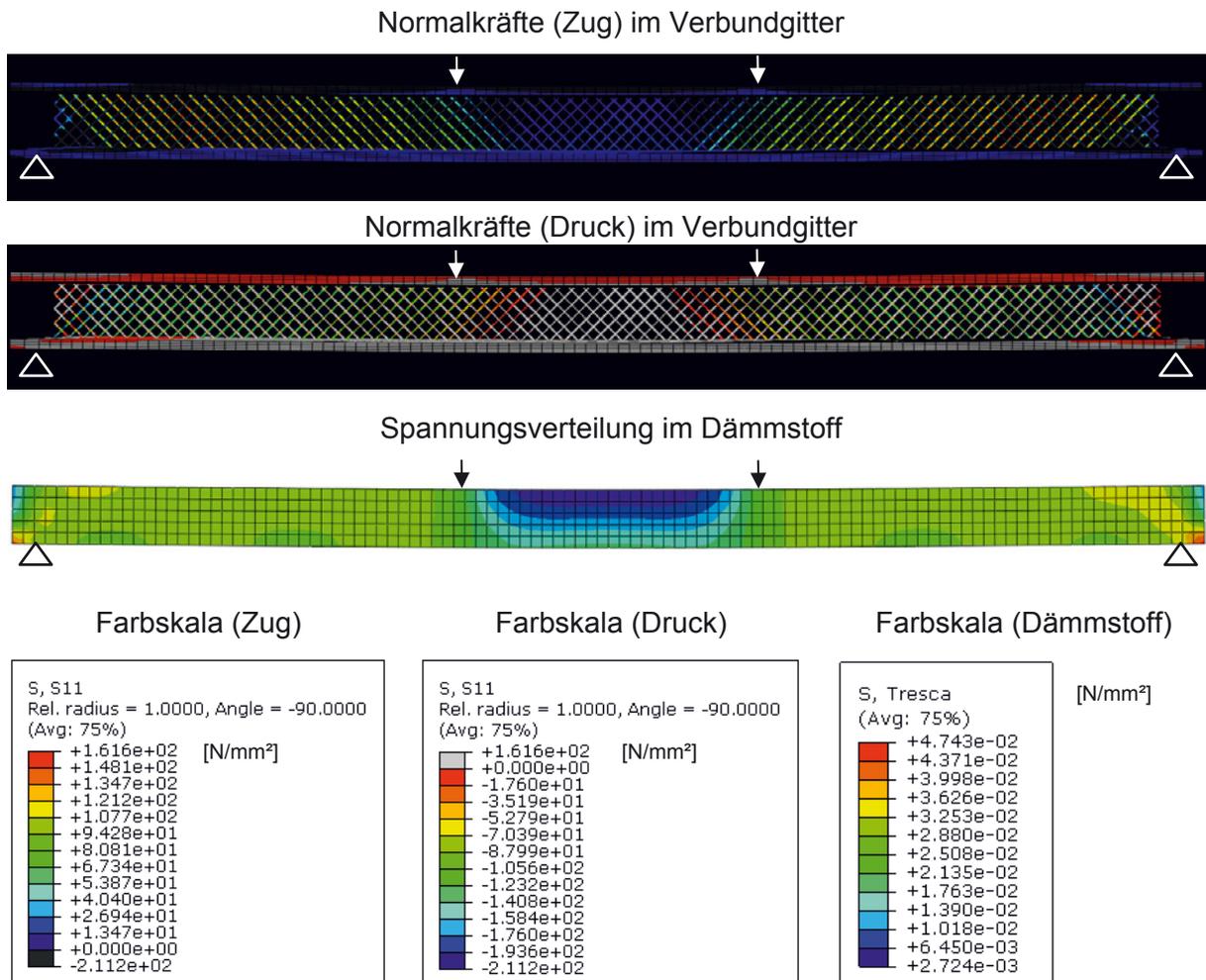


Abbildung 89: Spannungsverteilung des Versuchskörpers HB-GK-6 Gesamt Verbundgitter und Gesamt Dämmstoff

Gemäß den berechneten Spannungsverteilungen nach Abbildung 89 treten die größten Textilspannungen mit ca. 210 N/mm^2 für Druck und etwa 160 N/mm^2 für Zug im Verbundgitter auf. Über den Dämmstoff wird nur eine Druckspannung von $0,05 \text{ N/mm}^2$ abgetragen. Die Spannungsverteilung der Druck- und Zugstreben in den Verbundgittern entspricht der in den Versuchskörpern HB-GK-1 bis HB-GK-5. Allerdings liegen die durchschnittlich im Verbundmittel auftretenden Spannungen von $+120$ bzw. -120 N/mm^2 über den für die Versuchskörper HB-GK-1 bis HB-GK-5 ermittelten Werten. Die höheren Spannungen im Verbundgitter im Vergleich zu HB-GK-4 ergeben sich aus der etwa 80 % höheren Bruchlast von der nur ein Teil über den Dämmstoff abgetragen werden kann.

Die rechnerische Durchbiegung entspricht den experimentell bestimmten Werten bis zum ersten Versagen im FE-Modell. Die so bestimmte Durchbiegung in Feldmitte beträgt ca. 14,2 mm. Das Nachbruchverhalten kann mit der FE-Berechnung nicht erfasst werden.

6.2.9 Ergebnisse HB-GK-7

Der Versuchskörper HB-GK-7 entspricht in seinen Abmessungen dem Versuchskörper HB-GK-5, allerdings war zwischen den Betonschalen keine Mineralwolle, sondern das steifere XPS als Dämmmaterial angeordnet. Im Versuch ergab sich daraus nach Tabelle 51 eine Steigerung der Prüfkraft um ca. 75 % von 19,43 kN auf 34,13 kN. Für die FE-Modellierung des Probekörpers HB-GK-7 musste der Einfluss der XPS-Wärmedämmung erfasst werden.

Der Prüfkraft-Verformungsverlauf in Abbildung 90 mit den Materialmodellen gemäß Kapitel 6.2.1 zeigt bis zu einer Verformung von 20 mm eine gute Übereinstimmung mit dem Bauteilversuch. Die berechnete Kraft für den Erstriss liegt jedoch um ca. 8 kN über dem experimentell ermittelten Wert. Insgesamt weichen die Erstrisslast und die maximale Bruchkraft deutlich von den Versuchswerten ab.

Deshalb wurden die Materialmodelle wie folgt angepasst:

- Keine Anpassung der Eingangsparametern für die Erstrisslast
- Festsetzung der Bruchspannung des Verbundgitters von 1100 N/mm² auf 330 N/mm²

Mit den so angepassten Materialmodellen stimmt nach Abbildung 90 die Versagenslast gut überein. Analog zu den anderen FE-Modellierungen kann das Last-Verformungsverhalten aber nicht weiter abgebildet werden, wenn im FE-Modell in einem Element die Versagensspannung erreicht wird.

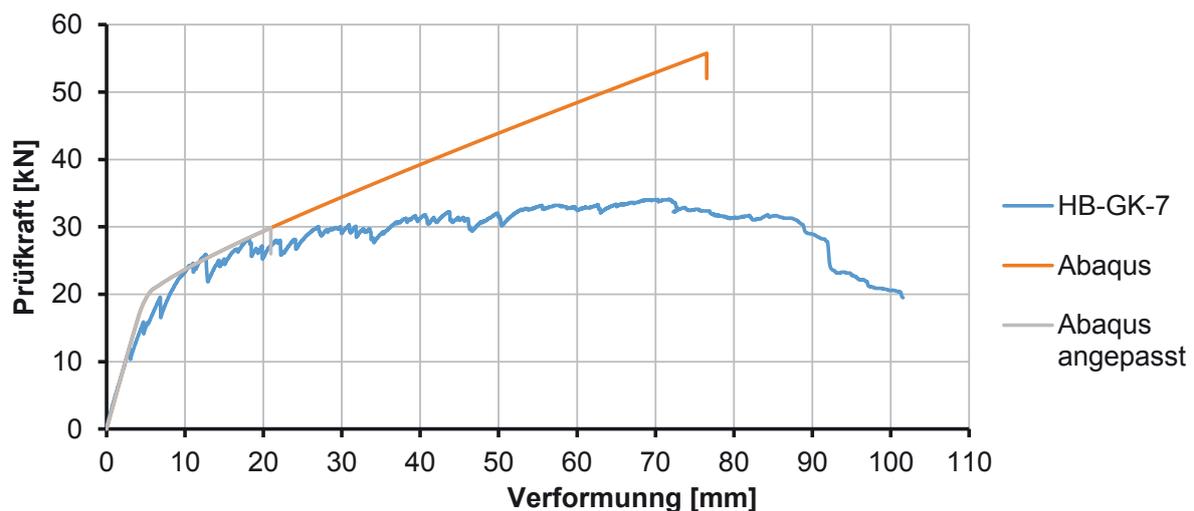


Abbildung 90: Prüfkraft-Verformungsverlauf des Prüfkörpers HB-GK-7 und der FE-Modellierung

Da weder der korrekte Erstriss noch der Versuchsverlauf abgebildet werden konnte, macht eine weitere Betrachtung von Spannungen und Verformungen keinen Sinn.

6.2.10 Fazit

Alle Versuche konnten mit dem FE-Programm Abaqus modelliert werden. Die Ergebnisse der Versuchskörper HB-GK-1 bis HB-GK-5 stimmten alle annähernd mit den realen Versuchen überein. Dies konnte jedoch nur erreicht werden, indem für die Versuche der Erstriss angepasst wurde. Lediglich die Versuche HB-GK-1 und HB-GK-2 konnte mit dem zuvor kalibrierten Materialmodell berechnet werden, sodass die ausgegebenen Graphen mit den realen Versuchen übereinstimmten. Für alle weiteren Versuche ergaben die Materialmodelle zu hohe Erstrisse. Das Last-Verformungsverhalten kann aber nicht weiter abgebildet werden, wenn im FE-Modell in einem Element die Versagensspannung erreicht wird.

Die Versuchskörper mit Dämmstoff konnten nach dem Erstriss nicht zuverlässig abgebildet werden. Die Kräfte wurden mit den kalibrierten Materialmodellen immer deutlich überschritten. Auch mit angepassten Materialmodellen weichen die mit Abaqus erstellten Graphen von den Versuchsgraphen signifikant ab. Eine Voraussage der Versagenskräfte für großformatige Sandwichelemente mit einer Vielzahl von Verbundgittern ist somit mit dem zuvor kalibrierten Materialmodellen weder für Sandwichelemente mit Dämmstoff noch für Elemente ohne Dämmstoff zuverlässig möglich.

Um genauere Voraussagen der Versagenskräfte tätigen zu können, müssen weitere FE-gestützte Untersuchungen durchgeführt werden. Diese umfassen beispielsweise das Einführen einer Versagensschicht zwischen Dämmstoff und Beton für die Sandwichelemente mit XPS-Dämmstoff. Voraussetzung dafür sind vorangegangene Untersuchungen z.B. der Haftzugfestigkeit und des Abscherungsverhaltens zwischen Beton und Dämmstoff. Für Sandwichelemente ohne tragfähigen Dämmstoff ist ein Materialmodell zu entwickeln, das die Tragfähigkeit richtig abbilden kann. Mit den bisherigen Materialmodellen beeinflusst die Breite der Versuchskörper die Maximale Bruchkraft. In den Versuchen konnte dieser Effekt jedoch nicht festgestellt werden. Weiterhin ist im Allgemeinen ein Materialmodell zu wählen, welches die Schädigung der Verbundgitter abbilden kann. Bisher bricht die FE-Berechnung ab, sobald in einem Punkt des Verbundgitters die maximal zulässige Spannung überschritten wird.

6.3 Ingenieurmodell 1: Allgemeiner Ansatz

6.3.1 Allgemeines

Für die Bemessung von rechteckigen Sandwichelementen ohne geometrische Besonderheiten oder Öffnungen wird folgendes Konzept vorgeschlagen:

- Ermittlung der einwirkenden charakteristischen Bauteilbeanspruchungen infolge Wind (q_w) entsprechend der Vorgaben nach DIN EN 1991-1-4 [23];
- Ermittlung der einwirkenden charakteristischen Bauteilbeanspruchungen infolge Eigengewicht der Innen- und Außenschale entsprechend der Vorgaben nach DIN EN 1990 [11]; als Wichte kann, nach [23] Anhang A, 24 kN/m^3 angesetzt werden;
- Nachweis der textiltbewehrten Außen- und Innenschale durch die Einhaltung von maximalen Abständen der anzuordnenden Verbundgitter aus AR-Glas auf Basis der in Kapitel 5.4 bis Kapitel 5.7 festgelegten Bemessungswerte.

Die in der Außenschale entstehenden Zwangsbeanspruchungen aus Temperaturänderungen können nach [4] und [24] mit folgenden Werten angenommen werden:

$$\Delta T_{N,Sommer} = 40 \text{ K}$$

$$\Delta T_{N,Winter} = -40 \text{ K}$$

Wechselnde Feuchtebedingungen (Schwinden, Quellen), wie sie bei Außenschalen auftreten, können vereinfacht betrachtet werden. Dafür sind die Temperaturwerte ΔT_N um 10 K bzw. - 10 K zu vergrößern. Der Temperaturgradient darf nach [4] für Außenschalen aus Textilbeton mit $\Delta T_M = 3,4 \text{ K}$ angesetzt werden.

Die maximalen Abstände der Verbundgitter werden mit dem in Kapitel 6.3.2 (Versagen der Vorsatzschale) und Kapitel 6.3.3 (Versagen des Verbundgitters) angegebenen Vorgehen ermittelt. Die anzusetzenden Bemessungswerte für den Bauteilwiderstand der Außen- und Innenschale ergeben sich gemäß Kapitel 5.4 aus dem kleineren der Bemessungswerte für die Einfüll- bzw. Schalseite nach Tabelle 11 bis Tabelle 14 bzw. Tabelle 16 bis Tabelle 19. Die entsprechenden Bemessungswerte der Verbundgitter sind in Kapitel 5.5 bis 5.7 in Tabelle 22 (Zugbeanspruchung), Tabelle 26 (Druckbeanspruchung) abzulesen. Für eine Abscherbeanspruchung sind diese Werte in Tabelle 59 und Tabelle 60 zusammengestellt. Die Angaben für eine Abscherbeanspruchung wurden nach Tabelle 46 abgemindert.

Tabelle 59: Bemessungswerte für den Bauteilwiderstand der Außen-/Innenschale

Einbaurichtung des Textils	$m_{Rk,Erstriss}$ [kNm/m]	m_{Rd} [kNm/m]
Schussrichtung 90°	0,70	0,99
Kettrichtung 0°	0,48	0,83

Tabelle 60: Bemessungswerte für den Bauteilwiderstand der Verbundgitter

Belastung	F_{Rd} für $h_k = 120 \text{ mm}$ [kN/m]	F_{Rd} für $h_k = 250 \text{ mm}$ [kN/m]
Zug	4,79	6,04
Druck	6,89	2,54
Schub	10,89	3,99

Die Sichtseite der Außen-/Innenschale soll im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (GZG) ungerissen bleiben. Deshalb wird als zugehöriger Bemessungswert der Außen-/Innenschale $m_{Rk,Erstriss}$ der Bemessungswert der Schalseite nach Tabelle 13 bzw. Tabelle 18 angesetzt. Bei den Bemessungswerten der beiden Schalen im Grenzzustand der Tragfähigkeit (GZT) wird zur Vereinfachung nicht zwischen den unterschiedlichen Werten der Einfüllseite und Schalenseite unterschieden, sondern der kleinere Wert angesetzt. Die Festlegung der Bemessungswerte der Verbundgitter erfolgte ohne Ansatz des tragfähigkeitssteigernden Einflusses einer Dämmung, so dass die Bemessung unabhängig vom eingesetzten Dämmmaterial ist. Insbesondere für eine Druckbeanspruchung des Verbundgitters (reiner Druck, Abscheren/Schub) liegt dieser Ansatz bei drucksteifem Dämmmaterial weit auf der sicheren Seite, da die Behin-

derung des seitlichen Ausweichens der Verbundgitter vernachlässigt wird. Unter diesen Randbedingungen wird im Regelfall der Verbundgitterabstand durch das Erstrissmoment der Vorsatzschale oder den Druckwiderstand des Verbundgitters bestimmt.

Die Bemessungswerte für den Bauteilwiderstand der Verbundgitter von Sandwichbauteilen mit Abständen der Betonschalen zwischen $h_k = 120$ mm und $h_k = 250$ mm dürfen gemäß Kapitel 5.5.4, 5.6.4 und 5.7.2 wie folgt interpoliert werden:

Zugkraft: $F_{Z,Rd} = 3,64 + h_k \cdot 9,61 \cdot 10^{-3}$ [kN/m] (siehe Gl. 1)

Druckkraft: $F_{D,Rd} = 10,90 - h_k \cdot 3,35 \cdot 10^{-2}$ [kN/m] (siehe Gl. 3)

Abscheren/Schub $F_{S,Rd} = 17,26 - h_k \cdot 5,31 \cdot 10^{-2}$ [kN/m] (siehe Gl. 5)

mit h_k Abstand der Betonschalen in mm; $120 \text{ mm} \leq h_k \leq 250 \text{ mm}$

Für eine kombinierte Beanspruchung aus Zug/Druck und Abscheren ist mit den in Kapitel 6.3.5 und 6.3.6 bereitgestellten Interaktionsdiagrammen zu überprüfen, ob der gewählte Verbundgitterabstand a_{max} für eine kombinierte Schub-Zug bzw. Schub-Druck Beanspruchung ausreichend ist. Sollte dies nicht der Fall sein, muss der Verbundgitterabstand a_{max} so weit reduziert werden, dass eine kombinierte Beanspruchung ohne Schäden abgetragen werden kann.

6.3.2 Verbundgitterabstand infolge Biegung der Außen- und Innenschale

Der maximal mögliche Abstand der Verbundgitter aus der Biegebeanspruchung der Vorsatzschale kann über die in Abbildung 91 gezeigten statischen Systeme bestimmt werden.

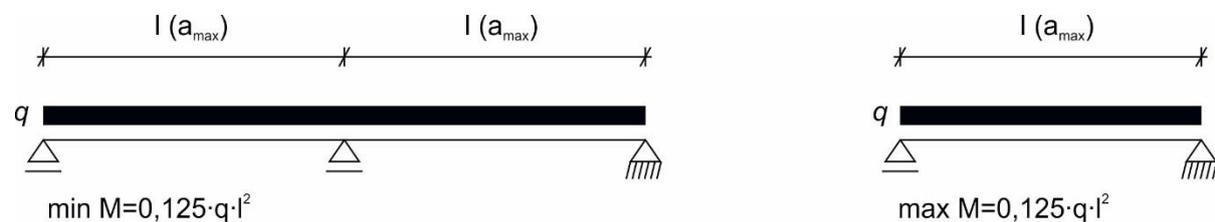


Abbildung 91: Statische Systeme zur Bestimmung der Verbundgitterabstände – maximales Stützmoment (links); maximales Feldmoment (rechts)

Die charakteristischen Bauteilbeanspruchungen infolge Wind (q_w) sind anhand von DIN EN 1991-1-4 [22] und zugehörigen NA zu ermitteln. Multipliziert mit dem zugehörigen Sicherheitsbeiwert $\gamma_{EW} = 1,5$ ergeben sich die Bemessungswerte der Bauteilbeanspruchung q_d .

Die maximalen Abstände der Verbundgitter a_{max} errechnen sich unter Beachtung der nachfolgend angegebenen Randbedingungen wie folgt:

$$a_{max} = \sqrt{m_R / (0,125 \cdot q_d)} \quad \text{(Gl. 6)}$$

- Lastfall „Biegezug auf der Schalseite“ (GZG): Da die Vorsatzschale auf der sichtbaren Seite ungerissen bleiben soll, wird hier das Erstrissmoment m_{Rk} nach Tabelle 59 verwendet. Werden die Erstrissmomente in Gl. 5 eingesetzt ergeben sich die folgende Nachweisgleichungen:

$$90^\circ\text{-Richtung (Schussrichtung): } a_{\max} = \sqrt{5,60 / q_d} \quad (\text{Gl. 7})$$

$$0^\circ\text{-Richtung (Kettrichtung): } a_{\max} = \sqrt{3,84 / q_d} \quad (\text{Gl. 8})$$

- Lastfall „Biegezug auf der Einfüllseite“ (GZT): Auf der Rückseite der Vorsatzschale dürfen sich Risse bilden, sodass hier das Bemessungsmoment m_{Rd} im Grenzzustand der Tragfähigkeit nach Tabelle 59 anzusetzen ist. Setzt man dies in Gl. 5 ein, ergeben sich:

$$90^\circ\text{-Richtung (Schussrichtung): } a_{\max} = \sqrt{7,92 / q_d} \quad (\text{Gl. 9})$$

$$0^\circ\text{-Richtung (Kettrichtung): } a_{\max} = \sqrt{6,64 / q_d} \quad (\text{Gl. 10})$$

6.3.3 Verbundgitterabstand infolge Druck-, Zug- und Schubbeanspruchung

Der sich aus der Tragfähigkeit des Verbundgitters infolge einer Zug-, Druck- und Schubbeanspruchung ergebende maximal mögliche Abstand der Verbundgitter kann mittels des in Abbildung 92 gezeigten statischen Systems berechnet werden.

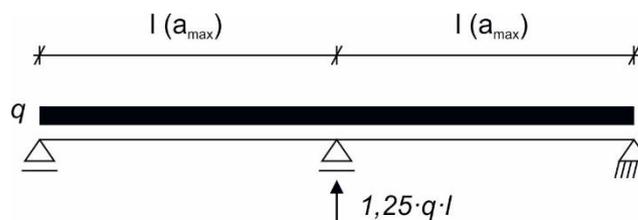


Abbildung 92: Statisches System zur Berechnung des Gitterabstandes unter einer Druck- und Zugbeanspruchung

Für die Ermittlung sind die Kräfte im Grenzzustand der Tragfähigkeit nach Tabelle 60 anzusetzen. Die charakteristischen Bauteilbeanspruchungen infolge Wind (q_w) sind anhand von DIN EN 1991-1-4 [23] und zugehörigen NA zu ermitteln. Diese werden mit dem zugehörigen Sicherheitsbeiwert $\gamma_{EW} = 1,5$ multipliziert, sodass sich die Bemessungswerte der Bauteilbeanspruchung q_d ergeben.

Für ein druckbeanspruchtes System ist die Einwirkung infolge des Winddrucks maßgebend. Für eine Zugbeanspruchung ist der Lastfall Windsog zu betrachten. Der maximale Abstand a_{\max} der Verbundgitter für eine Zugbeanspruchung „Z“ bzw. eine Druckbeanspruchung „D“ ergibt sich damit wie folgt:

$$a_{\max} = F_R / (1,25 \cdot q_d) \quad (\text{Gl. 11})$$

Setzt man in Gl. 10 die in Tabelle 60 gegebenen Werte ein, ergeben sich die folgenden Nachweisgleichungen:

$$\text{Zug für } h_k = 120 \text{ mm: } a_{\max} = 3,83 / q_d \quad (\text{Gl. 12})$$

$$\text{Zug für } h_k = 250 \text{ mm: } a_{\max} = 4,83 / q_d \quad (\text{Gl. 13})$$

$$\text{Zug für } 120 \text{ mm} \leq h_k \leq 250 \text{ mm: } a_{\max} = (2,91 + 7,67 \cdot 10^{-3} \cdot h_k) / q_d \quad (\text{Gl. 14})$$

$$\text{Druck für } h_k = 120 \text{ mm:} \quad a_{\max} = 5,51 / q_d \quad (\text{Gl. 15})$$

$$\text{Druck für } h_k = 250 \text{ mm:} \quad a_{\max} = 2,03 / q_d \quad (\text{Gl. 16})$$

$$\text{Druck für } 120 \text{ mm} \leq h_k \leq 250 \text{ mm} \quad a_{\max} = (8,72 - 2,68 \cdot 10^{-2} \cdot h_k) / q_d \quad (\text{Gl. 17})$$

Die Aufnahme von vertikalen Lasten ist nur aus dem Eigengewicht der Vorsatzschale vorgesehen. Das textile Verbundgitter wird deshalb infolge Schub „S“ durch das Eigengewicht der Vorsatzschale q_G beansprucht. Horizontale Lasten wie Winddruck und Windsog erzeugen eine Biegung des Gesamtquerschnitts und somit ebenfalls eine Schubbeanspruchung der Verbundgitter. Die Biegung des Gesamtquerschnitts wird in Kapitel 6.3.4 genauer betrachtet. Das Eigengewicht muss mit dem zugehörigen Sicherheitsbeiwert von $\gamma_{EW} = 1,35$ multipliziert werden. Der sich durch die Schubbeanspruchung aus dem Eigengewicht ergebende maximal mögliche Abstand a_{\max} wird mit folgender Gleichung bestimmt:

$$a_{\max} = F_R / q \quad (\text{Gl. 18})$$

Für Betonschalenabstände von $h_k = 120 \text{ mm}$ und 250 mm ergeben sich so folgende Nachweisgleichungen:

$$\text{Schub für } h_k = 120 \text{ mm:} \quad a_{\max} = 10,89 / q_d \quad (\text{Gl. 19})$$

$$\text{Schub für } h_k = 250 \text{ mm:} \quad a_{\max} = 3,99 / q_d \quad (\text{Gl. 20})$$

$$\text{Schub für } 120 \text{ mm} \leq h_k \leq 250 \text{ mm} \quad a_{\max} = (17,26 - 5,31 \cdot 10^{-2} \cdot h_k) / q_d \quad (\text{Gl. 21})$$

Für eine Druck- und Abscherbeanspruchung sind, durch den Einsatz von XPS als Dämmschicht, zusätzliche Traglastreserven vorhanden, da die Dämmschicht das Stabilitätsversagen deutlich behindert. Dies zeigen die in Kapitel 5.6, 5.7.2, 5.7.4, 5.7.5 und 5.9 aufgeführten Ergebnisse.

6.3.4 Gesamttragwirkung

Zur Bestimmung der Gesamttragwirkung wird das Modell von Stamm/ Witte [5] mit den Erweiterungen von Horstmann [4] herangezogen. Die Sandwichtragwirkung wird dabei nur von den Verbundmitteln beeinflusst, der Dämmstoff wird nicht angesetzt. Für die Bestimmung der Tragfähigkeit wird aus der Platte ein Streifen mit der Breite a_{\max} herausgeschnitten (Abbildung 93). Für diesen Streifen kann die Berechnung vereinfachend als Sandwich-Einfeldbalken mit einer konstanten Last q geführt werden. Die konstante Last q ergibt sich aus der Beanspruchung aus Windsog bzw. Winddruck.

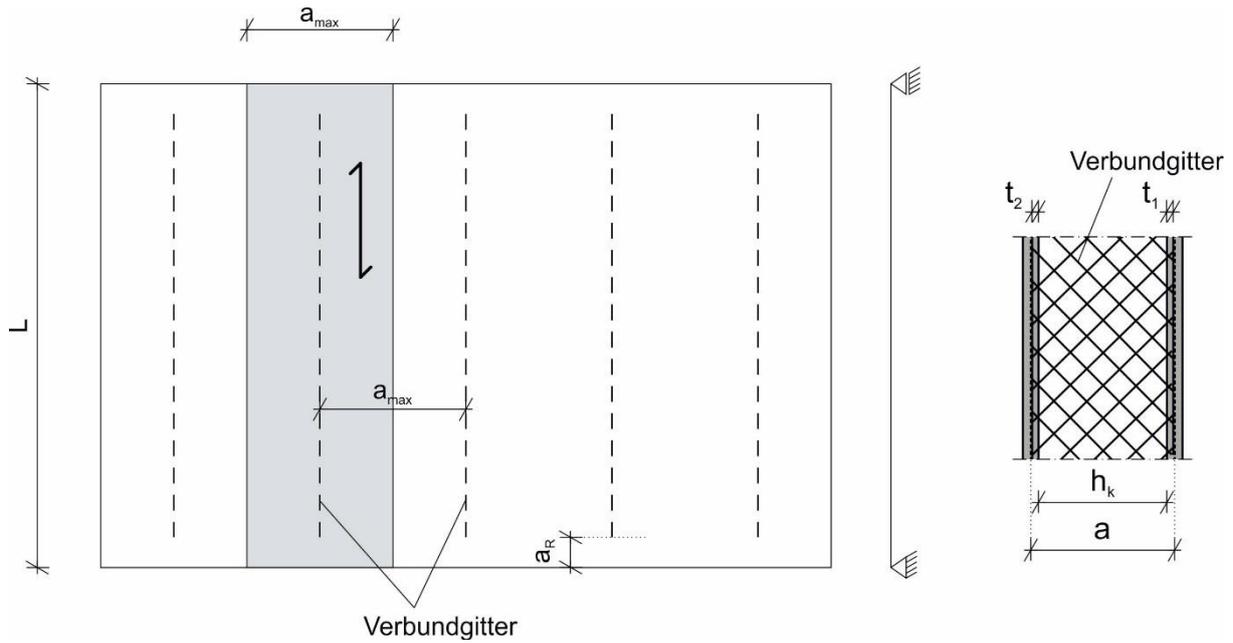


Abbildung 93: Statisches System und Querschnitt/ Seitenansicht

Die Biegemomente der Deckschichten $m_{o,u}$ und des Gesamtquerschnitts m_S können mit den folgenden Gleichungen berechnet werden:

$$m_S = q L^2 \frac{1}{1+\alpha} \left[0,5 \xi (1 - \xi) - \frac{1}{\lambda^2} \frac{\cosh(\lambda/2) - \cosh(\lambda(1-2\xi)/2)}{\cosh(\lambda/2)} \right] \quad (\text{Gl. 22})$$

$$m_{o,u} = q L^2 \frac{\alpha_{o,u}}{1+\alpha} \left[0,5 \xi (1 - \xi) + \frac{1}{\alpha \lambda^2} \frac{\cosh(\lambda/2) - \cosh(\lambda(1-2\xi)/2)}{\cosh(\lambda/2)} \right] \quad (\text{Gl. 23})$$

Die Gleichungen werden mit den nachfolgenden Beiwerten berechnet. Die Variable x bezeichnet die maßgebende Stelle (Biegung in Feldmitte, Schub am Auflager), die Variable L ist Abbildung 93 zu entnehmen.

$$\xi = \frac{x}{L}; \quad \lambda = \sqrt{\frac{1+\alpha}{\alpha\beta}}; \quad \alpha_u = \frac{B_u}{B_S}; \quad \alpha_o = \frac{B_o}{B_S}; \quad \alpha = \alpha_o + \alpha_u; \quad \beta = \frac{B_S}{S L^2}$$

Die Beiwerte werden aus den Steifigkeiten des Sandwichquerschnitts errechnet. Die Variablen h_k , a_R , t_1 , t_2 , a und a_{max} sind aus Abbildung 93 zu entnehmen.

$$S = \frac{a^2}{\Delta L} n_0 (\cos 45^\circ)^2 \frac{1}{L_f / 646800 \text{ N} + 0,00016 \text{ N/mm}^2} \quad \text{Schubsteifigkeit der Verbundgitter} \quad (\text{Gl. 24})$$

$$B_{o,u} = 37000 \text{ N/mm}^2 \cdot \frac{a_{max} \cdot 27000 \text{ mm}^3}{12} \quad \text{Deckschichtbiegesteifigkeit} \quad (\text{Gl. 25})$$

$$B_S = \frac{1,23 \cdot 10^{12} \text{ N/mm} \cdot a_{max}^2}{2 \cdot (1110000 \cdot a_{max})} a^2 \quad \text{Sandwichbiegesteifigkeit} \quad (\text{Gl. 26})$$

$$B = B_S + B_o + B_u \quad \text{Gesamtbiegesteifigkeit} \quad (\text{Gl. 27})$$

$$n_0 = \left(\frac{L - t_1 - t_2 - h_k - 2 a_R}{\sqrt{38^2 \cdot 2}} + 1 \right) \quad \text{Rovinganzahl} \quad (\text{Gl. 28})$$

$$\Delta L = n_0 \cdot 38 \sqrt{2} + h_k + t_1 + t_2 \quad \text{Verbundgitterlänge} \quad (\text{Gl. 29})$$

$$L_f = (h_k + t_1 + t_2) \cdot \sqrt{2} \quad \text{ansetzbare Rovinglänge} \quad (\text{Gl. 30})$$

Der Nachweis des Gesamtquerschnitts auf Biegung ist erfüllt, wenn das Biegemoment $m_{o,u}$ der Deckschichten kleiner ist als das Widerstandsmoment m_{Rd} (Gleichung 31). Als Widerstandsmoment m_{Rd} werden die Werte nach Tabelle 59 angesetzt. Unterschieden werden muss dabei zwischen dem Grenzzustand der Tragfähigkeit und dem Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit.

$$m_{o,u} \leq m_{Rd} \quad (\text{Gl. 31})$$

Für den Nachweis aus einer Abscherbeanspruchung muss die Relativverschiebung Δu der beiden Schalen am Auflager ($x = 0$) berechnet werden. Mit Hilfe der Verschiebung kann anschließend auf die Spannung im Roving σ_{Rov}^* geschlossen werden. Liegt die errechnete Spannung unter der Bemessungsspannung der Rovings für eine Beanspruchung aus reinem Zug und Druck infolge einer Abscherbeanspruchung (aus Kapitel 3.3 und Kapitel 5.7.2) ist der Nachweis erfüllt.

$$\Delta u = a \frac{qL^3}{B} \beta \left[0,5 (1 - 2 \xi) - \frac{1}{\lambda} \frac{\sinh(\lambda(1 - 2\xi)/2)}{\cosh(\lambda/2)} \right] \quad (\text{Gl. 32})$$

$$\sigma_{Rov}^* = \frac{70000 \text{ N/mm}^2}{L_f} \cdot \cos\left(\frac{\alpha}{\beta}\right)^2 \cdot \Delta u \quad (\text{Gl. 33})$$

$$\sigma_{Rov}^* \leq \sigma_{t,d} = 733 \text{ N/mm}^2 \quad \sigma_{Rov}^* \leq \sigma_{c,d} = 110 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{Gl. 34})$$

Die Belastungen aus Windsog und Winddruck sind mit den in Kapitel 6.3.3 geführten Berechnungen des maximalen Verbundgitterabstandes a_{max} ausreichend abgedeckt.

6.3.5 Interaktionsdiagramme für die Kombination Abscheren(Schub) – Zug

Die Ergebnisse der Zug-, Abscheren(Schub)- und kombinierten Zug-Abscherversuche werden zur Erstellung von Interaktionsdiagrammen verwendet. In Abbildung 94 werden für die untersuchten Parameter die zugehörigen Diagramme gezeigt. Dazu wurden die ermittelten Bemessungswerte für Zug $F_{Z,Rd}$ (Kapitel 5.5.2), Abscheren $F_{S,Rd}$ (Kapitel 5.7.2) und kombinierten Schub-Zug $F_{SZ,Rd}$ (Kapitel 5.7.3) in den Diagrammen dargestellt. Zur Übersicht werden die Bemessungswerte zusätzlich in Tabelle 61 aufgeführt.

Tabelle 61: Schub- und Zug-Bemessungswerte der Interaktionsdiagramme

Prüfserie	$F_{S,Rd}$ [kN/m]	$F_{N,Z}$ [kN/m]	F_Z [kN/m]	h_k [mm]	Dämmung
HB-SV-1	10,89 ¹⁾	-	-		
HB-SV-Z-1	13,37 ¹⁾	3,07	-	120	nein
HB-ZV-1	-	-	4,79		
HB-SV-2	5,98 ¹⁾	-	-	200	nein
HB-ZV-2	-	-	8,99		
HB-SV-3	3,99 ¹⁾	-	-		
HB-SV-Z-3	6,24 ¹⁾	4,30	-	250	nein
HB-ZV-3	-	-	6,04		
HB-SV-4	15,27 ¹⁾	-	-		
HB-SV-Z-2	12,21 ¹⁾	5,31	-	200	ja
HB-ZV-2	-	-	8,99		

¹⁾ Werte wurden nach Kapitel 5.7.5, Tabelle 46 abgemindert

Für die Erstellung der Diagramme werden die Bemessungswerte der aufgetragenen Zugkräfte auf die beiden Schalen bei den kombinierten Abscherversuchen benötigt. Die aufgetragenen Normalkräfte ergaben sich aus der halben maximalen Kraft aus den Kleinkörperversuchen aus Kapitel 5.5. Die Werte wurden gewählt, um eine Aussage über den Verlauf der Interaktionsdiagramme in Abbildung 94 tätigen zu können. Dort ist zu erkennen, dass sich die Ergebnisse mit der halben maximalen Normalkraft über dem Verlauf der linearen Interpolation befinden und die Interpolation damit auf der sicheren Seite liegt. Der Teilsicherheitsbeiwert wurde, in Anlehnung an Windsogkräfte, zu $\gamma_m = 1,5$ gesetzt. Die Bemessungswerte der aufgetragenen Zugkräfte sind in Tabelle 61 dargestellt.

Tabelle 62: Bemessungswerte der Zugkraft auf die Vorsatzschale

Prüfserie	Länge [mm]	$F_{N,Z}$ [kN]	$F_{N,Z}$ [kN/m]	n [-]	s_x [kN/m]	V_x [-]	k_n [-]	$F_{N,Z,Rk}$ [kN/m]	γ_m [-]	$F_{N,Z,Rd}$ [kN/m]
SV-Z-1	570	3,24	5,68	3	0,22	0,07 ¹⁾	1,89	4,61	1,5	3,07
SV-Z-2	650	6,38	9,82	3	0,07	0,01 ¹⁾	1,89	7,97	1,5	5,31
SV-Z-3	700	5,57	7,95	3	0,12	0,02 ¹⁾	1,89	6,45	1,5	4,30

¹⁾ Der Mindestwert wird zu $V_x = 0,1$ angesetzt

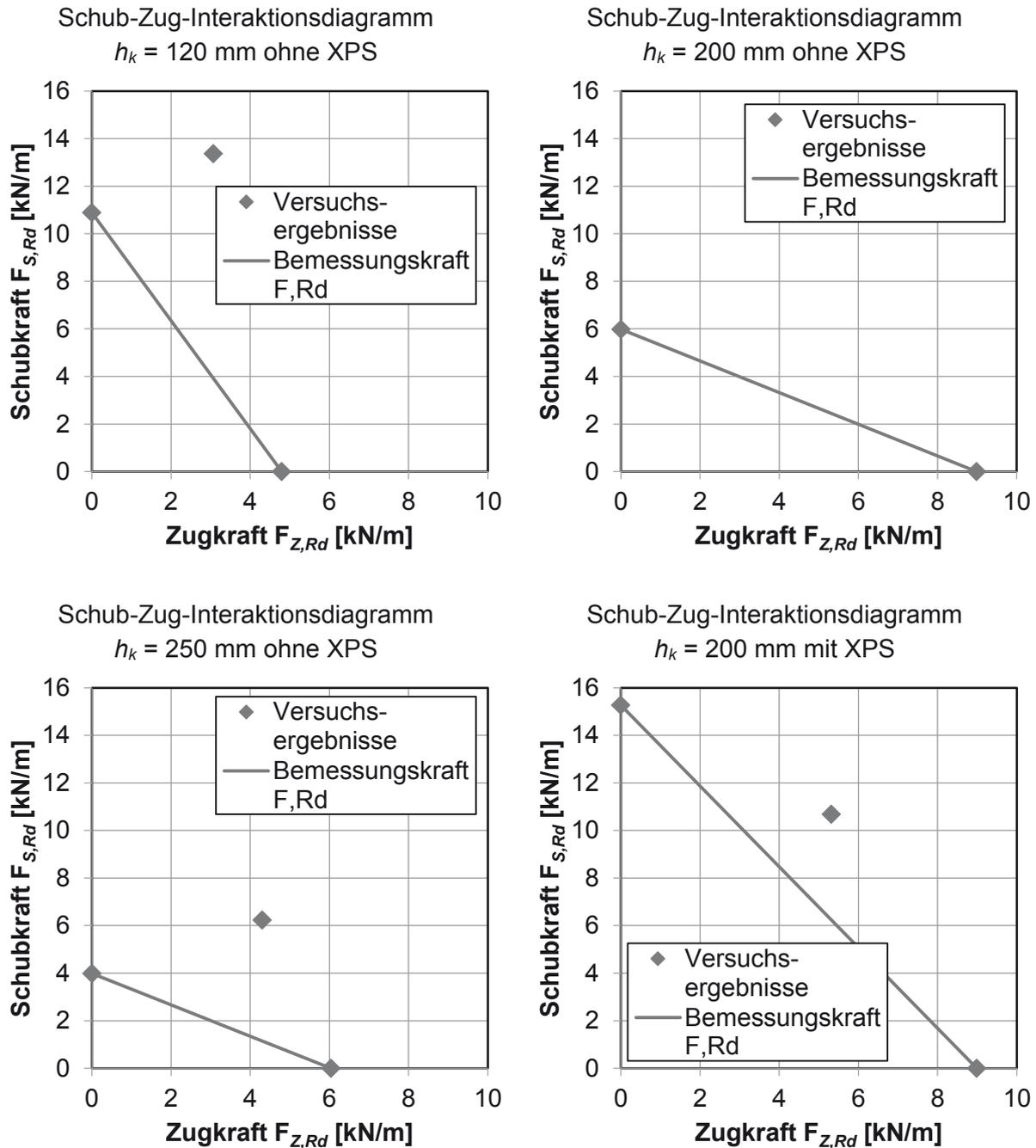


Abbildung 94: Interaktionsdiagramme für die Kombination einer Schub-und Zugkraft

Als Interaktion der Bemessungskraft F_{Rd} , wird der angegebene lineare Verlauf vorgeschlagen, der sich aus der Verbindung der Bemessungsnormalkraft $F_{Z,Rd}$ und der Bemessungsabscherkraft $F_{S,Rd}$ ergibt. Die Ergebnisse der untersuchten kombinierten Beanspruchungen aus Zug- und Abscherbeanspruchung liegen auf der sicheren Seite oberhalb des Interaktionsvorschlages. Für die Verbundgitterhöhe $h_k = 200$ mm ohne XPS wurden keine kombinierten Versuche durchgeführt. Auf Grundlage der Ergebnisse der Verbundgitterhöhen $h_k = 120$ mm und $h_k = 250$ mm wird davon ausgegangen, dass bei einer kombinierten Beanspruchung die Werte oberhalb der in Abbildung 94 gezeigten Interaktionsgeraden liegen.

6.3.6 Interaktionsdiagramme für die Kombination Abscheren(Schub) – Druck

Die Ergebnisse der Druck-, Abscher(Schub)- und kombinierten Druck-Abscherversuche werden zur Erstellung von Interaktionsdiagrammen verwendet. In Abbildung 95 werden für die untersuchten Parameter die zugehörigen Diagramme gezeigt. Dazu wurden die ermittelten Bemessungswerte für Druck $F_{D,Rd}$ (Kapitel 5.6.2), Abscheren $F_{S,Rd}$ (Kapitel 5.7.2) und kombinierten Schub-Druck $F_{SD,Rd}$ (Kapitel 5.7.4) in den Diagrammen dargestellt. Zur Übersicht werden die Bemessungswerte zusätzlich in Tabelle 63 aufgeführt.

Tabelle 63: Schub- und Druck-Bemessungswerte der Interaktionsdiagramme

Prüfserie	$F_{S,Rd}$ [kN/m]	$F_{N,D}$ [kN/m]	F_D [kN/m]	h_k [mm]	Dämmung
HB-SV-1	10,89 ¹⁾	-	-	120	nein
HB-SV-D-1	11,08 ¹⁾	3,41	-		
HB-DV-1	-	-	6,89	200	nein
HB-SV-2	5,98 ¹⁾	-	-		
HB-DV-2	-	-	3,86	250	nein
HB-SV-3	3,99 ¹⁾	-	-		
HB-SV-D-3	2,93 ¹⁾	1,62	-	250	nein
HB-DV-3	-	-	2,54		
HB-SV-4	15,27 ¹⁾	-	-	250	ja
HB-SV-D-2	14,97 ¹⁾	60,25	-		
HB-DV-4	-	-	121,54		

¹⁾ Werte wurden nach Kapitel 5.7.5, Tabelle 46 abgemindert

Für die Erstellung der Diagramme werden die Bemessungswerte der aufgebrachten Druckkräfte auf die Vorsatzschale der kombinierten Abscherversuche benötigt. Die aufgebrachten Normalkräfte ergaben sich aus der halben maximalen Kraft aus den Kleinkörperversuchen aus Kapitel 5.6. Die Werte wurden gewählt, um eine Aussage über den Verlauf der Interaktionsdiagramme in Abbildung 95 tätigen zu können. Dort ist zu erkennen, dass sich die Ergebnisse mit der halben maximalen Normalkraft über dem Verlauf der linearen Interpolation befinden und die Interpolation damit auf der sicheren Seite liegt. Der Teilsicherheitsbeiwert wurde, in Anlehnung an Winddruckkräfte, zu $\gamma_m = 1,5$ gesetzt. Die Bemessungswerte der aufgebrachten Druckkräfte sind in Tabelle 64 dargestellt.

Tabelle 64: Bemessungswerte der Druckkraft auf die Vorsatzschale

Prüfserie	Länge [mm]	$F_{N,D}$ [kN]	$F_{N,D}$ [kN/m]	n [-]	s_x [kN/m]	V_x [-]	k_n [-]	$F_{N,D,Rk}$ [kN/m]	γ_m [-]	$F_{ND,Rd}$ [kN/m]
SV-D-1	570	3,59	6,31	3	0,02	0,01 ¹⁾	1,89	5,11	1,5	3,41
SV-D-2	650	72,44	111,14	3	0,48	0,01 ¹⁾	1,89	90,38	1,5	60,25
SV-D-3	700	2,02	2,89	3	0,14	0,07 ¹⁾	1,89	2,43	1,5	1,62

¹⁾ Der Mindestwert wird zu $V_x = 0,1$ angesetzt

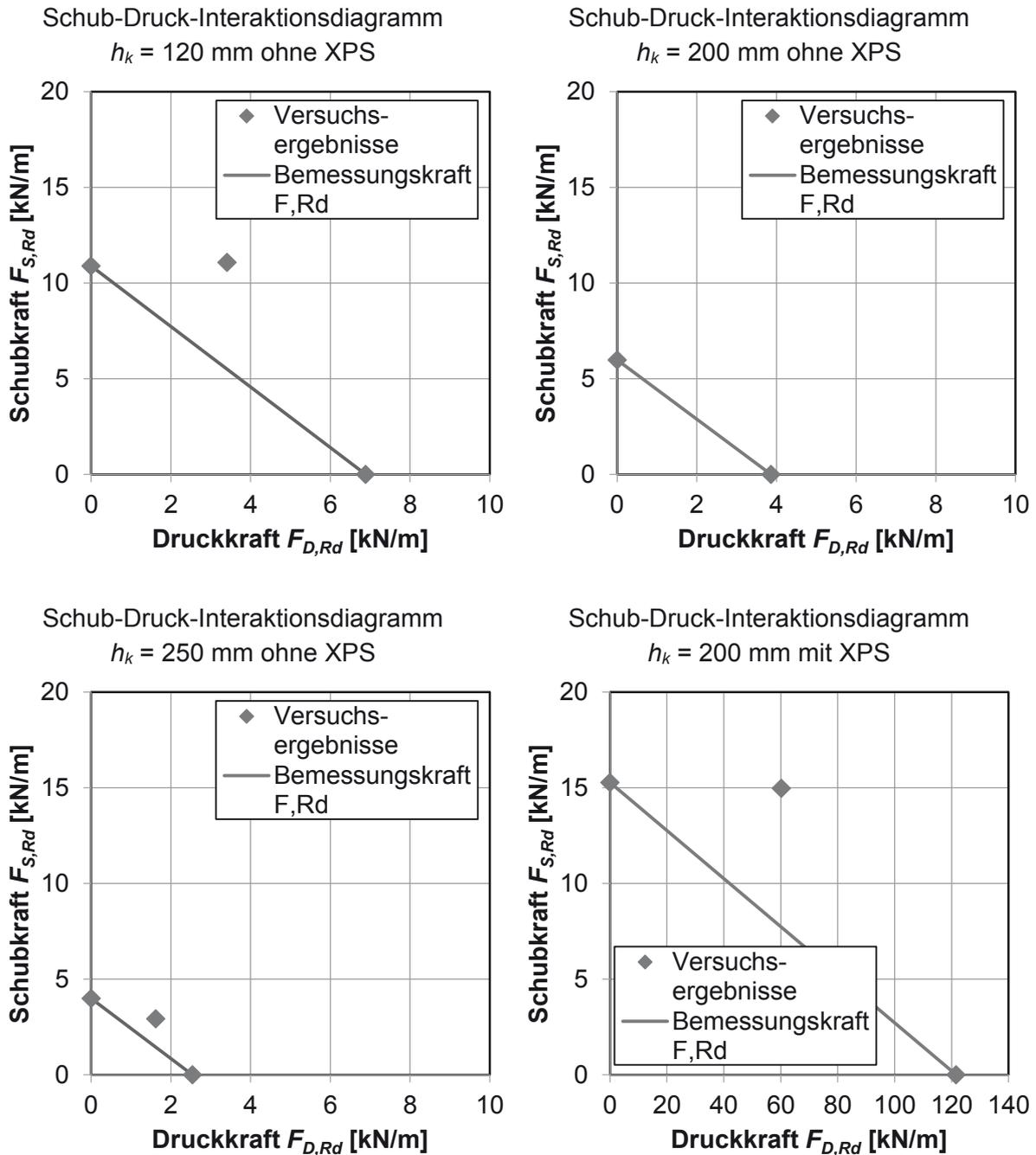


Abbildung 95: Interaktionsdiagramme für die Kombination einer Schub- und Druckkraft

Auch hier wird als Interaktion der Bemessungskraft F_{Rd} , der angegebene lineare Verlauf vorgeschlagen, der sich aus der Verbindung der Bemessungsnormalkraft $F_{D,Rd}$ und der Bemessungsabscherkraft $F_{S,Rd}$ ergibt. Die Ergebnisse der untersuchten kombinierten Beanspruchungen aus Druck- und Abscherbeanspruchung liegen auf der sicheren Seite oberhalb des Interaktionsvorschlags.

6.3.7 Bemessungsbeispiel

Um die Vorgehensweise des allgemeinen Ansatzes zur Berechnung der Sandwichelemente zu zeigen, wird beispielhaft ein 25 m hohes Gebäude angenommen, das in Windzone 2 im Binnenland steht, siehe Abbildung 96. Die lichte Verbundgitterhöhe h_k soll 180 mm betragen und jeweils 15mm in die Schalen eingebunden sein. Das Sandwichelement soll eine Größe von 3,0 x 6,0 m besitzen. Der Abstand der Gitter a_R zum Rand beträgt 200 mm.

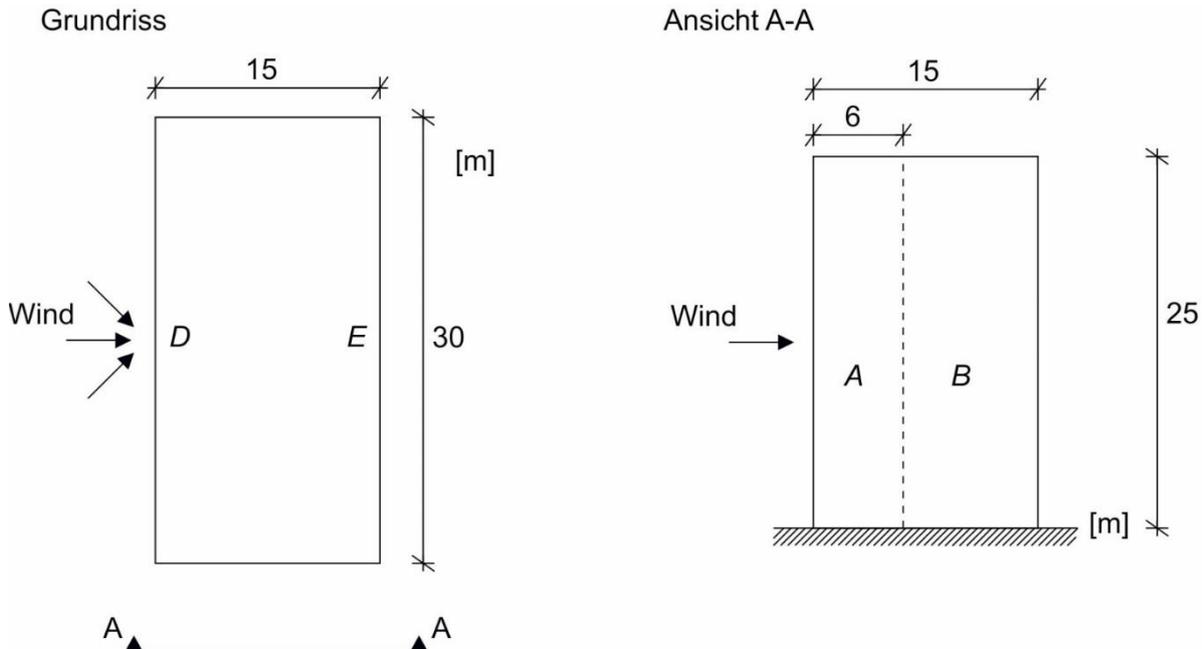


Abbildung 96: Beispielgebäude

Die Windlasten wurden nach dem vereinfachten Verfahren gemäß DIN EN 1991-1-4 [22] berechnet. Die Außendruckbeiwerte wurden dem nationalen Anhang der Norm entnommen. In Tabelle 65 sind die Parameter zur Bestimmung der Windlasten aufgelistet.

Tabelle 65: Beiwerte zur Ermittlung der Windlast

Windzone	Bereich	q_p [kN/m ²]	$c_{pe,10}$ [-]	q_w [kN/m ²]
2	A	0,90	-1,40	-1,26
	D	0,90	+0,80	+0,72

Die in Tabelle 66 dargestellte maximalen Gitterabstände a_{max} werden nach Kapitel 6.3.2 und Kapitel 6.3.3 berechnet. Für den Lastfall „Wind“ wird ein Teilsicherheitsbeiwert von $\gamma_m = 1,50$ und für den Lastfall „Eigengewicht“ ein Teilsicherheitsbeiwert von $\gamma_m = 1,35$ angesetzt. Die Teilsicherheitsbeiwerte sind der Din EN 1990 + NA [11] entnommen.

Tabelle 66: Maximaler Abstand a_{max} der Verbundgitter für angenommene Windlasten

	Zustand	h_k [mm]	q_w [kN/m ²]	γ_m [-]	q_d [kN/m ²]	a_{max} [m]
Biegung 90°	GZG	-	-1,26	1,50	-1,89	1,72
	GZT	-	-1,26	1,50	-1,89	2,05
Biegung 0°	GZG	-	-1,26	1,50	-1,89	1,42
	GZT	-	-1,26	1,50	-1,89	1,87
Z	GZT	180	-1,26	1,50	-1,89	2,27
D	GZT	180	0,72	1,50	1,08	3,61
S	GZT	180	0,8 ¹⁾	1,35	1,08	7,13

¹⁾ Belastung aus Lastfall Eigengewicht

Nach Tabelle 66 beträgt der maximal mögliche Abstand $a_{max} = 1,42$ m. Der maßgebende Fall ist somit der Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit der Schalen. Im nächsten Schritt wird die Beanspruchung auf die Verbundgitter mit einem abgerundeten Verbundgitterabstand von $a_{max} = 1,40$ m ausgerechnet. Die Beanspruchungen sind nachfolgend aufgelistet.

Zug: $F_{Ed,Z} = 1,25 \cdot q_d \cdot a_{max} = 1,25 \cdot 1,89 \cdot 1,40 = 3,31$ kN/m

Druck: $F_{Ed,D} = 1,25 \cdot q_d \cdot a_{max} = 1,25 \cdot 1,08 \cdot 1,40 = 1,89$ kN/m

Schub: $F_{Ed,S} = q_d \cdot a_{max} = 1,08 \cdot 1,40 = 1,51$ kN/m

Anhand der in Kapitel 6.3.5 und 6.3.6 dargestellten Interaktionsdiagramme wird überprüft, ob der gewählte Verbundgitterabstand für eine kombinierte Schub-Zug bzw. Schub-Druck Beanspruchung ausreichend ist. Für lichte Verbundgitterhöhen $120 \leq h_k \leq 250$ mm müssen die jeweiligen Interaktionsdiagramme erstellt werden. Die Ausgangswerte sind nach den Gleichungen 1, 3 und 4 zu berechnen. In Abbildung 97 sind die Interaktionsdiagramme für die lichte Verbundgitterhöhe von $h_k = 180$ mm dargestellt.

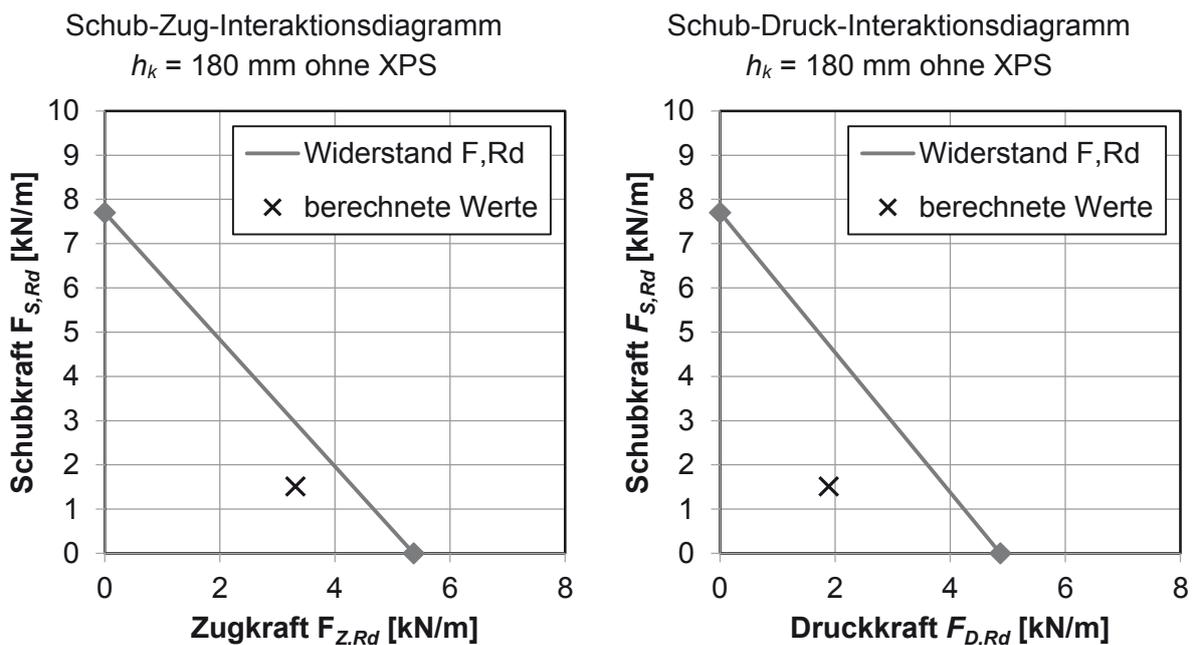


Abbildung 97: Interaktionsdiagramme für $h_k = 180$ mm

Die errechneten Beanspruchungen der Verbundgitter liegen unterhalb der linearen Verbindung zwischen Schub- und Zugkraft bzw. Schub- und Druckkraft. Damit ist nachgewiesen, dass die Verbundgitter mit einem Abstand von $a_{max} = 1,40$ m für eine kombinierten Beanspruchung geeignet sind.

Mit den in Kapitel 6.3.4 aufgeführten Gleichungen wird die Gesamttragfähigkeit des Querschnitts mit der daraus folgenden Biegung der Schalen und der Schubfestigkeit der Verbundgitter nachgewiesen.

$$L_f = (h_k + t_1 + t_2) \cdot \sqrt{2} = (180 + 15 + 15) \cdot \sqrt{2} = 297 \text{ mm}$$

$$n_0 = \left(\frac{L - t_1 - t_2 - h_k - 2 a_R}{\sqrt{38^2 \cdot 2}} + 1 \right) = \left(\frac{3000 - 15 - 15 - 180 - 2 \cdot 200}{\sqrt{38^2 \cdot 2}} + 1 \right) = 45$$

$$\Delta L = n_0 \cdot 38 \sqrt{2} + h_k + t_1 + t_2 = 45 \cdot 38 \sqrt{2} + 180 + 15 + 15 = 2628 \text{ mm}$$

$$B_S = \frac{1,23 \cdot 10^{12} \text{ N/mm} \cdot a_{max}^2}{2 \cdot (1110000 \cdot a_{max})} a^2 = \frac{1,23 \cdot 10^{12} \cdot 1400^2}{2 \cdot (1110000 \cdot 1400)} 210^2 = 3,42 \cdot 10^{13} \text{ Nmm}^2$$

$$B_{o,u} = 37000 \cdot \frac{a_{max} \cdot 27000 \text{ mm}^3}{12} = 37000 \cdot \frac{1400 \cdot 27000}{12} = 1,17 \cdot 10^{11} \text{ Nmm}^2$$

$$B = B_S + B_o + B_u = 3,42 \cdot 10^{13} + 2 \cdot 1,17 \cdot 10^{11} = 3,44 \cdot 10^{13}$$

$$S = \frac{a^2}{\Delta L} n_0 (\cos 45^\circ)^2 \frac{1}{L_f / 646800 \text{ N} + 0,00016 \text{ N/mm}^2}$$

$$= \frac{210^2}{2628,31} \cdot 45 \cdot (\cos 45^\circ)^2 \frac{1}{296,98 / 646800 + 0,00016} = 609743 \text{ N}$$

$$\xi = \frac{x}{L} = \frac{1500}{3000} = 0,5; \quad \lambda = \sqrt{\frac{1 + \alpha}{\alpha \beta}} = \sqrt{\frac{1 + 0,0068}{0,0068 \cdot 6,23}} = 4,87; \quad \alpha_{o,u} = \frac{B_{o,u}}{B_S} = \frac{1,17 \cdot 10^{11}}{3,42 \cdot 10^{13}} = 0,0034$$

$$\alpha = \alpha_o + \alpha_u = 0,0068; \quad \beta = \frac{B_S}{S L^2} = \frac{3,42 \cdot 10^{13}}{609742,84 \cdot 3000^2} = 6,23$$

Für die Belastung q wird die maximale Einwirkung aus Windsog bzw. Winddruck mit dem errechneten Verbundgitterabstand a_{max} multipliziert.

$$m_S = q L^2 \frac{1}{1 + \alpha} \left[0,5 \xi (1 - \xi) - \frac{1}{\lambda^2} \frac{\cosh(\lambda / 2) - \cosh(\lambda (1 - 2 \xi) / 2)}{\cosh(\lambda / 2)} \right]$$

$$= -2,646 \cdot 3000^2 \cdot \frac{1}{1 + 0,0068} \left[0,5 \cdot 0,5 (1 - 0,5) - \frac{1}{4,87^2} \cdot \frac{\cosh(4,87 / 2) - \cosh(4,87 (1 - 2 \cdot 0,5) / 2)}{\cosh(4,87 / 2)} \right]$$

$$= -2132726,54 \text{ Nmm} = -2,13 \text{ kNm}$$

$$m_{o,u} = q L^2 \frac{\alpha_{o,u}}{1 + \alpha} \left[0,5 \xi (1 - \xi) + \frac{1}{\alpha \lambda^2} \frac{\cosh(\lambda / 2) - \cosh(\lambda (1 - 2 \xi) / 2)}{\cosh(\lambda / 2)} \right]$$

$$= -2,646 \cdot 3000^2 \cdot \frac{0,0034}{1 + 0,0068} \left[0,5 \cdot 0,5 (1 - 0,5) + \frac{1}{0,0068 \cdot 4,87^2} \cdot \frac{\cosh(4,87 / 2) - \cosh(4,87 (1 - 2 \cdot 0,5) / 2)}{\cosh(4,87 / 2)} \right]$$

$$= -422011,73 \text{ Nmm} = -0,42 \text{ kNm}$$

Der Nachweis für die Deckschichten infolge Biegung des Gesamtquerschnitts ist erfüllt, da das Biegemoment $m_{o,u}$ kleiner ist als das Widerstandsmoment m_{Rd} (Gleichung 30).

$$m_{o,u} \leq m_{Rd} \quad 0,42 \text{ kNm} < 0,48 \text{ kNm}$$

Die Relativverschiebung Δu der beiden Schalen wird am Auflager ($x = 0$) berechnet. Anschließend kann die durch die Abscherbeanspruchung entstehende Rovingspannung mit der Rovingspannung aus den Dehnkörperversuchen verglichen werden.

$$\xi = \frac{x}{L} = \frac{0}{3000} = 0;$$

$$\Delta u = a \frac{qL^3}{B} \beta \left[0,5 (1 - 2 \xi) - \frac{1}{\lambda} \frac{\sinh(\lambda(1 - 2\xi)/2)}{\cosh(\lambda/2)} \right]$$

$$= 210 \cdot \frac{-2,646 \cdot 3000^3}{3,44 \cdot 10^{13}} \cdot 6,23 \left[0,5 (1 - 2 \cdot 0) - \frac{1}{4,87} \frac{\sinh(4,87(1 - 2 \cdot 0)/2)}{\cosh(4,87/2)} \right] = 0,809 \text{ mm}$$

$$\sigma_{Rov}^* = \frac{70000 \text{ N/mm}^2}{L_f} \cdot \cos\left(\frac{\alpha}{\beta} \cdot \frac{\pi}{180}\right)^2 \cdot \Delta u = \frac{70000}{296,98} \cdot \cos\left(\frac{0,0068}{6,23}\right)^2 \cdot 0,809 = 191 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{Rov}^* \leq \sigma_{t,d} = 679 \text{ N/mm}^2 \quad 191 \text{ N/mm}^2 < 679 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{Rov}^* \leq \sigma_{c,d} = 110 \text{ N/mm}^2 \quad 191 \text{ N/mm}^2 > 110 \text{ N/mm}^2$$

Der Nachweis der Spannungen infolge einer Schubbeanspruchung ist nicht erfüllt. Der Verbundgitterabstand a_{max} oder die lichte Schubgitterhöhe h_k sind zu verkleinern.

6.4 Ingenieurmodell 2: genauer Ansatz mit InfoCAD

Alternativ können die Innen- und Außenschale auch über die Bemessungswerte für Biegung nach Kapitel 5.4 sowie die Verbundgitter über die ermittelten Verbundgittersteifigkeiten nach Kapitel 5.5 bis 5.7 bemessen werden. Dafür werden die Schnittgrößen der Verbundgitter ermittelt und mit den in Tabelle 60 angegebenen Widerständen verglichen. Die Schnittgrößenermittlung erfolgt analog zu DIN EN 1992-1-1 [14], Abschnitt 5.4 nach der linear-elastischen Methode. Es sind folgende Lastfälle analog zu Kapitel 6.3 zu berücksichtigen:

- Eigengewicht der Vorsatzschale
- Windlasten
- Temperaturlasten
- Schwinden

Die Bemessungswerte der Einwirkungen E_d sind gemäß DIN EN 1990 [11] ungünstig miteinander zu kombinieren. Zur Ermittlung der Schnittgrößen müssen die Steifigkeiten der Verbundgitter parallel (c_x) bzw. senkrecht (c_z) zur Längsachse berücksichtigt werden, um Zwangsspannungen realitätsnah zu erfassen. Die anzusetzenden Steifigkeiten aus den Kapiteln 5.5.3, 5.6.3 und 5.7.2 sind nachfolgend angegeben. Die Federsteifigkeiten wurden nach Kapitel 5.7.5 abgemindert. Der Dämmstoff darf auch in diesem Bemessungskonzept nicht für den Lastabtrag angesetzt werden.

	$h_k = 120 \text{ mm}$	$h_k = 250 \text{ mm}$
• Federsteifigkeit Verbundgitter (Zug)	$c_z = 24,70 \text{ MN/m/m}$	$c_z = 7,08 \text{ MN/m/m}$
• Federsteifigkeit Verbundgitter (Druck)	$c_D = 11,87 \text{ MN/m/m}$	$c_D = 7,48 \text{ MN/m/m}$
• Federsteifigkeit Verbundgitter (Schub)	$c_s = 18,95 \text{ MN/m/m}$	$c_s = 6,15 \text{ MN/m/m}$

Die Federsteifigkeiten dürfen mit den nachfolgend dargestellten Gleichungen linear interpoliert werden. Grundlage ist die mathematische Formel zur Interpolation von Werten, die in Gleichung 2 dargestellt ist.

$$c_Z = 24,70 + \frac{7,08 - 24,70}{250 - 120} \cdot (h_k - 120) = 40,96 - 13,55 \cdot 10^{-2} \cdot h_k \quad (\text{Gl. 35})$$

$$c_D = 11,87 + \frac{7,48 - 11,87}{250 - 120} \cdot (h_k - 120) = 15,92 - 3,38 \cdot 10^{-2} \cdot h_k \quad (\text{Gl. 36})$$

$$c_S = 18,95 + \frac{6,15 - 18,95}{250 - 120} \cdot (h_k - 120) = 30,77 - 9,85 \cdot 10^{-2} \cdot h_k \quad (\text{Gl. 37})$$

Aus der Schnittgrößenermittlung sind anschließend die charakteristische Betonzugspannung im ungerissenen Zustand σ_{ctd} , die Bemessungswerte der Biegemomente der Textilbetonschale m_{Ed} sowie die Auflagerreaktionen der Verbundgitter F_{Ed} zu ermitteln.

Der Nachweis im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (GZG) erfolgt mit dem Nachweis der Rissfreiheit für die Textilbetonschalen. Die ermittelte Betonzugspannung muss unter dem 5% Quantilwert der Betonzugfestigkeit nach DIN EN 1992-1-1 [14] liegen (Gleichung 37). Weiterhin ist im GZG, falls erforderlich, der Nachweis der Verformungen nach DIN EN 1992-1-1 [14] sowie der Dauerstandsnachweis der Verbundgitter nach Kapitel 6.5.3 zu führen.

$$\sigma_{ctd} \leq \alpha_{ct} \cdot f_{ctk,0,05} / \gamma_c \quad \text{mit } \alpha_{ct} = 0,85 \quad (\text{Gl. 38})$$

Im Grenzzustand der Tragfähigkeit (GZT) sind die Tragfähigkeiten der Außen- und Innenschale sowie der Verbundgitter nachzuweisen. Der Nachweis der Textilbetonschale erfolgt dabei für reine Biegung mit den aus den Versuchen ermittelten Werten nach Kapitel 5.4. Die folgenden Gleichungen müssen erfüllt sein:

$$m_{Ed,90^\circ,au\beta en} \leq m_{Rd} = 0,99 \text{ kNm/m} \quad (\text{Gl. 39})$$

$$m_{Ed,90^\circ,innen} \leq m_{Rd} = 1,24 \text{ kNm/m} \quad (\text{Gl. 40})$$

$$m_{Ed,0^\circ,au\beta en} \leq m_{Rd} = 0,83 \text{ kNm/m} \quad (\text{Gl. 41})$$

$$m_{Ed,0^\circ,innen} \leq m_{Rd} = 1,09 \text{ kNm/m} \quad (\text{Gl. 42})$$

Für den Fall, dass die Textilbetonschale durch reinen Zug beansprucht wird, muss die Zugtragfähigkeit der Schale nachgewiesen werden. Abgeleitet wird die Zugtragfähigkeit von dem in Kapitel 5.3 ermittelten niedrigsten Wert $\sigma_{t,d} = 518 \text{ N/mm}^2$ für das Textil im Verbund. Um die Zugtragfähigkeit pro Meter zu berechnen, wird die Spannung $\sigma_{t,d}$ mit der Querschnittsfläche A_{Rov} und der Anzahl i der Rovings pro Meter multipliziert. Der Nachweis erfolgt über Gleichung 43.

$$n_{Rd} = \sigma_{t,d} \cdot i \cdot A_{Rov} = 518 \text{ N/mm}^2 \cdot 26 \text{ Rovings/m} \cdot 4,62 \text{ mm}^2 = 62,2 \text{ kN/m} \quad (\text{Gl. 43})$$

$$n_{Ed} \leq n_{Rd} = 62,2 \text{ kN/m} \quad \text{mit } n_{Ed} > 0 \quad (\text{Gl. 44})$$

Bei einer kombinierten Beanspruchung der Textilbetonschale infolge Biegung und einer Zugnormalkraft muss das Biegemoment m_{Rd} bzw. die Zugnormalkraft n_{Rd} auf Seiten des Bauteilwiderstands abgemindert werden. Dies erfolgt über das in Abbildung 98 dargestellte Interaktionsdiagramm. Dabei ist für das maximale Biegemoment m_{Rd} der in Gleichung 38 bis 41 angegebene zugehörige Wert anzusetzen. Die maximale Zugnormalkraft n_{Rd} ist Gleichung 43 zu entnehmen. Der Wert der kombinierten Beanspruchung muss unterhalb der Verbindungslinie beider Punkte liegen.

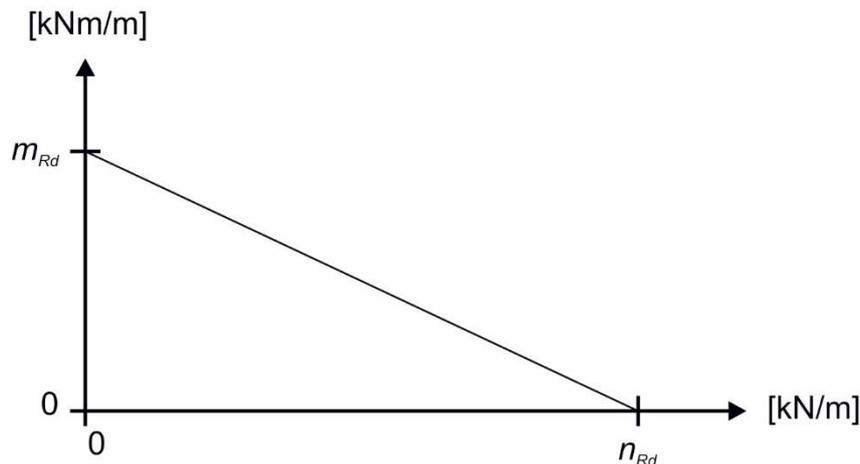


Abbildung 98: Interaktionsdiagramm für eine kombinierte Biege- und Zugbeanspruchung der Vorsatzschale

Der Tragfähigkeitsnachweis der Verbundgitter erfolgt mit den aus den Versuchen ermittelten Bemessungswerten nach Tabelle 60. Dabei ist nachzuweisen, dass die berechneten Werte F_{Ed} kleiner sind als die Widerstände F_{Rd} :

$$\text{Druckbeanspruchung} \quad F_{Ed,D} \leq F_{Rd,D} \quad (\text{Gl. 45})$$

$$\text{Zugbeanspruchung} \quad F_{Ed,Z} \leq F_{Rd,Z} \quad (\text{Gl. 46})$$

$$\text{Schubbeanspruchung} \quad F_{Ed,S} \leq F_{Rd,S} \quad (\text{Gl. 47})$$

Der Nachweis der Sandwichtragfähigkeit der Elemente ist analog zu Kapitel 6.3.4 zu führen.

6.5 Dauerstandverhalten

6.5.1 Allgemeines

Das Dauerstandverhalten der textilen Verbundgitter muss nicht experimentell nachgewiesen werden, wenn die Zugspannungen σ_t in den einzelnen Rovings deutlich unter der Zugfestigkeit f_t des Textils liegen ($\sigma_t < 0,1 \cdot f_t$). Weiterhin müssen die Druckspannungen σ_c unter der Druckfestigkeit f_c des Textils liegen ($\sigma_c < 0,1 \cdot f_c$). Die maximale Druckfestigkeit der Rovings ergibt sich aus den Kleinkörperversuchen nach Kapitel 5.6.2. Die Druckfestigkeit des Kleinkörpers mit Dämmstoff entspricht am ehesten der Materialfestigkeit eines Rovings, da das seitliche Ausweichen durch den Dämmstoff behindert wird. Daher kann für Druck ein f_c von 620 N/mm² und für eine Abscherbeanspruchung ein f_c von 110 N/mm² angesetzt werden.

Um zu zeigen, dass die Rovingspannungen gering sind, werden beispielhaft die Rovingspannungen für das in Kapitel 6.3.7 gezeigte Bemessungsbeispiel berechnet.

6.5.2 Rovingspannungen der Biegekörper

Die in Kapitel 5.4.4 ermittelten Rovingspannungen ergeben sich aus der ermittelten Biegetragfähigkeit des Bauteils im Versuch. Für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit sind nach

Kapitel 5.4 durch das geringe Erstrissmoment $m_{Rk,Erstriss}$ nur kleine Verbundgitterabstände zulässig, so dass sich damit auch kleinere Biegemomente im Grenzzustand der Tragfähigkeit einstellen.

Auf Basis der Verbundgitterabstände a_{max} der Tabelle 66 wurden die in Tabelle 67 zusammengestellten Rovingspannungen im Grenzzustand der Tragfähigkeit ermittelt. Dabei wurden die Bemessungskräfte F_{Ed} an den errechneten Gitterabstand a_{max} angepasst. Die Ermittlung des Biegemoments erfolgt nach Abbildung 91.

Tabelle 67: Rovingspannungen der Biegekörper im Grenzzustand der Tragfähigkeit unter Ansatz der maximal zulässigen Verbundgitterabstände

	a_{max} [m]	m_{Ed} [kNm/m]	$m_{Rd,b}^{1)}$ [kNm]	z [mm]	$F_{Rd}^{2)}$ [kN/m]	Anzahl Rov. [Stk]	A_{Rov} [mm ²]	σ_{Rov} [N/mm ²]
90°	1,40	0,46	0,09	15,03	6,16	5	4,62	267
0°	1,40	0,46	0,09	14,76	6,27	5	4,62	272

1) Bemessungsmoment bezogen auf die Plattenbreite $m_{Rd,b} = m_{Rd} \cdot 0,2$

2) $F_{Rd} = m_{Rd} / z$ mit $z = 0,9 \cdot d$

Im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit ist die Vorsatzschale ungerissen, die Biegebeanspruchung wird durch den Beton (Zustand I) aufgenommen. Das Textil wird im Zustand I nur sehr gering beansprucht. Im Grenzzustand der Tragfähigkeit wird das Textil zu ca. 37 % der Zugfestigkeit f_t nach Kapitel 3.3 ausgenutzt. Da der Grenzzustand der Tragfähigkeit keinen dauerhaften Zustand der Platte widerspiegelt, wird dieser für das Dauerstandverhalten nicht betrachtet. Zusätzliche Untersuchungen des Dauerstandverhaltens sind nicht erforderlich.

6.5.3 Rovingspannungen für das Verbundgitter

Zur Spannungsberechnung wird der Bemessungswert der Bruchkraft F_{Rd} für den maximalen Gitterabstand von $a_{max} = 1,40$ m (nach Tabelle 66) in die zwei Kräfte F_{Rov1} und F_{Rov2} aufgeteilt (analog zu Abbildung 27). Wie für die berechneten Rovingspannungen der Biegekörper werden die Bemessungskräfte F_{Ed} an den Gitterabstand angepasst. Über die Fläche der Rovings ergeben sich aus den so ermittelten Komponenten F_{Rov1} und F_{Rov2} die Rovingspannungen σ_{Rov1} und σ_{Rov2} . Diese sind in Tabelle 68 für die Serien Zug „Z“, Druck „D“ und Schub „S“ aufgeführt.

Tabelle 68: Rovingspannungen der Verbundgitter

Prüfserie	F_{Rd} [kN/m]	F_{Rov1} [kN/m]	F_{Rov2} [kN/m]	Anzahl Roving [Stk/m]	A_{Rov} [mm ²]	σ_{Rov1} [N/mm ²]	σ_{Rov2} [N/mm ²]	f_t/f_c [N/mm ²]
Z	-3,31	-2,4	-2,4	32	4,62	-17	-17	-733
D	1,89	1,4	1,4	32	4,62	10	10	620
S	1,51	1,1	-1,1	32	4,62	8	-8	110

Die zu erwartenden Spannungen sind betragsmäßig mit 20 N/mm² im Vergleich zu den vom Hersteller angegebenen Bemessungs-Bruchspannungen von 733 N/mm² gering. Die Ausnutzung liegt im ungünstigsten Fall bei ca. 2 % für eine Druck- wie auch für eine Zugbeanspruchung. Die Rovingspannung für eine Abscherbeanspruchung liegt bei ca. 7%.

Die Spannungen aus der Biegung des Gesamtquerschnitts wird über die Relativverschiebung der beiden Schalen Δu nach Kapitel 6.3.4 abgeleitet. Für das Beispiel aus Kapitel 6.3.7 beträgt die Spannung ca. 190 N/mm². Der durch die Abscherbeanspruchung belastete Zugroving wird zu 27% ausgenutzt, die Druckrovings werden bei einer weichen Dämmung versagen. Da die Grenzen von $0,1 \cdot f_c$ bzw $0,1 \cdot f_t$ nicht eingehalten werden, muss das Dauerstandverhalten der Verbundmittel experimentell nachgewiesen werden.

Sollte das alternative Bemessungskonzept verwendet werden, kann die Rovingspannung über nachfolgende Formel errechnet werden:

$$\sigma_{Rov} = \frac{G_k / \sqrt{2}}{(L - 2 \cdot h_k) \cdot a_{t,Steg}} \quad (Gl.48)$$

Dabei bezeichnet G_k das Eigengewicht der Vorsatzschale in N, L die Länge des Verbundgitters in m, h_k den lichten Schalenabstand in m und $a_{t,Steg}$ die Faserquerschnittsfläche des Verbundgitters im Steg. Die Faserquerschnittsfläche kann zu $a_{t,Steg} = 242 \text{ mm}^2/\text{m}$ angesetzt werden.

7 Arbeitspaket 6: Baukonstruktive Durchbildung

7.1 Prototyp

An einem Großmuster sollte die Berechnung, Planung/Konstruktion, Herstellung, Transport und Montage unter Praxisbedingungen erprobt werden. Hierfür erschien es sinnvoll, ein entsprechendes Sandwichbauteil in ein bestehendes Bauwerk zu integrieren und somit nutzen zu können. Der Prototyp wurde in eine bestehende Halle der Firma Hering Bau GmbH & Co. KG eingebaut. Die Abmessungen wurden mit 4,49 m in der Breite und 3,00 m in der Höhe durch das Gebäude festgelegt. Das Sandwichelement sollte wiederum eine Öffnung von 2,28 m auf 2,60 m aufweisen. In diese Öffnung soll nach der Montage ein Tor eingebaut werden. Die nachfolgende Abbildung 99 zeigt die Elementabmessungen und die Anordnung der Verbundgitter.

Draufsicht

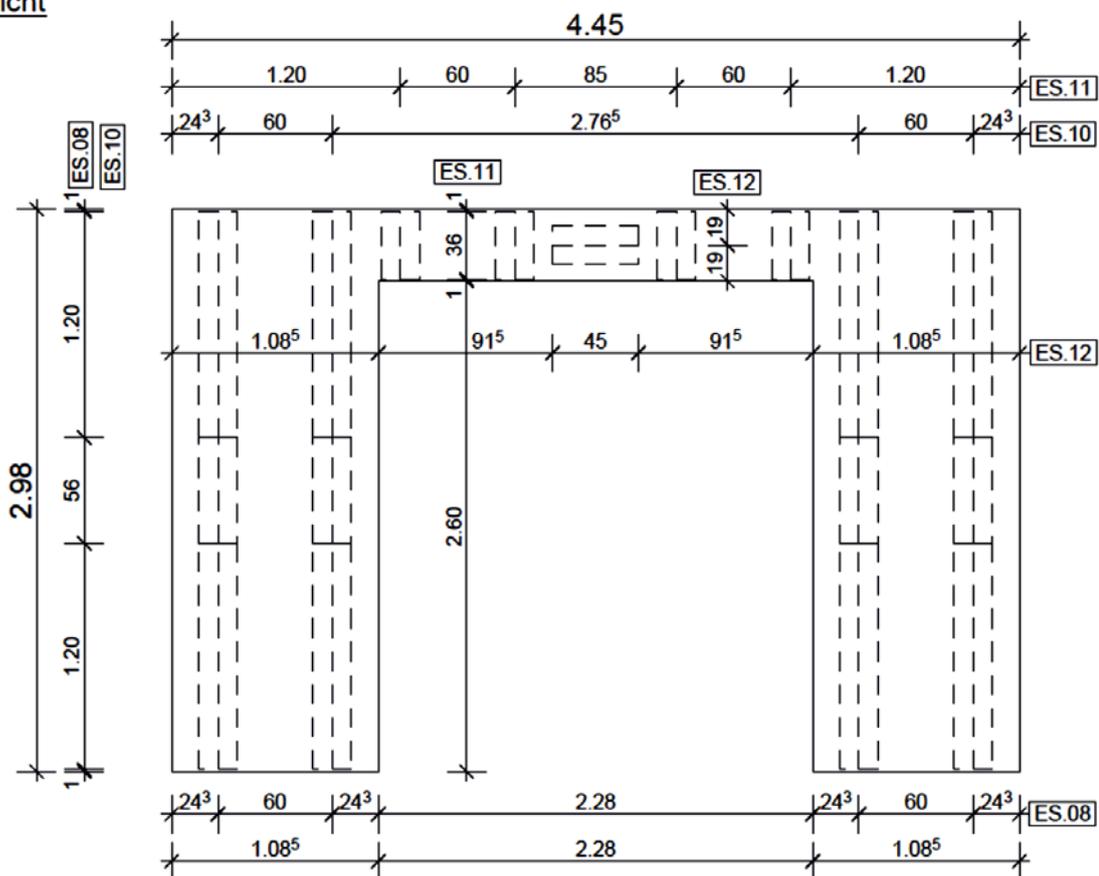


Abbildung 99: Bauteilabmessung und Anordnung der Verbundgitter

Da das Bauteil infolge der großen Öffnung relativ filigran ausfiel, erfolgte der Aufbau mit einer druckfesten Wärmedämmung aus XPS, die der Wand eine hohe Steifigkeit verleihen sollte. Um das Sandwichelement möglichst gut an die vorhandene Fassade anzupassen, wurde ein grauer Beton mit der Bezeichnung LVB 9/12 gewählt. Der Herstellungsprozess des Elementes entspricht dem der Großkörperversuche nach Kapitel 4.3.



Abbildung 100: Herstellung des Demonstrators

Das Einbringen des Betons erfolgte mittels eines Kübels mit Schneckenauslass (Abbildung 100), die Verdichtung des Betons über Vibrationsvorrichtungen an den Schaltischen. Abgehoben wurde das Bauteil durch Kippen des Schaltisches in die Vertikale. Nach dem Aushärten des Betons wurde die äußere Oberfläche des Elements in insgesamt drei Arbeitsgängen abgesäuert. Abbildung 101 zeigt das Sandwichelement im Lager des Fertigteilwerkes vor der Ausführung der Oberflächenbearbeitung.



Abbildung 101: Demonstrator vor der Oberflächenbehandlung (links) und Querschnitt des Elements (rechts)

Um das Bauteil entsprechend transportieren und montieren zu können, wurden Transportanker aus Gewindestangen M10 eingebaut, die mit Hilfe eines aufgesetzten U-Profiles angeschlagen werden konnten. Der Transportanker entspricht dem unter Kapitel 4.4 beschriebenen und in Kapitel 5.8 getesteten Ankertyp 2 (Gewindeanker).

Obwohl das Bauteil sehr filigrane Abmessungen aufweist und im Werk zwecks Oberflächenbearbeitung mehrfach angehoben und umgelagert werden musste, konnten bisher keine Risse oder sonstige Beschädigungen festgestellt werden. Somit konnten die im Projekt gewonnenen Ergebnisse und Erkenntnisse erfolgreich unter Praxisbedingungen getestet und bestätigt werden.

7.2 Ökobilanz

In dieser Gegenüberstellung (Ökobilanz) wird ein Zeitraum von 50 Jahren betrachtet. Dieser entspricht dem Nutzungszeitraum. Dabei wird vorausgesetzt, dass die Elemente während ihrer Nutzung wartungsfrei sind. Die Gegenüberstellung bezieht sich auf die zwei Textilbetonschalen und die Verbundmittel. Die Dämmung innerhalb sowie optionale Versiegelungen werden nicht berücksichtigt. Der Betrachtungszeitraum ist in zwei Phasen einzuteilen. Die erste Phase beschreibt die Herstellung bis zum Einbau des jeweiligen Fassadenelements. In der darauf folgenden Phase wird die Nutzung über die oben genannten 50 Jahre beschrieben. Aussagen über den Rückbau der Elemente können bisher nicht betätigt werden.

Im Folgenden werden die Vorteile bzw. Nachteile einer Textilbetonfassade gegenüber einer konventionellen Stahlbetonfassade in den einzelnen Phasen erörtert.

1. Phase (Herstellung)

Die Textilbetonfassadenplatten haben einen deutlich geringeren Materialverbrauch als Stahlbetonfassadenplatten. Sandwichelemente aus Stahlbeton weisen meist eine Vorsatzschale von mindestens 7 cm Stärke und eine Tragschale von 11 cm auf. Das in dem Projekt entwickelte System besitzt jeweils eine 3 cm dünne Schale, die jedoch nicht tragfähig ist. Somit werden für die Textilbetonelemente weniger Rohstoffe verwendet, wodurch ein großes Maß an CO₂ eingespart wird. Dieses entsteht bei der Herstellung von Beton. Für beide Sandwichsysteme können wiederverwendbare Schalungen eingesetzt werden, sodass sich hieraus kein Vorteil ergibt. Durch die geringeren Abmessungen der Textilbetonelemente können mehr Elemente auf einem Transportweg bewegt werden, wodurch im Vergleich zu Stahlbetonelementen die Transportkosten verringert werden. Durch das geringere Eigengewicht der entwickelten Sandwichelemente können gegebenenfalls die Montagekosten durch den Einsatz eines kleineren Krans gesenkt werden.

2. Phase (Nutzung)

Sofern die Herstellung von Sandwichelementen nach der Norm bzw. den Vorgaben durchgeführt wird, sind weder für Textil- noch für Stahlbetonelemente mit Austausch- oder Instandhaltungsprozessen zu rechnen. Verbundmittel aus Stahl bewirken in Sandwichelementen aus Beton Wärmebrücken. Aufgrund der hohen Wärmeleitfähigkeit von Beton und Stahl und den damit einhergehenden durchschnittlichen Wärmeverlusten sinkt die Dämmwirkung, sodass hier während der Nutzung bei Stahlbetonfassade mit einem erhöhten Wärmebedarf gerechnet werden muss. Das neuartige Sandwichsystem verzichtet gänzlich auf Stahl und stellt die Verbindung zwischen den zwei Schalen durch ein Epoxidharz getränktes textiles Verbundgitter her. Damit werden die durch metallische Verbundmittel erzeugten Wärmebrücken vermieden. Ein weiterer Vorteil der Sandwichsysteme aus Textilbeton liegt in der geringen Dicke. Bei gleicher Gebädekubatur kann die vermietbare Fläche im Vergleich zu Sandwichelementen aus Stahlbeton gesteigert werden.

Zusammenfassung

Sandwichsysteme aus Textilbeton haben im Vergleich zu Systemen aus Stahlbeton einen sehr geringen Materialbedarf bei der Herstellung, woraus sich ökologische Vorteile ergeben. Durch die geringere Materialzufuhr wird die Umwelteinwirkung durch die Rohstoffbereitstellung aber auch durch den Transport der Rohstoffe zur Fertigungshalle gesenkt. Auch das geringere Ge-

wicht von Textilbetonfassadenelementen wirkt sich deutlich positive auf die Umwelteinwirkungen durch den Transport und die Montage aus. Die Haupteinflussgröße ist dennoch der geringe Rohstoffbedarf.

7.3 Anschlussdetails

Im Rahmen des Projektes wurden, aufbauend auf dem Transferprojekt T03 [3], Regeldetails für die wichtigsten Fügepunkte der Fassade ausgearbeitet. Im Einzelnen sind dies:

- Detail S1a: Vertikalschnitt Horizontalhalterung oben
- Detail S1b: Vertikalschnitt Lastabtragende untere Halterung
- Detail S1b-G: Grundriss untere Halterung
- Detail S2: Außenecke
- Detail S3: Innenecke
- Detail S4a: Vertikalschnitt Attika
- Detail S4b: Vertikalschnitt Attika
- Detail S5a: Fußpunkt Befestigung auf Fundament
- Detail S5b: Fußpunkt Befestigung auf Fundament
- Detail S6a: Vertikalschnitt Fenstersturz ohne Sonnenschutz
- Detail S6b: Vertikalschnitt Fenstersturz mit Sonnenschutz
- Detail S6c: Vertikalschnitt Fenstersturz mit Sonnenschutz
- Detail S7: Horizontalschnitt Fensteranschluss
- Detail S8: Vertikalschnitt Fensteranschluss Fußboden
- Detail S9: Vertikalschnitt Fensterbank
- Detail S10: Transportanker

Die Details sind im Anhang B als Zeichnung hinterlegt.

8 Literaturverzeichnis

- [1] HTWK Leipzig: vakutex – Vakuumgedämmte Fassadenelemente aus Textilbeton; Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart, 2013
- [2] TU Kaiserslautern: Hochwärmedämmende Sandwichaussenwände mit Verbindungsmitteln aus glasfaserverstärktem Kunststoff; Fraunhofer IRB Verlag. Stuttgart, 2014
- [3] SFB 532: Textilbewehrter Beton – Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie, Abschlussbericht 2008-2011, RWTH Aachen, Aachen 2012
- [4] Horstmann, M.: Zum Tragverhalten von Sandwichkonstruktionen aus textildbewehrtem Beton, Dissertation, Lehrstuhl und Institut für Massivbau der RWTH Aachen, Schriftenreihe des IMB, Heft 31, Aachen 2010
- [5] Stamm, K.; Witte, H.: Sandwichkonstruktionen – Berechnung, Fertigung, Ausführung; Springer Verlag, Wien 1974
- [6] DAfStb-Heft 422 – Prüfung von Beton, Empfehlung und Hinweise als Ergänzung zu DIN 1048, Beuth Verlag GmbH, Berlin, 1. Auflage 1991
- [7] DIN EN 12390-3: Prüfung von Festbeton – Teil 3: Druckfestigkeit von Probekörpern; Deutsche Fassung EN 12390-3:2009; Deutsches Institut für Normung (DIN), Beuth Verlag GmbH, Berlin, 07.2009
- [8] DIN EN 12390-8: Prüfung von Festbeton – Teil 8: Wassereindringtiefe unter Druck; Deutsche Fassung EN 12390-8:2009; Deutsches Institut für Normung (DIN), Beuth Verlag GmbH, Berlin, 07.2009
- [9] DAfStb-Richtlinie - Schutz und Instandsetzung von Betonbauteilen (Instandsetzungs-Richtlinie) – Teil 4: Prüfverfahren, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStb), Beuth Verlag GmbH, Berlin, 10.2001
- [10] DIN EN 1770: Produkte und Systeme für den Schutz und die Instandsetzung von Betontragwerken - Prüfverfahren - Bestimmung des Wärmeausdehnungskoeffizienten; Deutsche Fassung EN 1770:1998; Deutsches Institut für Normung (DIN), Beuth Verlag GmbH, Berlin, 04.1998
- [11] DIN EN 1990, Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung – Deutsche Fassung EN 1990:2002, Deutsches Institut für Normung (DIN), Beuth Verlag GmbH, Berlin 12.2010.
- [12] DIN 53804: Statistische Auswertung; Teil 1: Kontinuierliche Merkmale – Deutsche Fassung DIN 53804-1, Deutsches Institut für Normung e.V., 04.2002.
- [13] Brameshuber, W., Hinzen, M., Dubey, A., Peled, A., Mobasher, B., Bentur, A., Aldea, C., Silva, F., Hegger, J., Gries, T., Wastiels, J., Malaga, K., Papanicolaou, C., Taerwe, L., Curbach, M., Mechtcherine, V., Naaman, A., Orlowsky, J., Hamelin, P., Reinhardt, H.-W., Shah, S., Toledo, R., Triantafillou, T., Larbi, A., Garcia, D., Garmendia, L., Gopinath, S., Jesse, F.: Recommendation of RILEM TC 232-TDT. Test methods and design of textile reinforced concrete – Uniaxial tensile test: test method to determine the load bearing behavior of tensile specimens made of textile reinforced concrete. Materials and Structures 49 (2016), S. 4923–4927

- [14] DIN EN 1992-1-1, Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken – Deutsche Fassung EN 1992-1-1:2004, Deutsches Institut für Normung e.V., 01.2011.
- [15] Eligehausen, R.; Mallée, R.: Befestigungstechnik im Beton- und Mauerwerksbau; Ernst & Sohn Verlag; Berlin, 2000.
- [16] DIN EN 826: Wärmedämmstoffe für das Bauwesen – Bestimmung des Verhaltens bei Druckbeanspruchung; Deutsche Fassung EN 826:2013, Deutsches Institut für Normung (DIN), Beuth Verlag GmbH, Berlin, 05.2013
- [17] DIN EN 1607: Wärmedämmstoffe für das Bauwesen – Bestimmung der Zugfestigkeit senkrecht zur Plattenebene; Deutsche Fassung EN 1607:2013; Deutsches Institut für Normung (DIN), Beuth Verlag GmbH, Berlin, 05.2013
- [18] DIN EN 12090: Wärmedämmstoffe für das Bauwesen – Bestimmung des Verhaltens bei Scherbeanspruchung; Deutsche Fassung EN 12090:2013; Deutsches Institut für Normung (DIN), Beuth Verlag GmbH, Berlin, 06.2013
- [19] DIN EN 13687-3: Produkte und Systeme für den Schutz und die Instandsetzung von Betontragwerken – Prüfverfahren – Bestimmung der Temperaturwechselverträglichkeit – Teil 3: Temperaturwechselbeanspruchung ohne Tausalzangriff, Deutsches Institut für Normung (DIN), Beuth Verlag GmbH, Berlin, 02.2002
- [20] DIN EN 13687-2: Produkte und Systeme für den Schutz und die Instandsetzung von Betontragwerken – Prüfverfahren – Bestimmung der Temperaturwechselverträglichkeit – Teil 2: Gewitterregenbeanspruchung (Temperaturschock), Deutsches Institut für Normung (DIN), Beuth Verlag GmbH, Berlin, 02.2002
- [21] ISO 3341: Textilglas – Garne – Bestimmung der Reisskraft und Bruchdehnung; Beuth Verlag GmbH, Berlin, 05.2000
- [22] SCHOTT AR-Glas: Physikalische und chemische Eigenschaften, unter: <http://argo2012.de/wp-content/uploads/2015/02/arglas.pdf> (abgerufen am 29.06.2017)
- [23] DIN EN 1991-1-4, Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-4: Allgemeine Einwirkungen – Windlasten; Deutsche Fassung EN 1991-1-4:2005 + A1:2010 + AC:2010, Deutsches Institut für Normung (DIN), Beuth Verlag GmbH, Berlin, 12.2010.
- [24] Deutsches Institut für Bautechnik: TM-Verbundsystem für dreischichtige Stahlbetonwandtafeln, Antragsteller: Construction Systems Marketing Ltd., Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-21.8-1878, Geltungsdauer: 05.12.2014 – 30.06.2016

9 Anhang A: Großkörperversuche

Versuchsprotokolle der folgenden Prüfkörper:

- HB-GK-1
- HB-GK-2
- HB-GK-3
- HB-GK-4
- HB-GK-5
- HB-GK-6
- HB-GK-7

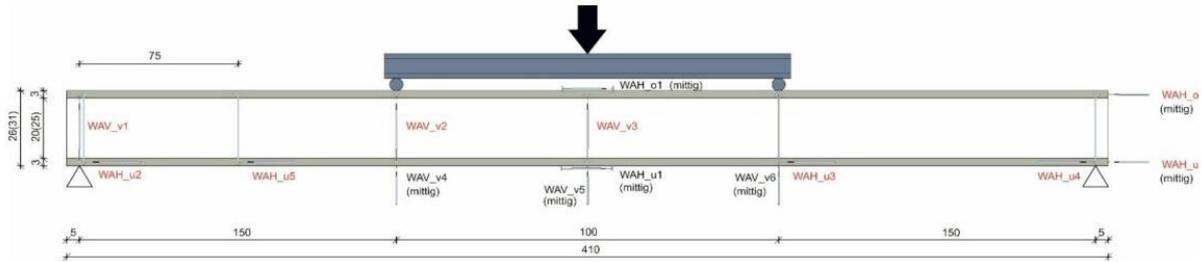
Allgemeines

Herstelldatum	09.11.2016	Prüfdatum	05.12.2016	IMB
---------------	------------	-----------	------------	-----

Probenalter 26 Tage

Untersuchungsparameter Biegetragfähigkeit einer textilbewehrten Sandwichplatte
 1 Schubgitter mit Mineralwolldämmung

Abmessungen



Höhe	$h =$	310	[mm]	Breite $b =$	300	[mm]
Längen	$l_a =$	1500	[mm]	$l_i =$	1000	[mm]
Wegaufnehmer	$l_{WAH_{u1}} =$	250	[mm]	$h_{WA_{unten}} =$	20	[mm]
Prüfgeschwindigkeit	$v_{test} =$	1,0	[mm/min]			

Beton

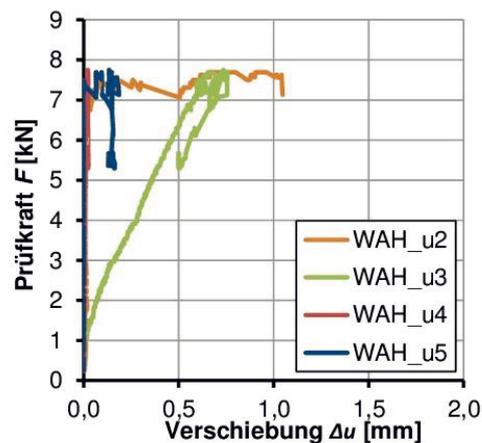
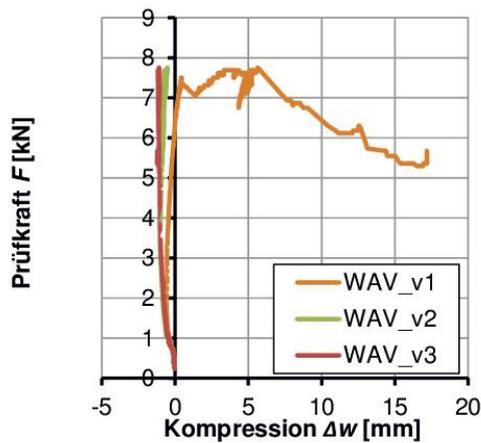
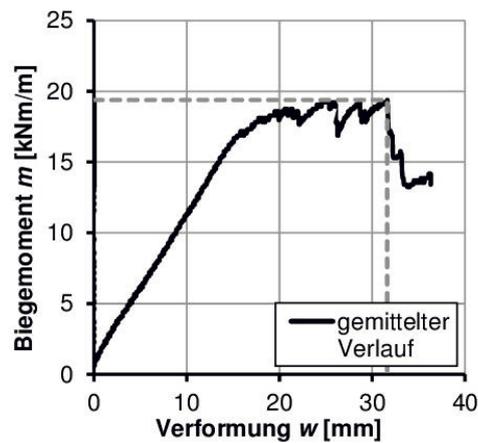
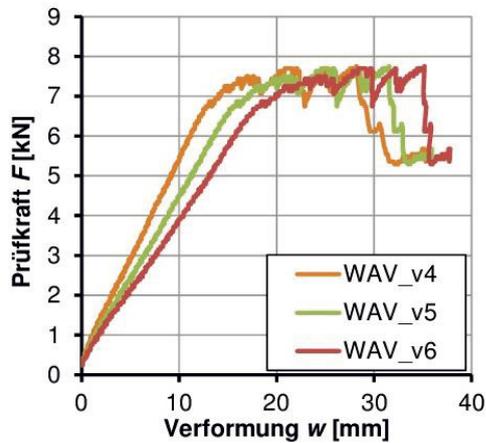
Bezeichnung LVB 11/06.1

Druckfestigkeit	$f_{c,m} =$	79,3	[N/mm ²]
	$s(f_{c,m}) =$	1,88	[N/mm ²]
	$v(f_{c,m}) =$	0,02	[-]
Biegezugfestigkeit	$f_{ct,fl} =$	11,1	[N/mm ²]
	$s(f_{ct,fl}) =$	0,34	[N/mm ²]
	$v(f_{ct,fl}) =$	0,03	[-]
Spaltzugfestigkeit	$f_{ct,sp} =$	3,72	[N/mm ²]
	$s(f_{ct,sp}) =$	0,39	[N/mm ²]
	$v(f_{ct,sp}) =$	0,10	[-]
Elastizitätsmodul	$E_{cm} =$	40245	[N/mm ²]

Textil

Bezeichnung	Q-120-GEP-38	Hersteller	solidian
Prüfrichtung			
Ausgangsmaterial	AR-Glas	Hersteller	unbekannt
Tränkung	Epoxidharz	Hersteller	unbekannt
		Beschichter	solidian
Rovingfläche	$A_r =$	4,62	[mm ²]
Anzahl Rovings	$n_r =$	8	[Stk]
Bewehrungsfläche	$A_t =$	36,47	[mm ²]
Anzahl Textillagen	$n_t =$	1	[Stk]
Elastizitätsmodul	$E_t =$	70000	[N/mm ²]
		E-Modul Filament (Angabe Hersteller)	

Versuchsergebnisse



Versuch	$F_{u,max}$ [kN]	$\sigma_{c,Erstriss}$ [N/mm ²]	$m_{Erstriss}$ [kNm/m]	m_{max} [kNm/m]	K [‰]	w_{max} [mm]	Versagen
HB-GK-1	7,75	0,04	0,62	19,39	0,02	31,62	Stabilität

Anmerkungen:

Zylinder ist vor Versuch selbstständig runtergefahren daher Prüfkörper mit 6 kN vorbelastet
 Wegaufnehmer WAH_u4 durch Verschiebung des Dämmstoffes abgefallen
 Versagen: Stabilität der Schubgitter in der Nähe des linken und rechten Auflagers (nach Abb. 1)
 „gemittelter Verlauf“ stellt den gemittelten Verlauf von WAV_v4, WAV_v5 und WAV_v6 dar

Bilddokumentation

HB-GK-1



Abb. 1: Versuchskörper im Bruchzustand



Abb. 2: linkes Auflager (nach Abb.1)



Abb. 3: rechtes Auflager (nach Abb.1)



Abb. 4: Querschnitt

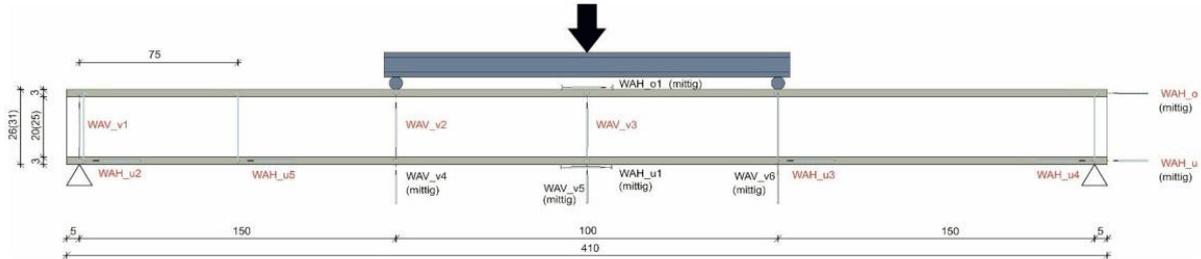
Allgemeines

Herstelldatum	08.11.2016	Prüfdatum	13.12.2016	IMB
---------------	------------	-----------	------------	-----

Probenalter 35 Tage

Untersuchungsparameter Biegetragfähigkeit einer textilbewehrten Sandwichplatte
 2 Schubgitter mit Mineralwolldämmung

Abmessungen



Höhe	$h =$	310	[mm]	Breite $b =$	600	[mm]
Längen	$l_a =$	1500	[mm]	$l_i =$	1000	[mm]
Wegaufnehmer	$l_{WAH_{u1}} =$	250	[mm]	$h_{WA_{unten}} =$	20	[mm]
Prüfgeschwindigkeit	$v_{test} =$	3.0	[mm/min]			

Beton

Bezeichnung LVB 11/06.1

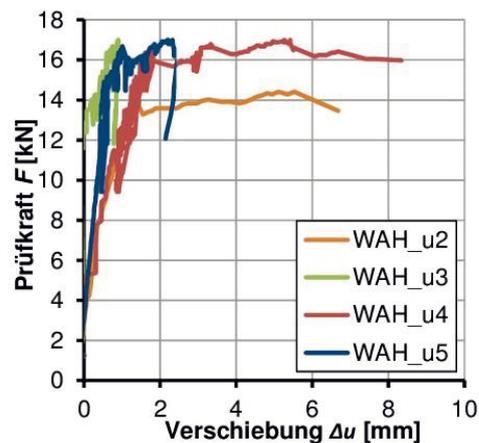
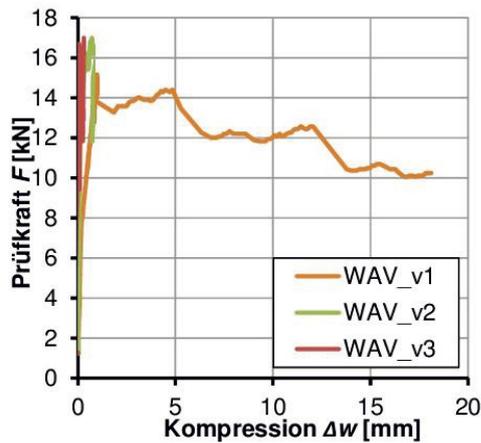
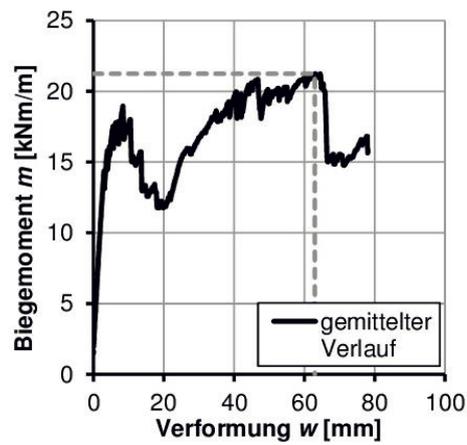
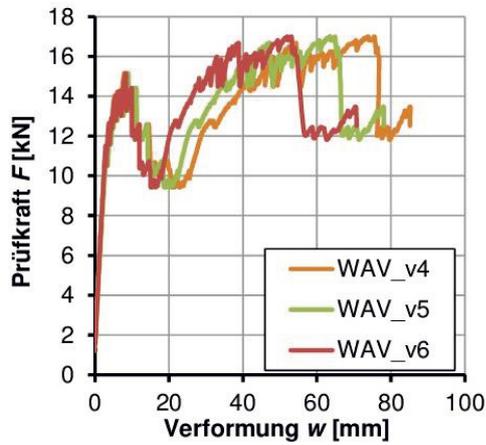
Druckfestigkeit	$f_{c,m} =$	81.6	[N/mm ²]
	$s(f_{c,m}) =$	0.72	[N/mm ²]
	$v(f_{c,m}) =$	0.01	[-]
Biegezugfestigkeit	$f_{ct,fl} =$	8.1	[N/mm ²]
	$s(f_{ct,fl}) =$	0.72	[N/mm ²]
	$v(f_{ct,fl}) =$	0.09	[-]
Spaltzugfestigkeit	$f_{ct,sp} =$	3.64	[N/mm ²]
	$s(f_{ct,sp}) =$	0.14	[N/mm ²]
	$v(f_{ct,sp}) =$	0.04	[-]
Elastizitätsmodul	$E_{cm} =$	43190	[N/mm ²]

Textil

Bezeichnung	Q-120-GEP-38	Hersteller	solidian
Prüfrichtung			
Ausgangsmaterial	AR-Glas	Hersteller	unbekannt
Tränkung	Epoxidharz	Hersteller	unbekannt
		Beschichter	solidian

Rovingfläche	$A_r =$	4.62	[mm ²]
Anzahl Rovings	$n_r =$	16	[Stk]
Bewehrungsfläche	$A_t =$	72.95	[mm ²]
Anzahl Textillagen	$n_t =$	1	[Stk]
Elastizitätsmodul	$E_t =$	70000	[N/mm ²]
		E-Modul Filament (Angabe Hersteller)	

Versuchsergebnisse



Versuch	$F_{u,max}$ [kN]	$\sigma_{c,Erstriss}$ [N/mm ²]	$m_{Erstriss}$ [kNm/m]	m_{max} [kNm/m]	K [‰]	w_{max} [mm]	Versagen
HB-GK-2	16.99	0.90	14.38	21.24	0.03	62.99	Stabilität

Anmerkungen:

Wegaufnehmer WAH_u2, WAH_u4 und WAV_v2 sind vorzeitig abgefallen

Versagen: Stabilität der Schubgitter in der Nähe des linken und rechten Auflagers (nach Abb. 1)

„gemittelter Verlauf“ stellt den gemittelten Verlauf von WAV_v4, WAV_v5 und WAV_v6 dar

Bilddokumentation

HB-GK-2

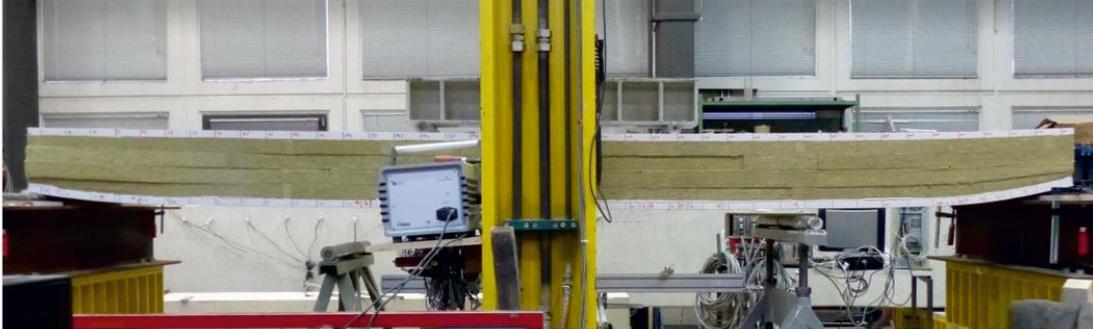


Abb. 1: Versuchskörper im Bruchzustand



Abb. 2: rechtes Schubgitter am linken Auflager (nach Abb.1)



Abb. 3: linkes Schubgitter am rechten Auflager (nach Abb.1)



Abb. 4: Kompression am rechten Auflager (nach Abb.1) = WAV_v1

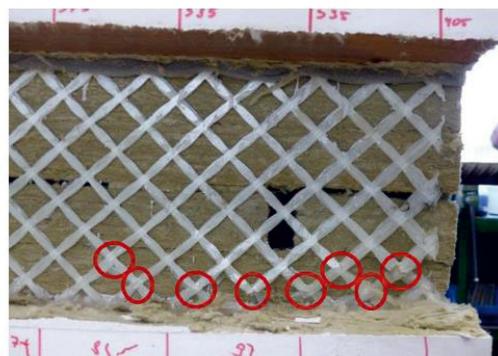


Abb. 5: Stabilitätsversagen des Schubgitters am rechten Auflager (nach Abb.1)

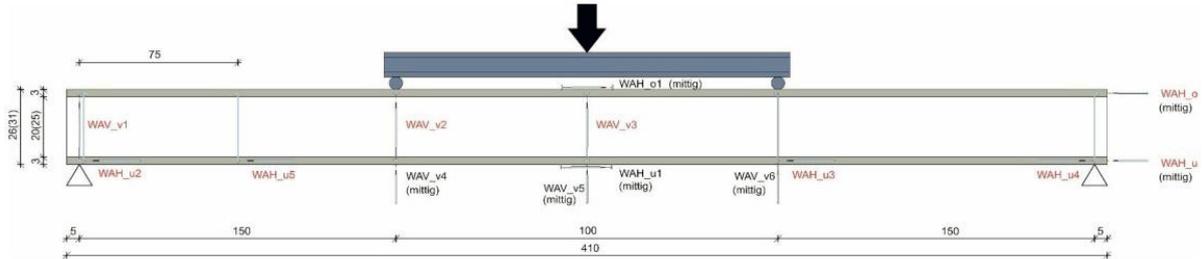
Allgemeines

Herstelldatum	07.11.2016	Prüfdatum	14.12.2016	IMB
---------------	------------	-----------	------------	-----

Probenalter 37 Tage

Untersuchungsparameter Biegetragfähigkeit einer textilbewehrten Sandwichplatte
 2 Schubgitter mit Mineralwolldämmung

Abmessungen



Höhe	$h =$	260 [mm]	Breite $b =$	1200 [mm]
Längen	$l_a =$	1500 [mm]	$l_i =$	1000 [mm]
Wegaufnehmer	$l_{WAH_{u1}} =$	250 [mm]	$h_{WA_{unten}} =$	20 [mm]
Prüfgeschwindigkeit	$v_{test} =$	3.0 [mm/min]		

Beton

Bezeichnung LVB 11/06.1

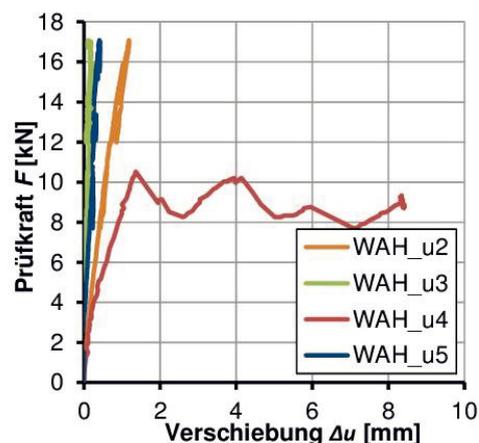
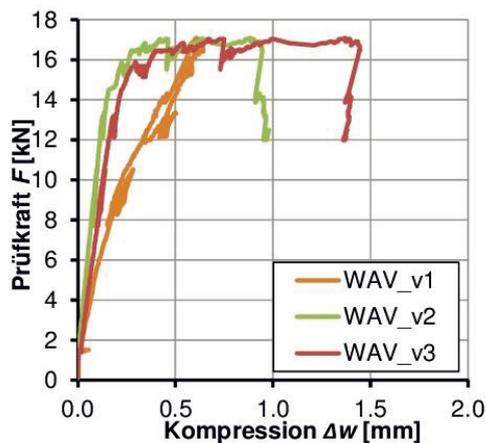
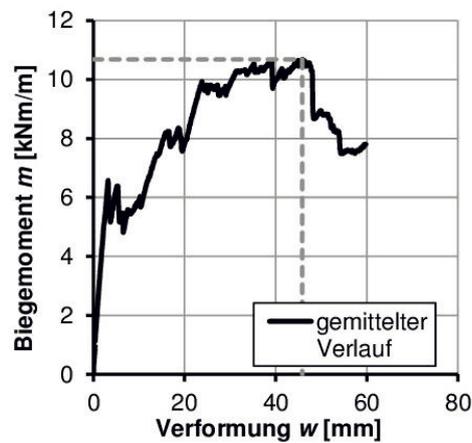
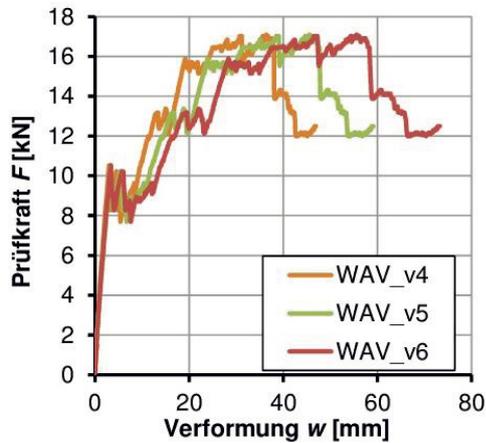
Druckfestigkeit	$f_{c,m} =$	83.5 [N/mm ²]
	$s(f_{c,m}) =$	2.76 [N/mm ²]
	$v(f_{c,m}) =$	0.03 [-]
Biegezugfestigkeit	$f_{ct,fl} =$	7.9 [N/mm ²]
	$s(f_{ct,fl}) =$	1.17 [N/mm ²]
	$v(f_{ct,fl}) =$	0.15 [-]
Spaltzugfestigkeit	$f_{ct,sp} =$	3.72 [N/mm ²]
	$s(f_{ct,sp}) =$	0.29 [N/mm ²]
	$v(f_{ct,sp}) =$	0.08 [-]
Elastizitätsmodul	$E_{cm} =$	42762 [N/mm ²]

Textil

Bezeichnung	Q-120-GEP-38	Hersteller	solidian
Prüfrichtung			
Ausgangsmaterial	AR-Glas	Hersteller	unbekannt
Tränkung	Epoxidharz	Hersteller	unbekannt
		Beschichter	solidian

Rovingfläche	$A_r =$	4.62 [mm ²]
Anzahl Rovings	$n_r =$	32 [Stk]
Bewehrungsfläche	$A_t =$	145.89 [mm ²]
Anzahl Textillagen	$n_t =$	1 [Stk]
Elastizitätsmodul	$E_t =$	70000 [N/mm ²]
		E-Modul Filament (Angabe Hersteller)

Versuchsergebnisse



Versuch	$F_{u,max}$ [kN]	$\sigma_{c,Erstriss}$ [N/mm ²]	$m_{Erstriss}$ [kNm/m]	m_{max} [kNm/m]	K [‰]	w_{max} [mm]	Versagen
HB-GK-3	17.09	0.58	6.58	10.68	0.02	45.85	Stabilität

Anmerkungen:

Wegaufnehmer WAH_u4 ist vorzeitig abgefallen
 Primäres Versagen: Stabilität der Schubgitter in der Nähe des linken Auflagers (nach Abb. 1)
 Sekundäres Versagen: Ausziehen der Schubgitter aus dem Beton aufgrund großer Verschiebung der Platten
 „gemittelter Verlauf“ stellt den gemittelten Verlauf von WAV_v4, WAV_v5 und WAV_v6 dar

Bilddokumentation

HB-GK-3



Abb. 1: Versuchskörper im Bruchzustand



Abb. 2: linkes Schubgitter am linken Auflager (nach Abb.1)



Abb. 3: rechtes Schubgitter am linken Auflager (nach Abb.1)



Abb. 4: Plattenverschiebung am linken Auflager (nach Abb.1)



Abb. 5: Stabilitätsversagen des Schubgitters am linken Auflager (nach Abb.1)

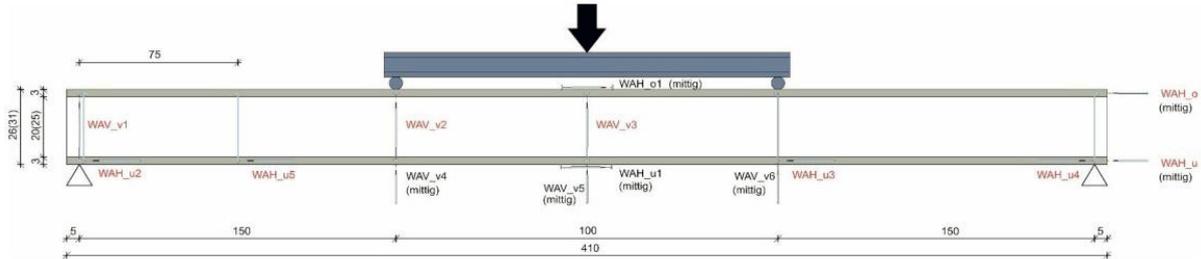
Allgemeines

Herstelldatum	08.11.2016	Prüfdatum	12.12.2016	IMB
---------------	------------	-----------	------------	-----

Probenalter 34 Tage

Untersuchungsparameter Biegetragfähigkeit einer textilbewehrten Sandwichplatte
 1 Schubgitter mit Mineralwolldämmung

Abmessungen



Höhe	$h =$	260 [mm]	Breite $b =$	1200 [mm]
Längen	$l_a =$	1500 [mm]	$l_i =$	1000 [mm]
Wegaufnehmer	$l_{WAH_{u1}} =$	245 [mm]	$h_{WA_{unten}} =$	20 [mm]
Prüfgeschwindigkeit	$v_{test} =$	1.0 [mm/min]		

Beton

Bezeichnung LVB 11/06.1

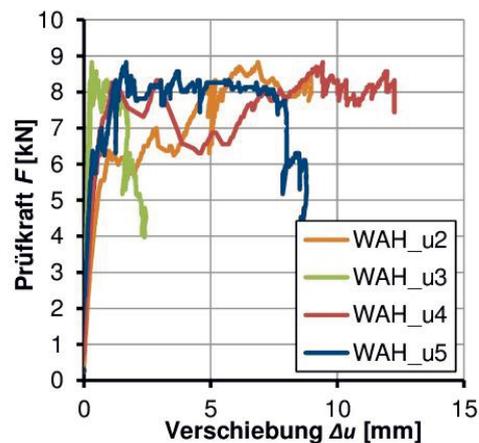
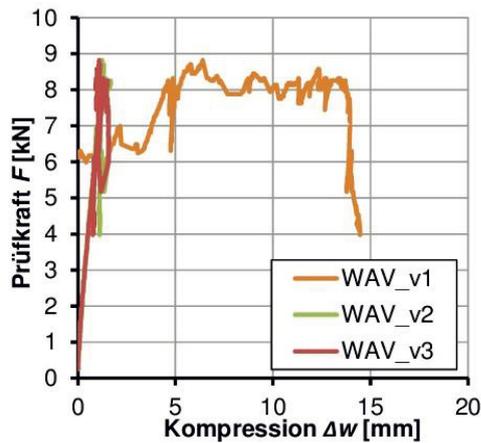
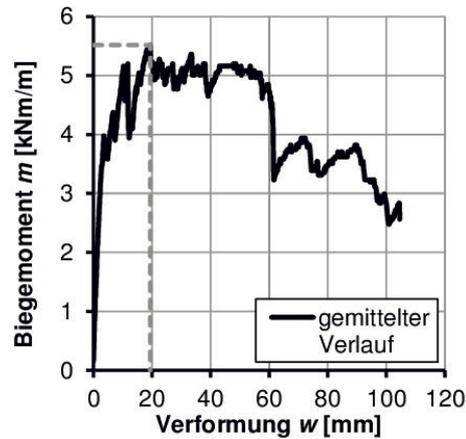
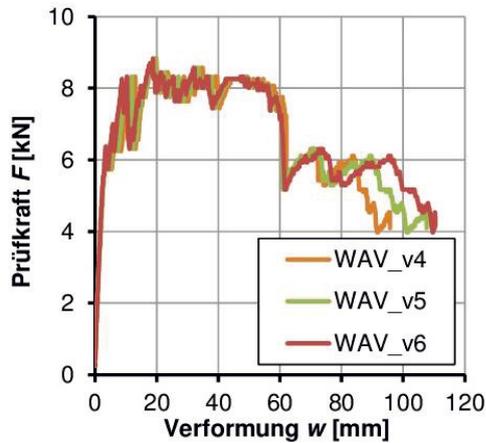
Druckfestigkeit	$f_{c,m} =$	81.6 [N/mm ²]
	$s(f_{c,m}) =$	0.72 [N/mm ²]
	$v(f_{c,m}) =$	0.01 [-]
Biegezugfestigkeit	$f_{ct,fl} =$	8.1 [N/mm ²]
	$s(f_{ct,fl}) =$	0.72 [N/mm ²]
	$v(f_{ct,fl}) =$	0.09 [-]
Spaltzugfestigkeit	$f_{ct,sp} =$	3.64 [N/mm ²]
	$s(f_{ct,sp}) =$	0.14 [N/mm ²]
	$v(f_{ct,sp}) =$	0.04 [-]
Elastizitätsmodul	$E_{cm} =$	43190 [N/mm ²]

Textil

Bezeichnung	Q-120-GEP-38	Hersteller	solidian
Prüfrichtung			
Ausgangsmaterial	AR-Glas	Hersteller	unbekannt
Tränkung	Epoxidharz	Hersteller	unbekannt
		Beschichter	solidian

Rovingfläche	$A_r =$	4.62 [mm ²]
Anzahl Rovings	$n_r =$	32 [Stk]
Bewehrungsfläche	$A_t =$	145.89 [mm ²]
Anzahl Textillagen	$n_t =$	1 [Stk]
Elastizitätsmodul	$E_t =$	70000 [N/mm ²]
		E-Modul Filament (Angabe Hersteller)

Versuchsergebnisse



Versuch	$F_{u,max}$ [kN]	$\sigma_{c,Erstriss}$ [N/mm ²]	$m_{Erstriss}$ [kNm/m]	m_{max} [kNm/m]	K [‰]	w_{max} [mm]	Versagen
HB-GK-4	8.83	0.35	3.98	5.52	0.01	19.42	Stabilität

Anmerkungen:

Wegaufnehmer WAH_u2 und WAH_u4 sind vorzeitig abgefallen

Versagen: Stabilität der Schubgitter in der Nähe des linken und rechten Auflagers (nach Abb. 1)

„gemittelter Verlauf“ stellt den gemittelten Verlauf von WAV_v4, WAV_v5 und WAV_v6 dar

Bilddokumentation

HB-GK-4

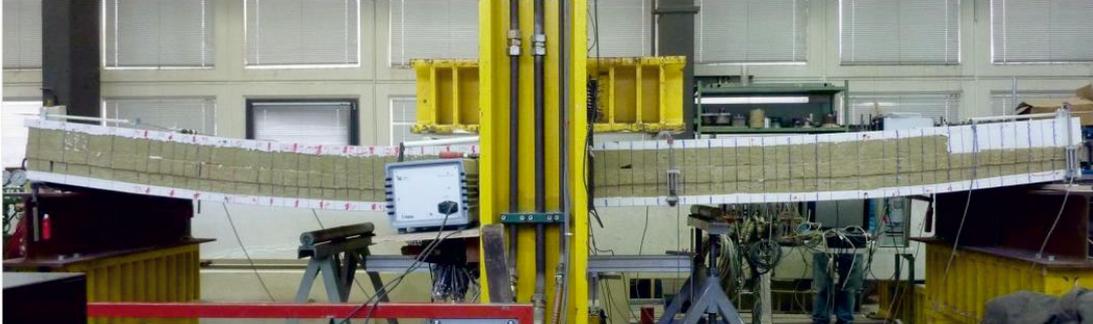


Abb. 1: Versuchskörper im Bruchzustand

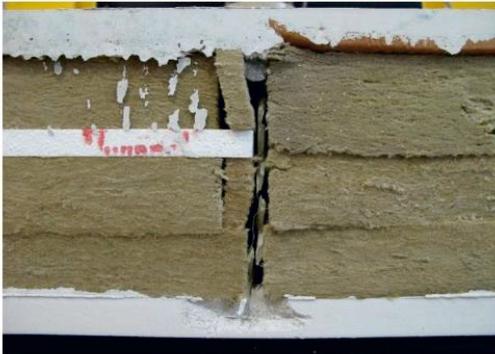


Abb. 2: Schubgitter am linken Auflager
(nach Abb.1)



Abb. 3: Plattenverschiebung am linken
Auflager (nach Abb.1)



Abb. 4: Stabilitätsversagen des Schubgitters
am linken Auflager (nach Abb.1)

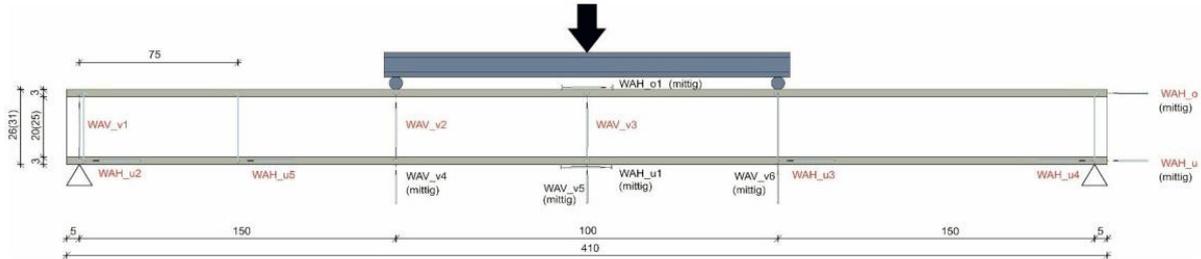
Allgemeines

Herstelldatum	07.11.2016	Prüfdatum	14.12.2016	IMB
---------------	------------	-----------	------------	-----

Probenalter 37 Tage

Untersuchungsparameter Biegetragfähigkeit einer textilbewehrten Sandwichplatte
 2 Schubgitter mit Mineralwolldämmung

Abmessungen



Höhe	$h =$	310	[mm]	Breite $b =$	1200	[mm]
Längen	$l_a =$	1500	[mm]	$l_i =$	1000	[mm]
Wegaufnehmer	$l_{WAH_u1} =$	255	[mm]	$h_{WA_unten} =$	20	[mm]
Prüfgeschwindigkeit	$v_{test} =$	3,0	[mm/min]			

Beton

Bezeichnung LVB 11/06.1

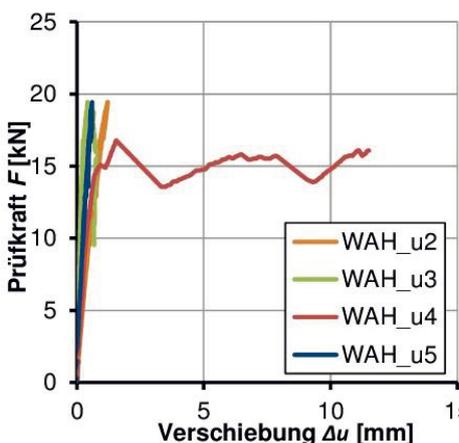
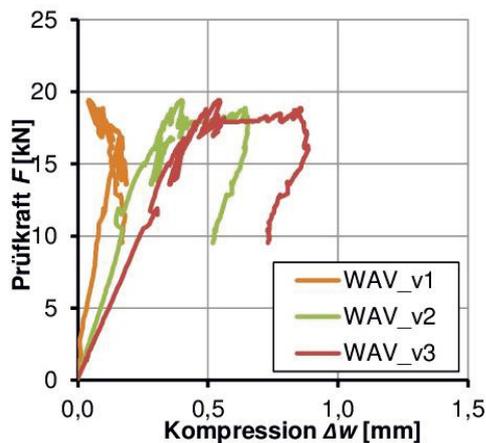
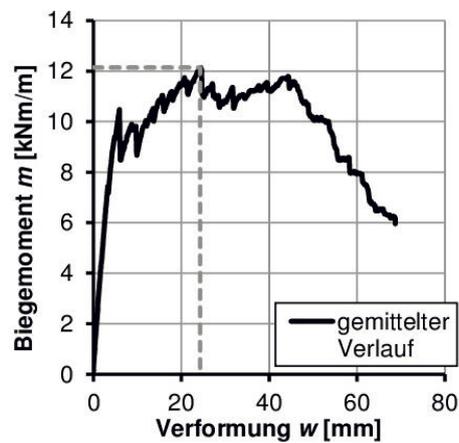
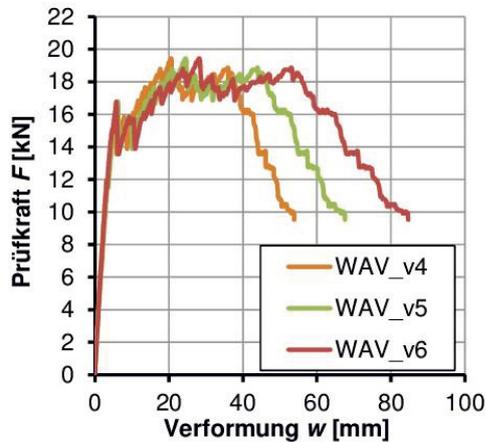
Druckfestigkeit	$f_{c,m} =$	83,5	[N/mm ²]
	$s(f_{c,m}) =$	2,76	[N/mm ²]
	$v(f_{c,m}) =$	0,03	[-]
Biegezugfestigkeit	$f_{ct,fl} =$	7,9	[N/mm ²]
	$s(f_{ct,fl}) =$	1,17	[N/mm ²]
	$v(f_{ct,fl}) =$	0,15	[-]
Spaltzugfestigkeit	$f_{ct,sp} =$	3,72	[N/mm ²]
	$s(f_{ct,sp}) =$	0,29	[N/mm ²]
	$v(f_{ct,sp}) =$	0,08	[-]
Elastizitätsmodul	$E_{cm} =$	42762	[N/mm ²]

Textil

Bezeichnung	Q-120-GEP-38	Hersteller	solidian
Prüfrichtung			
Ausgangsmaterial	AR-Glas	Hersteller	unbekannt
Tränkung	Epoxidharz	Hersteller	unbekannt
		Beschichter	solidian

Rovingfläche	$A_r =$	4,62	[mm ²]
Anzahl Rovings	$n_r =$	32	[Stk]
Bewehrungsfläche	$A_t =$	145,89	[mm ²]
Anzahl Textillagen	$n_t =$	1	[Stk]
Elastizitätsmodul	$E_t =$	70000	[N/mm ²]
		E-Modul Filament (Angabe Hersteller)	

Versuchsergebnisse



Versuch	$F_{u,max}$ [kN]	$\sigma_{c,Erstriss}$ [N/mm ²]	$m_{Erstriss}$ [kNm/m]	m_{max} [kNm/m]	K [‰]	w_{max} [mm]	Versagen
HB-GK-5	19,43	0,47	7,45	12,14	0,01	24,28	Stabilität

Anmerkungen:

Wegaufnehmer WAH_u4 ist vorzeitig abgefallen
 Primäres Versagen: Stabilität der Schubgitter in der Nähe des linken Auflagers (nach Abb. 1)
 Sekundäres Versagen: Ausziehen der Schubgitter aus dem Beton aufgrund großer Verschiebung der Platten
 „gemittelter Verlauf“ stellt den gemittelten Verlauf von WAV_v4, WAV_v5 und WAV_v6 dar

Bilddokumentation

HB-GK-5

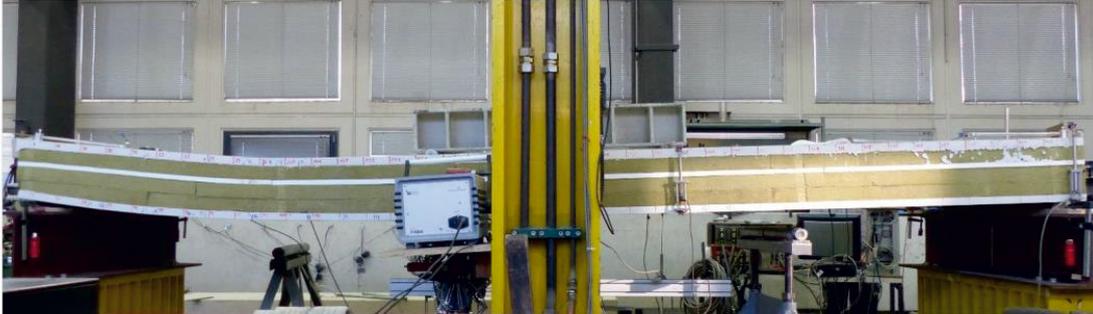


Abb. 1: Versuchskörper im Bruchzustand



Abb. 2: linkes Schubgitter am linken Auflager (nach Abb.1)



Abb. 3: rechtes Schubgitter am linken Auflager (nach Abb.1)



Abb. 4: Plattenverschiebung am linken Auflager (nach Abb.1)

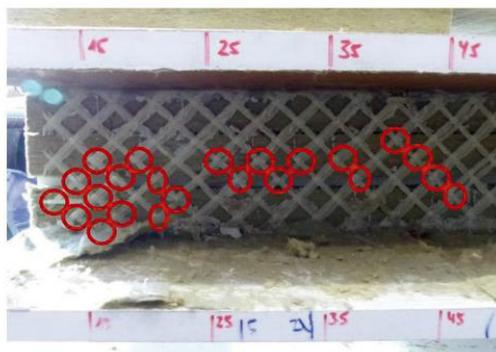


Abb. 5: Stabilitätsversagen des Schubgitters am linken Auflager (nach Abb.1)

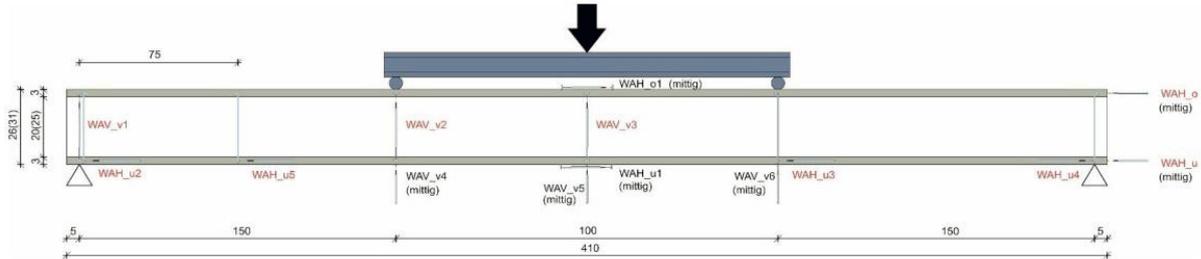
Allgemeines

Herstelldatum	16.11.2016	Prüfdatum	19.12.2016	IMB
---------------	------------	-----------	------------	-----

Probenalter 33 Tage

Untersuchungsparameter Biegetragfähigkeit einer textilbewehrten Sandwichplatte
 1 Schubgitter mit XPS-Dämmung

Abmessungen



Höhe	$h =$	260	[mm]	Breite $b =$	1200	[mm]
Längen	$l_a =$	1500	[mm]	$l_i =$	1000	[mm]
Wegaufnehmer	$l_{WAH_{u1}} =$	250	[mm]	$h_{WA_{unten}} =$	20	[mm]
Prüfgeschwindigkeit	$v_{test} =$	3.0	[mm/min]			

Beton

Bezeichnung LVB 11/06.1

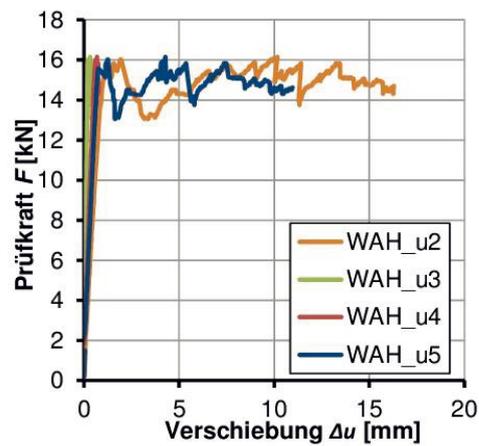
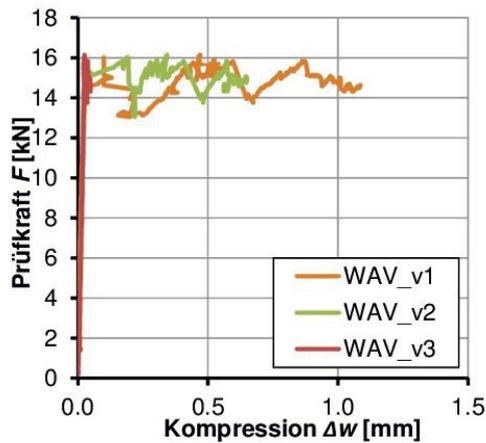
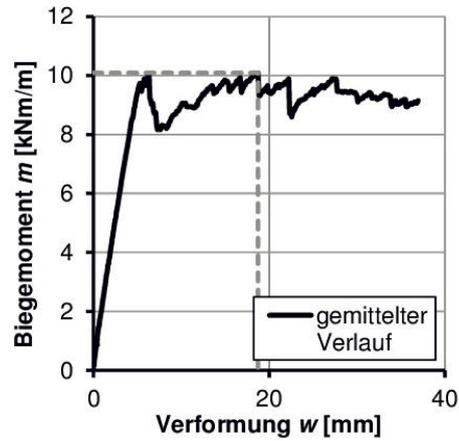
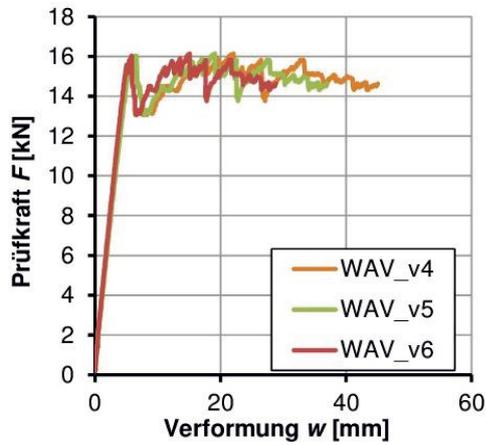
Druckfestigkeit	$f_{c,m} =$	74.3	[N/mm ²]
	$s(f_{c,m}) =$	2.65	[N/mm ²]
	$v(f_{c,m}) =$	0.04	[-]
Biegezugfestigkeit	$f_{ct,fl} =$	9.7	[N/mm ²]
	$s(f_{ct,fl}) =$	1.49	[N/mm ²]
	$v(f_{ct,fl}) =$	0.15	[-]
Spaltzugfestigkeit	$f_{ct,sp} =$	3.33	[N/mm ²]
	$s(f_{ct,sp}) =$	0.16	[N/mm ²]
	$v(f_{ct,sp}) =$	0.05	[-]
Elastizitätsmodul	$E_{cm} =$	40475	[N/mm ²]

Textil

Bezeichnung	Q-120-GEP-38	Hersteller	solidian
Prüfrichtung			
Ausgangsmaterial	AR-Glas	Hersteller	unbekannt
Tränkung	Epoxidharz	Hersteller	unbekannt
		Beschichter	solidian

Rovingfläche	$A_r =$	4.62	[mm ²]
Anzahl Rovings	$n_r =$	32	[Stk]
Bewehrungsfläche	$A_t =$	145.89	[mm ²]
Anzahl Textillagen	$n_t =$	1	[Stk]
Elastizitätsmodul	$E_t =$	70000	[N/mm ²]
		E-Modul Filament (Angabe Hersteller)	

Versuchsergebnisse



Versuch	$F_{u,max}$ [kN]	$\sigma_{c,Erstriss}$ [N/mm ²]	$m_{Erstriss}$ [kNm/m]	m_{max} [kNm/m]	K [‰]	w_{max} [mm]	Versagen
HB-GK-6	16.15	0.86	9.74	10.09	0.01	18.73	Beton

Anmerkungen:

Ausbruch des Schubgitters in der Nähe des rechten Auflagers (nach Abb. 1)

„gemittelter Verlauf“ stellt den gemittelten Verlauf von WAV_v4, WAV_v5 und WAV_v6 dar

Bilddokumentation

HB-GK-6



Abb. 1: Versuchskörper im Bruchzustand



Abb. 2: Plattenverschiebung am rechten Auflager (nach Abb.1)

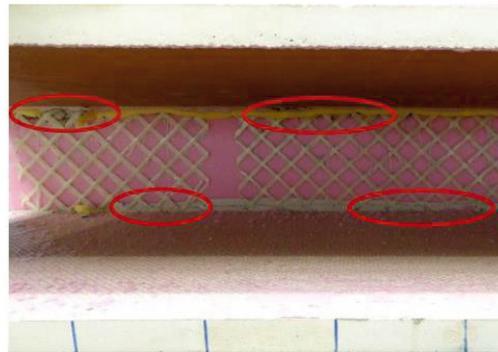


Abb. 3: Stabilitätsversagen des Schubgitters am rechten Auflager (Rückseite, nach Abb.1)

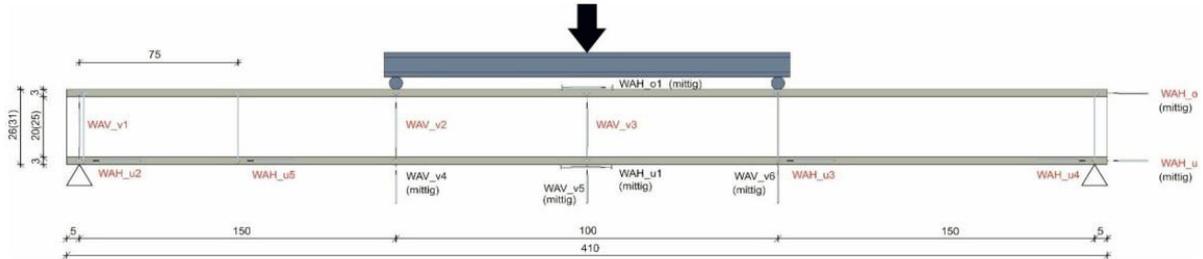
Allgemeines

Herstelldatum	09.11.2016	Prüfdatum	06.12.2016	IMB
---------------	------------	-----------	------------	-----

Probenalter 27 Tage

Untersuchungsparameter Biegetragfähigkeit einer textilbewehrten Sandwichplatte
 2 Schubgitter mit XPS-Dämmung

Abmessungen



Höhe	$h =$	260	[mm]	Breite $b =$	1200	[mm]
Längen	$l_a =$	1500	[mm]	$l_i =$	1000	[mm]
Wegaufnehmer	$l_{WAH_u1} =$	255	[mm]	$h_{WA_unten} =$	20	[mm]
Prüfgeschwindigkeit	$v_{test} =$	1.0	[mm/min]			

Beton

Bezeichnung LVB 11/06.1

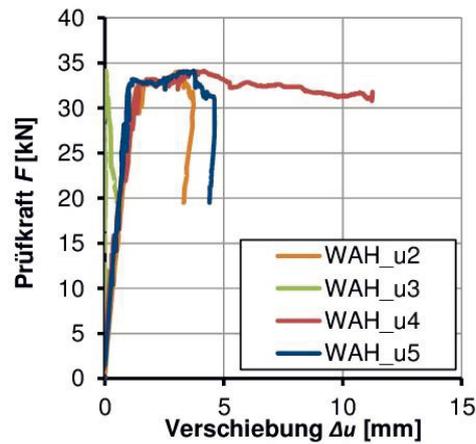
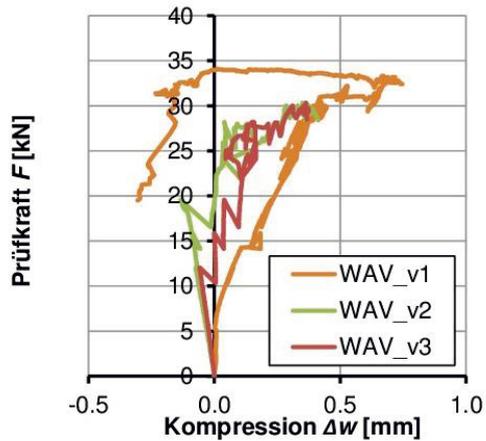
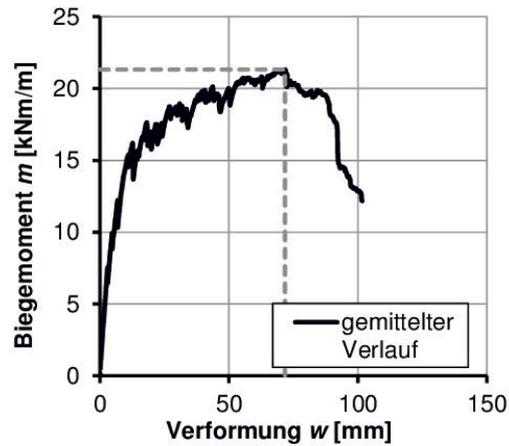
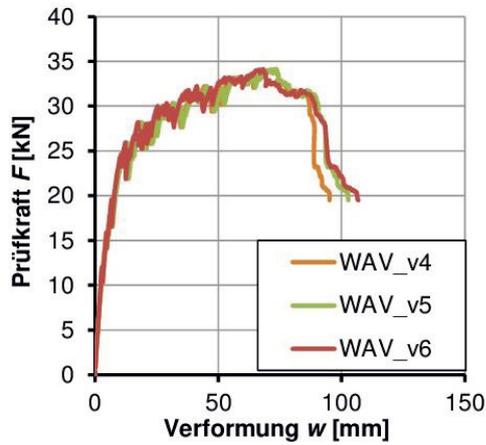
Druckfestigkeit	$f_{c,m} =$	79.3	[N/mm ²]
	$s(f_{c,m}) =$	1.88	[N/mm ²]
	$v(f_{c,m}) =$	0.02	[-]
Biegezugfestigkeit	$f_{ct,fl} =$	11.1	[N/mm ²]
	$s(f_{ct,fl}) =$	0.34	[N/mm ²]
	$v(f_{ct,fl}) =$	0.03	[-]
Spaltzugfestigkeit	$f_{ct,sp} =$	3.72	[N/mm ²]
	$s(f_{ct,sp}) =$	0.39	[N/mm ²]
	$v(f_{ct,sp}) =$	0.10	[-]
Elastizitätsmodul	$E_{cm} =$	40245	[N/mm ²]

Textil

Bezeichnung	Q-120-GEP-38	Hersteller	solidian
Prüfrichtung			
Ausgangsmaterial	AR-Glas	Hersteller	unbekannt
Tränkung	Epoxidharz	Hersteller	unbekannt
		Beschichter	solidian

Rovingfläche	$A_r =$	4.62	[mm ²]
Anzahl Rovings	$n_r =$	32	[Stk]
Bewehrungsfläche	$A_t =$	145.89	[mm ²]
Anzahl Textillagen	$n_t =$	1	[Stk]
Elastizitätsmodul	$E_t =$	70000	[N/mm ²]
		E-Modul Filament (Angabe Hersteller)	

Versuchsergebnisse



Versuch	$F_{u,max}$ [kN]	$\sigma_{c,Erstriss}$ [N/mm ²]	$m_{Erstriss}$ [kNm/m]	m_{max} [kNm/m]	K [‰]	w_{max} [mm]	Versagen
HB-GK-7	34.13	0.67	7.53	21.33	0.04	71.75	Beton

Anmerkungen:

Wegaufnehmer WAV_v2 und WAV_v3 sind vorzeitig abgefallen

Deutliche Rissbildung im Bereich der Transportankerhülsen

Versagen: Ausbrechen der Schubgitter in der Nähe des linken Auflagers (nach Abb. 1)

„gemittelter Verlauf“ stellt den gemittelten Verlauf von WAV_v4, WAV_v5 und WAV_v6 dar

Bilddokumentation

HB-GK-7

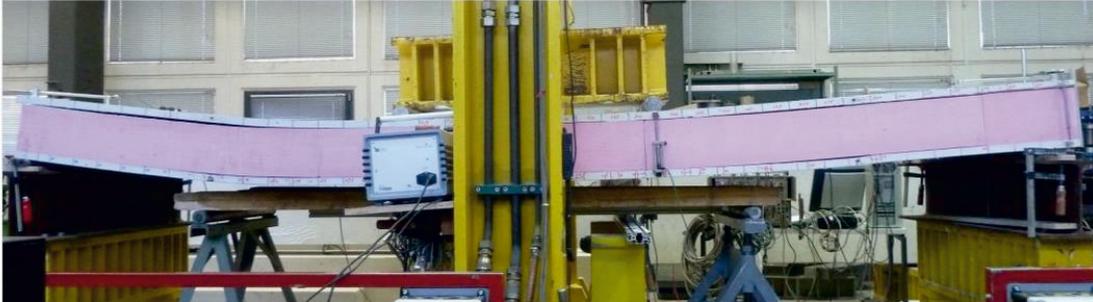


Abb. 1: Versuchskörper im Bruchzustand

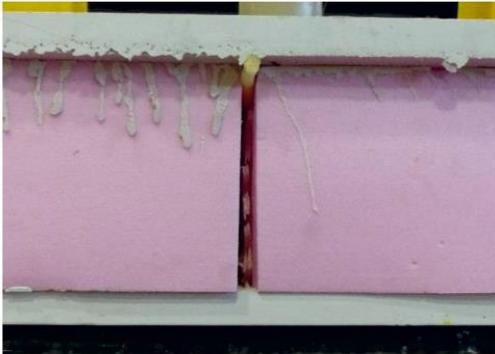


Abb. 2: linkes Schubgitter am linken Auflager (nach Abb.1)

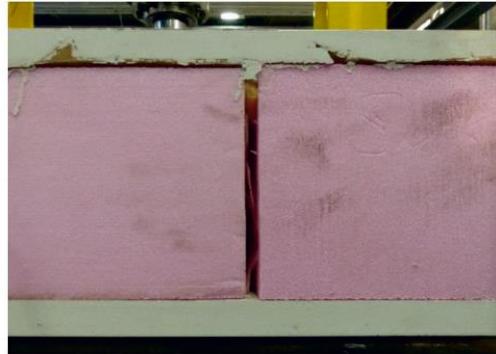


Abb. 3: rechtes Verbundmittel am rechten Auflager (nach Abb.1)

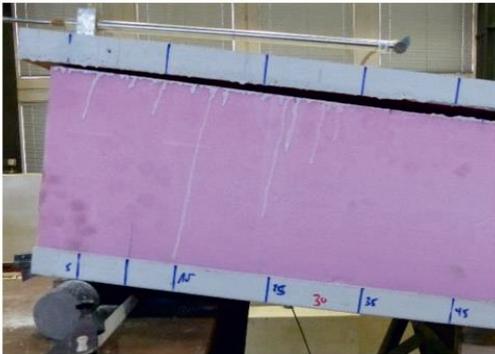


Abb. 4: Plattenverschiebung am linken Auflager (nach Abb.1)

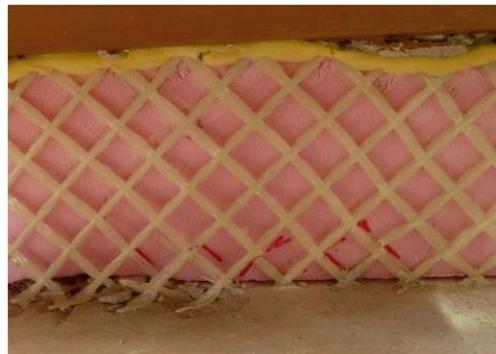
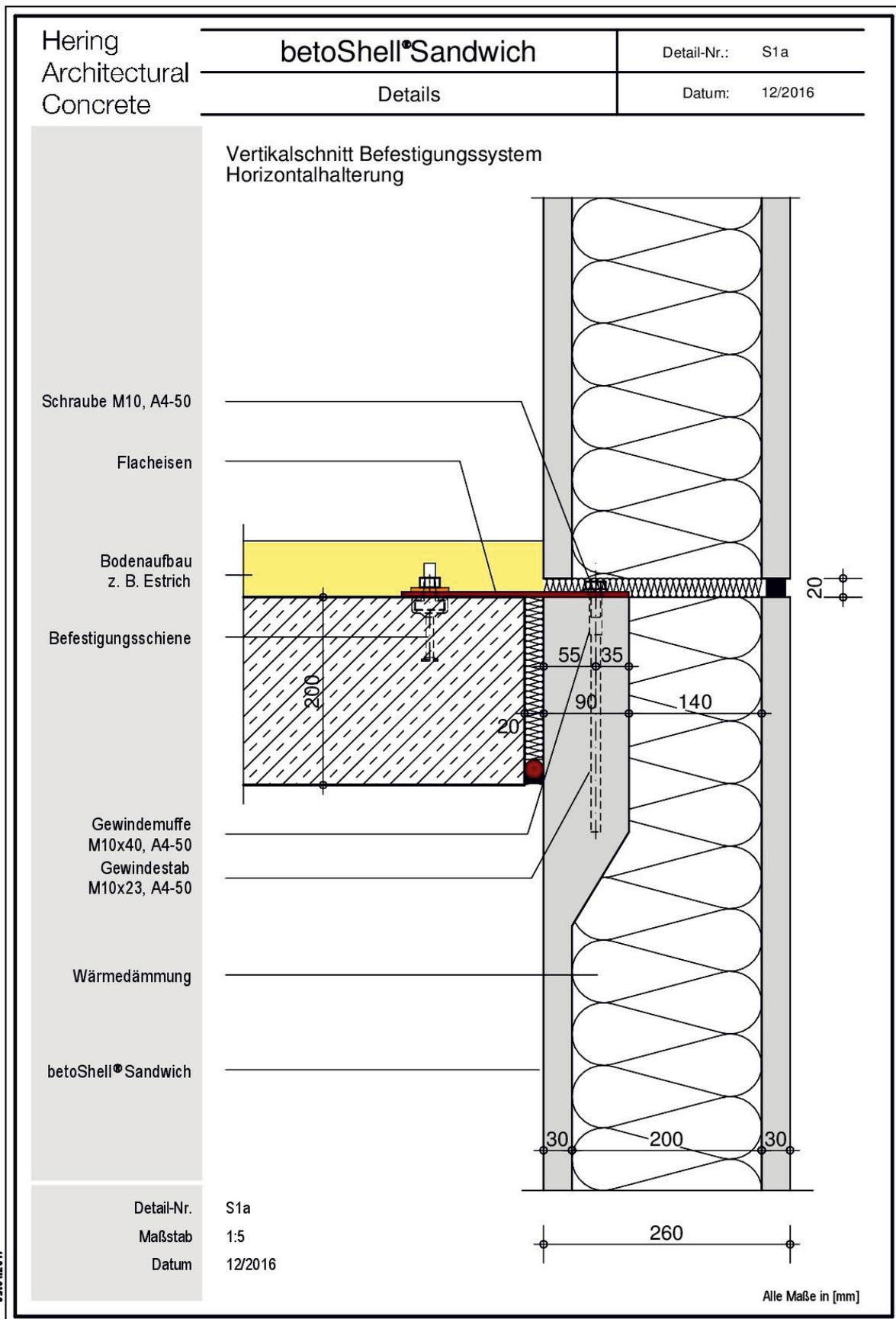


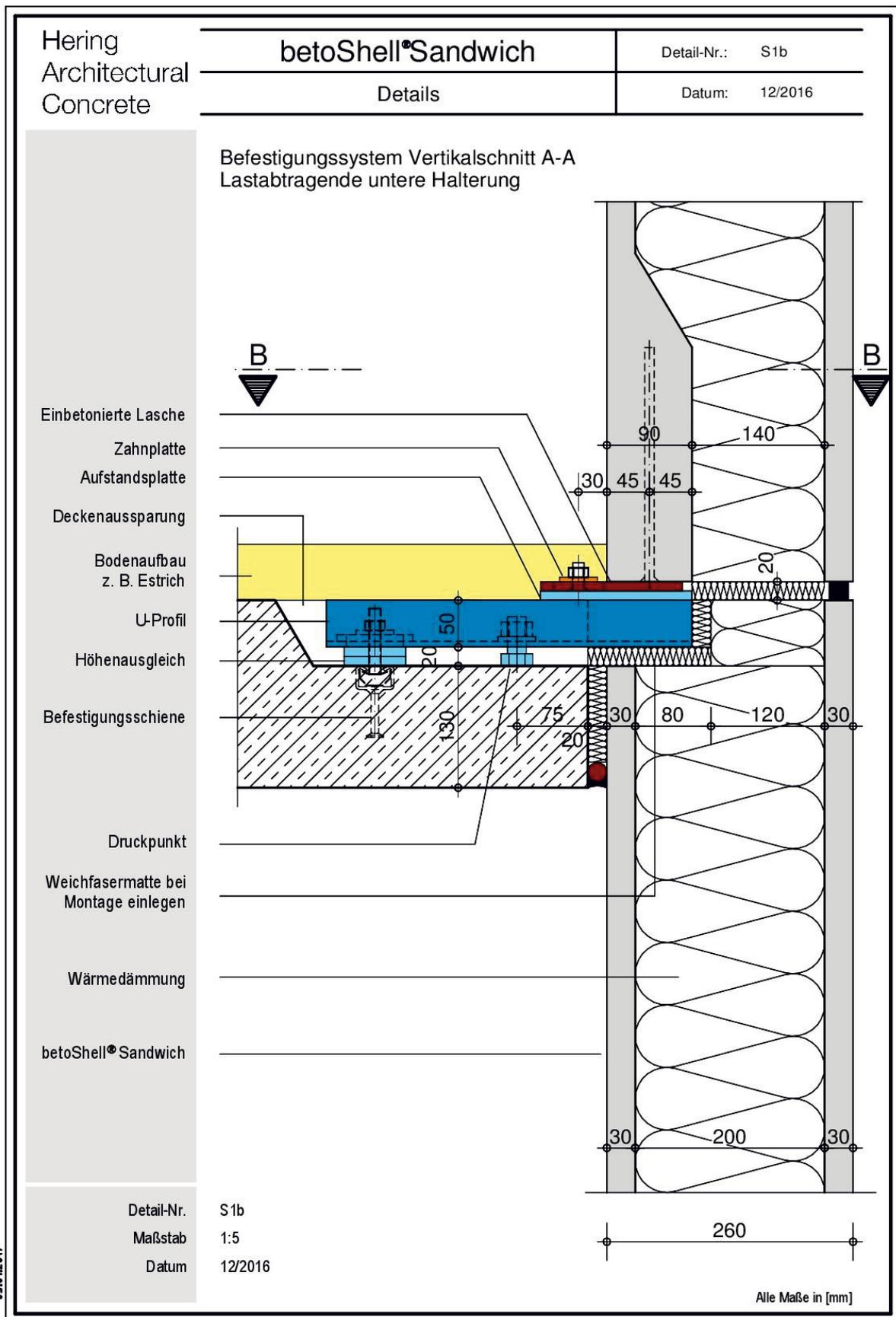
Abb. 5: Betonausbruch des linken Schubgitters am linken Auflager (nach Abb.1)

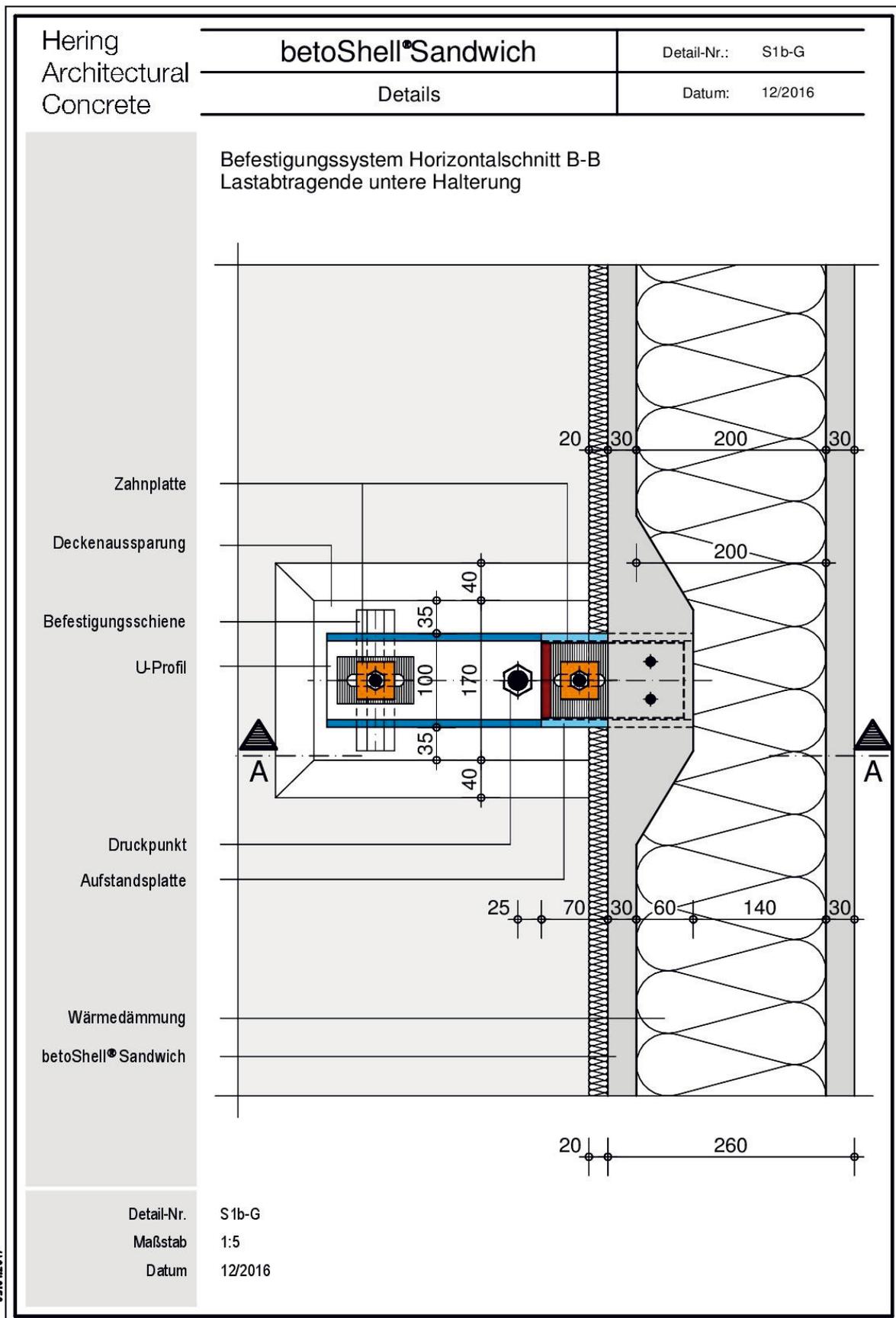
10 Anhang B: Anschlussdetails

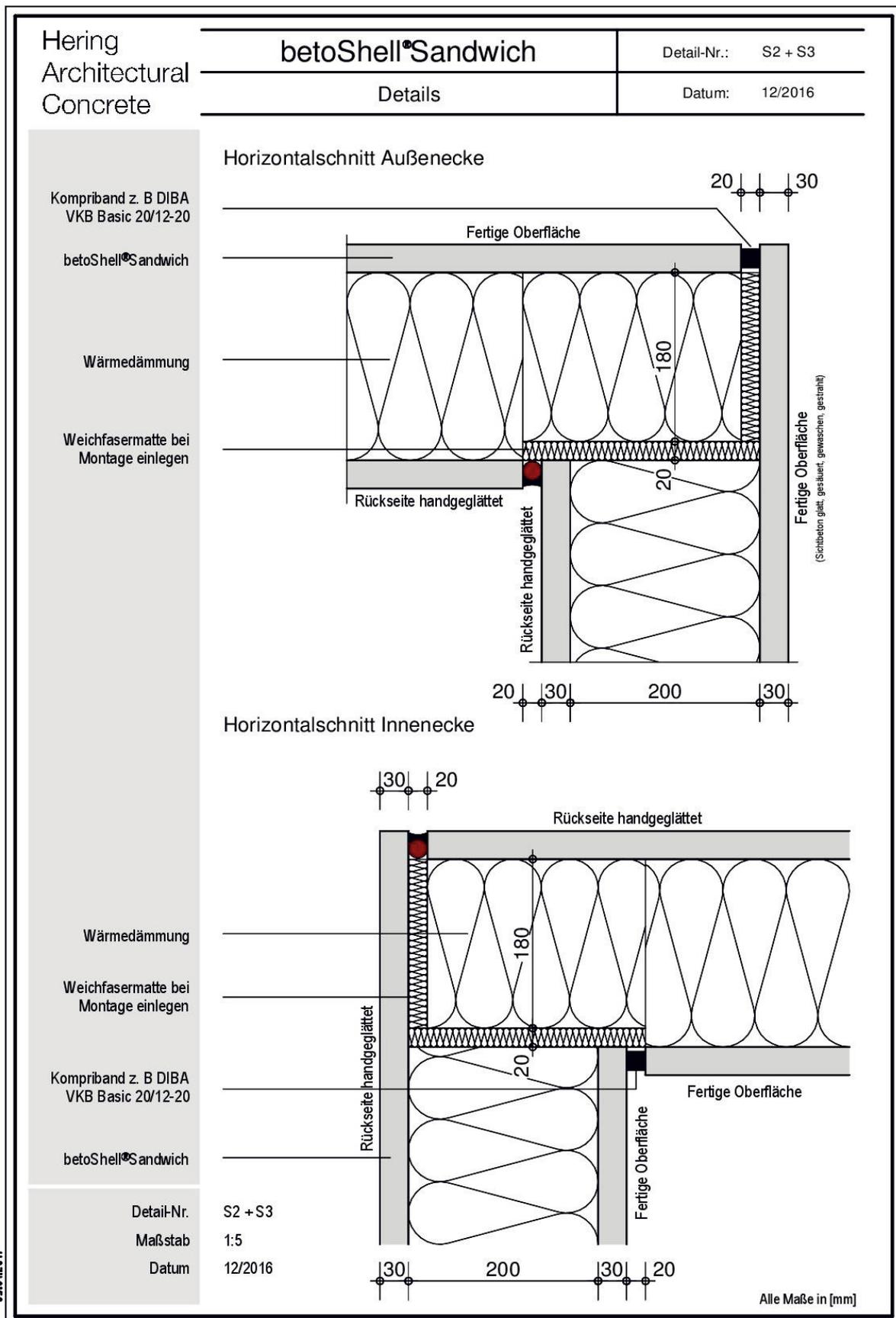
Versuchsprotokolle der folgenden Prüfkörper:

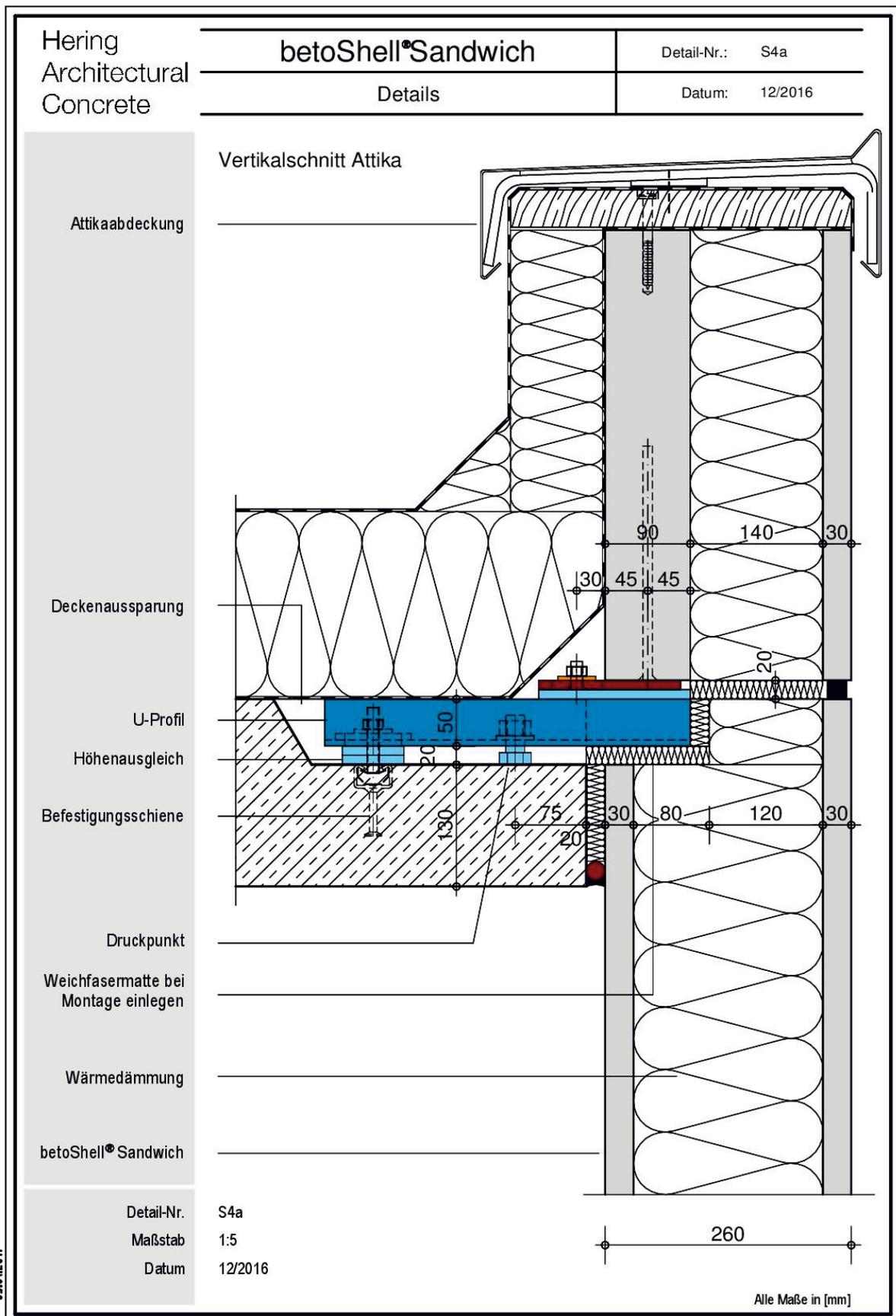
- Detail S1a: Vertikalschnitt Horizontalhalterung oben
- Detail S1b: Vertikalschnitt Lastabtragende untere Halterung
- Detail S1b-G: Grundriss untere Halterung
- Detail S2: Außenecke
- Detail S3: Innenecke
- Detail S4a: Vertikalschnitt Attika
- Detail S4b: Vertikalschnitt Attika
- Detail S5a: Fußpunkt Befestigung auf Fundament
- Detail S5b: Fußpunkt Befestigung auf Fundament
- Detail S6a: Vertikalschnitt Fenstersturz ohne Sonnenschutz
- Detail S6b: Vertikalschnitt Fenstersturz mit Sonnenschutz
- Detail S6c: Vertikalschnitt Fenstersturz mit Sonnenschutz
- Detail S7: Horizontalschnitt Fensteranschluss
- Detail S8: Vertikalschnitt Fensteranschluss Fußboden
- Detail S9: Vertikalschnitt Fensterbank
- Detail S10: Transportanker

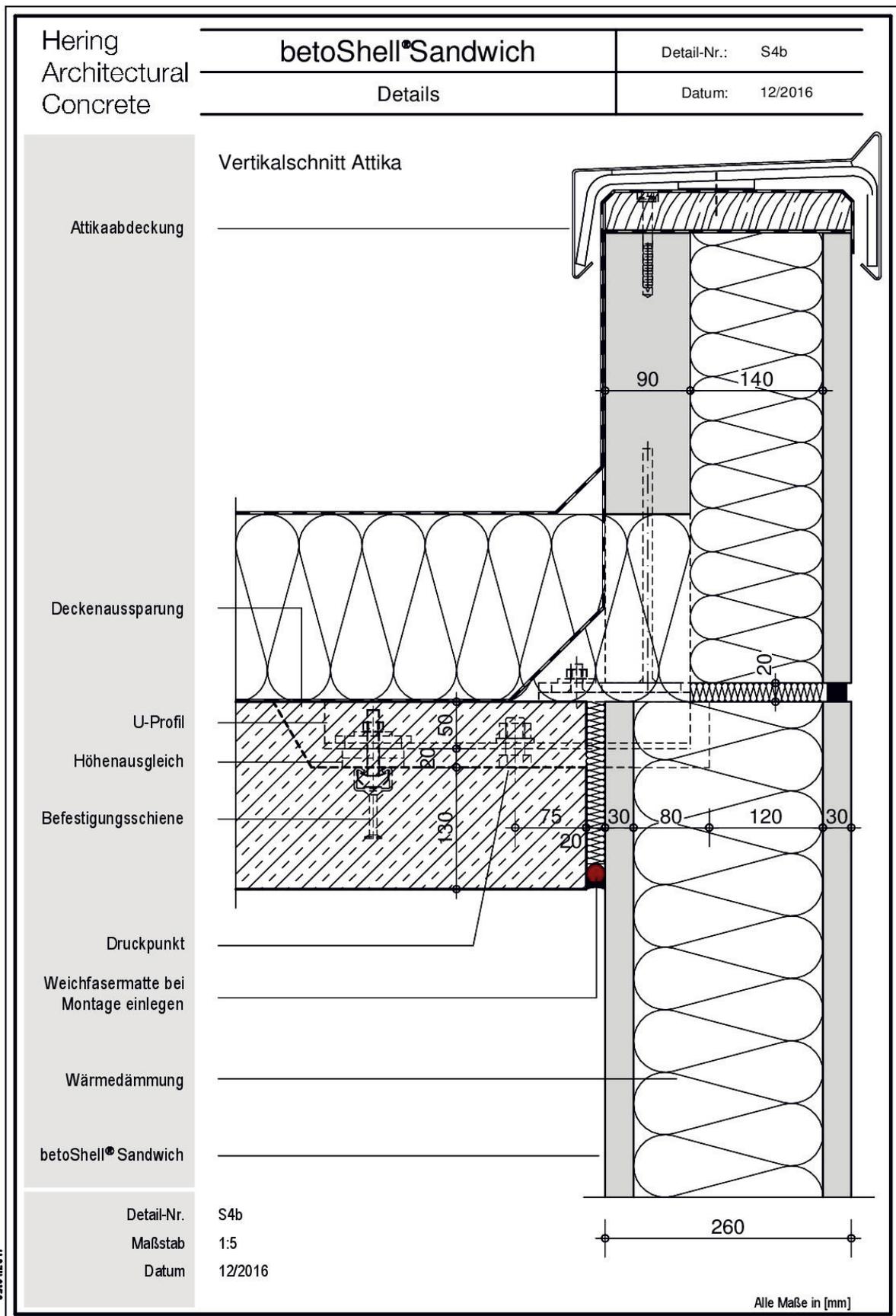


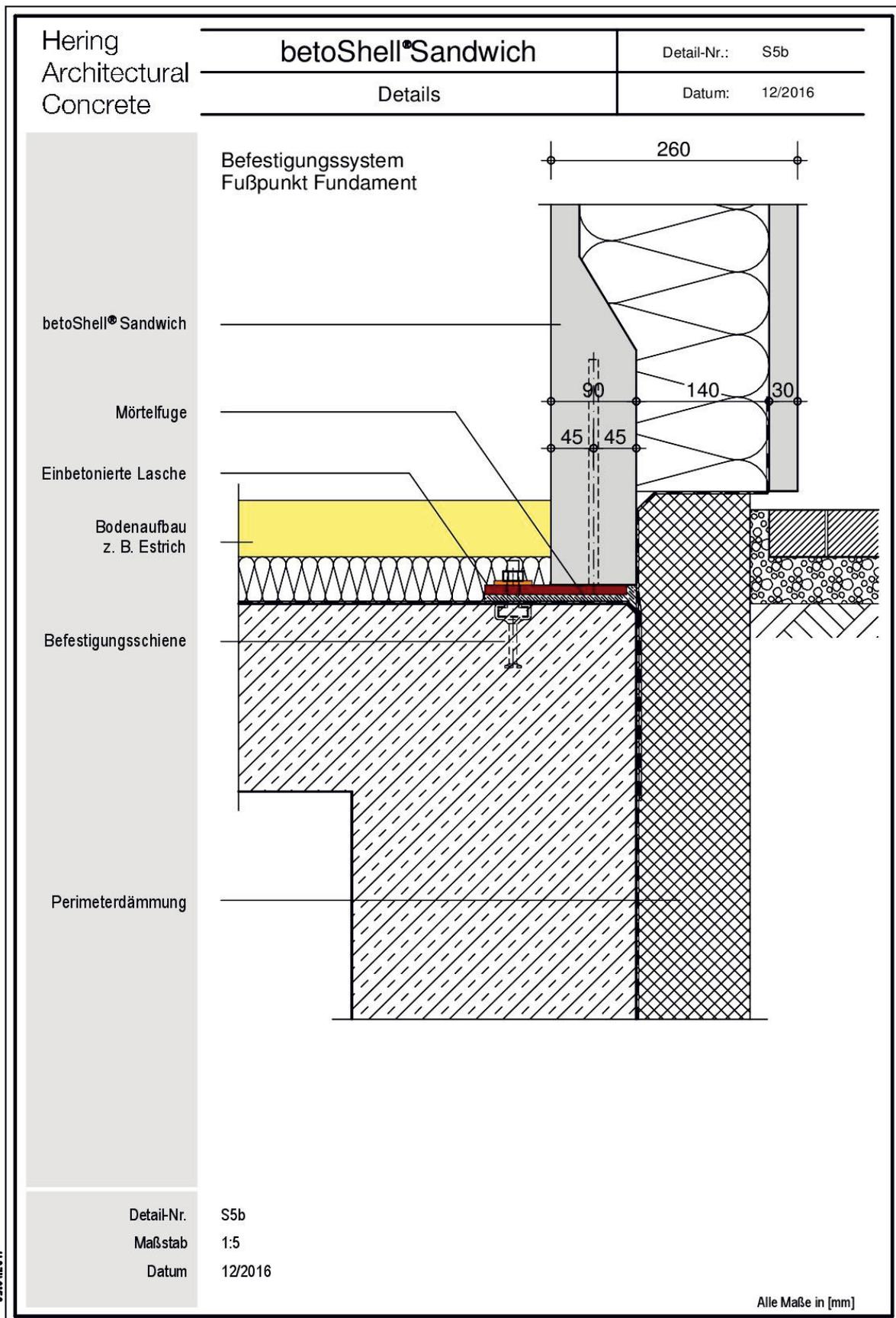


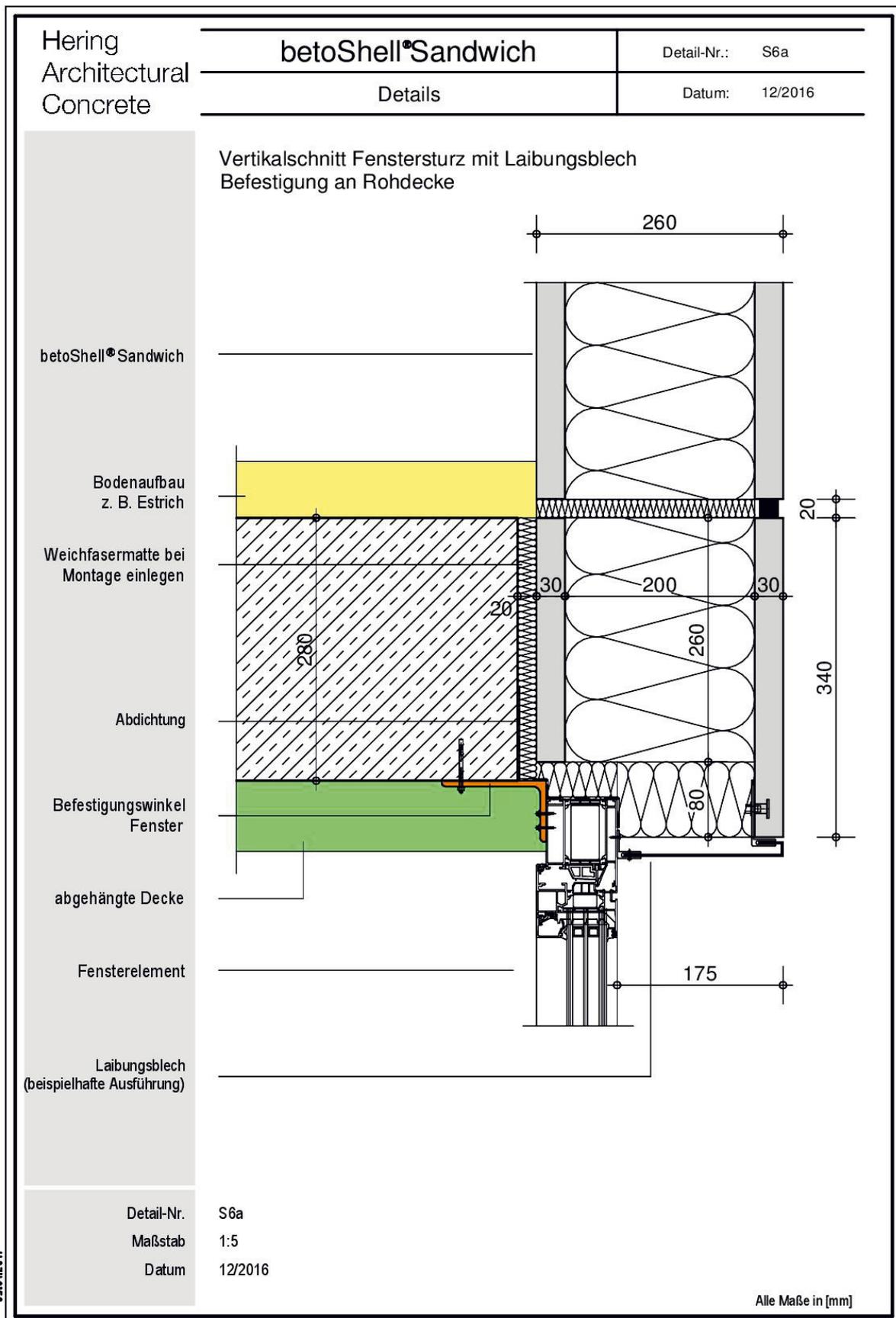




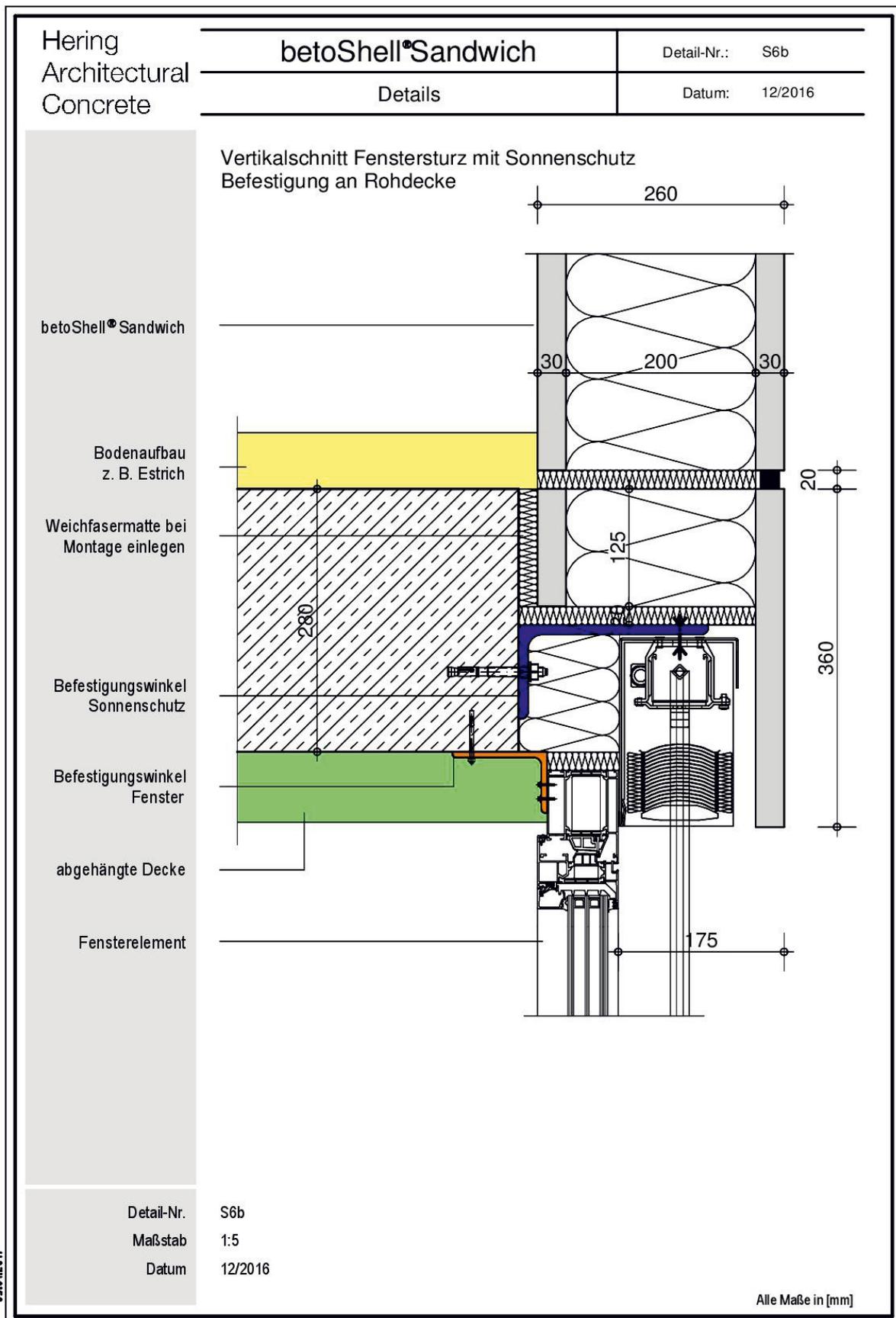








03.01.2017



03.01.2017

