

Bernd Hillemeier, Henning Kaiser

Wind-Ertüchtigung statisch ausgenutzer Hallendächer zur Aufnahme angestellter Solarpaneele mit innovativen CFK-Verstärkungssystemen

F 2787

Bei dieser Veröffentlichung handelt es sich um die Kopie des Abschlußberichtes einer vom Bundesministerium für Verkehr, Bau und Stadtentwicklung -BMVBS- 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

2011

ISBN 978-3-8167-8618-4

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

Bitte beachten:

Fehlende Seiten sind **Leerseiten**,
die bei Erstellung
der PDF-Datei für den Download nicht
berücksichtigt wurden

Fraunhofer IRB Verlag



Wind-Ertüchtigung statisch ausgenutzter Hallendächer zur Aufnahme angestellter Solarpaneele mit innovativen CFK-Verstärkungssystemen

Projektleiter: Univ.-Prof. a. D. Dr.-Ing. Bernd Hillemeier

Bearbeiter: Dipl.-Ing. Henning Kaiser, M.S.

Der Forschungsbericht wurde mit Mitteln der Forschungsinitiative Zukunft Bau
des Bundesamtes für Bauwesen und Raumordnung gefördert.

(Aktenzeichen: Z 6 – 10.08.18.7-07.26/ II 2 – F20-07-10)

Die Verantwortung für den Inhalt des Berichtes liegt beim Autor.

Berlin, Dezember 2009

INHALTSVERZEICHNIS

1. Einleitung	1
2. Ausgangssituation	3
2.1 Statische Anforderungen solargenutzter Hallendächer	4
2.1.1 Zusatzlasten aus Eigengewicht	4
2.1.2 Zusatzlasten aus Wind	4
2.1.3 Zusatzlasten aus Schnee	5
2.1.4 Übersicht der Gesamtbeanspruchung	6
2.2 Wirtschaftlichkeit möglicher Ertüchtigungsmaßnahmen	7
2.3 Zielsetzung	8
3. Faserverbundwerkstoffe im konstruktiven Ingenieurbau	11
3.1 Faserverstärkte Kunststoffe	12
3.1.1 Erzeugnisformen	12
3.1.2 Eigenschaften	13
3.2 Anwendungen im Stahlbetonbau	14
4. Mechanische Eigenschaften der Werkstoffe	17
4.1 Holzwerkstoffe	17
4.1.1 Konstruktionsvollholz und Brettschichtholz	17
4.1.2 Mechanische Eigenschaften	18
4.1.3 Hygrothermische Eigenschaften	20
4.1.4 Schubspannungs-Gleitungs-Beziehung	21
4.2 Epoxidharzklebstoffe	23
4.2.1 Allgemeine Eigenschaften	24
4.2.2 Mechanische Eigenschaften	25
4.2.3 Hygrothermische Eigenschaften	26
4.2.4 Schubspannungs-Gleitungs-Beziehung	27
4.2.5 Bruchverhalten von Klebungen	28
4.3 CFK-Lamellen	29
4.3.1 Mechanische Eigenschaften	30
5. Stand der Forschung im konstruktiven Holzbau	33
5.1 Biegeverstärkungen	36
5.2 Schubverstärkungen	40
5.3 Modellierung des Tragverhaltens	45
5.3.1 Biegetragfähigkeit unverstärkter Träger	45

5.3.2	Biegetragfähigkeit von Verbundträgern	52
5.3.3	Schubverstärkungen	57
5.3.3.1	Flächige Verstärkungen.....	58
5.3.3.2	Stabförmige Verstärkungen.....	62
5.4	Modellierung des Verbundverhaltens	64
5.4.1	Klebung mit Stahl- und FVK-Lamellen	65
5.4.2	Holzschrauben	72
5.4.3	Eingeklebte Gewindebolzen und FVK-Stäbe	73
5.5	Zusammenfassung und Forschungsansatz.....	75
6.	Verbundverhalten in Holz eingeklebter CFK-Lamellen	81
6.1	Materialauswahl.....	81
6.2	Versuchsaufbau und Prüfkörperabmessungen	82
6.2.1	Versuchsaufbau für Verbundlängen $l_v \leq 400$ mm	82
6.2.2	Versuchsaufbau für Verbundlängen $l_v > 400$ mm	85
6.3	Herstellung der Verbundprobekörper	86
6.4	Messeinrichtungen	88
6.5	Versagensmechanismen	92
6.5.1	Verbundversagen im Grenzbereich Lamelle/Klebstoff	92
6.5.2	Verbundversagen im Grenzbereich Klebstoff/Holz	92
6.5.3	Schubversagen im Holz	93
6.5.4	Kombinierte Versagensmechanismen.....	93
6.6	Versuchsprogramm	94
6.7	Trag- und Bruchverhalten unter quasi-statischer Beanspruchung	96
6.7.1	Vorversuche	96
6.7.2	Last-Relativverschiebungs-Verläufe.....	98
6.7.2.1	Verhalten am lastseitigen Ende der Verbundlänge	99
6.7.2.2	Verhalten am lastfernen Ende der Verbundlänge	100
6.7.3	Kraft- und Spannungsverlauf entlang der Verbundlänge	101
6.7.3.1	Verlauf der Lamellenkraft	101
6.7.3.2	Verlauf der Schubspannung	102
6.7.4	Querverformungen des Holzkörpers	104
6.7.5	Einflussgrößen der Verbundtragkraft	105
6.7.5.1	Verbundlänge	105
6.7.5.2	Schlitzbreite	106
6.7.5.3	Holzart	109
6.7.5.4	Epoxidharzkleber.....	110
6.7.5.5	Abstand der Lamelle zum Bauteilrand.....	111
6.7.6	Untersuchung des Reibungsverhalten	114

6.8	Trag- und Bruchverhalten unter hygrothermischer Beanspruchung.....	116
6.8.1	Einfluss erhöhter Umgebungstemperaturen.....	117
6.8.2	Einfluss erhöhter Umgebungsfeuchten	119
6.9	Zusammenfassung zum Verbundverhalten.....	125
7.	Modellierung des Verbundverhaltens eingeklebter CFK-Lamellen.....	127
7.1	Herleitung des mechanischen Modells.....	127
7.1.1	Problemstellung und Lösungsansatz	127
7.1.2	Modellierung des verschieblichen Verbunds.....	129
7.1.2.1	Herleitung der DGL des verschieblichen Verbunds.....	129
7.1.2.2	Lösung der DGLvV für den linearen Verbundansatz.....	130
7.1.2.3	Modellannahmen	132
7.1.2.4	Diskretisierung der DGLvV	134
7.2	Bestimmung des rechnerischen Verbundansatzes	136
7.2.1	Gleitverhalten an der Klebefuge	136
7.2.2	Gemessene Verbundspannungs-Schlupf-Verläufe	140
7.3	Numerische Berechnung des Verbundverhaltens	145
7.3.1	Numerische Approximation der DGLvV	146
7.3.2	Nachrechnen von Auszugversuchen.....	147
7.3.3	Parameterstudie	151
7.4	Bestimmung der Verbundbruchkraft.....	153
7.4.1	Ergebnisse des Verbundmodells.....	153
7.4.2	Ergebnisse der Auszugversuche.....	154
7.4.3	Bemessungsgleichung der Verbundbruchkraft	155
8.	Tragverhalten verstärkter Brettschichtholzträger	157
8.1	Materialauswahl.....	157
8.2	Versuchsaufbau und Messeinrichtungen	158
8.3	Herstellung der Referenz- und Verbundträger	160
8.4	Bruchmechanismen.....	162
8.4.1	Zugversagen der Keilzinkenverbindungen	162
8.4.2	Zugversagen an Wuchsunregelmäßigkeiten des Holzes	163
8.4.3	Druckversagen des Holzes	163
8.4.4	Zug- und Endverankerungsversagen der CFK-Lamelle.....	164
8.5	Versuchsprogramm	165
8.6	Trag- und Bruchverhalten der Trägerversuche	168
8.6.1	Last-Verschiebungs-Verläufe	169
8.6.2	Dehnungsverläufe	169
8.6.2.1	Messungen am Holzquerschnitt	170

8.6.2.2	Messungen an der CFK-Lamelle.....	171
8.6.3	Schubspannungsverläufe.....	172
8.6.3.1	Verankerung im Auflagerbereich.....	172
8.6.3.2	Verankerung im Bereich der Lasteinleitung.....	173
8.6.4	Referenzversuche	174
8.6.5	Versuche mit oberflächiger Verstärkung ($\rho = 0,22\%$).....	175
8.6.6	Versuche mit seitlich eingeschlitzter Verstärkung ($\rho = 0,23\%$)	176
8.6.7	Versuche mit unterseitig eingeschlitzter Verstärkung ($\rho = 0,35\%$).....	177
8.6.7.1	Versuche mit Vollgewindeschrauben	179
8.6.7.2	Versuche mit lokaler Verstärkung.....	181
8.6.8	Versuche mit umseitig eingeschlitzter Verstärkung ($\rho = 0,81\%$)	182
8.6.9	Versuche mit kombinierter Verstärkung ($\rho = 0,91\%$).....	183
8.7	Zusammenfassung zum Tragverhalten	184
9.	Stochastische Modellierung des Tragverhaltens	189
9.1	Ansatz und Modellannahmen.....	189
9.1.1	Simulation des Trägeraufbaus	190
9.1.2	Numerische Approximation des Biegetragverhaltens	192
9.1.2.1	Berechnung der Biegetragfähigkeit	192
9.1.2.2	Berechnung der Biegeverformung.....	194
9.1.2.3	Nachweis der Endverankerung	196
9.1.2.4	Lokaler Nachweis der Holzschubfestigkeit	197
9.1.3	Software zur Durchführung von Monte-Carlo-Simulationen.....	198
9.2	Statistische Eingangsparameter.....	199
9.2.1	Statistische Verteilungen.....	199
9.2.1.1	Normalverteilung	200
9.2.1.2	Logarithmische Normalverteilung.....	200
9.2.1.3	Zweiparametrische Weibull-Verteilung	200
9.2.2	Ermittlung der Zufallsgrößen	200
9.2.3	Eigenschaften des keilzinkenfreien Brettschichtholzes.....	201
9.2.3.1	Druckfestigkeit.....	201
9.2.3.2	Zugfestigkeit	202
9.2.3.3	Elastizitätsmodul.....	202
9.2.3.4	Rohdichte	203
9.2.3.5	Entfestigungsverhalten	203
9.2.3.6	Anordnung und Länge der Brettlamellen.....	204
9.2.4	Eigenschaften der Keilzinkenverbindungen	205
9.3	Nachrechnung von Trägerversuchen	205
9.3.1	Bruchlasten und Biegesteifigkeiten	205

9.3.2	Verformungsverhalten im Bruchzustand	208
9.3.3	Versagensmechanismen	209
9.3.3.1	Plastische Verformung der Druckzone	209
9.3.3.2	Schub- und Endverankerungsversagen	210
9.4	Parameterstudie	211
9.4.1	Einfluss des Verstärkungsgrads	212
9.4.2	Einfluss der Lamellenlänge	214
9.4.3	Einfluss der Festigkeitsklasse	215
9.4.4	Einfluss des E-Moduls der Klebeverstärkung	217
9.4.5	Einfluss der Brettlänge	218
9.4.6	Einfluss des Entfestigungsverhaltens der Druckzone	220
9.5	Bestimmung des Biegetragverhaltens	222
9.5.1	Berechnung der Biegetragfähigkeit	222
9.5.1.1	Berechnung des effektiven Verstärkungsgrads	223
9.5.1.2	Bemessung bei elastischer Druckzone	226
9.5.1.3	Bemessung bei plastischer Druckzone	226
9.5.2	Berechnung der Biegesteifigkeit	229
9.5.3	Nachweis der Verbundspannungen	230
9.5.4	Nachweis der Schubspannungen	231
10.	Untersuchungen zur Aussteifung der Dachebene	235
10.1	Ausgangssituation	235
10.1.1	Lastannahmen	236
10.1.2	Aussteifungskonzept	236
10.2	Modellierung der Dachaussteifung	238
10.2.1	Grundlagen der statischen Modellierung	239
10.2.2	Definition der Modellquerschnitte	239
10.2.2.1	Stahlprofile	241
10.2.2.2	Brettschichtholzträger	241
10.2.2.3	CFK-Zugbänder	242
10.2.3	Klemmverankerung für CFK-Zugbänder	242
10.2.4	Versuchsaufbau	245
10.2.5	Messeinrichtungen	246
10.2.6	Versuchsprogramm	247
10.3	Tragverhalten des modellierten Dachverbands	248
10.3.1	Statische Analyse	248
10.3.2	Adhäsionsfrei verankerte CFK-Zugbänder	248
10.3.3	Adhäsionsverankerte CFK-Zugbänder	250
10.3.3.1	Versuch asv_2	250

10.3.3.2 Versuch asv_3.....	252
10.4 Dimensionierung der Systemkomponenten.....	255
10.4.1 Ausführung der Klemmverankerung.....	255
10.4.2 Ausführung der Zug- und Druckgurte.....	257
11. Zusammenfassung und Ausblick.....	259
Literaturverzeichnis	262
Normen und Richtlinien	268
Bezeichnungen und Symbole.....	270
Anhang A: Untersuchungen an Ausgangsstoffen.....	273
Anhang B: Ergebnisse der Auszugversuche	285
Anhang C: Ergebnisse der Trägerversuche.....	317
Anhang D: Ergebnisse der Aussteifungsversuche	371
Anhand E: Sonstige Untersuchungen	383

ABBILDUNGSVERZEICHNIS

Abbildung 2-1:	Aufständigung von Solarkollektoren auf Hallendächern	3
Abbildung 2-2:	Mindestrandabstände für die Montage von Kollektoren nach [Erf01].....	4
Abbildung 2-3:	Schneelasten aus angestellter Montage von Solarpaneelen	6
Abbildung 3-1:	Mechanische Eigenschaften unidirektionaler Lamine nach [Hol05]	14
Abbildung 3-2:	Mögliche Anordnungen geklebter Verstärkungen im Stahlbetonbau	15
Abbildung 4-1:	Schematische Darstellung von a) Nadel- und b) Laubholz, aus [Wes88].....	18
Abbildung 4-2:	Festigkeit und E-Modul von Holz in Abhängigkeit des Winkels zwischen Beanspruchungs- und Faserrichtung, aus [Wes88].....	19
Abbildung 4-3:	Idealisierte Spannungs-Dehnungs-Verläufe für Fichtenholz unter Druckbeanspruchung parallel zur Faserrichtung	20
Abbildung 4-4:	Einfluss der Holzfeuchte auf die mechanischen Eigenschaften, aus [Wes88].....	21
Abbildung 4-5:	Schubspannungs-Gleitungs-Beziehungen für Fichtenholz ($u \approx 12\%$)	22
Abbildung 4-6:	Aufbau einer Klebung, aus [Hab02].....	24
Abbildung 4-7:	a) Mechanische Adhäsion; b) Benetzungsverhalten hoch- und niedrigviskoser Klebstoffe, aus [Hab02]	25
Abbildung 4-8:	Bestimmung der Klebstoffscherfestigkeit nach [Bla01, Deu04].....	26
Abbildung 4-9:	Schubspannungs-Gleitungs-Beziehung für Sikadur 30 nach [Deu93]	28
Abbildung 4-10:	Verschiedene Brucharten bei Klebungen, aus [Hab02].....	29
Abbildung 4-11:	Spannungs-Dehnungs-Kurven der CFK-Lamelle Sika CarboDur S2.025/80	30
Abbildung 5-1:	Beispiele klassischer Balkenaufdoppelungen nach Rug und Mönck [Rug07]	33
Abbildung 5-2:	Beispiele geklebter Verstärkungen im konstruktiven Holzbau.....	34
Abbildung 5-3:	Biegeversuche an CFK-verstärkten BSH-Trägern nach Blaß et al. [Bla03]	36
Abbildung 5-4:	Dehnungsverteilung bei CFK-verstärkten Holzträgern, aus [Sch05]	37
Abbildung 5-5:	Tragverhalten für mit CFK-Stäben verstärkte Brettschichtholzbinder, aus [Joh07]	39
Abbildung 5-6:	Kraftfluss stabförmiger Schubverstärkungen in Abhängigkeit des Winkels	41
Abbildung 5-7:	Schematische Darstellung des modifizierten Rissbilds für Holzträger mit diagonaler Schraubenverstärkung nach [Tra08].....	43

Abbildung 5-8: Kombinierte Schub- und Biegeverstärkung nach Svecova und Eden [Sve04]	44
Abbildung 5-9: Spannungsverlauf über die Trägerhöhe nach Suenson [Sue41].....	46
Abbildung 5-10: Modell nach [Sue41] für unterschiedliche Festigkeitsverhältnisse n	47
Abbildung 5-11: Spannungsverlauf über die Trägerhöhe nach Thunell [Kol82]	47
Abbildung 5-12: Bilineares Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Holz nach Malhotra und Bazan [Mal80] sowie nach Buchanan [Buc90]	48
Abbildung 5-13: Spannungsverlauf über die Trägerhöhe nach Malhotra und Bazan [Mal80] sowie Buchanan [Buc90]	49
Abbildung 5-14: Festigkeitsverhältnisse n in Abhängigkeit des Verhältnisses f_M/f_c	51
Abbildung 5-15: Bezogene Biegetragfähigkeit für unterschiedliche Spannungsmodelle.....	52
Abbildung 5-16: Verstärkter Holzträger mit linearer Spannungsverteilung.....	53
Abbildung 5-17: Verstärkter Holzträger mit bilinear entfestigender Spannungsverteilung.....	54
Abbildung 5-18: Schichtenmodell zur numerischen Bestimmung der Tragfähigkeit.....	55
Abbildung 5-19: Momenten-Krümmungs-Analyse für Holzträger mit unterschiedlichen Biegeverstärkungsgraden ρ	56
Abbildung 5-20: Schubspannungsverteilung am unverstärkten und verstärkten Querschnitt	58
Abbildung 5-21: Normalisierte Schubtragfähigkeiten für unterseitig verstärkte Holzträger	59
Abbildung 5-22: Holzträger mit flächiger Schubverstärkung aus FVK nach Triantafillou [Tri97].....	60
Abbildung 5-23: Normalisierte Schubtragfähigkeiten für Träger mit seitlicher Verstärkung	61
Abbildung 5-24: Kraftverläufe in einem auf Holzträger übertragenen Fachwerkmodell	63
Abbildung 5-25: Reißverschlusseffekt bei Erreichen der maximalen Verbundschubspannung.....	65
Abbildung 5-26: Schematische Darstellung eines Abscherversuchs mit Zug-Druck-Körper in Anlehnung an [Lug01].....	66
Abbildung 5-27: Übersicht verschiedener Verbundansätze mit identischer Bruchenergie $G_F = 1,0 \text{ N}\cdot\text{mm}/\text{mm}^2$	67
Abbildung 5-28: Gegenüberstellung von $s(x)$, $N_L(x)$ und $\tau(x)$ unter Ansatz eines linear-elastischen bzw. bilinearen Verbundansatzes für unterschiedliche CFK/Holz-Verbundkörper	70
Abbildung 5-29: Verlauf der Funktion $\tanh(\omega \cdot l)$ für unterschiedliche Verbundparameter	71

Abbildung 5-30: Bezogener Auszieh Widerstand R_k/d_{st} unterschiedlicher stabförmiger Verstärkungen in Abhängigkeit der Verbundlänge l_v nach [DIN 1052] bzw. [Pör05].....	75
Abbildung 5-31: Maximaler Verstärkungsgrad ρ in Abhängigkeit des Trägerquerschnitts.....	77
Abbildung 6-1: Darstellung unterschiedlicher CFK/Holz-Verbundkörper.....	82
Abbildung 6-2: Auszugversuch für in Holz eingeklebte CFK-Lamellen ($l_v \leq 400$ mm)	83
Abbildung 6-3: Versuchsvorrichtung mit in der Prüfmaschine eingespanntem Probekörper.....	84
Abbildung 6-4: Auszugversuch für in Holz eingeklebte CFK-Lamellen ($l_v > 400$ mm)	85
Abbildung 6-5: a) Markierte Entnahmestellen der Verbundkörper aus Vollholzträgern (Fichte); b) Einschlitzung mit Oberfräse; c) Einschlitzung mit Kreissäge.....	86
Abbildung 6-6: Definition der Schlitzabmessungen am Verbundkörper	87
Abbildung 6-7: Einbringung des Klebers (links) und Lagerung der Verbundprobekörper im Normklima 20/65 (rechts).....	88
Abbildung 6-8: Verformungsmessungen an ausgewählten Prüfkörpern	89
Abbildung 6-9: Anordnung von DMS auf der CFK-Lamelle für Verbundlängen $l_v = 150$ mm (links) bzw. $l_v = 300$ mm (rechts)	89
Abbildung 6-10: Probekörper mit eingeklebten DMS (links); Detail der Messstelle (rechts)	90
Abbildung 6-11: Messung der Lamellenverschiebung am Punkt der Lasteinleitung	91
Abbildung 6-12: Schubversagen von Kiefernholz-Verbundproben am lastfreien Verbundende bei mittiger (links) und randnaher (rechts) Lage der CFK-Lamelle.....	93
Abbildung 6-13: Unterschiedliche Versagensmechanismen am Verbundkörper.....	94
Abbildung 6-14: Probenbezeichnung des Verbundversuchs.....	96
Abbildung 6-15: Verbundprobekörper mit eingeschlitzt (links) und oberflächlich (rechts) verklebter CFK-Lamelle nach dem Versagen.....	98
Abbildung 6-16: Messung der Relativverschiebung am lastseitigen (links) und am lastfreien Verbundende (rechts) mittels induktiver Wegaufnehmer	99
Abbildung 6-17: Relativverschiebung am lastseitigen Verbundende ($l_v = 150$, $l_v = 300$ mm)	100
Abbildung 6-18: Relativverschiebung am lastfreien Verbundende ($l_v = 150$ bzw. 300 mm).....	100
Abbildung 6-19: Kraftverlauf der CFK-Lamelle über die Verbundlänge (vb_300_4,5_5) ...	102
Abbildung 6-20: Verlauf der Schubspannung über die Verbundlänge für unterschiedliche Laststufen (vb_300_4,5_5).....	103

Abbildung 6-21: Entwicklung der Schubspannung kurz vor Eintritt des Verbundversagens	103
Abbildung 6-22: Querverformung im schlitznahen Verbundbereich für unterschiedliche Prüflasten (Mittelwerte aus je 5 Einzelversuchen).....	104
Abbildung 6-23: Verbundtragkraft in Abhängigkeit der Verbundlänge.....	105
Abbildung 6-24: Verbundtragkraft in Abhängigkeit der Schlitzbreite bzw. Klebschichtdicke ($l_v = 70$ mm, $l_v = 100$ mm und $l_v = 300$ mm).....	107
Abbildung 6-25: Verlauf der mittleren Verbundschubspannungen (5 Proben, $b_s = 4,5$ mm)	107
Abbildung 6-26: Verlauf der mittleren Verbundschubspannungen (5 Proben, $b_s = 9,0$ mm)	108
Abbildung 6-27: Häufigkeitsverteilungen unterschiedlicher Versagensmechanismen	109
Abbildung 6-28: Anordnung der Randleisten am Verbundprobekörper	112
Abbildung 6-29: Verbundtragkraft für unterschiedliche Stärken der Randleiste b_r	112
Abbildung 6-30: Seitliche Verformung der Randleiste bei randnaher Lamellenanordnung (Mittelwerte aus je 2 Versuchen)	113
Abbildung 6-31: Bruch- bzw. Rissbilder bei randnaher Lamellenlage (links: $b_r = 10$ mm, rechts: $b_r = 20$ mm)	114
Abbildung 6-32: Reibungskräfte nach dem Versagen in Abhängigkeit der Verbundlänge	115
Abbildung 6-33: Reib-Verbundspannung in Abhängigkeit der Verbundlänge	116
Abbildung 6-34: Schädigungen der Klebefuge an temperaturbeanspruchten Proben mit Sikadur 30 vor (links) und nach (rechts) dem Auszugversuch	117
Abbildung 6-35: Lagerung der Verbundprobekörper im Klima $20^\circ\text{C} / \approx 95\%$ r.F. (links); Messeinrichtung zur Erfassung der Lamellendehnung entlang der Klebefuge (rechts)	119
Abbildung 6-36: Schubspannungen entlang der Verbundfuge bei Lagerung im Klimaschrank ($20^\circ\text{C} / \text{ca. } 95\%$ r.F.; Probe vb_300_4,5_20/95_1).....	120
Abbildung 6-37: Mögliche feuchtigkeitsinduzierte Verformungsbilder des Verbundkörpers	121
Abbildung 6-38: Last-Relativverschiebungs-Verhalten bei unterschiedlichen Umgebungsfeuchten (65% r.F. bzw. $\approx 95\%$ r.F.).....	122
Abbildung 6-39: Verlauf der mittleren Verbundschubspannungen (5 Proben; $\approx 95\%$ r.F.)	123
Abbildung 6-40: Verbundschubspannungen nach Lagerung im Normklima 20/65 und im Feuchtklima 20/95 (Maximalwerte bzw. Einzelverläufe im Bruchzustand)	124
Abbildung 7-1: Geometrie und Beanspruchungssituation des Verbundmodells.....	127

Abbildung 7-2:	Koordinatensystem und Schubspannungsverlauf des Verbundmodells ..	128
Abbildung 7-3:	Kräfte am differentiellen Verbundelement Holz-CFK-Holz	129
Abbildung 7-4:	Lastausbreitung im Verbundkörper in Anlehnung an [DIN EN 1995-2]	132
Abbildung 7-5:	FE-Berechnung zur Abschätzung der mitwirkenden Holzfläche	133
Abbildung 7-6:	Berechnung von Schubspannung und Relativverschiebung aus den Lamellendehnungen	135
Abbildung 7-7:	Verzerrungs- und Verformungsverhalten unterschiedlicher Gleitmodelle.....	136
Abbildung 7-8:	Verläufe der Verbundsteifigkeiten k_1 und k_2 beider Gleitmodelle	137
Abbildung 7-9:	Mittelwerte der rechnerischen Breite der mitwirkenden Holzschicht für unterschiedliche Auszugversuche	139
Abbildung 7-10:	Vergleich der gemessenen und berechneten Relativverschiebungen am lastseitigen Verbundende	140
Abbildung 7-11:	Gemessene $\tau(s)$ -Beziehungen an unterschiedlichen Stützstellen (vb_300_4,5)	141
Abbildung 7-12:	Maximale Verbundschubspannungen in Abhängigkeit der Messposition.....	142
Abbildung 7-13:	Parametrisierung des Verbundansatzes	143
Abbildung 7-14:	Vergleich der approximierten Verbundmodelle mit Versuchsergebnissen	145
Abbildung 7-15:	Flussdiagramm des Berechnungsalgorithmus zur Lösung der DGLvV	147
Abbildung 7-16:	Gegenüberstellung experimenteller und berechneter Lamellenkraft- verläufe für unterschiedliche Verbundmodelle und Lastausbreitungen ($F_L = 20$ kN)	148
Abbildung 7-17:	Vergleich der Lamellenkraftverläufe aus Rechnung und Versuch (vb_300_4,5)	149
Abbildung 7-18:	Vergleich der Lamellenkraftverläufe aus Rechnung und Versuch (vb_150_4,5)	150
Abbildung 7-19:	Vergleich der Lamellenkraftverläufe aus Rechnung und Versuch (vb_300_3,2_D1,2).....	150
Abbildung 7-20:	Verlauf der relativen Verbundkraft für unterschiedliche Einflussfaktoren	152
Abbildung 7-21:	Vergleich der rechnerischen Verbundbruchkraft mit Versuchswerten.....	154
Abbildung 7-22:	Ermittlung der 5%-Fraktile für den rechnerischen Verbundkraftverlauf....	155
Abbildung 7-23:	Charakteristische Verbundbruchlast in Abhängigkeit der Lamellenbreite ($t_L = 2,5$ mm; $t_{ad} = 1,0$ mm).....	156
Abbildung 8-1:	BSH-Träger aus Kiefernholz (Festigkeitsklasse GL24h)	157
Abbildung 8-2:	Versuchsaufbau und Messeinrichtungen der Trägerversuche	158

Abbildung 8-3:	Messeinrichtungen: globale Verformung im Auflagerbereich und $\frac{1}{4}$ -Punkt (links); lokale Verformung in Trägermitte (rechts)	159
Abbildung 8-4:	Anordnung der Dehnungsmessstellen im maximalen Momentenbereich.....	159
Abbildung 8-5:	Maschinen zur seitlichen (links) bzw. unterseitigen (rechts) Einschlitzung	160
Abbildung 8-6:	Einspritzdüse (links); DMS-Messstellen an eingeklebter CFK-Lamelle (rechts)	161
Abbildung 8-7:	Typisches Bruchbild eines unverstärkten Referenzträgers	162
Abbildung 8-8:	Zugversagen der KZV: unverstärkter (links) bzw. verstärkter Träger (rechts)	163
Abbildung 8-9:	Plastisches Versagen der Holzdruckzone: $\rho = 0,81$ (links); $\rho = 0,91$ (rechts)	164
Abbildung 8-10:	Abscherversagen der CFK-Lamelle im Bereich des Biegebruchs (links); Lamellenversatz im Endverankerungsbereich (rechts).....	165
Abbildung 8-11:	Probenbezeichnung der Trägerversuche	165
Abbildung 8-12:	Last-Verschiebungs-Verläufe verschiedener Verstärkungsgrade	169
Abbildung 8-13:	Dehnungsverteilungen in Abhängigkeit der Laststufe für unterschiedliche Verstärkungsgrade	170
Abbildung 8-14:	Dehnungsverteilung Holz/CFK in Trägermitte (Versuch trv_0,91_1)	171
Abbildung 8-15:	Dehnungsverlauf der CFK-Lamelle auf Höhe der KZV (trv_0,35_3)	172
Abbildung 8-16:	Schubspannungsverläufe bei Verankerung im Auflagerbereich.....	173
Abbildung 8-17:	Schubspannungsverläufe bei Verankerung im Bereich der Lasteinleitung	174
Abbildung 8-18:	Versetzte Last-Verschiebungs-Kurven der Referenzträger.....	175
Abbildung 8-19:	Versagensbilder von Trägern mit aufgeklebter CFK-Lamelle (S812).....	176
Abbildung 8-20:	Versuch trv_0,35_1: plastische Verformung der obersten Brettlamelle (links); Biegezugversagen an lokaler Fehlstelle in der untersten Brettlamelle (rechts)	178
Abbildung 8-21:	Bohr- bzw. Montagevorrichtung zum Einschrauben der VGS (links); Schraube mit aufgeklebtem DMS (rechts).....	179
Abbildung 8-22:	Biegeriss an VGS (links); Behinderung der Rissausbreitung durch VGS (rechts).....	180
Abbildung 8-23:	Bruchversagen unmittelbar hinter dem Lamellenende: Versagen im Holz, trv_0,35_K_3 (links); Versagen an der KZV, trv_0,35_K_1 (rechts)	182
Abbildung 8-24:	Zugversagen an der KZV im maximalen Momentenbereich (trv_0,81)	183

Abbildung 8-25: Übersicht der Prüfergebnisse in Abhängigkeit des statischen Verstärkungsgrads	185
Abbildung 8-26: Lage der Versagensstellen im Biegezugbereich entlang der Spannweite.....	186
Abbildung 9-1: Simulation des Trägeraufbaus.....	191
Abbildung 9-2: Ermittlung des Biegemoments am inhomogenen BSH-Verbundträger	193
Abbildung 9-3: $M(\kappa)$ -Beziehungen unterschiedlich verstärkter Verbundquerschnitte	194
Abbildung 9-4: Vorgehensweise zur numerischen Ermittlung der Umkehrfunktion $M_i^{-1}(\kappa, x_i)$	195
Abbildung 9-5: Schrittweise Berechnung der Biegelinie	196
Abbildung 9-6: Spannungen am Teilelement im Endverankerungsbereich der CFK-Lamellen	197
Abbildung 9-7: Programm BSH-NONLIN zur Durchführung stochastischer Simulationsrechnungen von BSH-Verbundträgern.....	198
Abbildung 9-8: Zufallsbestimmung der stochastischen Eingangsparameter	201
Abbildung 9-9: Weibull-Verteilung der Druckfestigkeit von BSH-Kiefernholz	202
Abbildung 9-10: Logarithmische Normalverteilung des Verhältnswerts E_1/f_c	202
Abbildung 9-11: Normalverteilung der Holzdichte	203
Abbildung 9-12: Logarithmische Normalverteilung des Entfestigungsfaktors.....	204
Abbildung 9-13: Weibull-Verteilungen der Anordnung und Länge von Brettlamellen.....	204
Abbildung 9-14: Vergleich der Bruchlasten aus Simulation und Versuch.....	206
Abbildung 9-15: Vergleich der globalen Biegesteifigkeiten aus Simulation und Versuch...	207
Abbildung 9-16: Vergleich der lokalen Biegesteifigkeiten aus Simulation und Versuch	207
Abbildung 9-17: Vergleich der max. Durchbiegung in Trägermitte aus Simulation und Versuch	208
Abbildung 9-18: Vergleich der Biegemoment-Verformungs-Beziehungen aus Simulation und Rechnung.....	209
Abbildung 9-19: Häufigkeit plastischen Druckversagens in Abhängigkeit des Verstärkungsgrads	210
Abbildung 9-20: Einfluss des Schub- und Endverankerungsversagens (trv_0,35_K)	211
Abbildung 9-21: Einfluss des Verstärkungsgrads (aus Simulationsrechnungen)	213
Abbildung 9-22: Einfluss der Lamellenlänge (aus Simulationsrechnungen).....	214
Abbildung 9-23: Einfluss der Holzdruckfestigkeit (aus Simulationsrechnungen).....	217
Abbildung 9-24: Einfluss des E-Moduls der CFK-Lamellen (aus Simulationsrechnungen)	218
Abbildung 9-25: Einfluss der relativen Brettlänge (aus Simulationsrechnungen)	219

Abbildung 9-26: Einfluss des Entfestigungsfaktors (aus Simulationsrechnungen).....	221
Abbildung 9-27: Flussdiagramm zur iterativen Berechnung des effektiven Verstärkungsgrads	224
Abbildung 9-28: Dehnungs- und Spannungsverteilung am linear-elastischen Bemessungsquerschnitt	226
Abbildung 9-29: Dehnungs- und Spannungsverteilung am plastifizierten Bemessungsquerschnitt	227
Abbildung 9-30: Verlauf der relativen Bruchmomente für unterschiedliche Bemessungsansätze	228
Abbildung 9-31: Ermittlung der statischen Kennwerte am verstärkten BSH-Querschnitt ...	229
Abbildung 9-32: Vergleich der Biegesteifigkeit aus Versuch, Simulation und Bemessung.....	229
Abbildung 9-33: Zugkraftverlauf der CFK-Lamellen am verstärkten BSH-Träger	230
Abbildung 9-34: Abschätzung der Schubbeanspruchung in der untersten Brettlamelle.....	231
Abbildung 9-35: Nachweis der Schubspannungen in der untersten Brettlamelle.....	233
Abbildung 10-1: Aussteifungsverband am Beispiel einer solargenutzten Hallenkonstruktion	236
Abbildung 10-2: Windlasten und Querschnittsprofile des Aussteifungsverbands.....	237
Abbildung 10-3: Beanspruchung und Kraftfluss des vereinfachten Aussteifungsverbands	238
Abbildung 10-4: Schematische Darstellung der Modellquerschnitte und Anschlussdetails.....	241
Abbildung 10-5: Modellierter Klemmverankerung für CFK-Zugbänder: Anschluss mit montierter Klemmplatte (links); profilierte Innenfläche mit sandgestrahltem Kontaktbereich (rechts).....	243
Abbildung 10-6: Abmessungen und Messstellen des modellierten Dachverbands im Maßstab 1:6.....	245
Abbildung 10-7: Versuchsaufbau: a) drehbare Lagerung des Aussteifungsrahmens; b) geklebte Klemmverankerung; c) oberes Anschlussdetail; d) Modellversuch mit seitlicher Stabilisierung.....	246
Abbildung 10-8: Statisches System des Aussteifungsverbands.....	248
Abbildung 10-9: Verschiebungen und relative Modelllasten, Versuch asv_1	249
Abbildung 10-10: Versuch asv_1: Herausrutschen der geklemmten CFK-Zugbänder (links); plastische Verformung am Druckstrebenanschluss (rechts).....	250
Abbildung 10-11: Verschiebungen und relative Modelllasten, Versuch asv_2	251
Abbildung 10-12: Versuch asv_2: globaler Stabilitätsverlust des Aussteifungsverbands (links); seitliche Aussteifung am mittleren Holzträger (rechts).....	251
Abbildung 10-13: Verschiebungen und relative Modelllasten, Versuch asv_3	252

Abbildung 10-14: Versuch asv_3: Klemmverankerung mit im Gewinde versagten Schraubenverbindungen (links); vertikaler Versatz der Anschlusschrauben (rechts)	252
Abbildung 10-15: Schnittkräfte an der unteren Klemmverankerung des Trägers H4 (Versagen)	253
Abbildung 10-16: Spannungszustände am unteren Anschlusspunkt des Trägers H4.....	254
Abbildung 10-17: Klemmanschluss mit verbesserter Scherkraftübertragung: Scheibendübel mit Zähnen (links); Stirnplatte mit angeschweißten Dornen (rechts).....	257

TABELLENVERZEICHNIS

Tabelle 2-1:	Druckbeiwerte $c_{pe,10}$ auf Flachdächern in Abhängigkeit des Montagewinkels	5
Tabelle 2-2:	Übersicht der Beanspruchung aus Solarkollektoren	6
Tabelle 2-3:	Mehrbeanspruchung des Tragsystems einer Modellhalle.....	7
Tabelle 3-1:	Mechanische Eigenschaften ausgewählter Fasern und Kunststoffe [Hol05].....	12
Tabelle 3-2:	Kennwerte ausgewählter CFK-Materialien der Firma Sika Deutschland GmbH.....	13
Tabelle 4-1:	In Versuchen ermittelte Eigenschaften von Fichten- und Kiefernholz.....	19
Tabelle 4-2:	Scherfestigkeit und Schubmodul von Fichtenholz C24.....	22
Tabelle 4-3:	Eigenschaften der Klebstoffe Sikadur 30 und Sikadur 330 gemäß [Sik03, Sik06]	24
Tabelle 4-4:	In Versuchen ermittelte Eigenschaften für Sikadur 30 und Sikadur 330.....	25
Tabelle 4-5:	Mittelwerte der Zugeigenschaften für Sika CarboDur S2.025/80.....	31
Tabelle 5-1:	Forschungsvorhaben mit GFK- bzw. CFK-verstärkten Holzträgern.....	35
Tabelle 5-2:	Tragfähigkeitssteigerung bei schlaff sowie bei vorgespannt verklebten Lamellen nach [Lug01] bzw. [Bru05].....	39
Tabelle 5-3:	Parameter für die Bruchlastberechnung in Holz eingeklebter GFK- und CFK-Stäbe nach [Pör05].....	74
Tabelle 6-1:	Verbundbruchlasten der Vorversuche.....	97
Tabelle 6-2:	Anschlussversuche an Probekörpern aus Kiefern- bzw. Fichtenholz	110
Tabelle 6-3:	Verbundbruchlasten für Auszugversuche an unterschiedlichen Klebstoffen	111
Tabelle 6-4:	Verbundbruchlasten in Abhängigkeit der Umgebungstemperatur	118
Tabelle 6-5:	Verbundbruchlasten in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte.....	122
Tabelle 7-1:	Mittlere Verbundsteifigkeiten unterschiedlicher Versuchsreihen.....	138
Tabelle 8-1:	Querschnitte der 4-Punkt-Biegeversuche	167
Tabelle 8-2:	Ergebnisse der Biegeversuche an unverstärkten Referenzträgern	175
Tabelle 8-3:	Ergebnisse der Biegeversuche mit oberflächiger Verstärkung	176
Tabelle 8-4:	Ergebnisse der Biegeversuche mit seitlich eingeschlitzter Verstärkung	177
Tabelle 8-5:	Ergebnisse der Biegeversuche mit unterseitig eingeschlitzter Verstärkung.....	177
Tabelle 8-6:	Ergebnisse der Biegeversuche mit unterseitig eingeschlitzter Verstärkung und Vollgewindeschrauben.....	180

Tabelle 8-7:	Ergebnisse der Biegeversuche mit lokaler Verstärkung	181
Tabelle 8-8:	Ergebnisse der Biegeversuche mit umseitig eingeschlitzter Verstärkung.....	182
Tabelle 8-9:	Ergebnisse der Biegeversuche mit kombinierter Verstärkung	184
Tabelle 9-1:	Mittelwerte der stochastischen Eingangsgrößen für die Parameterstudie	212
Tabelle 9-2:	Statistische Verteilungsparameter zur Untersuchung des Festigkeitseinflusses	216
Tabelle 9-3:	Statistische Verteilungsparameter zur Untersuchung des Brettlängeneinflusses	220
Tabelle 9-4:	Gegenüberstellung des geometrischen und effektiven Verstärkungsgrads	225
Tabelle 10-1:	Ähnlichkeitsbedingungen für statische, elastische Modellierung nach [Har99].....	239
Tabelle 10-2:	Kenngößen und Skalierungsfaktoren für den Modellversuch	240

1. Einleitung

Infolge stetig ansteigender Verkehrslasten, klimatischer Veränderungen, sowie der Installation innovativer Techniken, wie beispielsweise der vermehrten Nutzung bestehender Dachflächen durch Sonnenkollektoren, werden unsere Bauwerke zukünftig immer größeren Beanspruchungen ausgesetzt. Aus diesem Grund sind in den vergangenen Jahren eine Vielzahl an Forschungsvorhaben zur Ertüchtigung und Instandsetzung der bestehenden Bausubstanz durchgeführt worden [And05a, Mai05, Kar98, Zil07]. Die Verstärkung mit konventionellen Materialien wie Stahl oder Holz ist aufgrund des hohen Eigengewichts bzw. der großen erforderlichen Querschnittsflächen oft nur wenig zweckmäßig. Aufgrund ihrer enormen Leistungsfähigkeit sowie der leichten Handhabung sind als Verstärkungsmaterialien stattdessen vornehmlich kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) zum Einsatz gekommen.

Im Rahmen einer statischen Verstärkungsmaßnahme wird das CFK in Form einzelner Lamellen (unidirektional) oder als geometrisch adaptives Gelege/Gewebe (uni- bzw. multidirektional) unter Verwendung spezieller Epoxidharzkleber in der Regel oberflächlich mit dem Bauteil verklebt. Sofern technisch ausführbar, kann der Verbund durch eingeschlitzte Verklebung der Lamellen und der dadurch erhöhten Klebefläche deutlich gesteigert werden.

Die baupraktische Anwendung von CFK zur statischen Verstärkung ist in Deutschland bislang nahezu ausschließlich Stahlbetonbauwerken vorbehalten. In der Vergangenheit wurden jedoch vermehrt auch Untersuchungen zur Biege- und Schubverstärkung von Holzbindern mit CFK durchgeführt [Tri97, Lug01, Bla03, Bru05, Mic05, Joh07]. Die Forschungsergebnisse zeigen, dass die Verstärkung von Holz mittels CFK zu einer erheblichen Tragfähigkeitssteigerung führen kann. Aus den bisherigen Arbeiten sind ferner Erkenntnisse über die Vor- und Nachteile unterschiedlichster Applikationsschemata und Materialgeometrien (z. B. CFK-Lamellen, -Matten oder -Stäbe) hervorgegangen. Verschiedene analytische Bemessungsansätze haben gezeigt, dass sich das Tragverhalten von mit CFK verstärkten Holzbindern mit guter Genauigkeit beschreiben lässt.

In Deutschland liegen bislang keine verbindlichen Regelwerke (wie z. B. allgemeine bauaufsichtliche Zulassungen) für die Verstärkung von Holzbauteilen mittels faserverstärkter Kunststoffe vor. Eine Verstärkung bestehender Holzbauwerke verlangt daher stets die Zustimmung im Einzelfall. Mit der Entwicklung eines geeigneten Verstärkungssystems unter Verwendung von CFK-Materialien läge ein für Holzbinderhallen bislang nicht verfügbares System zur Ertüchtigung vor.

In der vorliegenden Arbeit soll die Anwendbarkeit eingeschlitzt verklebter CFK-Lamellen zur statischen Verstärkung von Brettschichtholzbindern untersucht werden. Bei diesem Verfahren werden Schlitze senkrecht zur Holzoberfläche eingesägt, in welche die CFK-Lamellen verklebt werden. Unter Berücksichtigung der Ergebnisse früherer Forschungsvorhaben [Hol94, Bla01, Lug01, Bla03] soll zunächst das Verbundverhalten zwischen Holz und Lamelle untersucht werden. Darauf aufbauend soll das Tragverhalten verstärkter Brettschichtholzbinder experimentell untersucht werden und allgemeine Bemessungsregeln erstellt werden.

Durch die Erarbeitung allgemeingültiger technischer Standards sowie der zugehörigen Bemessungsgrundlagen für CFK-verstärkte Holzbinder soll die Grundlage zur Etablierung dieser Technologie im Bauwesen geschaffen werden.

2. Ausgangssituation

Für die verstärkte Nutzung regenerativer Energien, speziell mit Photovoltaik, bieten sich riesige ungenutzte Dachflächen von z. B. Hallen, Versammlungsstätten und Einkaufszentren an. Der Wirkungsgrad der Solarpaneele hängt dabei wesentlich von ihrem Neigungswinkel ab, welcher in der Regel zwischen 30 und 35° gegenüber der Horizontalen betragen sollte. Für thermische Solaranlagen gilt bei den meisten Anwendungen ein Aufstellwinkel von 45° als optimal [Erf01]. Insbesondere auf Flachdächern, deren Neigungswinkel häufig zwischen 2 und 6 Grad beträgt, ist somit das „Anstellen“ der Kollektoren unabdingbar (vgl. Abbildung 2-1).

Für das Tragwerk ergeben sich hieraus folgende Konsequenzen:

- Die Windangriffsfläche und damit die Windbelastung werden erheblich vergrößert
- Neben der Windbelastung ändert sich auch die Belastungsrichtung
- Im Winter kann es bei einer nicht frei umströmbaren Aufständigung zu Schneeanhäufungen hinter den Kollektoren kommen

Im Folgenden sollen die aus der Montage von Solarkollektoren entstehenden Zusatzlasten erläutert und auf der Grundlage aktueller Regelwerke [DIN 1055-4, DIN 1055-5, EC-1] quantifiziert werden. Einen praxisnahen Leitfaden für die Planung und Bemessung aufgeständerter Solaranlagen liefert beispielsweise das Planungshandbuch des Ingenieurbüros Erfurth und Partner [Erf01].

Anschließend werden die Ergebnisse einer im Vorfeld durchgeführten Wirtschaftlichkeitsbetrachtung dargestellt [Hil07]. Im Rahmen dieser Studie sollte untersucht werden, ob und unter welchen Bedingungen sich der durch optimale Ausrichtung der Kollektoren zu erwartende Mehrertrag aus Solarenergie gegenüber einer hierfür erforderlichen statischen Ertüchtigung des Hallentragwerks als wirtschaftlich erweist.

Anhand einiger Beispiele soll abschließend aufgezeigt werden, welche Tragfähigkeitsreserven durch die statische Verstärkung mittels CFK-Werkstoffen rechnerisch aktiviert werden können. Die betrachteten Ansätze werden später dem experimentell ermittelten Tragverhalten verstärkter Brettschichtholzbinden gegenübergestellt.

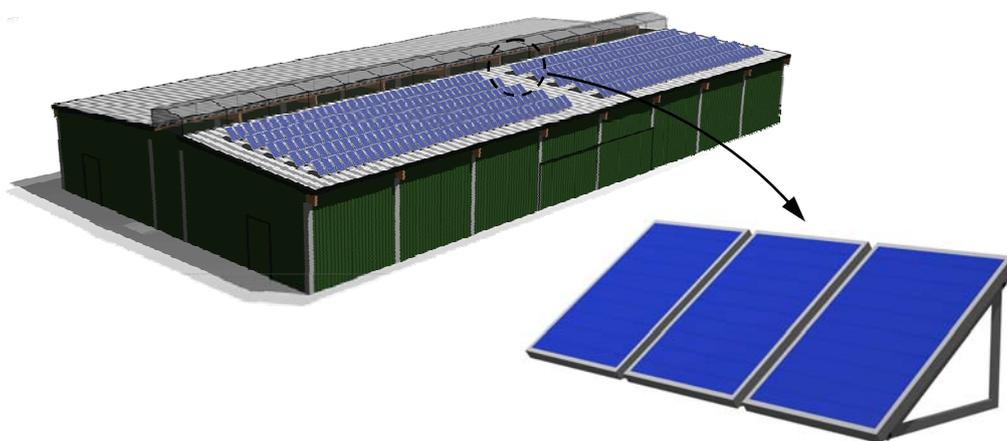


Abbildung 2-1: Aufständigung von Solarkollektoren auf Hallendächern

2.1 Statische Anforderungen solargenutzter Hallendächer

An dieser Stelle werden die zusätzlichen statischen Anforderungen an solargenutzte Dachflächen auf der Grundlage aktuell gültiger Normen erläutert. Zu diesem Zweck sollen stellvertretend die technischen Daten eines Solarmoduls der Firma SunTechnics GmbH herangezogen werden. Um Windlasten auf der Unterseite der Module ausschließen zu können, wird davon ausgegangen, dass auf der Rückseite der Module ein Windschott montiert ist.

2.1.1 Zusatzlasten aus Eigengewicht

Bei einer Nutzfläche von ca. 1,30 x 1,00 m beträgt das Eigengewicht eines handelsüblichen Solarmoduls (Kollektor inklusive Unterkonstruktion) rund 25 kg. Erfolgt die Montage des Moduls unter einem Winkel zwischen 30 und 35°, so ergibt sich hieraus eine Mehrbeanspruchung der Tragkonstruktion von ca. 0,20 kN/m². In [Erf01] wird als gebräuchlicher Mittelwert eine Eigenlast von 0,25 kN/m² angegeben.

Für mehrschichtig aufgebaute Dacheindeckungen, deren Aufbau z. B. aus einem Stahltrapezblech, einer mehrschichtigen Wärmedämmung, sowie einem abschließenden Falzblech besteht, kann von einem Eigengewicht zwischen 0,30 bis 0,35 kN/m² ausgegangen werden. Bei eng nebeneinander montierten Kollektoren kann die zusätzliche Beanspruchung aus Eigengewicht somit durchaus in der Größenordnung von 50 bis 70% der Dacheindeckung liegen.

2.1.2 Zusatzlasten aus Wind

Gemäß [DIN 1055-4] ist bei Dachflächen von Flachdächern eine Unterteilung in unterschiedliche Bereiche (F bis I) vorzunehmen. Dabei wirken an den Ecken der Luvseite (windzugewandte Seite) extrem hohe Außendruckbeiwerte, die mehr als das Doppelte der Beiwerte im mittleren Dachbereich betragen können. Es ist daher sinnvoll, die Module lediglich in den inneren Dachbereichen zu montieren, da hier weitaus geringere Winddrücke vorherrschen. Nach [Erf01] sollten die Flächen in einem Abstand von 1,2 m von der Gebäudelängsseite und ca. 1,5 m von der Gebäudeschmalseite nicht mit Kollektoren belegt werden (vgl. Abbildung 2-2).

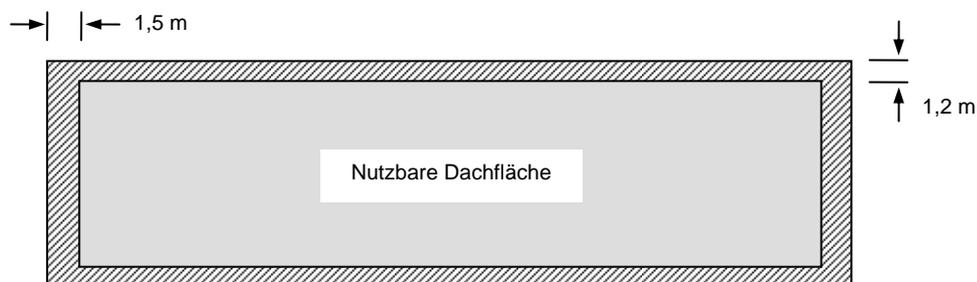


Abbildung 2-2: Mindestrandabstände für die Montage von Kollektoren nach [Erf01]

Bei Flachdächern mit liegend montierten Kollektoren sind die gemäß [DIN 1055-4], Tabelle 4 geltende Beiwerte anzusetzen. Mit Ausnahme des Dachbereichs I (windabgewandte Seite) herrschen ausschließlich Sogkräfte, welche in der Regel entlastend auf das Tragwerk

wirken. Bei geneigten Aufbauten mit Winkeln zwischen 15 und 30° liegt ein Wechselbereich vor, in dem sowohl Sog- als auch Druckkräfte wirken können. Da davon ausgegangen werden kann, dass mehrere Kollektoren nebeneinander angeordnet montiert werden, ist die Verwendung der Druckbeiwerte $c_{pe,10}$ für Lasteinzugsflächen größer 10 m² als durchaus angemessen zu bewerten.

In Tabelle 2-1 sind die Außendruckbeiwerte für auf Flachdächern montierte Solarpaneele unter Verwendung von [DIN 1055-4] angegeben. Bei liegend montierten Kollektoren wirken lediglich im Bereich I (Leebereich) vertikale Druckkräfte. Bei vorderseitiger Anströmung der Kollektorflächen wirken bereits bei einem Neigungswinkel von 15° in den Bereichen F, G und H Druckkräfte, welche denen im Bereich I bei liegenden Kollektoren entsprechen. Erfolgt die Montage bei einem Winkel von 30°, so verdoppeln sich die Druckbeiwerte im mittleren Dachbereich, während an den Randbereichen ein mehr als dreimal so hoher Beiwert als bei liegenden Kollektoren anzusetzen ist. Für eine auf der sicheren Seite liegenden Bemessung wird in [Erf01] ein Druckbeiwert von 2,0 empfohlen.

Tabelle 2-1: Druckbeiwerte $c_{pe,10}$ auf Flachdächern in Abhängigkeit des Montagewinkels

Neigungswinkel der Kollektoren	Bereich gemäß [DIN 1055-4]							
	F		G		H		I	
								
0° (liegend)	-1,8	-1,8	-1,2	-1,2	-0,7	-0,7	+0,2 -0,6	+0,2 -0,6
15°	-0,9 +0,2	-2,5	-0,8 +0,2	-1,3	-0,3 +0,2	-0,9	-0,4	-0,5
30°	-0,5 +0,7	-1,1	-0,5 +0,7	-0,8	-0,2 +0,4	-0,8	-0,4	-0,6

Bei eng hintereinander montierten Kollektoren würde sich hingegen eine Gesamtwindkraft ergeben, die erheblich geringer als die Summe der Einzelkräfte ist. Gemäß [DIN 1055-4] darf eine Abminderung der aus Tabelle 2-1 resultierenden Windkräfte für hintereinander angeordnete Baukörper erfolgen. Der Grad der Abminderung ist unter anderem von der Gesamtanzahl der Kollektoren sowie dem windparallelen Abstand zwischen den Modulen abhängig. Aufgrund der typischen Kollektorfeldgeometrien mit relativ großen Abständen kann diese Abminderung der Windlast jedoch nicht angesetzt werden [Erf01].

2.1.3 Zusatzlasten aus Schnee

An Dachaufbauten kann es durch die veränderte Geometrie der Oberfläche sowie durch Windverwehungen oder abgleitende Schneemassen zu Schneeanhäufungen kommen. In Abbildung 2-3 ist die Schneelast für unterschiedliche Verhältnisse des Modulabstands a zur Modullänge L dargestellt. Unter Verwendung der Formbeiwerte μ gemäß [DIN 1055-4], Tabelle 1, ergeben sich unter Annahme der Schneelastzone 2 die gezeigten Verläufe der Schneelast in Abhängigkeit des Anstellwinkels.

Es wird deutlich, dass sich die maximal anzunehmenden Schneelasten für einen Winkel von 30 Grad gegenüber der Horizontalen ergeben, was in etwa der optimalen Ausrichtung der

Kollektoren entspricht. Unter Berücksichtigung der gegenseitigen Verschattung hintereinander aufgereihter Kollektor gilt als Faustformel [Erf01]:

- Kollektoraufstellwinkel 45°: $a/L \approx 2,5$
- Kollektoraufstellwinkel 30°: $a/L \approx 1,75$

Nach Abbildung 2-3 führt das Anstellen der Kollektorflächen unter einem Winkel von 30 Grad zu einer Erhöhung der Schneelast um ca. 20%.

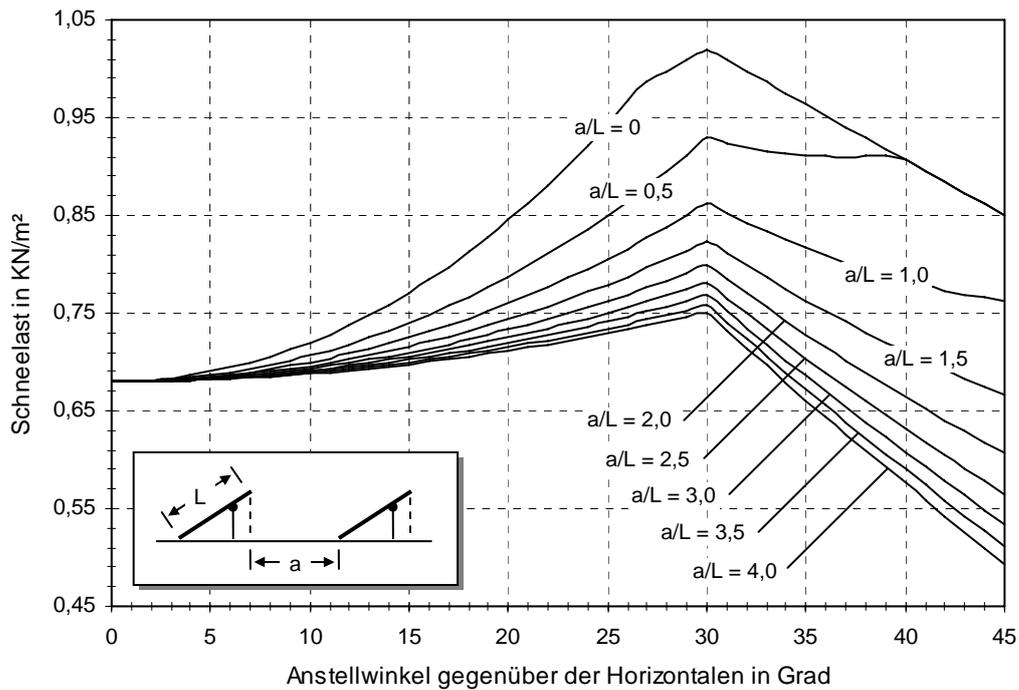


Abbildung 2-3: Schneelasten aus angestellter Montage von Solarpaneelen

2.1.4 Übersicht der Gesamtbeanspruchung

In Tabelle 2-2 ist eine Zusammenstellung der sich ergebenden Beanspruchungen durch die nachträgliche Montage von Solarkollektoren am Beispiel einer Verkaufshalle in Strahlsund dargestellt. Die Werte zeigen, dass sowohl die anzusetzenden Beanspruchung aus Schneelasten als auch durch Windlasten im Fall angestellt montierter Kollektoren ansteigt.

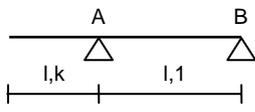
Tabelle 2-2: Übersicht der Beanspruchung aus Solarkollektoren

Lastfall	Flächenlasten ohne Paneele [kN/m²]	Flächenlasten mit Paneelen [kN/m²]		
		$\alpha = 0^\circ$	$\alpha = 30^\circ$ 	$\alpha = 30^\circ$ 
Eigenlast, g	+ 0,31	+ 0,53	+ 0,56	+ 0,56
Schnee, s	+ 0,68	+ 0,68	+ 0,88	+ 0,88
Wind _{vertikal} , W_v	- 0,74	- 0,74	+ 0,42	- 0,84
Wind _{horizontal} , W_h	$\pm 0,0$	$\pm 0,0$	+ 0,21	- 0,42

Da die Tragfähigkeit bestehender Hallenbauwerke in vielen Fällen ausgelastet ist und keine Reserven für die Aufnahme zusätzlicher Lasten aus der Solartechnik aufweist, ist die Notwendigkeit einer statischen Verstärkung in den meisten Fällen gegeben.

Zur besseren Einschätzung des erforderlichen Verstärkungsgrads bei Hallenbindern zeigt Tabelle 2-3 die resultierende Mehrbeanspruchung am Beispiel einer mit Solarkollektoren ausgerüsteten Modellhalle in Norddeutschland. Die Werte für Momenten- und Querkraftbeanspruchung sind der statischen Berechnung des abgebildeten Durchlaufträgers mit Kragarm entnommen. Bereits vor Montage der Photovoltaikanlage war der Träger sowohl auf Biegung als auch auf Schub bereits zu jeweils rund 90% ausgenutzt. Durch die nachträgliche Montage der Kollektoren unter einem Winkel von 30° würde die Tragfähigkeit in beiden Beanspruchungsfällen um nahezu 10% überschritten.

Tabelle 2-3: Mehrbeanspruchung des Tragsystems einer Modellhalle

	Ausnutzungsgrad der Brettschichtholzträger	
	ohne Paneele	mit Paneelen, $\alpha = 30^\circ$
Stützmoment, M_a	93,2%	107,4%
Feldmoment, M_{F1}	57,4%	82,7%
Querkraft links, A_l	71,8%	86,7%
Querkraft rechts, A_r	85,0%	109,8%

Da neben den bereits genannten Vertikallasten aus Wind und Schnee zusätzlich auch Horizontallasten aus Wind wirken können, ist gegebenenfalls auch die lastabtragende Wirkung des Daches in horizontaler Richtung zu prüfen. Hierfür können z. B. aussteifende Dachverbände aus leichten und hochfesten Werkstoffen zum Einsatz kommen.

2.2 Wirtschaftlichkeit möglicher Ertüchtigungsmaßnahmen

Im Vorfeld dieses Forschungsvorhabens wurde im Auftrag des Bundesamts für Bauwesen und Raumordnung (BBR) eine Studie zur Überprüfung der Wirtschaftlichkeit statischer Ertüchtigungen durchgeführt [Hil07]. Anhand der Studie sollte überprüft werden, ob und unter welchen Bedingungen sich eine statische Ertüchtigung von Holzbinderhallen zur Aufnahme erhöhter Windlasten durch nachträglich aufgestellte Solarkollektoren als wirtschaftlich erweist. Zum einen liefern die Solarzellen durch das Aufrichten der Kollektorpaneele auf Flachdächern einen deutlich höheren Stromertrag. Dem steht häufig die Notwendigkeit einer statischen Ertüchtigung des vorhandenen Tragwerks gegenüber. Für die statische Verstärkung sollten kohlenstoffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) zum Einsatz kommen.

Zu diesem Zweck wurde das statische System einer bestehenden Halle herangezogen, welche vor einigen Jahren mit einer Photovoltaikanlage ausgerüstet wurde. Da das Hallendach inklusive der Unterkonstruktion statisch zu nahezu 100% ausgenutzt ist, würde die Ertüchtigungsmaßnahme sowohl eine Verstärkung der Holzleimbinder als auch den Einbau zusätzlicher Aussteifungsverbände erfordern. Um den Einfluss der Hallenabmessungen auf

die Wirtschaftlichkeit zu untersuchen, wurden im Rahmen dieser Studie vier Hallen mit unterschiedlichen Seitenverhältnissen betrachtet.

Die Berechnungsergebnisse haben gezeigt, dass sich durch das Anstellen der Solar Kollektoren ein deutlicher Mehrertrag bezogen auf die Nennspitzenleistung der Photovoltaikanlage ergibt. Der Ertragssteigerung standen finanzielle Aufwendungen zur Verstärkung der Hallenkonstruktion gegenüber, welche lediglich rund 30% (für ein annähernd gleiches Seitenverhältnis der Halle) bzw. 65% (für ein Seitenverhältnis der Halle von ca. 2,5:1) des Mehrertrags betragen. Trotz der statischen Ertüchtigung ergäben sich durch das nachträgliche Anstellen der Kollektoren somit deutliche Mehreinnahmen.

Bei konstanter Breite des Aussteifungsverbands eines Hallendachs ergeben sich mit zunehmender Hallenlänge überproportional hohe Aussteifungskräfte. Dieses führt dazu, dass die Kosten der Verstärkung mit dem Seitenverhältnis des Verbands ebenfalls überproportional ansteigen. Die Berechnungen haben gezeigt, dass die nachträgliche Ertüchtigung des betrachteten Hallenbauwerks ab einem Grundflächenverhältnis (Länge zu Breite) größer 3:1 voraussichtlich nicht mehr zu einer wirtschaftlichen Lösung führt.

Durch den hohen Ausnutzungsgrad der in dieser Vorstudie betrachteten Tragkonstruktion würde die Notwendigkeit bestehen, die Horizontallasten an zwei vorhandene Giebelwände abzuleiten. Die Herstellung der Aussteifungsverbände stellte hierbei einen nicht unerheblichen Kostenanteil dar, welcher zwischen 48% und 61% der gesamten Kosten der Ertüchtigungsmaßnahme betrug.

2.3 Zielsetzung

Im Mittelpunkt dieser Forschungsarbeit steht die Verstärkung bestehender Dachkonstruktionen in Brettschichtholzbauweise unter Anwendung statischer Klebeverstärkungen aus leichten und hochfesten Kohlefaserwerkstoffen. Dabei kommt insbesondere die Methode der eingeschlitzte verklebten CFK-Lamellen zur Anwendung. Das Verfahren soll letztlich in der Praxis für die Verstärkung von Hallendächern anwendbar sein.

Wie zahlreiche Untersuchungen an Bauteilen aus Stahlbeton gezeigt haben [Bla01], sind zunächst grundlegende Kenntnisse über das Verbundverhalten zwischen CFK-Lamelle und Trägermaterial erforderlich. Hierzu soll ein geeignetes Modell zur Beschreibung der Kraftübertragung zwischen CFK-Lamelle und Holz erarbeitet werden. Auf der Grundlage analytischer und experimenteller Untersuchungen ist ein Bemessungsansatz für die maximal über Klebeverbund einzuleitende Lamellenkraft zu erarbeiten. Im Zuge dieser Untersuchungen soll außerdem auf weitere Einflussfaktoren wie z. B. den Abstand der Lamellen zum Bauteilrand, die Holzart oder hygrothermische Beanspruchungen eingegangen werden.

Anschließend soll die Übertragbarkeit des Bemessungsansatzes anhand großmaßstäblicher Biegeversuche an CFK-verstärkten Brettschichtholzträgern beurteilt werden. An einigen Probekörpern werden außerdem mögliche Verstärkungsmethoden zur Erhöhung der Schubtragfähigkeit untersucht. Mit Hilfe dieser Versuche ist ein allgemeingültiges Modell zur Bemessung klebarmierter Biegebauteile aus Brettschichtholz herzuleiten. Die Biegeversuche werden darüber hinaus durch stochastische Simulationsrechnungen ergänzt, deren Eingangsparameter aus umfangreichen Prüfungen der Ausgangsmaterialien abgeleitet werden.

Nach Abschluss der Verbund- und Tragfähigkeitsuntersuchungen werden die gewonnenen Kenntnisse zur Untersuchung eines Aussteifungssystems für Hallendächer unter Verwendung von CFK-Zugbändern herangezogen. Ziel dieser Arbeit ist letztlich die Erstellung eines baupraktisch anwendbaren Gesamtkonzepts für die Verstärkung von Dachkonstruktionen in Brettschichtholzbauweise.

3. Faserverbundwerkstoffe im konstruktiven Ingenieurbau

Faserverbundwerkstoffe sind Mehrphasenwerkstoffe, die durch das Einbetten einzelner Fasern in einen formgebenden Werkstoff (Matrix) hergestellt werden. Durch ein breites Spektrum an Faser- und Matrixwerkstoffen sowie der Nutzung unterschiedlicher Faserorientierungen lässt sich der Werkstoff individuell an die geforderten Eigenschaften anpassen.

In den vergangenen Jahrzehnten hat die industrielle Nutzung von Faserverbundwerkstoffen maßgeblich an Popularität gewonnen. Im Bauwesen kommen neben den klassischen Faserverbundwerkstoffen wie z. B. Stahlfaserbeton vorrangig Hochleistungswerkstoffe unter Verwendung qualitativ hochwertiger Fasermaterialien (insbesondere Glas- und Kohlenstofffasern) zum Einsatz. Aufgrund der guten mechanischen und adhäsiven Eigenschaften werden als Matrix zumeist zweikomponentige Epoxidharze eingesetzt. Durch die Kombination beider Werkstoffe erhält man einen faserverstärkten Kunststoff (kurz: FVK).

Während glasfaserverstärkte Kunststoffe (kurz: GFK) aufgrund geringerer Kosten schon früh zur Verstärkung von Bauteilen herangezogen wurden, kamen kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (kurz: CFK) im Bauwesen erst zu Beginn der 90er Jahre vermehrt zum Einsatz. Aufgrund besserer mechanischer Eigenschaften, einer exzellenten Dauerhaftigkeit und Widerstandsfähigkeit, sowie des geringen Eigengewichts wird heute im Bereich der Bauteilverstärkung nahezu ausschließlich CFK eingesetzt.

Trotz der stetig zunehmenden Anwendung liegen die Kosten für CFK noch immer weit über denen konventioneller Baustoffe wie beispielsweise Holz oder Stahl. Die Verwendung von CFK ist insbesondere dort zweckmäßig, wo durch die leichte Handhabbarkeit bzw. die hohen Festigkeitswerte entscheidende Material- oder Lohnersparnisse erzielt werden können. Dieses kann z. B. dort der Fall sein, wo Verstärkungsmaßnahmen unter laufendem Betrieb durchgeführt werden (Verkaufs- oder Lagerhallen) und konventionelle Verstärkungen zu einer erheblichen logistischen Beeinträchtigung führen würden. Darüber hinaus ist eine Verstärkung mit CFK häufig die einzige baupraktisch ausführbare Alternative, da insbesondere bei Bestandsbauten die Anlieferung und der Einbau vergleichbarer Stahlquerschnitte durch das hohe Eigengewicht zu erheblichen Einschränkungen führen können.

In den folgenden Abschnitten werden zunächst die mechanischen Eigenschaften von CFK vorgestellt. Dabei soll kurz auf die im Bauwesen üblichen Herstellungsformen eingegangen werden. In einer Vielzahl von Forschungsvorhaben (z. B. [Tri97, Bla01, Mic05, Joh07]) hat sich der Werkstoff innerhalb der vergangenen Jahrzehnte als ideales Material für die statische Verstärkung von Bauwerken herausgestellt. Im Bereich des Stahlbetonbaus zählt die nachträgliche Verstärkung mittels CFK bereits zum Stand der Technik (z. B. [Kar98, Pet05, And05a, Zil07]).

Gegenüber dem Stahlbetonbau hat sich die Verwendung faserverstärkter Kunststoffe im konstruktiven Holzbau aus baupraktischer Sicht bislang nicht in gleichem Umfang durchsetzen können. Während bereits vor 50 Jahren Untersuchungen zur Verstärkung von Holz mit GFK durchgeführt wurden (z. B. [Wan64, Bib65]), erfolgten in den vergangenen 10 bis 15 Jahren vermehrt auch Untersuchungen zur Biege- und Schubverstärkung von Holzbindern mittels CFK-Werkstoffen [Tri98, Lug01, Bla05, Bor05, Bru5, Joh07]. Die Forschungsergebnisse weisen darauf hin, dass durch die nachträgliche Verklebung von Verbund-

werkstoffen auch im Holzbau erhebliche Tragfähigkeitssteigerungen erreicht werden können. Aus den bisherigen Arbeiten sind darüber hinaus Erkenntnisse über die Vor- und Nachteile unterschiedlicher Applikationsschemas und Materialgeometrien (z. B. CFK-Lamellen, CFK-Matten bzw. CFK-Stäbe) hervorgegangen. Verschiedene analytische Bemessungsansätze haben gezeigt, dass sich das Tragverhalten von mit GFK bzw. CFK verstärkten Holzträgern mit guter Genauigkeit beschreiben lässt [Bru00, Bla03, Sch04].

3.1 Faserverstärkte Kunststoffe

Steifigkeit und Festigkeit eines faserverstärkten Kunststoffs werden hauptsächlich durch die mechanischen Eigenschaften des Fasermaterials bestimmt. Die Matrix dient vorrangig dem Zusammenhalt und der Formgebung des Verbundwerkstoffs sowie der Kraftübertragung zwischen benachbarten Fasern. Neben der Kohlenstofffaser werden im Bauwesen außerdem Glasfasern und Aramidfasern verwendet. Trotz deutlich höherer Materialkosten wird jedoch der Kohlefaser im Bauwesen der Vorzug gegeben. Dies liegt insbesondere in der weitaus höheren Zugfestigkeit bei gleichzeitig hohem Elastizitätsmodul begründet. In Tabelle 3-1 ist eine Gegenüberstellung der wichtigsten mechanischen Eigenschaften von Aramid-, Glas- und Kohlenstofffasern dargestellt.

Tabelle 3-1: Mechanische Eigenschaften ausgewählter Fasern und Kunststoffe [Hol05]

Material	Dichte [kg/dm ³]	Zugfestigkeit [N/mm ²]	E-Modul [N/mm ²]	Bruchdehnung [%]
Aramidfasern	1,4 - 1,5	3.000 - 4.100	65.000 - 140.000	2,1 - 5,0
Glasfasern	2,5 - 2,9	1.500 - 4.900	50.000 - 125.000	2,0 - 5,7
Kohlenstofffasern	1,7 - 2,0	1.900 - 7.000	200.000 - 800.000	0,4 - 2,0
Epoxidharze	1,2 - 1,8	30 - 85	2.800 - 4.100	1,3 - 8,0

3.1.1 Erzeugnisformen

Durch die gezielte Anordnung der Fasern innerhalb der Matrix lassen sich die mechanischen Eigenschaften des Verbundwerkstoffs individuell beeinflussen. Prinzipiell können die Fasern sowohl ausgerichtet als auch zufällig angeordnet in der Matrix eingebettet werden. Da sich die mechanischen Eigenschaften eines Verbundwerkstoffs vornehmlich an den Eigenschaften in Faserlängsrichtung orientieren, wird häufig eine unidirektionale bzw. bidirektionale Faseranordnung bevorzugt.

Für konstruktive Zwecke werden Verbundwerkstoffe vor allem in Form von Lamellen sowie als Matten (Gewebe bzw. Gelege) eingesetzt. Bei der Herstellung von Lamellen werden auf Rollen gelagerte Faserbündel (sog. Rovings) in einem industriell gesteuerten Prozess durch ein Imprägnierbad mit Epoxidharz gefördert. In einer dahinter angeordneten Profildüse wird das imprägnierte Material unter Temperatureinwirkung ausgehärtet und in die gewünschte Geometrie gebracht. Durch den weitestgehend maschinell gesteuerten Herstellungsprozess können Fasergehalte von bis zu 70 Vol.-% realisiert werden [Ast06].

Unidirektionale Lamellen werden in Rollenform geliefert, wobei in Abhängigkeit der Lamellendicke ein Mindestrollendurchmesser einzuhalten ist. Dieser verhindert eine Überschreitung der zulässigen Grenzdehnung in den äußeren Randbereichen der Lamelle, welche wiederum zu frühzeitigen Beschädigungen der Faserbündel führen kann.

Bei komplexeren Geometrien wie z. B. Stützenummantelungen oder Eckverstärkungen ist die Verwendung vorgefertigter Lamellen in der Regel nicht zweckmäßig. Für solche Anwendungen bieten sich stattdessen unimprägnierte Fasermatten in Form von Gelegen (unidirektional) oder Matten (gewebt) an. Die trockenen Fasermatten werden an die gewünschte Geometrie angepasst und erst vor Ort mit einem niedrigviskosen Imprägnierharz getränkt. Die Herstellung des Verbundwerkstoffs sowie die Verklebung mit dem Bauteil erfolgt somit in einem einzelnen Arbeitsschritt. Durch den manuellen Herstellungsprozess werden bei diesem Verfahren deutlich geringere Fasergehalte erzielt, die in der Regel bei rund 20 Vol.-% liegen. In Tabelle 3-2 sind beispielhaft die Kenngrößen einiger ausgewählter CFK-Werkstoffe der Firma Sika Deutschland GmbH angegeben.

Tabelle 3-2: Kennwerte ausgewählter CFK-Materialien der Firma Sika Deutschland GmbH

	Sika CarboDur M514	Sika CarboDur S2.025	SikaWrap 200C
Geometrie	Lamelle	Lamelle	Gewebe
Faserausrichtung	unidirektional	unidirektional	bidirektional
Querschnitt ($b_L \times t$)	50 x 1,4 mm	20 x 2,5 mm	300 x 0,11 mm ¹⁾
Zugfestigkeit in N/mm ²	> 2.400	> 2.800	3.900 ¹⁾
E-Modul in N/mm ²	> 210.000	> 170.000	230.000
Bruchdehnung in %	> 1,2	> 1,7	1,5

¹⁾ Kennwerte der nicht imprägnierten Kohlefaser

3.1.2 Eigenschaften

Faserverstärkte Kunststoffe zeigen ein nahezu linear-elastisches Verhalten bis zum Bruch. Das Versagen tritt in der Regel schlagartig ein und geht vom Reißen einzelner Fasern und/oder der Matrix aus. Aus diesem Grund muss sichergestellt werden, dass die Dehnungen von Verbundfaserwerkstoffen auf Werte begrenzt werden, die deutlich unterhalb der jeweiligen Bruchdehnung liegen.

In Abbildung 3-1 ist das Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Fasern und Matrix sowie das des ausgehärteten Verbundwerkstoffs am Beispiel eines unidirektionalen Laminats bei unterschiedlichen Beanspruchungsrichtungen qualitativ wiedergegeben.

Für einen Großteil der im Bauwesen auftretenden Anwendungen kommen CFK-Werkstoffe zu Anwendung, deren E-Modul zwischen 170.000 und 200.000 N/mm² beträgt. Die Steifigkeit entspricht somit annähernd der von Baustahl, während die Festigkeit rund das Zehnfache eines Bewehrungsstahls BSt 500 beträgt. Für Spezialanwendungen werden auch hoch-

modulige CFK-Fasern angeboten, was in der Regel jedoch mit einer gleichzeitigen Abnahme der Festigkeit sowie der maximalen Bruchdehnung einhergeht.

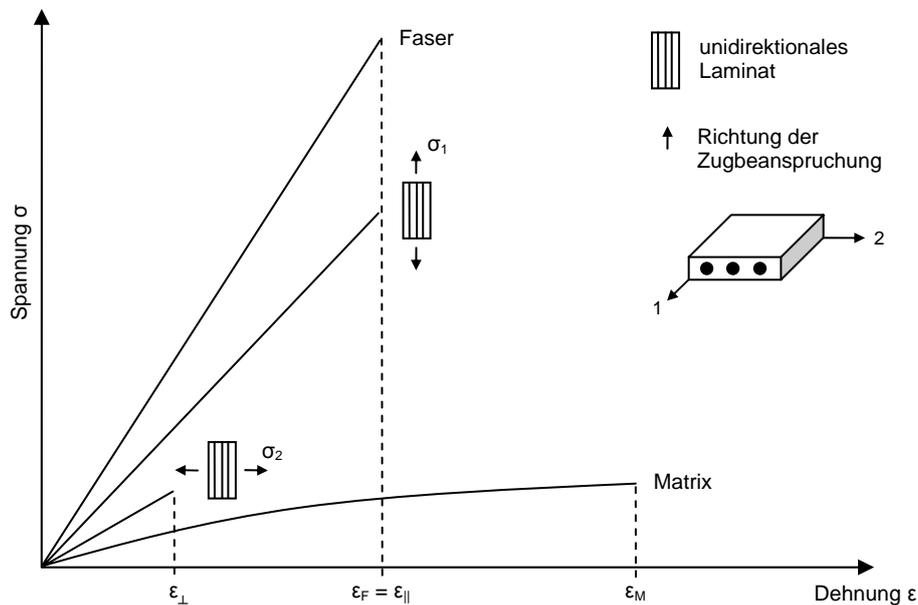


Abbildung 3-1: Mechanische Eigenschaften unidirektionaler Laminat nach [Hol05]

Der Einsatz von Verbundwerkstoffen bei erhöhten Temperaturen ist grundsätzlich als kritisch zu bewerten. Sowohl die Matrix als auch die zur Applizierung verwendeten Klebstoffe verlieren bereits bei Temperaturen von deutlich unter 100°C einen Großteil ihrer Tragfähigkeit. Aus diesem Grund sind für den Brandfall speziell solche Bereiche, in denen eine hohe Kraftübertragung zwischen Verbundfaserwerkstoff und Bauteil stattfindet (wie z. B. Verankerungsbereiche) durch geeignete Verkleidungen zu schützen.

Für industriell gefertigte CFK-Querschnitte mit einem Fasergehalt von rund 70% können die maßgeblichen Eigenschaften wie folgt zusammengefasst werden [Hol05]:

- Lineares Spannungs-Dehnungs-Verhalten bis zum Bruch
- Elastizitätsmodul in Faserrichtung: ca. 170.000 bis 230.000 N/mm²
- Zugfestigkeit in Faserrichtung: ca. 1.500 bis 3.000 N/mm²
- Kriechen und Relaxation können vernachlässigt werden
- Hohe Beständigkeit gegen Umwelteinflüsse
- Nahezu keine Temperatureausdehnung

3.2 Anwendungen im Stahlbetonbau

Im Stahlbetonbau wird CFK bereits seit über 10 Jahren zur statischen Verstärkung eingesetzt. Die erste deutsche allgemeine bauaufsichtliche Zulassung (abZ) wurde 1997 eingeführt, wodurch ein einheitliches Regelwerk zur Planung und Durchführung von Verstärkungen mittels oberflächlich verklebter CFK-Lamellen zur Verfügung gestellt wurde [And01].

Für die Bauteilverstärkung wird CFK in unterschiedlichen Ausführungen eingesetzt. So kommen für die Erhöhung der Biegetragfähigkeit vornehmlich unidirektionale Lamellen mit Dicken zwischen 1 bis 2 mm und einer Breite von 20 bis 150 mm zum Einsatz. Die Lamellen werden durch speziell entwickelte Epoxidharzkleber mit der mechanisch vorbereiteten, d. h. aufgerauten und gesäuberten, Betonoberfläche schubfest verklebt. Durch dieses Vorgehen kann ein gewisser Anteil der Gesamtzugkraft von der inneren Bewehrung auf die äußere Klebeverstärkung übertragen werden. Aufgrund der hohen Zugkräfte in der Lamelle treten im Endbereich der Verklebung gleichzeitig enorme Verbundschubspannungen auf. Diese können zur Ablösung der Lamelle im Endverankerungsbereich und letztlich zum Ausfall der gesamten Verstärkungsmaßnahme führen.

Um ein verbessertes Verbundverhalten zwischen Lamelle und Beton herzustellen und somit dem Endverankerungsversagen entgegenzuwirken, wurden unter anderem von Blaschko [Bla01] Untersuchungen zur eingeschlitzten Verklebung von CFK-Lamellen in Beton durchgeführt. Das günstigere Verbundverhalten von in Schlitze geklebten Lamellen hat sich beispielsweise dadurch abgezeichnet, dass die Bauteile im Vergleich zu oberflächigen Verstärkungen sowohl eine erhöhte Tragfähigkeit als eine verbesserte Duktilität aufwiesen. Aufgrund der vergrößerten Kontaktfläche zwischen Lamelle und Beton wurde es möglich, weitaus höhere Kräfte über Klebeverbund in die Lamelle einzuleiten. Aus seinen Untersuchungen konnte Blaschko ein Modell zur Beschreibung des Verbundverhaltens zwischen eingeschlitzt verklebten Lamellen und Beton herleiten. Dieses diente letztlich als Grundlage der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung für in Schlitze verklebte CFK-Lamellen im Stahlbetonbau [Deu04].

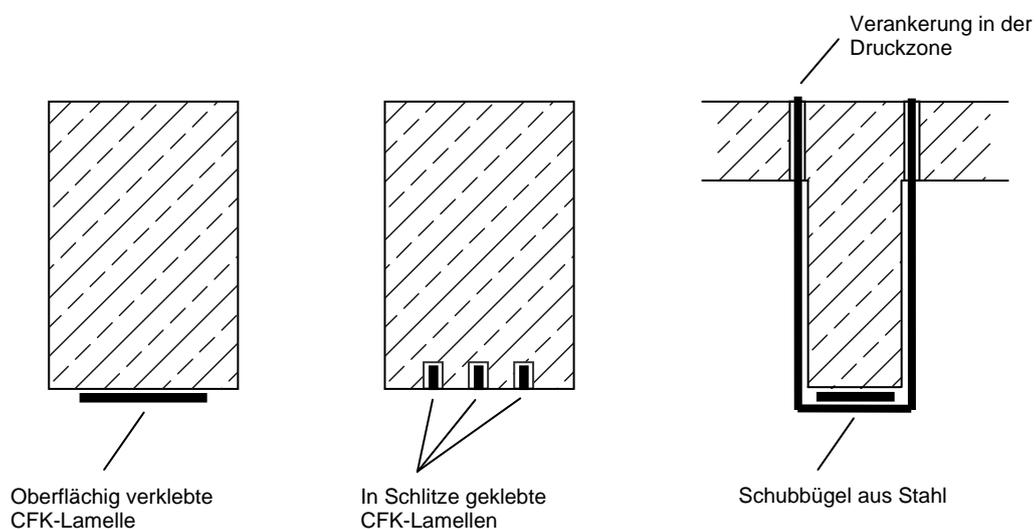


Abbildung 3-2: Mögliche Anordnungen geklebter Verstärkungen im Stahlbetonbau

Um auch dem vorzeitigen Endverankerungsversagen oberflächlich applizierter CFK-Verstärkungen entgegenzuwirken und gleichzeitig die nutzbare Lamellendehnung zu erhöhen, wurden bereits um 1993 Untersuchungen mit vorgespannten CFK-Lamellen durchgeführt [Deu93]. Als Vorteile sind unter anderem die Reduzierung der Verformungen und Rissbildung sowie ein verbessertes Verhalten im Bruchzustand zu nennen. Aus den weiteren Entwicklungsarbeiten gingen später eine Reihe baustellentauglicher Spannverfahren hervor [Ham05]. Besondere Aufmerksamkeit galt dabei der Verankerung der enormen Vorspann-

kräfte im Bereich des Lamellenendes. Im Zuge dieser Untersuchungen wurden insbesondere die Möglichkeiten der Klemmverankerung intensiv erforscht.

Durch die veränderten Kräfteverhältnisse im Bauteilquerschnitt kann neben der geklebten Biegebewehrung außerdem eine Ergänzung der bereits vorhandenen Schubbewehrung erforderlich werden. Sofern die innere Schubbewehrung aus Betonstahl zur Aufnahme der gesamten Querkraft ausreicht, darf nach geltender Praxis auf die zusätzliche Anordnung geklebter Schubbewehrung verzichtet werden. In allen anderen Fällen ist stets eine äußere Schubverstärkung anzuordnen, welche nach der aktuell gültigen Zulassung in Form von Stahlbügeln auszuführen ist. Gegebenenfalls ist eine Verankerung der Schubbügel in der Betondruckzone vorzusehen [Deu02]. Eine Übersicht der genannten Verstärkungsverfahren für Stahlbetonbauteile ist in Abbildung 3-2 schematisch dargestellt.

4. Mechanische Eigenschaften der Werkstoffe

In den folgenden Abschnitten sollen die maßgeblichen Eigenschaften der in dieser Arbeit verwendeten Ausgangsmaterialien vorgestellt und erläutert werden. Dabei wird vorrangig auf die mechanischen Eigenschaften der Werkstoffe eingegangen, da diese im weiteren Verlauf der Arbeit als Grundlage für die Nachrechnung experimenteller Untersuchungen herangezogen werden. In diesem Zusammenhang werden auch die an den unterschiedlichen Ausgangsstoffen durchgeführten Materialprüfungen zusammenfassend dargestellt. Eine Übersicht aller Versuchsergebnisse kann Anhang A entnommen werden.

Bei den in dieser Arbeit durchgeführten Verbundversuchen (Kapitel 6) wurden ausschließlich unidirektionale CFK-Lamellen vom Typ Sika CarboDur S mit einer Breite von 15 bzw. 20 mm verwendet (vgl. Tabelle 3-2). Auf die mechanischen Eigenschaften glas- bzw. aramidfaserverstärkter Kunststoffe soll daher im Folgenden nicht weiter eingegangen werden.

4.1 Holzwerkstoffe

Holz ist ein anisotroper, inhomogener, organisch gewachsener Baustoff. Aufgrund seiner Anatomie kann das Holz zu den orthotropen Materialien gezählt werden. Die Holzeigenschaften unterscheiden sich in den drei anatomischen Grundrichtungen. Entlang der Symmetrieachsen besitzt Holz richtungsabhängige Elastizitäts- und Festigkeitseigenschaften. Der Werkstoff zeigt ein ausgeprägtes hygroskopisches Verhalten mit einer Vielzahl davon abgeleiteter Erscheinungen. Seine Eigenschaften streuen durch die natürlichen Wuchsbedingungen sehr stark. Besonders die Festigkeits- und Verformungseigenschaften werden durch Faserrichtung, Ästigkeit und Feuchtigkeitsgehalt maßgebend beeinflusst [Wes88].

Man unterscheidet generell zwischen Laub- und Nadelholz. Abbildung 4-1 zeigt die Hauptebenen der Anisotropie beider Holzarten mit den Schnittflächen in radialer, tangentialer und longitudinaler Richtung. Da in Deutschland ca. 70% der Waldfläche aus Nadelholz besteht, werden vorwiegend die nach [DIN 1052] zugelassenen Nadelhölzer Fichte, Tanne, Kiefer, Lärche und Douglasie als Bauholz verwendet [Wes88]. Für die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen kommen ausschließlich Fichten- und Kiefernholz zum Einsatz.

4.1.1 Konstruktionsvollholz und Brettschichtholz

Konstruktionsvollholz (KVH) ist ein visuell oder maschinell sortiertes, technisch getrocknetes und kalibriertes Vollholz mit definierter Maßhaltigkeit und einem über normative Ansprüche hinausgehenden Eigenschaftsprofil. Durch die gezielte Wahl des Einschnittes ist KVH form- und maßstabil, durch Längskeilzinkung und technische Trocknung wird eine hohe Formstabilität erreicht und gleichzeitig die Rissbildung minimiert. Aufgrund der naturgegebenen Beschränkungen der Abmessungen sowie durch Wuchsunregelmäßigkeiten ist KVH in seiner Spannweite und Verwendungsfähigkeit jedoch begrenzt. Insbesondere für weit gespannte Tragwerke, wie z. B. Hallendächer, wird daher vornehmlich Brettschichtholz eingesetzt.

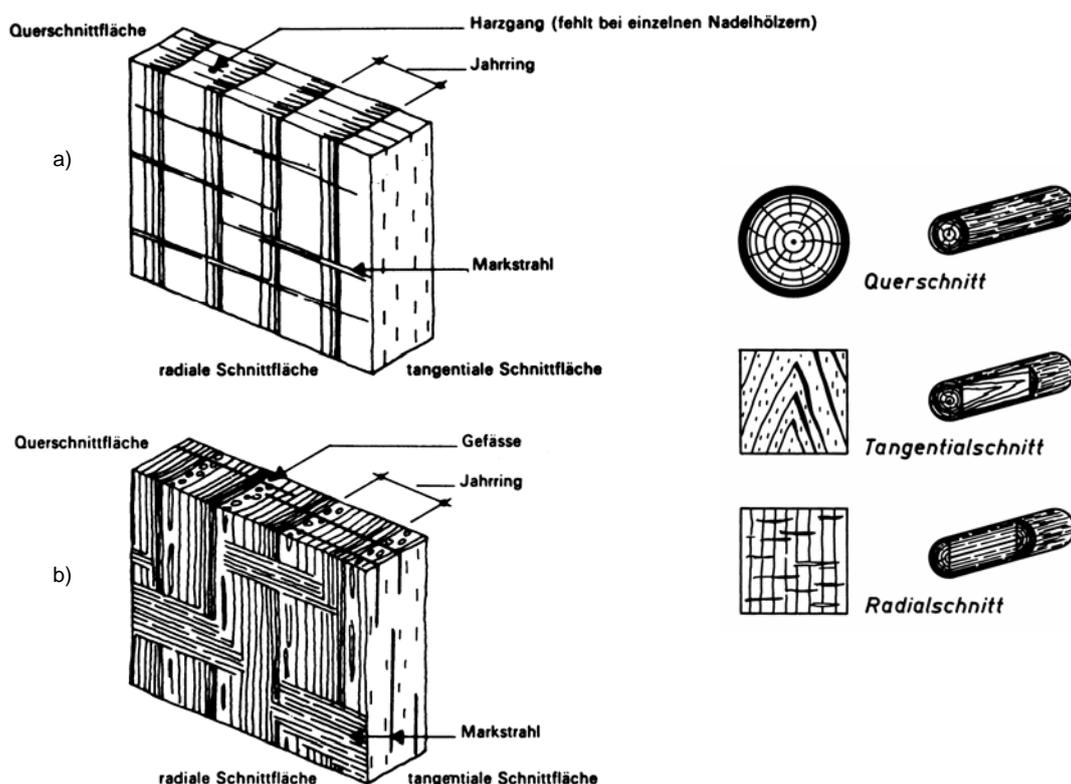


Abbildung 4-1: Schematische Darstellung von a) Nadel- und b) Laubholz, aus [Wes88]

Brettschichtholz (BSH) ist ein industriell gefertigtes Produkt für tragende Konstruktionen. Es besteht aus mindestens drei faserparallel miteinander verklebten Einzelbrettern aus Nadelholz und wird in Querschnitten ($b \times h$) von bis zu $0,30 \times 2,30$ m hergestellt. Durch den schichtweisen Aufbau des auf 12 bis 15% Feuchtigkeit getrockneten Ausgangsmaterials, dessen Verklebung vorwiegend mit duromeren Kunstharzen auf Aminoplast- oder Resocin-basis erfolgt, ist BSH formstabil und weitgehend rissminimiert. Gegenüber dem Ausgangsmaterial Vollholz hat es trotz der örtlichen Schwächungen durch Keilzinkenverbindungen (KZV) bessere mechanische Eigenschaften [Wes88].

Für die in dieser Arbeit durchgeführten Verbund- bzw. Tragfähigkeitsuntersuchungen kam sowohl Konstruktionsvollholz aus Fichte als auch Kiefern-Brettschichtholz der Festigkeitsklasse GL24h gemäß [DIN 1052] zum Einsatz.

4.1.2 Mechanische Eigenschaften

Die Festigkeit des Holzes hängt von der Faserrichtung, der Holzfeuchte und der Holzart ab. Die Zugfestigkeit in Faserrichtung ist im Mittel etwa doppelt so groß wie die Druckfestigkeit, die Biegefestigkeit liegt etwa 10 bis 20% unter der Zugfestigkeit [Wes88]. Aufgrund von Wuchsunregelmäßigkeiten zeigt Holz grundsätzlich starke Schwankungen in seinen Materialeigenschaften.

Durch die Zellstruktur des Holzes sowie deren Anordnung ist die Festigkeit außerdem von der Beanspruchungsrichtung abhängig. Abbildung 4-2 verdeutlicht, dass die Biege- und Zugfestigkeiten schon bei geringer Abweichung der Lastrichtung von der Faserrichtung stark abfallen. Für die Druckfestigkeit ist der Einfluss der Beanspruchungsrichtung am geringsten,

dennoch findet bereits bei einem Winkel von 40° eine Abminderung der Druckfestigkeit von mehr als 50% statt.

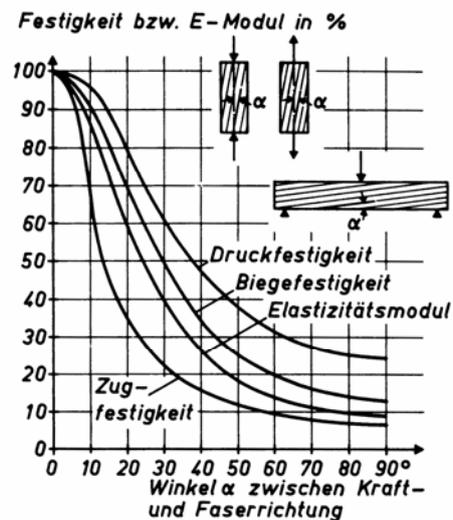
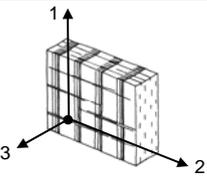


Abbildung 4-2: Festigkeit und E-Modul von Holz in Abhängigkeit des Winkels zwischen Beanspruchungs- und Faserrichtung, aus [Wes88]

Die in der vorliegenden Arbeit verwendeten Materialkennwerte für Holz beruhen größtenteils auf den in der Literatur angegebenen Werten [DIN 1052, DIN EN 338, DIN 68 364]. Da Holz große Schwankungen in seinen Eigenschaften aufweist, wurden zusätzlich in begrenztem Umfang Prüfungen an den verwendeten Holzwerkstoffen durchgeführt. Eine detaillierte Beschreibung dieser Versuche kann Anhang A entnommen werden.

Tabelle 4-1: In Versuchen ermittelte Eigenschaften von Fichten- und Kiefernholz

	Holzart	Mittelwert aus Versuchen mit $u \approx 12\%$ (VarK in %)	[DIN 68 364]	[DIN 1052] bzw. [DIN EN 338]
Druckfestigkeit, $f_{c,1}$ [N/mm ²]	Fichte C24	35,0 (7,0)	45,0	21,0
	Kiefer GL24h	44,0 (17,5)	47,0	24,0
E-Modul, E_1 [N/mm ²]	Fichte C24	10.647 (12,2)	11.000	11.000
	Kiefer GL24h	11.502 (21,0)	11.000	11.600
Biegefestigkeit, f_{BZ} [N/mm ²]	Kiefer GL24h	58,8 (13,0)	58,0 - 85,0	24,0

In einer am Fachgebiet durchgeführten Studienarbeit wurde außerdem das Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Fichten- und Kiefernholz an über 180 Probekörpern mit unterschiedlichen Holzfeuchten untersucht. Da dem plastischen Druckverhalten biegebeanspruchter Holzträger mit CFK-Verstärkung besondere Bedeutung zukommt, sollte die Spannungsentwicklung des Holzes im nichtlinearen Dehnungsbereich beurteilt werden.

Tabelle 4-1 zeigt die in Versuchen ermittelten Eigenschaften der verwendeten Holzarten. Für die Festigkeitswerte ergeben sich gegenüber den charakteristischen Größen nach [DIN 1052, DIN EN 338] erwartungsgemäß die größten Abweichungen. Die mittleren Festigkeiten nach [DIN 68 364] liegen hingegen über den Versuchswerten. Dies bestätigt, dass die zur Modellbildung erforderlichen Materialeigenschaften vorzugsweise auf der Grundlage vergleichender Versuchsmessungen bestimmt werden sollten.

4.1.3 Hygrothermische Eigenschaften

Bei steigendem Feuchtegehalt nehmen die elastischen Eigenschaften sowie die Festigkeitswerte von Holz ab. In Abbildung 4-3 sind die Versuchsergebnisse von 114 Druckprüfungen an Fichtenholzproben unter faserparalleler Beanspruchung bei unterschiedlichen Holzfeuchtigkeiten zusammengefasst dargestellt. Die idealisierten Spannungs-Dehnungs-Verläufe (siehe auch Abbildung 5-12) zeigen ein nahezu gleiches Materialverhalten für Holzfeuchten von $u = 11,0\%$ und $12,4\%$. Bei einer Holzfeuchte von $16,8\%$ ist hingegen bereits ein deutlicher Abfall der Druckfestigkeit sowie des E-Moduls zu verzeichnen. Im Allgemeinen verändert sich die Druckfestigkeit mit zunehmender Feuchte erheblich stärker als die Zugfestigkeit (siehe auch Abbildung 4-4) [Wes88].

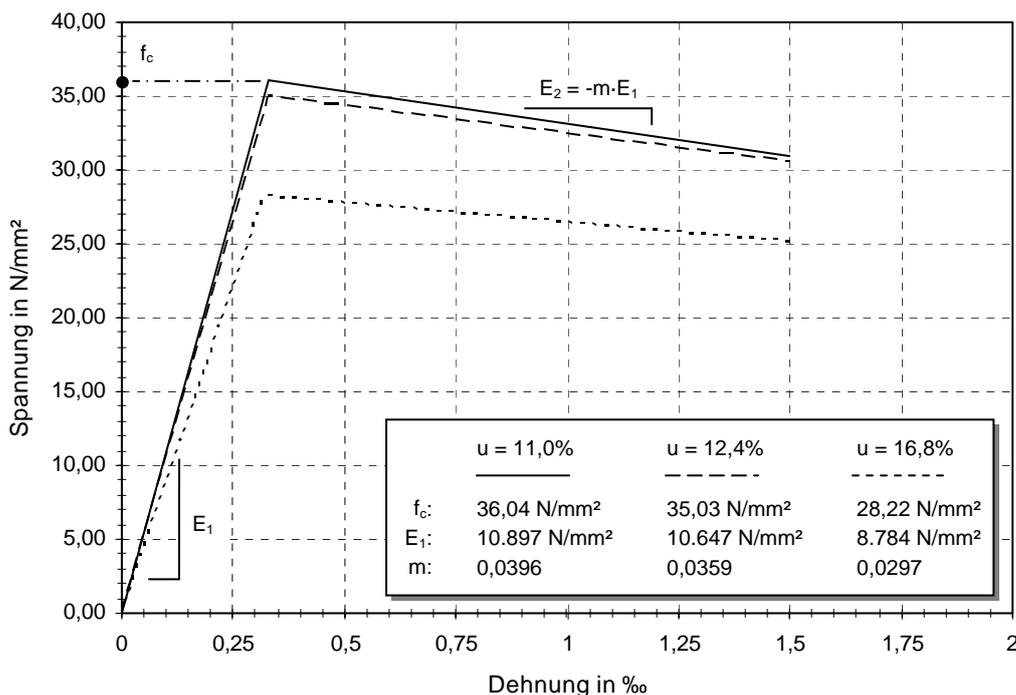


Abbildung 4-3: Idealisierte Spannungs-Dehnungs-Verläufe für Fichtenholz unter Druckbeanspruchung parallel zur Faserrichtung

Wie bei allen organischen Stoffen bewirkt eine Temperatursteigerung auch bei Holz eine Abnahme der Festigkeiten. Ausgehend von einer Temperatur von 20°C sowie einer Holzfeuchte von 10 bis 15 M.-% muss bei fehlerfreiem Holz mit einer Abnahme der Druck- und Biegefestigkeit von je 5% pro 10 K gerechnet werden. Für die Zugfestigkeit beträgt die Abnahme nur rund 1%. Bei nicht fehlerfreiem Holz (z. B. Bauholz), ist der Temperatureinfluss hingegen weniger stark ausgeprägt [Wes88]. Insbesondere bei thermisch beanspruchten

Konstruktionen, wie beispielsweise Dachbauteilen direkt unterhalb der Dachhaut, kann sich eine Temperaturerhöhung nachteilig auf die Tragfähigkeit auswirken.

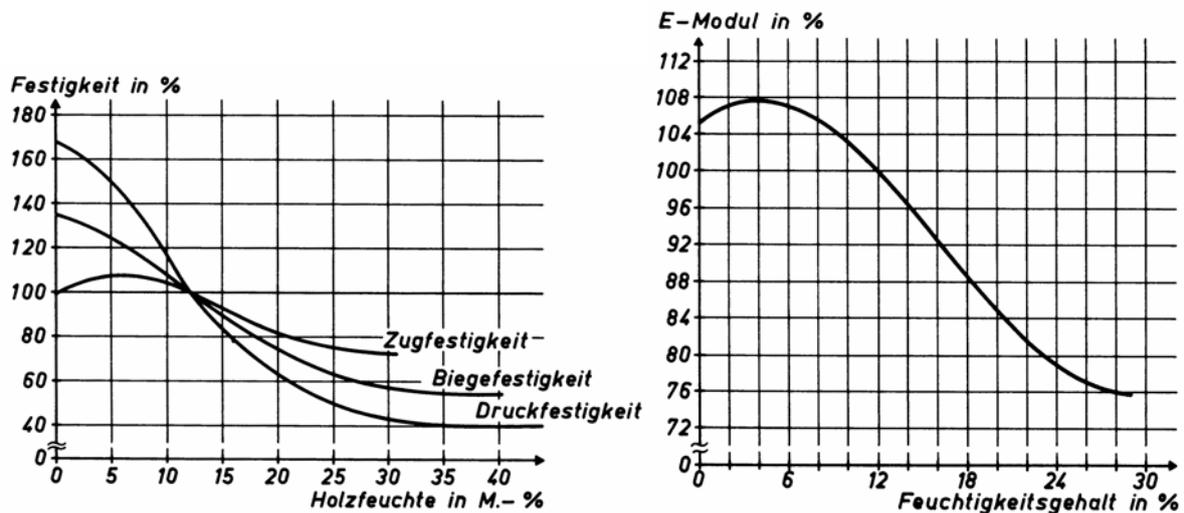


Abbildung 4-4: Einfluss der Holzfeuchte auf die mechanischen Eigenschaften, aus [Wes88]

4.1.4 Schubspannungs-Gleitungs-Beziehung

Die Scherfestigkeit des Holzes ist mit nur rund 10% der faserparallelen Zugfestigkeit bzw. 20% der Druckfestigkeit relativ gering. Sie wird beeinflusst durch die Holzfeuchte, die Festigkeit des Frühholzes, Schwindrisse, Lage der Jahresringe zur Scherfuge, sowie der Rohdichte [Rug07]. Unter Temperaturbeanspruchung wurde in Versuchen bei 60°C bzw. 100°C eine Abnahme der Scherfestigkeit von rund 10% bzw. 17% gegenüber einer Temperatur von 20°C festgestellt. Gleichzeitig verringerte sich der Schubmodul um 21% bzw. 29% [Lug05].

Für die Auszugversuche an in Holz eingeklebten CFK-Lamellen ist das Scherverhalten des Holzes von übergeordnetem Interesse, da insbesondere die Nachrechnung der Versuche eine möglichst realitätsnahe Abbildung des tatsächlichen Materialverhaltens voraussetzt. Zur Beurteilung des Scherverhaltens eines Werkstoffs wird üblicherweise die Schubspannungs-Gleitungs-Beziehung verwendet. In der vorliegenden Arbeit wurde die Beziehung zwischen Gleitung und Schubspannung von Fichtenholz anhand eines modifizierten Scherversuchs in Anlehnung an [DIN EN 408] ermittelt. Informationen zum Versuchsaufbau sowie eine Übersicht der Messergebnisse können Anhang A entnommen werden.

In Abbildung 4-5 sind die Kurvenverläufe für drei Abscherversuche sowie die daraus berechneten Mittelwerte der Scherfestigkeit f_v bzw. des Schubmoduls G für eine Holzfeuchte von ca. 12% dargestellt. Bei niedrigem Lastniveau konnte für alle Proben ein annähernd gleicher Schubmodul von $G_m = 950 \text{ N/mm}^2$ gemessen werden. Mit zunehmender Last zeigten sich aufgrund der Wuchsunregelmäßigkeiten des Holzes deutliche Unterschiede zwischen den Kurven. Bei allen Proben kam es zu einem schlagartigen Scherversagen ohne Vorankündigung.

Bei einer Gegenüberstellung der gemessenen Werte mit den genormten Materialeigenschaften nach [DIN 1052, DIN EN 338, DIN 68 364] zeigen sich erneut große Diskrepanzen (vgl. Tabelle 4-2). Für die in Kapitel 7 durchgeführte Nachrechnung der Auszugversuche wird

daher ausschließlich auf die im Scherversuch ermittelte Schubspannungs-Gleitungs-Beziehung zurückgegriffen.

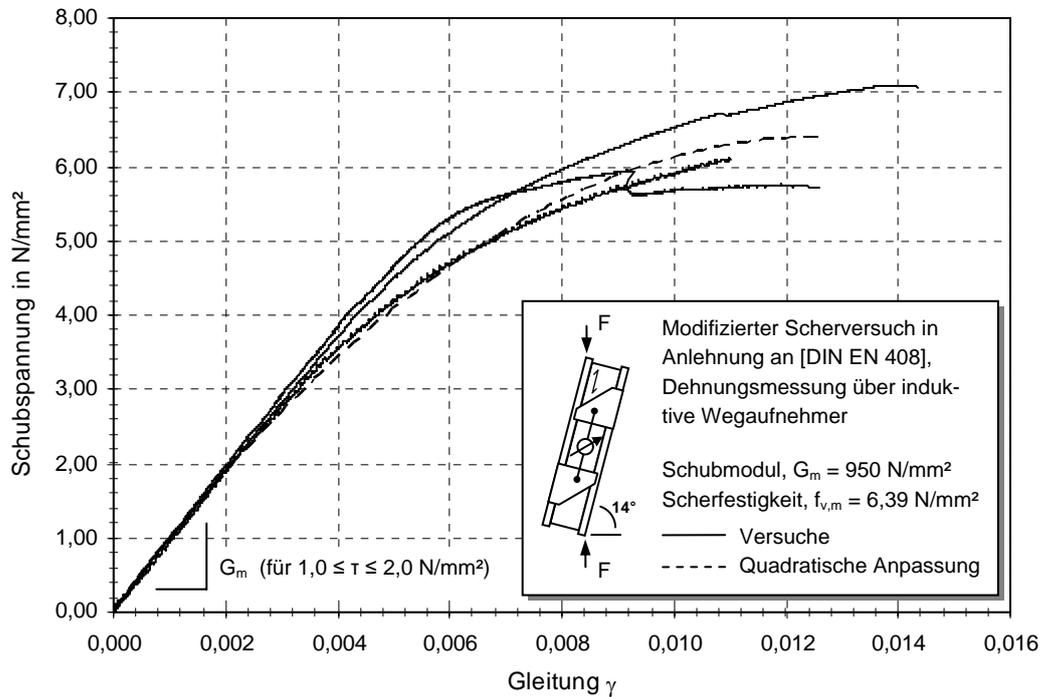


Abbildung 4-5: Schubspannungs-Gleitungs-Beziehungen für Fichtenholz ($u \approx 12\%$)

Tabelle 4-2: Scherfestigkeit und Schubmodul von Fichtenholz C24

Eigenschaft	Mittelwert (VarK in %)	[DIN 68 364]	[DIN EN 338]
Scherfestigkeit, f_v [N/mm ²]	6,4 (9,7)	6,2 - 10,0	2,5
Schubmodul, G [N/mm ²]	950 (3,2)	keine Angabe	690

Es kann gezeigt werden, dass sich das Scherverhalten mit guter Übereinstimmung durch eine quadratische Parabel der Form

$$\tau(\gamma) = A \cdot \gamma^2 + B \cdot \gamma \quad \text{mit } \gamma \leq \gamma_{\max} \quad (4.1)$$

abbilden lässt. Der Wert γ_{\max} entspricht der Grenzgleitung im Scheitelpunkt der Parabel, bei dem die maximale Scherspannung $\tau_{\max} = f_v$ im Holz erreicht wird. Die Ableitung von Gleichung (4.1) entspricht im Ursprung der Anfangssteigung G_0 der Schubspannungs-Gleitungs-Beziehung, woraus folgt:

$$\tau'(\gamma=0) = B = G_0 \quad (4.2)$$

Am Scheitelpunkt der Parabel mit der Grenzgleitung $\gamma = \gamma_{\max}$ gilt außerdem:

$$G_0 \cdot \gamma_{\max} = 2 \cdot \tau_{\max} \quad (4.3)$$

Durch Einsetzen von Gleichung (4.3) in Gleichung (4.1) berechnet sich der freie Parameter A zu:

$$A = -\frac{\tau_{\max}}{(\gamma_{\max})^2} \quad (4.4)$$

Nach einigen Umformungen erhält man für die Schubspannungs-Gleitungs-Beziehung folgende mathematische Vorschrift:

$$\tau(\gamma) = G_0 \cdot \gamma \cdot \left[1 - \frac{G_0}{4 \cdot \tau_{\max}} \cdot \gamma \right] \quad \text{mit } \gamma \leq \frac{2 \cdot \tau_{\max}}{G_0} \quad (4.5)$$

Für die an Fichtenholz durchgeführte Versuchsreihe ergibt sich unter Berücksichtigung einer Anfangssteigung von $G_0 \approx 1015 \text{ N/mm}^2$ eine Grenzgleitung in Höhe von:

$$\gamma_{\max} = \frac{2 \cdot 6,4 \text{ N/mm}^2}{1015 \text{ N/mm}^2} = 0,0126 \quad (4.6)$$

Die berechnete Schubspannungs-Gleitungs-Beziehung ist in Abbildung 4-5 anhand des gestrichelt dargestellten Kurvenverlaufs wiedergegeben. Es ergibt sich eine akzeptable Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Werten.

4.2 Epoxidharzklebstoffe

Für die Verklebung von CFK-Lamellen werden im Bauwesen in der Regel Zweikomponentensysteme auf Epoxidharzbasis eingesetzt. Durch das Vermischen der Einzelkomponenten wird ein Reaktionsvorgang initiiert, der je nach chemischer Beschaffenheit und Umgebungstemperatur einen Verarbeitungszeitraum von ca. 20 bis 60 Minuten zulässt. Für die in der vorliegenden Arbeit auszuführenden Verklebungen zwischen CFK und Holz sollten ausschließlich industriell erprobte und in der Praxis bewährte Klebstoffsysteme zum Einsatz kommen. Ausgewählt wurden die Kleber Sikadur 30 DUE und Sikadur 330 der Firma Sika Deutschland GmbH.

Sikadur 30 DUE ist ein thixotroper, gefüllter Epoxidharzmörtel für Verklebungen auf Beton mit allgemeiner bauaufsichtlicher Zulassung des Deutschen Instituts für Bautechnik [Deu02, Deu05]. Der Zusatz „DUE“ steht für „Deutschland überwacht“ und kennzeichnet die Fremdüberwachung des Klebstoffs. Aus Gründen der Vereinfachung wird der Zusatz „DUE“ in den nachfolgenden Abschnitten nicht ausdrücklich angegeben.

Sikadur 330 ist ein thixotropes, ungefülltes Imprägnierharz, vorrangig für Verstärkungen mit Kohlefasergewebe bei Trockenapplikationen. Es kann bei ebenen Untergründen auch für die Verklebung von CFK-Lamellen eingesetzt werden. Gegenüber Sikadur 30 besitzt Sikadur 330 eine geringere Viskosität bei vergleichbaren Festigkeitseigenschaften. Es besitzt derzeit keine allgemeine bauaufsichtliche Zulassung. In Tabelle 4-3 sind die wichtigsten Eigenschaften beider Klebstoffe gemäß den Herstellerangaben zusammengefasst [Sik03, Sik06].

Tabelle 4-3: Eigenschaften der Klebstoffe Sikadur 30 und Sikadur 330 gemäß [Sik03, Sik06]

Eigenschaft	Sikadur 30	Sikadur 330
Zulassungsnummer	Z-36.12-29 (CFK-Lamellen)	keine abZ
Dichte des gemischten Harzes	1,65 kg/dm ³	1,31 kg/dm ³
Thermischer Ausdehnungskoeffizient	$9 \times 10^{-5} / \text{K}$ (-10 bis +40°C)	$45 \times 10^{-6} / \text{K}$ (-10 bis +40°C)
Verarbeitungszeitraum	ca. 1 bis 2 Stunden	ca. 0,5 bis 1,5 Stunden
Glasumwandlungspunkt	62 °C	k. A.

4.2.1 Allgemeine Eigenschaften

Bei Klebungen handelt es sich um Verbundsysteme, deren Gesamtfestigkeit durch die Festigkeiten der Einzelkomponenten bestimmt wird. Die Höchstkraft ist erreicht, wenn der Bruch eintritt. Dieser kann in einem der Fügeiteile, einer Grenzschicht oder in der Klebschicht erfolgen [Hab02]. Der grundlegende Aufbau einer Klebung ist in Abbildung 4-6 schematisch dargestellt.

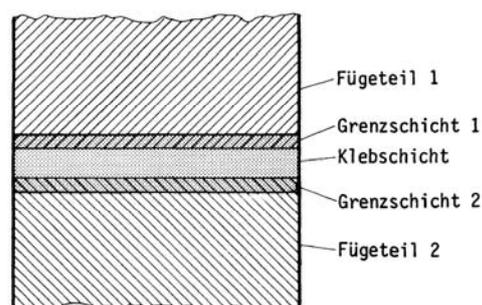


Abbildung 4-6: Aufbau einer Klebung, aus [Hab02]

Sofern von einer ausreichend hohen Fügeiteilfestigkeit ausgegangen werden kann, spielen die Festigkeitsverhältnisse der Grenz- und Klebschicht(en) die überragende Rolle. Dabei ist zwischen den verschiedenen Bindungskräften, d. h. den Adhäsionskräften (Haftungskräfte) der Grenzschicht und den Kohäsionskräften (innere Festigkeit) der Klebschicht, zu unterscheiden [Hab02].

Im Gegensatz zu Werkstoffen mit glatten Oberflächen beruht die Ausbildung der Bindungskräfte bei Klebungen auf Holz überwiegend auf der mechanischen Adhäsion, die anhand des in Abbildung 4-7 a) gezeigten Beispiels dargestellt ist. Hierunter wird eine mechanische Verklammerung der Klebschicht in den Poren bzw. Kapillaren der Fügeiteiloberfläche verstanden. Zusätzlich können auch zwischenmolekulare Kräfte wirken, auf deren Wirkungsweise an dieser Stelle jedoch nicht näher eingegangen werden soll [Hab02].

Neben der Oberflächenbeschaffenheit können auch klebstoffspezifische Eigenschaften die Festigkeit beeinflussen. Hierzu zählen unter anderem der Feuchtegehalt und die Viskosität des Klebstoffs. Das anhand Abbildung 4-7 b) dargestellte Benetzungsverhalten von Klebstoffen unterschiedlicher Viskosität verdeutlicht, dass auch das rheologische Verhalten eines

Klebstoffs während der Verarbeitung entscheidenden Einfluss auf die mechanische Adhäsion einer Klebung haben kann.

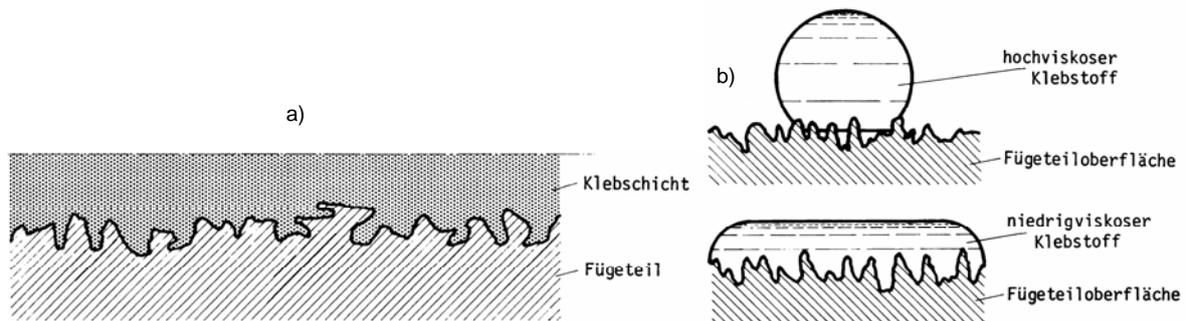


Abbildung 4-7: a) Mechanische Adhäsion; b) Benetzungsverhalten hoch- und niedrigviskoser Klebstoffe, aus [Hab02]

4.2.2 Mechanische Eigenschaften

Die wesentlichen mechanischen Eigenschaften der Klebstoffe Sikadur 30 bzw. 330 wurden im Rahmen verschiedener genormter Prüfverfahren ermittelt. Die Zugfestigkeit wurde an Schulterstäben vom Typ 1A nach [DIN EN ISO 527-2] sowie an Prismen ($l/b/h = 16/4/4$ cm) im Dreipunktbiegeversuch gemäß [DIN EN 196-1] bestimmt. Unter Verwendung der im Biegeversuch erhaltenen Bruchstücke wurde anschließend die Druckfestigkeit geprüft. Zusätzlich wurde die Druckfestigkeit an Zylinder mit einem Durchmesser von $d = 22$ mm analog [DIN EN ISO 604] ermittelt. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in Tabelle 4-4 dargestellt; eine Übersicht aller Einzelergebnisse ist in Anhang A angegeben. Die Messergebnisse zeigten eine gute Übereinstimmung zwischen den verschiedenen Prüfverfahren.

Tabelle 4-4: In Versuchen ermittelte Eigenschaften für Sikadur 30 und Sikadur 330

Eigenschaft	Sikadur 30 (S30)		Sikadur 330 (S330)	
	Mittelwert	VarK	Mittelwert	VarK
Zugfestigkeit, $f_{ad,t}$	27,1 N/mm ²	12,1%	31,8 N/mm ²	8,6%
Druckfestigkeit, $f_{ad,c}$	86,3 N/mm ²	8,1%	90,4 N/mm ²	4,6%
E-Modul, E_{ad}	10.887 N/mm ²	5,2%	4.576 N/mm ²	5,1%
Querdehnzahl, v_{ad}	0,244	4,1%	0,295	22,8%

Unter Berücksichtigung der ermittelten Querdehnzahlen v_{ad} berechnen sich die Schubmodule der Klebstoffe Sikadur 30 und Sikadur 330 zu:

$$G_{ad,S30} = \frac{E_{ad}}{2 \cdot (1 + v_{ad})} = 4.376 \text{ N/mm}^2 \quad (4.7a)$$

$$G_{ad,S330} = \frac{E_{ad}}{2 \cdot (1 + v_{ad})} = 1.767 \text{ N/mm}^2 \quad (4.7b)$$

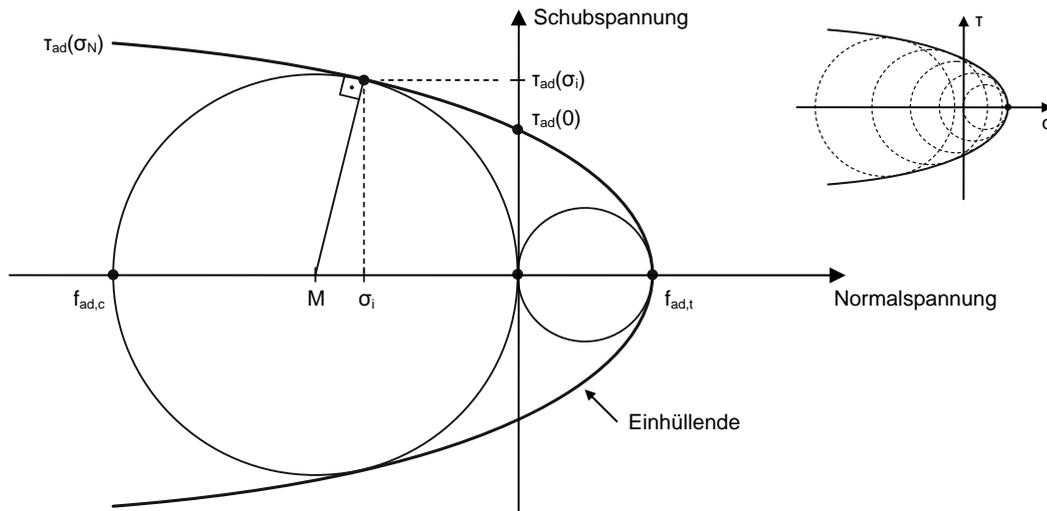


Abbildung 4-8: Bestimmung der Klebstoffscherfestigkeit nach [Bla01, Deu04]

Die charakteristischen Scherfestigkeiten der Klebstoffsysteme können z. B. nach der in [Bla01, Deu04] beschriebenen Vorgehensweise bestimmt werden. Mit Hilfe der Einhüllenden an die im einaxialen Druck- bzw. Zugversuch bestimmten Mohrschen Spannungskreise berechnet sich die charakteristische Scherfestigkeit nach Abbildung 4-8 zu:

$$T_{ad,k} = \sqrt{\left(2 \cdot f_{ad,t,k} - 2 \cdot \sqrt{f_{ad,t,k}^2 + f_{ad,c,k} \cdot f_{ad,t,k} + f_{ad,c,k}}\right) \cdot (f_{ad,t,k} - \sigma_N)} \quad (4.8)$$

Bei einer Aussagewahrscheinlichkeit von 75% sowie einem Stichprobenumfang von $n \geq 14$ berechnet sich die 5%-Fraktile der relevanten Festigkeitsgrößen nach [Deu86] zu:

$$f_k = f_m - k_s \cdot s_x \quad \text{mit} \quad k_s = 1,99 \quad (4.9)$$

Für reine Schubbeanspruchung, d. h. $\sigma_N = 0$, ergeben sich nach den Gleichungen (4.8) bzw. (4.9) sowie den Ergebnissen nach Tabelle 4-4 folgende charakteristische Scherfestigkeiten:

$$T_{ad,k,S30} = 23,1 \text{ N/mm}^2 \quad (4.10a)$$

$$T_{ad,k,S330} = 27,1 \text{ N/mm}^2 \quad (4.10b)$$

4.2.3 Hygrothermische Eigenschaften

Neben den mechanischen Beanspruchungen unterliegen Klebungen einem wechselnden Einfluss unterschiedlicher Umweltfaktoren wie z. B. Temperatur, Witterung, sowie klimatischen Einwirkungen. Für die Dachkonstruktion geschlossener Hallenbauwerke sind beispielsweise die Einflüsse aus Temperatur und Feuchtigkeit von übergeordneter Bedeutung.

Im Bereich normaler Umgebungstemperaturen, d. h. unterhalb der Glasübergangstemperatur T_g , folgen Polymere in ihrem Verformungsverhalten nahezu dem Hookeschen Gesetz. Das Polymer verhält sich glasartig-spröde, die physikalischen Eigenschaften sind nur in geringem Maße temperaturabhängig. Mit zunehmender Temperatur kommt es bei Erreichen der Glasübergangstemperatur zu mechanischen und physikalischen Eigenschaftsänderungen.

Diese sind in der Regel durch einen deutlichen Abfall der Festigkeits- und Steifigkeitswerte gekennzeichnet. Für das Verhalten von Klebstoffen ist die Höhe der Glasübergangstemperatur somit ein wichtiger Parameter [Hab02].

Bei den im Bauwesen verwendeten Epoxidharzklebstoffen handelt es sich in der Regel um kalthärtende Systeme, da der Erhärtungsprozess bei Umgebungstemperaturen zwischen 5°C und 35°C stattfindet. Ab Temperaturen oberhalb ca. 65°C kann es zu einer Nachhärtung und damit verbunden zu einer erhöhten Vernetzungsdichte kommen. Infolge der damit verbundenen Zunahme der Glasübergangstemperatur können Festigkeitssteigerungen erzielt werden [Hab02]. Mit einem Anstieg der Temperatur muss demzufolge nicht zwangsläufig eine Beeinträchtigung der Klebstoffeigenschaften einhergehen.

Bei der Feuchtigkeit ist grundsätzlich zwischen Einwirkungen auf die Grenzschicht der Fügebauteile und auf den Klebstoff zu unterscheiden (vgl. Abbildung 4-6). Dabei tritt die Einwirkung der Feuchtigkeit auf den Klebstoff im Vergleich zu der Grenzschicht zurück, da es sich bei ersterem im Allgemeinen um einen reversiblen Vorgang handelt. Darüber hinaus laufen die Diffusionsvorgänge im Polymer bei einer in Schlitze geklebten Lamelle aufgrund der geringen wirksamen Oberfläche äußerst langsam ab [Hab02].

Das Eindringen von Wassermolekülen kann zu einer Abnahme der Kohäsionsfestigkeit des Polymers führen. Zusätzlich kann es zu einer Quellung der Klebschicht sowie einer Reduzierung der Glasübergangstemperatur kommen, was die Verbundwirkung der Klebung negativ beeinflusst. Die Feuchtigkeitsaufnahme in der Klebschicht kann sich dann positiv auswirken, wenn die hieraus resultierende Plastifizierung zu einem Abbau von Spannungsspitzen beiträgt [Hab02].

4.2.4 Schubspannungs-Gleitungs-Beziehung

Analog den Ausführungen in Abschnitt 4.1.4 ist für die Beschreibung der Spannungszustände konstruktiver Klebungen die Kenntnis der Schubspannungs-Gleitungs-Beziehung von besonderem Interesse. Für Klebstoffe erfolgt die experimentelle Bestimmung dieser Eigenschaften üblicherweise nach [DIN 54 451]. Aufgrund des relativ großen Aufwands, welcher mit der Herstellung der erforderlichen Zugscherkörper verbunden ist, soll zunächst auf die in der Literatur angegebenen mathematischen Formulierungen zurückgegriffen werden. Da sich die angegebenen Schubspannungs-Gleitungs-Beziehungen für Epoxidharzkleber teilweise erheblich voneinander unterscheiden, werden ausschließlich die in der Literatur verfügbaren Messdaten für Sikadur 30 bzw. 330 verwendet. Angaben hierzu finden sich z. B. in der Arbeit von Deuring [Deu93]. Abbildung 4-9 zeigt die aus drei Torsionsversuchen ermittelte Schubspannungs-Gleitungs-Beziehung für den Klebstoff Sikadur 30. Die maximale Schubspannung gibt Deuring zu $\tau_{\max} = 32,4 \text{ N/mm}^2$ an.

Die Anpassung durch eine quadratische Parabel zeigt die gute Übereinstimmung mit den Messwerten. Für den Schubmodul G_0 ergibt sich nach Gleichungen (4.1) bis (4.5) ein Wert von ca. 3.380 N/mm^2 . Dieser liegt deutlich unterhalb des nach Gleichung (4.7a) berechneten Werts von 4.375 N/mm^2 . In der Arbeit von Blaschko [Bla01] wurde der Schubmodul für Sikadur 30 mit rund 4.100 N/mm^2 bestimmt.

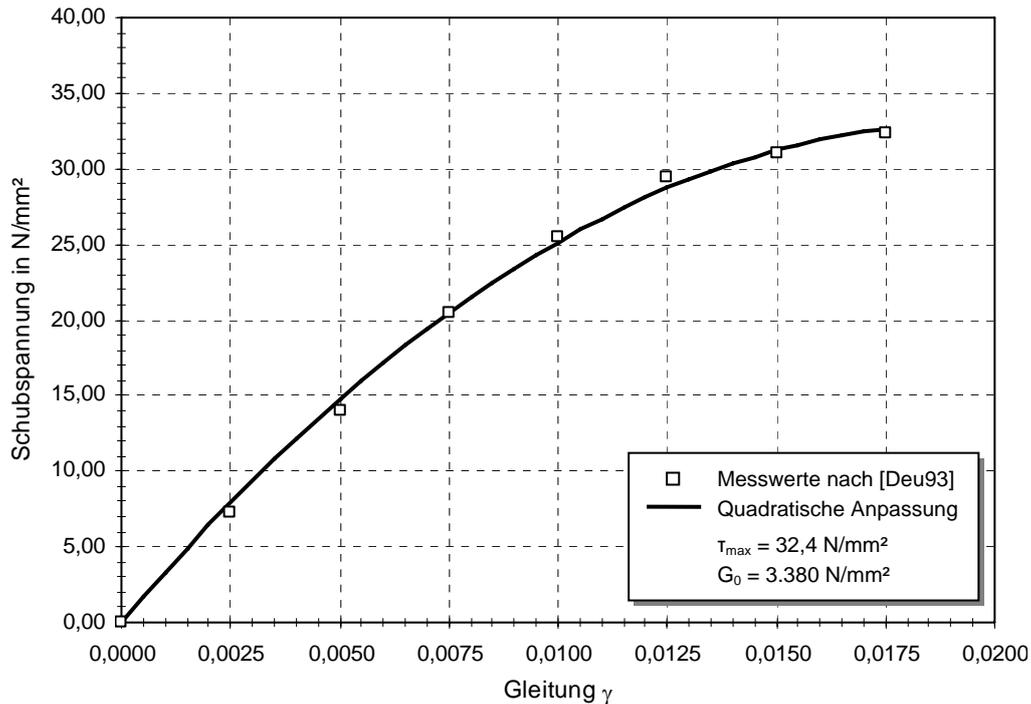


Abbildung 4-9: Schubspannungs-Gleitungs-Beziehung für Sikadur 30 nach [Deu93]

4.2.5 Bruchverhalten von Klebungen

Bei mechanischen Prüfungen von Klebungen können zur Beschreibung der Bruchursache die nach [DIN EN ISO 10365] definierten Brucharten gemäß Abbildung 4-10 herangezogen werden. Grundsätzlich ist zwischen Adhäsionsbruch, Kohäsionsbruch und Fügeteilbruch zu unterscheiden.

Bei den in dieser Arbeit behandelten Verklebungen zwischen Epoxidharz und Holz tritt ein reiner Adhäsionsbruch ohne Klebstoff- bzw. Fügeteilreste auf den jeweils komplementären Werkstoffen nicht auf. Stattdessen verläuft der Bruch in grenzschnichtnahen Bereichen, die wiederum durch die Mikrogestalt der Oberfläche beeinflusst werden [Hab02].

Kohäsionsbrüche verlaufen innerhalb der Klebschicht und treten bei hochvernetzten Epoxidharzen in der Regel als Spröbruch mit sehr hoher Ausbreitungsgeschwindigkeit auf. Die Klebschicht ist nicht in der Lage die mechanische Beanspruchung durch Verformungsarbeit abzubauen. Sofern es zu einer Plastifizierung der Klebschicht kommt (z. B. infolge Feuchtigkeitsaufnahme) wird das spröde Verhalten unter Umständen gemindert und die Bruchzähigkeit erhöht. [Hab02].

Die in Abbildung 4-10 dargestellten Brucharten lassen sich weitestgehend auf die in Abschnitt 6.5 beschriebenen Versagensmechanismen der Auszugversuche übertragen. Der gezeigte Fügeteilbruch (SF) ist für Holz um einen parallel zur Lastrichtung verlaufenden Schubriss zu ergänzen. Bei den in Abschnitt 6.5 beschriebenen Versagensmechanismen wurden überwiegend die Brucharten AF, SCF und SF beobachtet. Kohäsionsbrüche (CF) im Klebstoff traten hingegen überwiegend bei temperaturbeanspruchten Probekörpern auf.

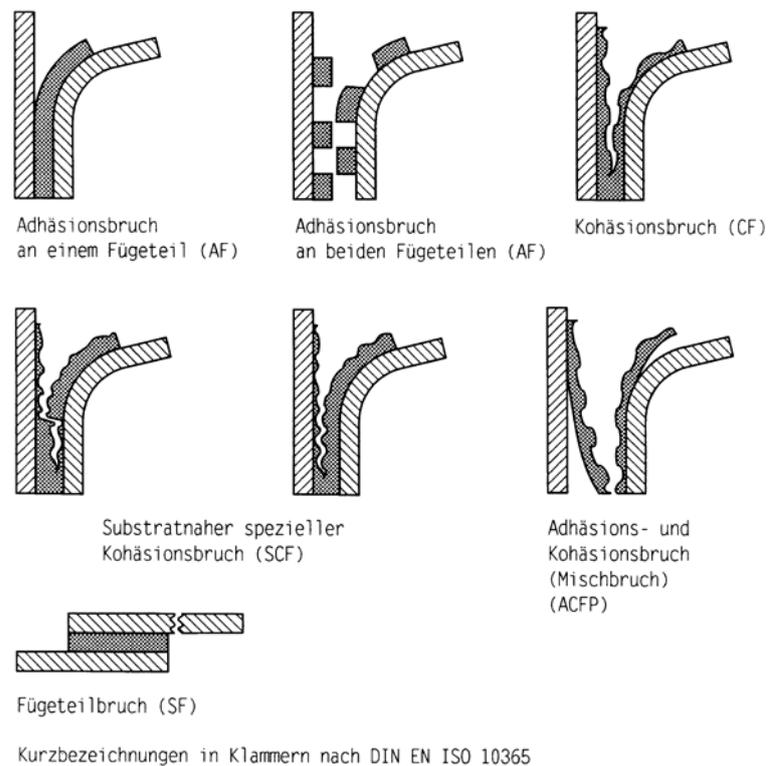


Abbildung 4-10: Verschiedene Brucharten bei Klebungen, aus [Hab02]

4.3 CFK-Lamellen

Abschließend sollen die mechanischen Eigenschaften der verwendeten CFK-Lamellen beschrieben werden. Da für die in Kapitel 6 behandelten Auszugversuche ausschließlich industriell gefertigte CFK-Lamellen zum Einsatz kommen, wird von einer getrennten Betrachtung ihrer Einzelkomponenten, d. h. Faser und Matrix, abgesehen.

Auf der Grundlage diverser Forschungsarbeiten im Bereich Stahlbeton- bzw. Holzbau hat sich die eingeschlitzte Verklebung von Lamellen, sofern praktisch ausführbar, aus statischer sowie verbundtechnischer Hinsicht als die zu bevorzugende Methode herausgestellt [Lug98, Bla01, Deu04]. Ein ähnliches Ergebnis lieferten auch die im Rahmen einer Vorstudie durchgeführten Auszugversuche an CFK/Holz-Verbundproben (vgl. Abschnitt 6.7.1). Wirtschaftlichkeit und Effektivität des Verfahrens sind in erster Linie von dem im Bauteil unterzubringenden Lamellenquerschnitt abhängig. Der arbeitsintensive Einschlitzvorgang muss einerseits die Unterbringung einer möglichst großen Lamellenfläche zulassen. Andererseits ist sicherzustellen, dass an dem zu verstärkenden Holzbauteil ein ausreichender Restquerschnitt verbleibt.

Für die eingeschlitzte Verstärkung werden im Stahlbetonbau üblicherweise CFK-Lamellen mit einer Breite zwischen 10 und 30 mm sowie einer Stärke zwischen 1 bis 3 mm eingesetzt [Deu04]. Durch die relativ geringe Einschlitztiefe kann eine gleichmäßige Verfüllung des Schlitzes mit Klebstoff sichergestellt werden. Unter Berücksichtigung dieser Randbedingungen fiel die Wahl auf die CFK-Lamelle Sika CarboDur S2.025/80 mit einer Breite von 20 mm und einer Stärke von 2,5 mm. Die Lamelle wird im Pultrudierverfahren hergestellt

und weist einen Fasergehalt von mindestens 68% auf. Der Zusatz „/80“ kennzeichnet die charakteristische Tragfähigkeit bei einer Dehnung von 1%. Zu Vergleichszwecken kam in einigen Versuchen außerdem die CFK-Lamelle Sika CarboDur S1.525/60 mit einer Breite von lediglich 15 mm zum Einsatz. Die Materialstärke, die Festigkeit und der E-Modul entsprechen den Eigenschaften des Typs S2.025/80.

4.3.1 Mechanische Eigenschaften

Der Werkstoff CFK weist ein linear-elastisches Verhalten bis zum Bruch auf, welcher in der Regel ohne sichtbare Vorankündigung eintritt. Für den Einsatz als unidirektional beanspruchtes Verstärkungselement stehen seine Zugfestigkeit, die Bruchdehnung, sowie der E-Modul parallel zur Faserrichtung im Vordergrund.

Die mechanischen Eigenschaften wurden im Zugversuch entsprechend [DIN EN 527-5] und [DIN EN 2561] an insgesamt 14 Proben bestimmt. Hierfür wurden aus der in Rollenform angelieferten Lamelle Teilstücke mit einer Länge von je 250 mm geschnitten. Zur Bestimmung des E-Moduls sowie der Querdehnzahl wurden parallel und quer zur Faserrichtung Dehnungsmessstreifen angebracht. In den Endbereichen der Lamelle wurden zur Krafteinleitung je zwei ca. 1 mm starke Aluminiumstreifen aufgeklebt. Die Enden wurden in die Klemmbanken einer servo-hydraulischen Prüfmaschine vom Typ Instron 8502 eingespannt und im positionsgesteuerten Versuch getestet (vgl. Anhang A).

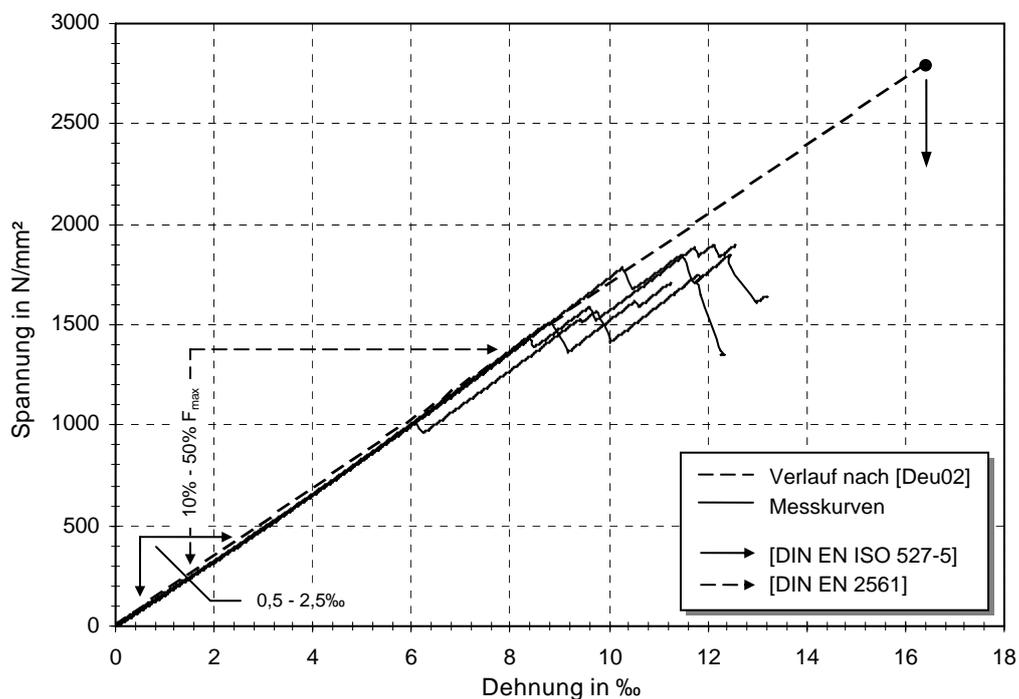


Abbildung 4-11: Spannungs-Dehnungs-Kurven der CFK-Lamelle Sika CarboDur S2.025/80

Aufgrund der vergleichsweise hohen Materialstärke von 2,5 mm wurde bei den ersten Zugversuchen ein Herausrutschen der CFK-Lamelle aus den Klemmbanken beobachtet. Trotz stetiger Steigerung des hydraulischen Klemmdrucks sowie Entfernung der Lasteinleitungsplatten konnte die CFK-Lamelle bei keiner Prüfung bis auf ein der theoretischen

Bruchdehnung entsprechendes Lastniveau beansprucht werden. Mit steigendem Klemmdruck konnte gleichzeitig eine Zunahme der im Lasteinleitungsbereich versagenden Proben beobachtet werden. Bei Klemmdrücken von mehr als 60 bar versagte die Lamelle bereits beim Verspannen auf Querkzug, was zu einer faserparallelen Aufspaltung des Werkstoffs in den Prüfbacken führte.

Die experimentellen Kurvenverläufe sind in Abbildung 4-11 beispielhaft für vier Zugversuche dargestellt. Als Gegenüberstellung ist zusätzlich der ideal-elastische Verlauf entsprechend den Materialangaben der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung [Deu02] wiedergegeben. Der Abfall der Prüflast weit unterhalb der theoretischen Bruchlast ist deutlich zu erkennen. Durch die hohen Klemmdrücke kam es bei den hier dargestellten Versuchen zum Versagen einzelner Faserbündel und somit zu wiederholten Abfällen in der Prüflast. Von den insgesamt 14 Versuchen mussten 7 aufgrund unzureichender Aussagekraft verworfen werden. Die Mittelwerte der übrigen Zugprüfungen sind in Tabelle 4-5 angegeben.

Bedingt durch die unzureichende Kraftübertragung zwischen CFK-Lamelle und Lasteinleitung geht aus den hier dargestellten Prüfungen nicht die tatsächliche Zugfestigkeit des Werkstoffs hervor. Aus diesem Grund wurden die Werte direkt beim Hersteller angefragt. Für den hier vorliegenden Lamellentyp S kann in Bezugnahme auf die vom Hersteller zur Verfügung gestellten Versuchsergebnisse von einer charakteristischen Zugfestigkeit von mindestens 2.800 N/mm² sowie einer Bruchdehnung von 1,7% ausgegangen werden. Der E-Modul liegt mit 182.000 N/mm² deutlich über den Forderungen nach [Sik01].

Tabelle 4-5: Mittelwerte der Zugeigenschaften für Sika CarboDur S2.025/80

	Zugfestigkeit [N/mm ²]	E-Modul nach [DIN EN ISO 527-5]	E-Modul nach [DIN EN 2561]
Sika CarboDur S2.025/80	1.862 N/mm ² (VarK = 6,3%)	165.207 N/mm ² (VarK = 2,8%)	171.885 N/mm ² (VarK = 2,6%)

Die Berechnung des mittleren Elastizitätsmoduls wurde nach den Vorgaben der [DIN EN ISO 527-5] sowie [DIN EN 2561] durchgeführt. Nach [DIN EN ISO 527-5] wird der E-Modul als Sekantenmodul im Dehnungsbereich zwischen 0,5 und 2,5‰ berechnet. Der Anteil des zur Auswertung herangezogenen Dehnungsbereichs am gesamten Arbeitsbereich der CFK-Lamelle beträgt nach Abbildung 4-11 weniger als 15%. Infolge des leicht konkaven Spannungs-Dehnungs-Verhaltens ergeben sich vergleichsweise geringe Elastizitätsmodule.

Der nach [DIN EN 2561] ebenfalls als Sekantenmodul zu berechnende E-Modul berücksichtigt demgegenüber einen lastabhängigen Bereich zwischen 10% und 50% der im Versuch ermittelten Bruchlast. Im Fall der theoretischen Bruchfestigkeit nach [Sik01] deckt diese Berechnungsweise einen deutlich größeren Teil des späteren Verformungsbereichs ab. Trotz der stark streuenden und weitaus geringeren Bruchlasten bei den hier durchgeführten Versuchen erscheint die Berechnungsweise nach [DIN EN 2561] als das repräsentativere Verfahren. Aus diesem Grund sollen zur Beschreibung der Lamellensteifigkeit die Ergebnisse nach [DIN EN 2561] verwendet werden.

5. Stand der Forschung im konstruktiven Holzbau

Die gute Bearbeitbarkeit des Werkstoffs Holz erlaubt eine Vielzahl baustellenseitiger Ertüchtigungsmaßnahmen. Als klassische Methode zur Erhöhung der Tragfähigkeit vorhandener Konstruktionen im Holzbau sind z. B. die Aufdoppelung von Bauteilen oder die Schubverstärkung mit Hilfe von Gewindeschrauben zu nennen [Rug07, Hel08]. Bei der Aufdoppelung wird die vorhandene Querschnittsfläche durch zusätzliches Material ergänzt. Die Verbindung der Bauteile kann durch schubfeste Verschraubung oder Vernagelung mit der vorhandenen Konstruktion hergestellt werden. In Abbildung 5-1 sind einige mögliche Kombinationen zur Aufdoppelung von Holzbalken dargestellt.

Nachteilig kann sich hierbei die oft erheblich größere Querschnittsfläche auswirken, welche in vielen Fällen nicht in die vorhandene Konstruktion integriert werden kann. Aus diesem Grund ist eine Verstärkung mit Holz nur in wenigen Situationen praktisch ausführbar.

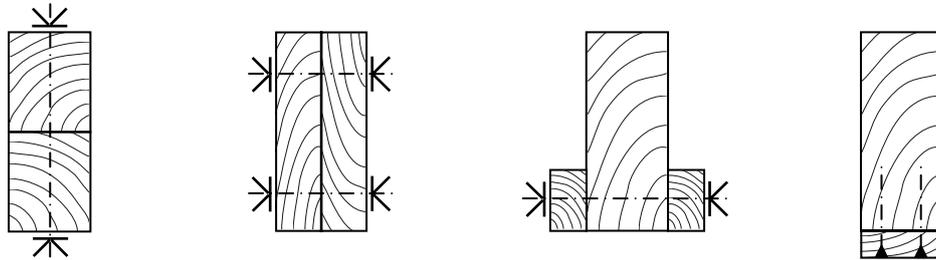


Abbildung 5-1: Beispiele klassischer Balkenaufdoppelungen nach Rug und Mönck [Rug07]

Um den Ausgangsquerschnitt möglichst wenig zu verändern, bietet sich die Verwendung von dünnen und gleichzeitig hochfesten Lamellen an, welche mit geeigneten Klebersystemen an der Unterseite des Trägers befestigt werden. Analog dem Stahlbetonbau besteht auch hier die Möglichkeit, die Lamelle durch vorheriges Einschlitzen im Holz zu versenken. Im Gegensatz zum Stahlbeton lässt sich die eingeschlitze Verklebung von Lamellen im Holzbau jedoch weitaus einfacher umsetzen. So entfällt beispielsweise das Risiko, die innere Bewehrung während des Einschlitzens zu durchtrennen. Zudem ist das Einfräsen eines Schlitzes aufgrund der guten Bearbeitbarkeit von Holz erheblich schneller durchführbar.

Durch die zunehmende Verbreitung von Verbundwerkstoffen im Bauwesen wurden z. B. von Wangaard [Wan64], Biblis [Bib65], Theakston [The65] oder Spaun [Spa81] bereits früh Forschungsarbeiten an mit GFK verstärkten Holzträgern durchgeführt. Aufgrund der in Abschnitt 3.1 genannten Vorzüge von Kohlenstofffasern wurden seit dem Beginn der neunziger Jahre auch im Holzbau bevorzugt CFK-Werkstoffe verwendet. Als Materialformen kamen vorrangig unidirektionale Lamellen, Gelege oder auch unidirektionale Stäbe zum Einsatz. Die Versuchsergebnisse haben gezeigt, dass die Verstärkung der Zugzone zu einer Steigerung der Biegetragfähigkeit zwischen 40 und 60% führen kann. Gleichzeitig nahm die Biegesteifigkeit um ca. 10 bis 30% zu.

In einer Vielzahl von Arbeiten wurden als ergänzendes Bewehrungsmaterial auch Stahllamellen erprobt (z. B. Borgin et al. [Bor68], Coleman und Hurst [Col74], Hoyle [Hoy75] oder Bulleit et al. [Bul89]). Nachteilig wirkte sich dabei neben dem vergleichsweise hohen Eigengewicht der Stahllamellen auch die Anfälligkeit gegenüber Korrosion aus.

Neben dem Aspekt der Biegeverstärkung wurden zahlreiche Untersuchungen zur Verbesserung der Schubtragfähigkeit durchgeführt (z. B. Buell und Saadatmanesh [Bue05] sowie Hay et al. [Hay06]). Die mit CFK bzw. GFK-Gelegen ummantelten Träger erreichten dabei um 68% höhere Schubtragfähigkeiten als vergleichbare Referenzträger. In Abbildung 5-2 sind einige Beispiele der untersuchten Anordnungen geklebter Bewehrung im konstruktiven Holzbau dargestellt.

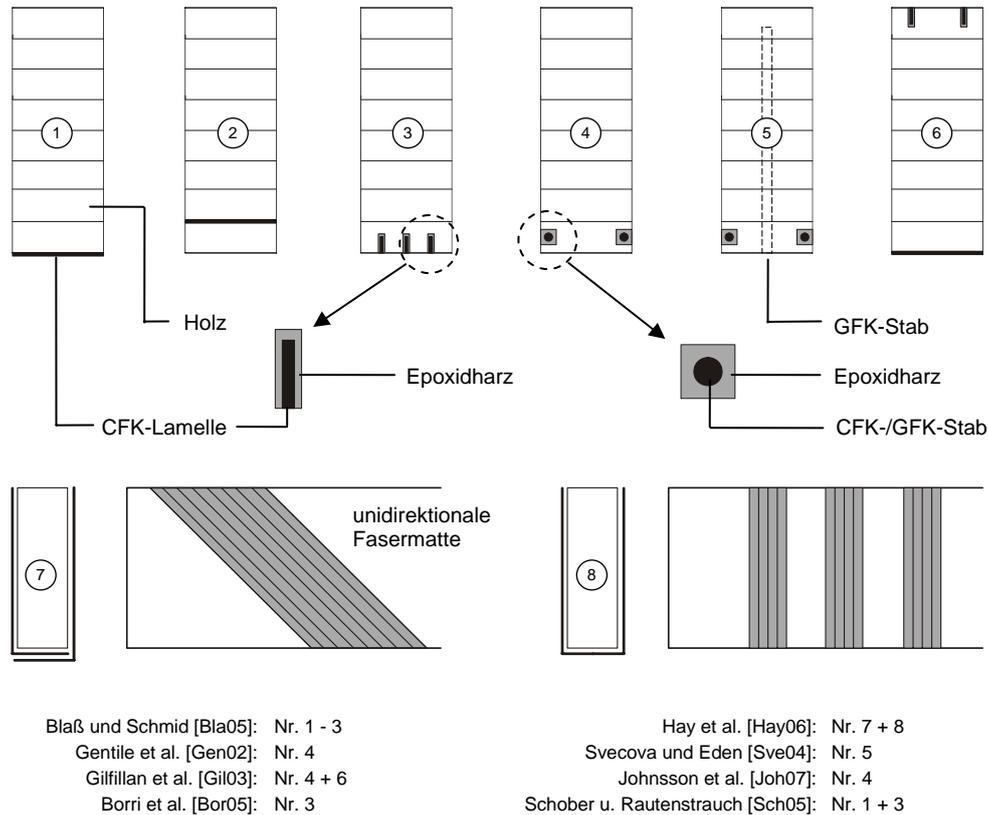


Abbildung 5-2: Beispiele geklebter Verstärkungen im konstruktiven Holzbau

Im den folgenden Abschnitten sollen die Ergebnisse einiger Forschungsvorhaben vorgestellt und diskutiert werden. Hierbei wurden vorrangig die folgenden Zielsetzungen verfolgt:

- Ermittlung der erzielbaren Tragfähigkeitszunahme bei Biege- bzw. Schubbeanspruchung
- Erprobung verschiedener Anordnungen des Verstärkungsmaterials im bzw. am Holzträger
- Entwicklung geeigneter analytischer Modelle zur Beschreibung des Trag- und Verformungsverhaltens
- Beschreibung des Verbundverhaltens zwischen Verbundfaserwerkstoff und Holz

Tabelle 5-1 gibt eine unvollständige Übersicht der Forschungsvorhaben an mit GFK- bzw. CFK verstärkten Holzträgern. Da das allgemeine Tragverhalten sowie die analytischen Modelle für Verstärkungen mit GFK bzw. CFK viele Gemeinsamkeiten aufzeigen, sollen bei der anschließenden Diskussion zunächst beide Verstärkungsmaterialien berücksichtigt werden. Im Bereich der Schubverstärkung werden darüber hinaus auch solche Vorhaben

betrachtet, in denen sich klassische Verstärkungsmaterialien des Holzbaus wie beispielsweise Vollgewindeschrauben als effektiv herausgestellt haben. Anschließend wird auf vorhandene Modelle zur Bestimmung des Tragverhaltens verstärkter Holzträger eingegangen. Abschließend werden einige der bislang untersuchten Ansätze zur Beschreibung des Verbundverhaltens zwischen geklebter Bewehrung und Holz vorgestellt.

Tabelle 5-1: Forschungsvorhaben mit GFK- bzw. CFK-verstärkten Holzträgern

Autor / Quelle	Jahr	Verstärkungsmechanismus	Trägermaße b x h x l [cm]	Materialien	Zunahme der Tragfähigkeit	Zunahme der Steifigkeit
Plevris und Triantafillou [Ple92]	1992	Biegeverstärkung	3 x 5,1 x 76	Vollholz, CFK	k. A.	k. A.
Triantafillou [Tri97]	1997	Schubverstärkung	6,5 x 10 x 60	Brettschichtholz, unidirektionale CFK-Matten	2,8 - 9,7%	k. A.
Johns und Lacroix [Joh00]	2000	Biegeverstärkung	4 x 9 x 167,5	Vollholz, CFK- und GFK-Gelege	40 - 100%	k. A.
Luggin und Bergmeister [Lug01]	2001	Biegeverstärkung	10 x 19,2 x 200	Brettschichtholz BS14, CFK-Lamellen	65 - 71,3%	14%
Blaß et al. [Bla02a]	2002	Biegeverstärkung	10 x 31,5 x 520	Brettschichtholz, CFK-Lamellen	35 - 66%	7 - 20%
Gentile et al. [Gen02]	2002	Biegeverstärkung	10 x 30 x 450, 20 x 60 x 1040	Douglasie, GFK-Stäbe	18 - 46%	k. A.
Svecova und Eden [Sve04]	2004	Biegeverstärkung	10 x 30 x 200	Douglasie, GFK-Stäbe	33 - 52%	k. A.
Blaß und Schmid [Bla05]	2005	Biegeverstärkung	10 x 31,5 x 520	Brettschichtholz, CFK-Lamellen	40 - 74%	11 - 34,6%
Brunner und Schnueriger [Bru05]	2005	Biegeverstärkung	14 x 20 x 400	Brettschichtholz, CFK-Lamellen	22%	19,2%
Borri et al. [Bor05]	2005	Biegeverstärkung	20 x 20 x 400	Vollholz, unidirektionale CFK-Gelege, CFK-Stäbe	60,3%	30,3%
Buell und Saadatmanesh [Bue05]	2005	Biege- und Schubverstärkung	20 x 48 x 920, 20 x 48 x 460	Douglasie, bidirektionale CFK-Matten	40 - 53%	17 - 27%
Micelli et al. [Mic05]	2005	Biegeverstärkung	12 x 20 x 500	Brettschichtholz, CFK-Stäbe	26 - 82%	k. A.
Schober und Rautenstrauch [Sch05]	2005	Biegeverstärkung	15 x 20 x 350	Vollholz, CFK-Lamellen	25%	6%
Hay et al. [Hay06]	2006	Schubverstärkung	10 x 40 x 365	Douglasie, unidirektionale GFK-Gelege	40%	k. A.
Johnsson et al. [Joh07]	2007	Biegeverstärkung	9 x 22,5 x 350	Brettschichtholz, CFK-Rechteckstangen	44 - 63%	10%

5.1 Biegeverstärkungen

Wie aus Tabelle 5-1 hervorgeht, wurde in den bislang durchgeführten Forschungsvorhaben vorrangig die Erhöhung der Biegetragfähigkeit untersucht. Zur Bestimmung der Kurzzeitfestigkeit wurden hierzu von Blaß et al. [Bla03] unter anderem 34 Versuche an mit CFK-Lamellen verstärkten Brettschichtholzträgern durchgeführt. Die Brettschichtholzbinder mit einer Querschnittsfläche von 100 x 315 mm und einer Gesamtlänge von 5,20 m wurden aus Brettern der Sortierklasse S10 hergestellt und unter Verwendung der in Abbildung 5-3 dargestellten Versuchsanordnung gemäß [DIN EN 408] im 4-Punkt-Biegeversuch getestet. Das abgebildete Belastungsschema kam in geringfügig abgewandelter Form bei nahezu allen der hier diskutierten Forschungsvorhaben zur Anwendung.

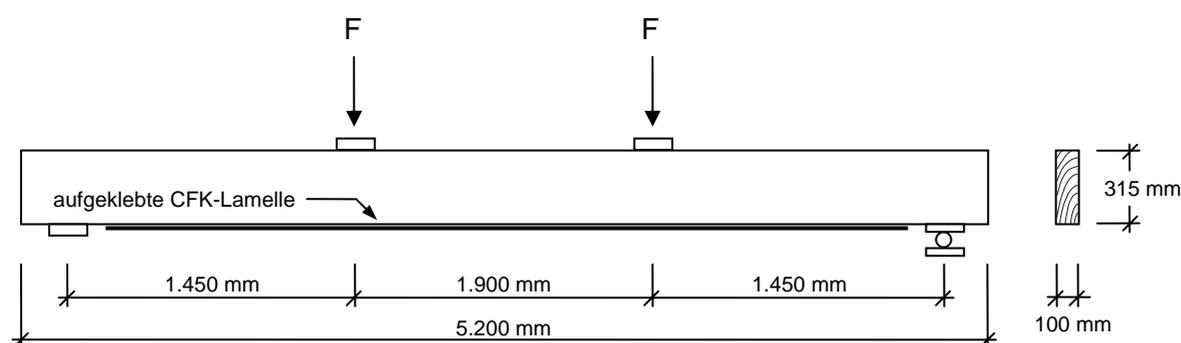


Abbildung 5-3: Biegeversuche an CFK-verstärkten BSH-Trägern nach Blaß et al. [Bla03]

Als Verstärkungsmaterial wurden unidirektionale CFK-Lamellen gewählt. Neben acht Biegeversuchen an unverstärkten Referenzträgern wurden an den übrigen Trägern die folgenden Lamellenanordnungen untersucht:

- unterseitige Verklebung mit einer abschließenden Randlamelle aus Holz analog Abbildung 5-2, Träger 2
- unterseitig vertikal eingeschlitzte Lamellen analog Abbildung 5-2, Träger 1
- Verklebung einer CFK-Lamelle in der Biegezug- sowie in der Biegedruckzone

Die Verklebung der Lamellen wurde schlaff ausgeführt, d. h. ohne zusätzliche Aufbringung einer externen Vorspannkraft. Aus Gründen des Brandschutzes wurde von Blaß et al. eine mitttragende Randlamelle aus Holz unterhalb der CFK-Lamelle angeordnet, bei einer Lamelle in der Druckzone entsprechend oberhalb der Lamelle.

Für die unterseitig aufgeklebten Lamellen wurde ein Querschnitt von 1,4 x 100 mm gewählt, während die eingeschlitzt verklebten Lamellen einen Querschnitt von 2,0 x 20 mm besaßen. Da CFK-Lamellen unterschiedlicher Hersteller zum Einsatz kamen, variierte der E-Modul zwischen 162.000 und 203.000 N/mm². Der Anteil der Verstärkungsfläche an der Gesamtfläche der Brettschichtholzträger, im Folgenden auch als Verstärkungsgrad ρ bezeichnet, betrug zwischen 0,38 und 0,89%.

Während der Prüfung fiel das spröde Verhalten der unverstärkten Referenzträger auf, während insbesondere die Träger mit hohen Verstärkungsgraden ein ausgeprägtes nichtlineares Verhalten bei höheren Lasten aufwiesen. Blaß et al. führen dieses teilweise auf das Überschreiten der Elastizitätsgrenze des Holzes im Biegedruckbereich zurück.

Die Biegetragfähigkeit der verstärkten Träger lag im Mittel zwischen 40 und 74% höher als die der unverstärkten Träger. Gleichzeitig konnte die Biegesteifigkeit nur in deutlich geringerem Maße gesteigert werden. Hier lagen die Steigerungen zwischen rund 11% (eine Lamelle unterseitig verklebt) und ca. 35% (höhersteife Lamelle in Zug- und Druckzone).

In einer weiteren Versuchsreihe stellten Blaß et al. außerdem das Tragverhalten von BSH-Trägern mit horizontal verklebten Lamellen dem mit vertikal eingeschlitzte verklebten Lamellen gegenüber [Bla02a]. Aus den Ergebnissen von insgesamt 13 Biegeversuchen ging hervor, dass das Tragverhalten der Verklebung bei eingeschlitzter Verklebung als günstiger zu bewerten ist. Dieses sahen die Autoren unter anderem in der Tatsache begründet, dass durch die eingeschlitzte Verklebung eine Übertragung der Schubspannungen auf zwei Klebefugen möglich wurde.

Über eine Modifikation des Bruchverhaltens verstärkter Holzträger berichten auch Schober und Rautenstrauch [Sch05], Brunner und Schnueriger [Bru05], Gilfillan et al. [Gil03], sowie Johns und Lacroix [Joh00]. Dabei konnte in den Versuchen stets eine mehr oder weniger stark ausgeprägte plastische Druckzone im Holz festgestellt werden. Das spröde Biegezugversagen unverstärkter Referenzträger, welches zumeist von Fehlstellen im Holz ausgeht, konnte dagegen bei den verstärkten Trägern in weitaus weniger Fällen beobachtet werden.

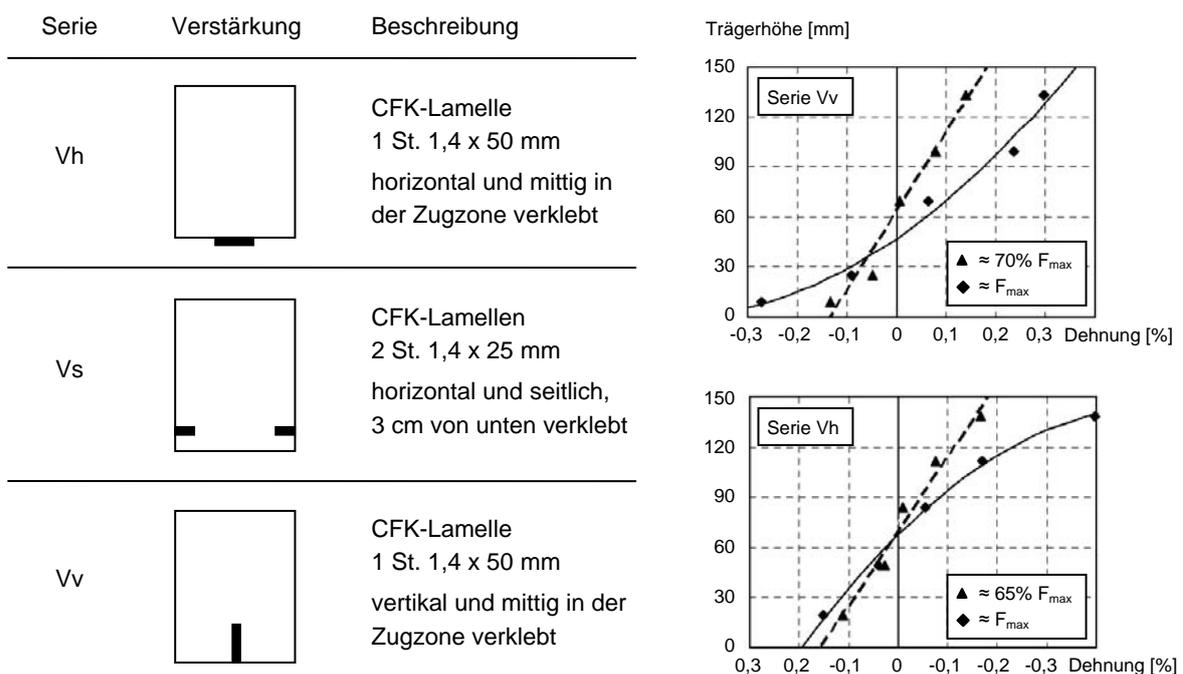


Abbildung 5-4: Dehnungsverteilung bei CFK-verstärkten Holzträgern, aus [Sch05]

An insgesamt 12 Trägern aus ca. 100-jährigem Vollholz untersuchten Schober und Rautenstrauch [Sch05] unter anderem das plastische Verhalten der Biegedruckzone von mit CFK-Lamellen verstärkten Trägern. Für unterschiedliche Lamellenanordnungen konnte nahe der Bruchlast eine deutlich nichtlineare Dehnungsverteilung beobachtet werden. Die Dehnungsverläufe über die Trägerhöhe sind in Abbildung 5-4 für zwei Verstärkungsserien wiedergegeben. Bei Verstärkungsgraden von maximal 0,3% lagen die erzielten Traglasten bis zu 25% oberhalb der Traglasten für Referenzträger. Gleichzeitig nahm die Biege-

steifigkeit um ca. 6% zu. Das Tragverhalten war grundsätzlich duktiler als bei unverstärkten Trägern. Es wurde zudem festgestellt, dass eine Längsbewehrung aus CFK die Rissbildung im Holz verhindern, lokales Zugversagen eindämmen und Fehlstellen im Holz überbrücken kann. Gleiches berichten auch Johns und Lacroix [Joh00], sowie Johnsson et al. [Joh07]. Die Beobachtungen galten nach Schober insbesondere für die Träger der Serien Vs und Vv (vgl. Abbildung 5-4), in denen sich der Lamellenquerschnitt zum Großteil innerhalb des Holzquerschnitts befunden hat.

In diesem Zusammenhang weisen Brunner et al. [Bru01] darauf hin, dass das Tragverhalten verstärkter Holzbalken am besten mit einer nichtlinearen Bemessungsmethode nachgerechnet werden kann, welche das plastische Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Holzes berücksichtigt. Nach Einschätzung der Autoren bleibt das spröde Zugversagen jedoch letztlich für das Versagen eines mit CFK verstärkten Trägers verantwortlich.

Um die hohen Festigkeitsreserven von CFK besser ausnutzen zu können, wurde in einigen Forschungsvorhaben neben der schlaffen Verklebung zusätzlich die Applikation vorgespannter Lamellen untersucht. Über Versuche mit vorgespannt applizierten CFK-Lamellen an Holzträgern wird z. B. von Luggin [Lug01] und Brunner [Bru05] berichtet, wobei an gleichen Trägerquerschnitten sowohl schlaff als auch vorgespannt verklebte Lamellen erprobt wurden.

Eine Problematik bei der Verklebung vorgespannter Lamellen stellen unter anderem die hohen Spannungskonzentrationen in den Lasteinleitungsbereichen dar, welche zu enormen Scherspannungen in der Verbundfuge sowie Querspannungen im Holz führen [Lug01]. Infolge der hohen Zugspannungen in Querrichtung des Holzes kann es nach dem Entfernen der Vorspannkraft zum Ablösen der Lamelle kommen. Bei Brunner [Bru05] wurde die Vorspannkraft unter Verwendung eines an der EMPA entwickelten Vorspannsystems in das Holz eingeleitet. Durch eine abschnittsweise Verklebung bei gleichzeitiger Teilabminderung der Vorspannkraft konnte so eine nahezu konstante Scherspannungsverteilung am Lamellenende erreicht werden.

Im Gegensatz hierzu nutzten Luggin und Bergmeister [Lug01] unterschiedliche Lamellenanordnungen (oberflächlich bzw. eingeschlitzt) um dem Querspannungsversagen entgegenzuwirken. Anhand mehrerer Vorspannversuche zeigte sich, dass eine eingeschlitzt verklebte Lamelle bei vertikaler mittlerer Anordnung die größten Vorspannkraft aufnehmen konnte.

Eine Übersicht der von Brunner und Schnueriger bzw. Luggin und Bergmeister durchgeführten Versuche sowie der erzielten Tragfähigkeitssteigerungen (sowohl Biegetragfähigkeit als auch Biegesteifigkeit) ist in Tabelle 5-2 angegeben. Bei beiden Untersuchungen führte die vorgespannte Verklebung der Lamellen zu einer Erhöhung der aufnehmbaren Traglast von rund 10% gegenüber einer schlaff verklebten Lamelle. Die Zunahme der Steifigkeit betrug hingegen nur wenige Prozent.

Da mit der Applizierung vorgespannter CFK-Lamellen in bestehenden Tragkonstruktionen stets ein hoher technischer und finanzieller Mehraufwand verbunden ist, bleibt die Anwendung dieser Technologie jedoch bislang nur wenigen Spezialfällen vorbehalten.

Tabelle 5-2: Tragfähigkeitssteigerung bei schlaff sowie bei vorgespannt verklebten Lamellen nach [Lug01] bzw. [Bru05]

	Holz	Lamelle (bxh)	Verstärkungsgrad $\rho = A_L/A_H$	schlaff verklebt		vorgespannt	
				ΔF_{\max}	ΔEI_{\max}	ΔF_{\max}	ΔEI_{\max}
Luggin und Bergmeister [Lug01]	BSH	CFK 100x1,4 mm	0,35 - 0,7%	+71,3%	+14%	+80%	k. A.
Brunner und Schnueriger [Bru05]	BSH GL32	CFK 50x1,14 mm	0,2%	+22%	+19%	+34%	+22%

Neben der weit verbreiteten Anwendung von CFK-Lamellen wurden von Johnsson et al. [Joh07] auch CFK-Stäbe als Längsbewehrung eingesetzt. An insgesamt 10 Brettschichtholzträgern der Festigkeitsklasse GL32 mit einem Querschnitt von 90 x 225 mm und einer Länge von 3,50 m wurden drei unterschiedliche Bewehrungsanordnungen erprobt (siehe Abbildung 5-5). Dabei wurden ein bzw. zwei unidirektionale CFK-Stäbe mit einem Querschnitt von 10 x 10 mm in Nuten von 12 x 12 mm unterhalb der Träger verklebt. Die Verstärkungsgrade lagen zwischen 0,5% bzw. 1,0%. Darüber hinaus sollte das Verbundverhalten der CFK-Stäbe im Endbereich der Verklebung untersucht werden. Zu diesem Zweck endete die Bewehrung an einem Träger kurz vor dem Auflager, während sie bei den übrigen Trägern über die Auflager geführt wurde. Im Endbereich der Lamelle wurde in unterschiedlichen Abständen die Dehnung während des Versuchs messtechnisch erfasst. Das Tragverhalten der unterschiedlichen Träger ist in Abbildung 5-5 wiedergegeben.

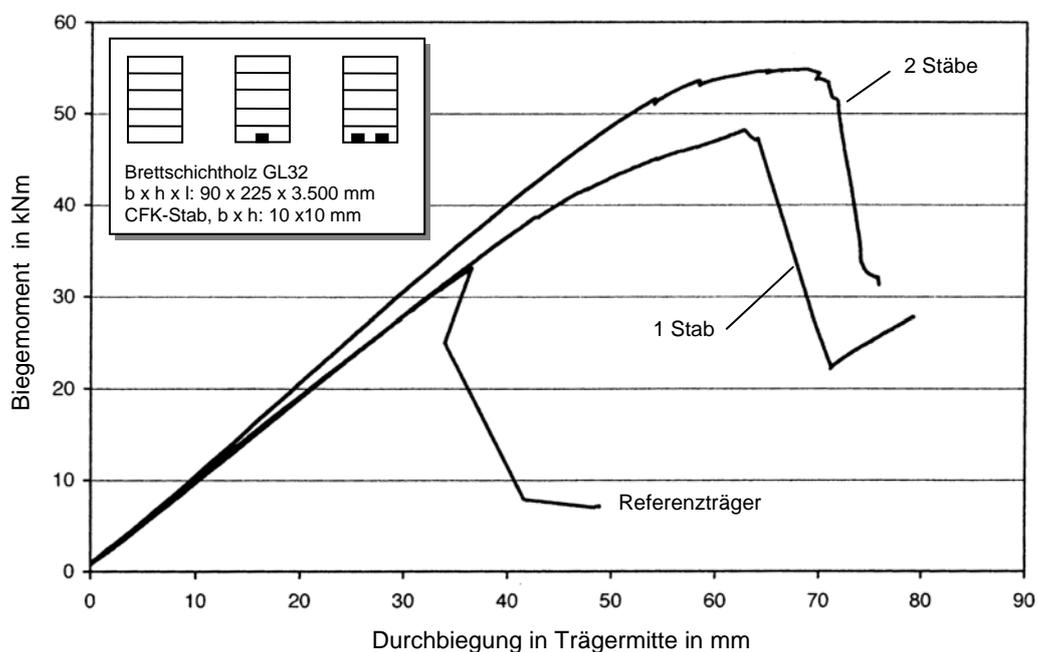


Abbildung 5-5: Tragverhalten für mit CFK-Stäben verstärkte Brettschichtholzbinder, aus [Joh07]

Es ist deutlich erkennbar, dass die unverstärkten Träger ein nahezu linear-elastisches Tragverhalten bis zum spröden Versagen aufzeigen. Die Träger mit 2 CFK-Stäben wiesen neben dem erheblich duktileren Tragverhalten zudem eine Steifigkeitszunahme von rund 10% und einen Anstieg der Tragfähigkeit zwischen 44 und 63% auf. Eine gewisse plastische

Verformung der Druckzone wurde ebenfalls beobachtet, wenn auch in geringerem Ausmaß als bei den zuvor beschriebenen Forschungsarbeiten. Wie von Brunner und Schnueriger angedeutet [Bru05], mag dieser Umstand in der deutlich höheren Festigkeit des Brettschichtholzes (GL32) begründet sein.

In den hier diskutierten Arbeiten zur Biegeverstärkung wurde neben der Längsbewehrung kein zusätzlich wirkender Verstärkungsmechanismus genutzt. Informationen zur kombinierten Anwendung mehrerer Verstärkungsmechanismen, wie z. B. der gleichzeitigen Biege- und Schubverstärkung, gehen nach Kenntnis des Autors ausschließlich aus der Forschungsarbeit von Svecova und Eden [Sve04] hervor. Da dieses Vorhaben jedoch vorrangig zur Untersuchung der Schubtragfähigkeit diente, wird an dieser Stelle auf die Beschreibung der Ergebnisse in Abschnitt 5.2 verwiesen.

Zusammengefasst können aus den bislang durchgeführten Untersuchungen zur Biegeverstärkung folgende Erkenntnisse abgeleitet werden:

- Durch die nachträgliche Verstärkung kann bereits bei Verstärkungsgraden unter 1% eine Steigerung der Biegetragfähigkeit zwischen 60 und 80% erzielt werden
- Die Zunahme der Biegesteifigkeit ist deutlich geringer als die der Tragfähigkeit. In den meisten Fällen beträgt die Zunahme zwischen 10% und 25%
- Eine Verstärkung der Biegezugzone kann die Rissbildung im Holz verhindern, lokales Zugversagen eindämmen und somit das frühzeitige Zugversagen an Fehlstellen im Holz verhindern
- In vielen Fällen kann das spröde Biegezugversagen in ein duktileres Druckversagen überführt werden. Mit zunehmendem Verstärkungsgrad findet eine plastische Verformung des Holzes in der Druckzone statt. Das Tragverhalten lässt sich mit Hilfe bilinearer Spannungs-Dehnungs-Modelle hinreichend genau abbilden
- Bei Holzwerkstoffen geringer Festigkeit ist eine Verstärkung effektiver als bei hochfesten Hölzern
- Gegenüber unverstärkten Referenzträgern weisen die Versuchsergebnisse von verstärkten Trägern tendenziell geringere Streuungen auf

5.2 Schubverstärkungen

Zusätzlich zur Biegeverstärkung ist in vielen Situationen auch eine Erhöhung der Schubtragfähigkeit gefordert. In Analogie zum Stahlbetonbau können hierzu oberflächlich geklebte Bewehrungen aus Stahl oder FVK genutzt werden, die als ein- oder mehrlagige Schubbügel ausgebildet werden (vgl. Abbildung 5-2). Um eine optimale Ausnutzung des Materials in den auf Schub beanspruchten Bereichen zu erlangen, sind neben vertikalen Verklebungen auch geneigte Anordnungen mit Winkeln von bis zu 45° gegenüber der Trägerlängsachse zur Anwendung gekommen [Hay06, Bue05, Tri97].

Aufgrund der guten Bearbeitbarkeit von Holz lassen sich zusätzlich zu den im Stahlbetonbau üblichen Schublaschen auch Verstärkungen innerhalb des Trägerquerschnitts anordnen. Hierzu zählen beispielsweise die seit Jahren im Holzbau eingesetzten selbstbohrenden Vollgewindeschrauben (VGS) und Gewindestangen aus Stahl. Am Markt ist eine Vielzahl bauaufsichtlich zugelassener Schrauben verfügbar (z. B. [Deu06]). Im Gegensatz zu VGS

muss bei Gewindestangen zunächst eine Bohrung vorgesehen werden, in welche die Gewindestange anschließend kraftschlüssig eingeschraubt wird. Dabei werden die Schrauben auch geneigt zur Faser angeordnet, so dass die Kraftübertragung vorwiegend entlang der Schraubenachse über Normalbeanspruchung erfolgt. Auf diese Weise lassen sich die günstigen Verbundeigenschaften von Schrauben nutzen, welche vergleichbar mit jenen des Bewehrungsstahls im Stahlbeton sind. Der innere Kräfteverlauf der Schrauben lässt sich hierbei z. B. mit Hilfe von Fachwerkmodellen beschreiben [Tra08, Hel08].

Alternativ werden seit einiger Zeit auch Stäbe aus unidirektionalem faserverstärktem Kunststoff zur Schubverstärkung genutzt [Sve04]. Analog der Verschraubung von Gewindestangen muss zunächst eine Bohrung gesetzt werden, in welche der Stab anschließend eingeklebt wird. Die Anordnung der Stäbe kann sowohl orthogonal als auch geneigt zur Faserrichtung ausgeführt werden. Um eine möglichst optimale Verbundwirkung zwischen Stab und Holz zu erhalten, ist der Durchmesser der Bohrung in Abhängigkeit des Stabdurchmessers zu wählen. Aus diversen Untersuchungen zum Verbundverhalten von in Holz eingeklebten stiftförmigen Bewehrungselementen geht hervor, dass der Lochdurchmesser in etwa 2 bis 3 mm größer als der Stabdurchmesser gewählt werden sollte [Pör05, Bro01, Ser01, Wid07, Muf07]. Die Berechnung der maximal erreichbaren Ausziehungskraft entlang der Stabachse kann beispielsweise in Anlehnung an die Versuche von Gustafsson et al. [Gus01], Pörtner [Pör05], sowie den Vorgaben nach [DIN 1052] erfolgen.

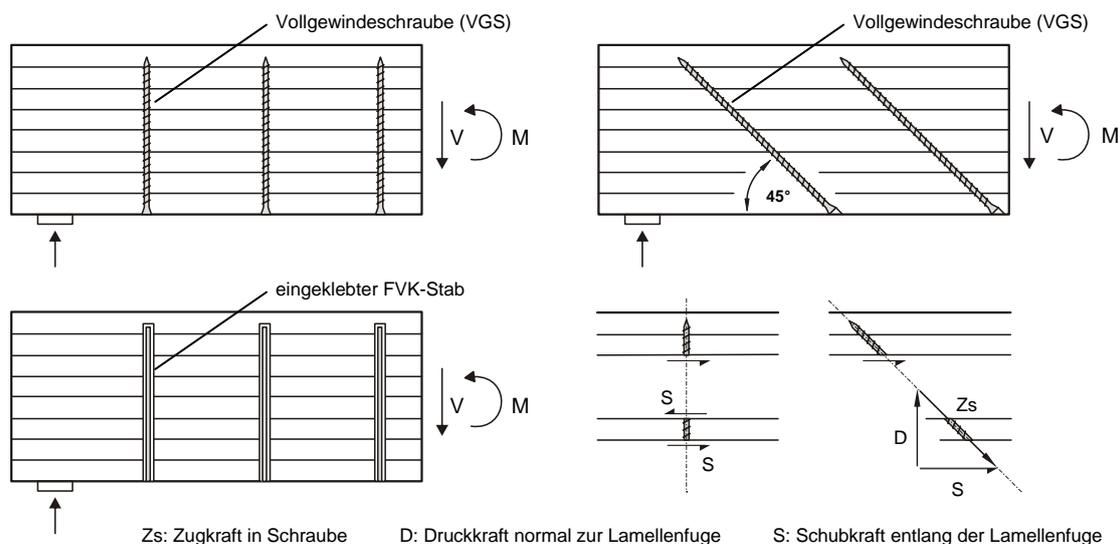


Abbildung 5-6: Kraftfluss stabförmiger Schubverstärkungen in Abhängigkeit des Winkels

In Abbildung 5-6 sind einige mögliche Anordnungen geschraubter sowie geklebter Verstärkungen unter Verwendung stiftförmiger Verbindungsmittel aus Stahl bzw. FVK dargestellt. Sofern es zu einer Relativverschiebung zwischen einzelnen Holzlamellen kommen kann (z. B. im Fall einer unterseitigen Aufdoppelung oder Horizontalschubversagen infolge Delamination einzelner Holzlamellen) ist der Kraftfluss bei Verwendung geneigter Einschraubwinkel erheblich günstiger (vgl. Abbildung 5-6). Im Fall einer vertikalen Anordnung wirken in der Schnittfläche des Verstärkungselements ausschließlich Schubspannungen. Da Faserverbundwerkstoffe nur sehr geringe Schubspannungen aufnehmen

können, ist bei der Verwendung von CFK- bzw. GFK-Stäben einer geeigneten Anordnung grundsätzlich der Vorzug zu geben.

Von Verstärkungen mit Gewindeschrauben berichten z. B. Trautz und Koj [Tra08]. Die von ihnen durchgeführten Versuche dienten vorrangig der Untersuchung des Schubversteifenden Effekts schräg angeordneter Vollgewindeschrauben. Hierzu führten sie mehrere Versuchsreihen an 6,10 m langen Brettschichtholzträgern mit einem Querschnitt von 16 x 32 cm durch. Bei der Versuchsreihe wurden Schrauben als Zugstreben unter einem Winkel von 45° zur Trägerachse eingebracht (vgl. Abbildung 5-6, rechts). Die Vollgewindeschrauben mit einem Durchmesser von 10 mm und einer Länge von 450 mm wurden paarweise im Abstand von rund 23 cm über die gesamte Trägerlänge verschraubt. Pro Trägerseite konnten somit 13 Schraubenpaare untergebracht werden. Die Belastung erfolgt im 4-Punkt-Biegeversuch mit äquidistanten Lastabständen von je 1,92 m.

Obwohl kein Einfluss der Verschraubungen auf die Bruchlasten festzustellen war, konnte bei allen Trägern eine Erhöhung der Steifigkeit beobachtet werden. Da der Verformung aus Schub nach der technischen Biegelehre nur ein sehr geringer Anteil an der Gesamtverformung zuzuschreiben ist, schlossen die Autoren hieraus auf eine deutliche Erhöhung der Schubsteifigkeit.

Aufgrund der gewählten Versuchsanordnung war bei allen Probekörpern ein Biegezugversagen ausgehend von der untersten Lamelle zu beobachten. Die Schraubbewehrung bewirkte jedoch eine deutliche Reduzierung der Delamination während des Bruchvorgangs. Gegenüber den unbewehrten Referenzträgern, an denen sich ein zick-zack-förmiger Rissverlauf infolge Delamination zwischen den Lamellen ausbildete, verlief der Bruch an den verstärkten Trägern in der Regel nahezu rechtwinklig zur Trägerachse. Hiermit war sowohl eine Verminderung des Zusammenwirkens versetzt liegender Fehlstellen im Holz als auch eine reduzierte Streuung der Festigkeiten verbunden. Letzterer Effekt äußerte sich unter anderem in einer geringeren Standardabweichung der ideellen Gesamtsteifigkeit von bewehrten gegenüber unbewehrten Trägern [Tra08]. Abbildung 5-7 zeigt schematisch die Rissbilder eines unverstärkten Brettschichtholzbinders gegenüber eines verstärkten Trägers mit diagonal angeordneten Vollgewindeschrauben im 4-Punkt-Biegeversuch.

Wie in Abschnitt 5.1 erwähnt, liegt dem Autor mit der Forschungsarbeit von Svecova und Eden [Sve04] nur ein einziger Bericht zur Beurteilung kombinierter Biege- und Schubverstärkungen vor. Bei dieser Arbeit sollte vorrangig der Einfluss vertikal eingeklebter GFK-Stäbe auf die Schubtragfähigkeit untersucht werden. Die an einigen Trägern zusätzlich angeordnete Längsbewehrung diente lediglich dazu, einem frühen Zugversagen in der Biegezugzone vorzubeugen.

An insgesamt 50 Vollholzträgern aus Douglasie mit einem Querschnitt von 100 x 300 mm sowie einer Länge von 2,00 m wurden in [Sve04] unterschiedliche Kombinationen von Längs- und Schubbewehrung aus unidirektionalen GFK-Stäben getestet. Hierzu wurden je 5 Träger pro Serie hergestellt und entsprechend Abbildung 5-8 verstärkt. Die Belastungsanordnung wurde derart gewählt, dass sich eine Schubschlankheit von $a/d = 2,0$ ergab. Im Fall des 4-Punkt-Biegeversuchs ist die Schubschlankheit durch das Verhältnis zwischen dem Abstand a der Einzellast vom Auflager und der statischen Höhe d des Bauteils definiert. Bei Schubschlankheiten von $a/d \ll 5$ kann tendenziell von einem Schubversagen ausgegangen werden [Gen02, Bue05, ASTM D198-05a].

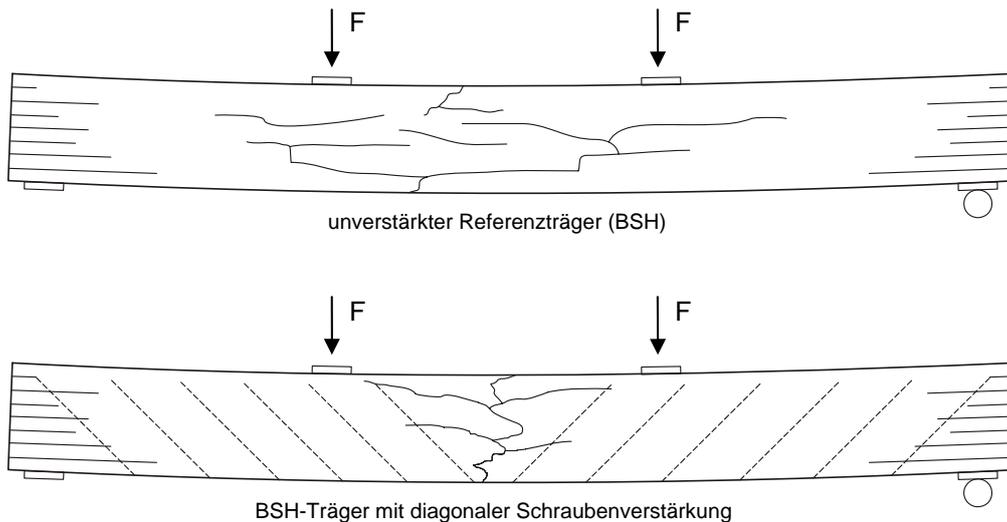


Abbildung 5-7: Schematische Darstellung des modifizierten Rissbilds für Holzträger mit diagonaler Schraubenverstärkung nach [Tra08]

Um den Einfluss des Stababstands zu untersuchen, erfolgte die Anordnung der Dübel im Abstand $h = 300 \text{ mm}$ bzw. $h/2 = 150 \text{ mm}$, welches der vollen bzw. halben Trägerhöhe entsprach. Bei einigen Trägern wurde die Schubbewehrung über die gesamte Trägerlänge angeordnet, während sie bei den übrigen lediglich in dem auf Schub beanspruchten Bereich verklebt wurde.

Die Schubbewehrung bestand aus industriell hergestellten GFK-Stäben mit einem Durchmesser von 16 mm und einer Gesamtlänge von 255 mm . Als Längsbewehrung kamen Stäbe gleichen Materials mit einem Durchmesser von 5 mm zum Einsatz. Für die vertikalen GFK-Dübel wurden Löcher mit einem Durchmesser von 19 mm gebohrt, was zu einer mittleren Klebschichtdicke von $1,5 \text{ mm}$ führte. Nach Verfüllung der Bohrungen mit Epoxidharz wurden die Stäbe unter einer Drehbewegung in den Hohlräumen versenkt. Die Verklebung der Längsbewehrung erfolgte in seitlich eingefrästen Schlitzen, deren Mittelachse ca. 25 mm oberhalb der Trägerunterseite angeordnet waren (vgl. Abbildung 5-8).

Um die Erhöhung der Tragfähigkeit abschätzen zu können, wurden zunächst 9 Versuche an unverstärkten Referenzträgern durchgeführt. Die Mehrzahl der Referenzträger versagte an Wuchsunregelmäßigkeiten im Zugbereich während an einigen Trägern auch horizontales Schubversagen beobachtet wurde.

Bei den Trägern mit einer durchgehenden Schubbewehrung (S-C150 und S-C300) trat vorrangig Zugversagen in Trägermitte auf. Das bei den Referenzträgern aufgetretene horizontale Schubversagen konnte unterbunden werden und die Ausbreitung der Risse wurde durch die Schubdübel lokal begrenzt. Ein deutlicher Einfluss des Stababstands auf die Biegetragfähigkeit wurde nicht festgestellt. Aus praktischer Sicht schätzten Svecova und Eden einen der Trägerhöhe h entsprechenden Stababstand für ausreichend ein.

Die zusätzlich angeordnete Biegezugbewehrung der Serien SF-S150 und SF-S300 war hingegen nicht hinreichend dimensioniert, um dem frühzeitigen Biegezugversagen dieser Träger entgegenzuwirken. Bei den Versuchen bildete sich am Ende der Längsbewehrung stets ein Biegeriss aus, welcher sich mit zunehmender Last in Richtung des konstanten Momentenbereichs ausbreitete. Im Gegensatz dazu konnte bei den Trägern der Serien SF-

C150 und SF-C300 durch die Anordnung einer ausreichend langen Biegezugbewehrung in den meisten Fällen ein Druckversagen im oberen Bereich des Holzquerschnitts herbeigeführt werden. Gegenüber den unverstärkten Referenzträgern unterlagen die Tragfähigkeiten der SF-Serien gleichzeitig einer weitaus geringeren Streuung.

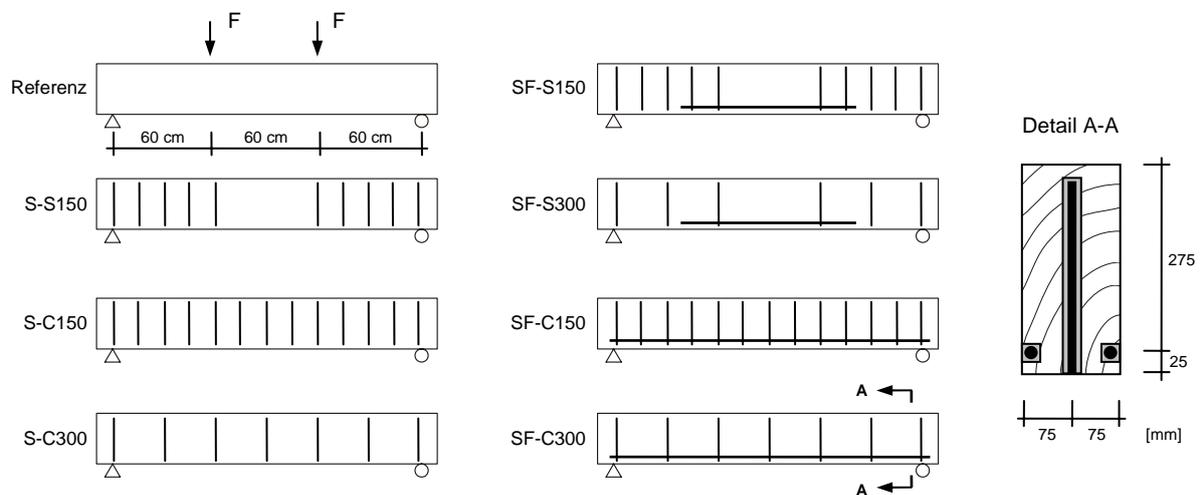


Abbildung 5-8: Kombinierte Schub- und Biegeverstärkung nach Svecova und Eden [Sve04]

Trotz der vertikalen Anordnung der GFK-Stäbe wurde an keinem der Träger ein Schubversagen beobachtet. Ob sich die diagonale Anordnung der inneren Schubbewehrung positiv auf das Tragverhalten ausgewirkt hätte, geht aus der Arbeit von Svecova und Eden [Sve04] nicht hervor.

Aus den Ergebnissen der beschriebenen Untersuchungen zur Schubverstärkung von BSH-Trägern lassen sich folgende Erkenntnisse zusammenfassen:

- Für die nachträgliche Schubverstärkung von Holzträgern wurden sowohl Schrauben als auch eingeklebte FVK-Stäbe erfolgreich eingesetzt
- Die Schubbewehrung bewirkte eine deutliche Reduzierung der Delamination von Holzlamellen beim Bruchvorgang
- Eine unter 45° angeordnete Schubbewehrung kann zur deutlichen Zunahme der Schubsteifigkeit führen
- Die alleinige Anordnung stabförmiger Schubbewehrung führt bei Schubschlankheiten von $a/h > 3$ in der Regel nicht zu einer Erhöhung der Tragfähigkeit
- Erst durch die kombinierte Anordnung von Schub- und Biegebewehrung lassen sich sowohl deutlich höhere Traglasten als auch ein kontrolliertes Rissbild erreichen
- Die Anwendung einer kombinierten Bewehrung führt zu einer geringeren Streuung der experimentell ermittelten Tragfähigkeiten

Um sowohl eine Zunahme der Tragfähigkeit als auch eine Einschränkung der Rissausbreitung auf den konstanten Momentenbereich zu erzielen, erscheint daher die Kombination von Biege- und Schubbewehrung als das zu bevorzugende Verfahren. Da es insbesondere bei älteren Holzträgern vermehrt zur Bildung von Längsrissen kommen kann, erhöht eine nachträgliche Biegeverstärkung darüber hinaus das Risiko des horizontalen Schubversagens. Die gleichzeitige Anwendung von Längs- und Schubbewehrung betrachten auch

Schober [Sch05] sowie Trautz und Koj [Tra08] als sinnvolle konstruktive Maßnahme, um einem eventuell auftretenden horizontalen Schubversagen entgegenzuwirken.

Detaillierte Untersuchungen zum möglichen Einfluss von Stabdübeln auf die Tragfähigkeit sowie den Versagensmechanismus biegeverstärkter Holzträger liegen nach Kenntnis des Autors bislang nicht vor. Svecova und Eden [Sve04] haben zwar die Kombination beider Verstärkungsmechanismen untersucht, eine Gegenüberstellung mit ausschließlich auf Biegung verstärkten Trägern erfolgt in dieser Arbeit jedoch nicht. Um des Sachverhalt näher zu beleuchten, sind daher weiterführende Vergleichsversuche erforderlich.

5.3 Modellierung des Tragverhaltens

Um zuverlässige Aussagen über die Tragfähigkeit verstärkter Holzträger zu erhalten, sind unter Berücksichtigung der experimentellen Ergebnisse geeignete analytische Bemessungsmodelle zu erarbeiten. Ansatz und Parameter der Modelle sind hierbei so zu bestimmen, dass sie das tatsächliche Tragverhalten möglichst realitätsnah abbilden. Zu diesem Zweck stehen bereits eine Reihe analytischer Ansätze zur Verfügung.

In den nachfolgenden Abschnitten soll eine Übersicht möglicher Ansätze zur Beschreibung des Biegetragverhaltens verstärkter Brettschichtholzträger vorgestellt werden. Unter Verwendung der in Kapitel 2 beschriebenen Materialeigenschaften lassen sich für den FVK-Holz-Verbundkörper geeignete Annahmen treffen. Anschließend werden analytische Modelle zur Berechnung von Schubverstärkungen vorgestellt.

5.3.1 Biegetragfähigkeit unverstärkter Träger

Bei den gängigen Bemessungsansätzen für biegebeanspruchte Holzbalken wird üblicherweise von einer linearen Spannungsverteilung über die Querschnittshöhe ausgegangen [DIN 1052]. Dabei werden im Bruchzustand die Holzspannung auf der Zug- und Druckseite als betragsmäßig gleich groß angesetzt. Bei symmetrischen Querschnitten ergibt sich das maximale Moment im Bruchzustand nach der klassischen Biegetheorie zu:

$$M_B = f_M \cdot W_y = f_M \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} \quad (5.1)$$

Die Biegefestigkeit f_M wird im Bruchzustand lediglich an der äußersten Faser erreicht. Sie vernachlässigt somit jegliche plastischen Reserven des Querschnitts.

In Wirklichkeit erfährt das Holz bereits deutlich vor dem Erreichen der Bruchlast einen abweichenden Spannungsverlauf. Bereits 1941 beobachtete Suenson in Versuchen, dass der Bruch eines Biegebalkens stets in der Zugzone auftritt, obwohl die Zugfestigkeit in der Regel deutlich größer als die Druckfestigkeit ist [Sue41]. Den Zugbruch erklärt Suenson damit, dass sich die Druckzone des Balkens bei Erreichen der Druckfestigkeit zusammendrückt. Infolge dessen nähert sich die Nulllinie der Trägerunterseite, bis die Zugzone so gering ist, dass sie versagt. Die Holzzugfestigkeit f_t kann dabei als Vielfaches der Druckfestigkeit f_c ausgedrückt werden. Man erhält somit als Verhältniswert der Festigkeiten den Faktor:

$$n = \frac{f_t}{f_c} \quad (5.2)$$

Unter Verwendung von [DIN 68364] ergibt sich nach Gleichung (5.2) beispielsweise für Fichten- und Kiefernholz ein annähernd gleiches Verhältnis von $n \approx 2,1$.

Zur Beschreibung des Spannungsverlaufs im Druckbereich verwendet Suenson eine Parabel zweiten Grades mit einem Scheitelpunkt an der gedrückten Kante gemäß Abbildung 5-9. Der Zugbereich wird durch einen linear-elastischen Spannungsverlauf abgebildet.

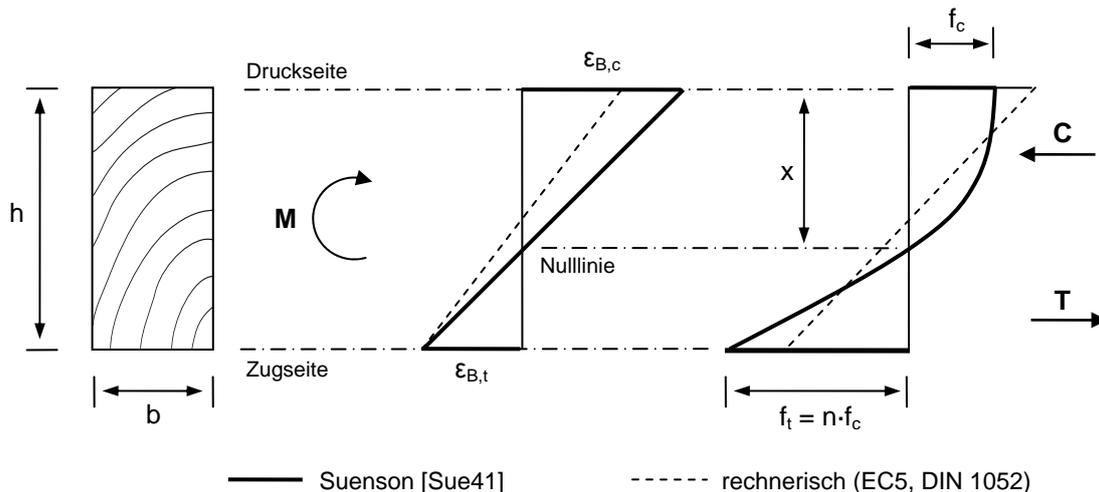


Abbildung 5-9: Spannungsverlauf über die Trägerhöhe nach Suenson [Sue41]

Unter der Bedingung, dass die innere Druckkraft C und die innere Zugkraft T im Gleichgewicht stehen, kann man die Höhe der Druckzone x in Abhängigkeit der Querschnittshöhe h und des Festigkeitsverhältnisses n wie folgt ausdrücken [Sue41]:

$$x = \frac{n \cdot h}{\frac{4}{3} + n} \quad (5.3)$$

Anhand Gleichung (5.3) lässt sich berechnen, dass nach Suenson die Lage der Nulllinie bei gleicher Druck- und Zugfestigkeit (d. h. $n = 1$) im Abstand $x \approx 0,43 \cdot h$ von der Oberkante des Trägers entfernt ist. Sie liegt demnach oberhalb der Mittellinie, was im Widerspruch zu dem Verlauf nach der klassischen Biegetheorie ist. Grund hierfür ist die nach Suenson gewählte Lage des Scheitelpunktes an der Trägeroberkante. Durch diese Festlegung ist die Stetigkeit zwischen dem linearen und parabolischen Spannungsverlauf abhängig vom Faktor n nach Gleichung (5.2). Wie Abbildung 5-10 zeigt, liefert das Modell in den meisten Fällen einen unstetigen Verlauf über die Trägerhöhe.

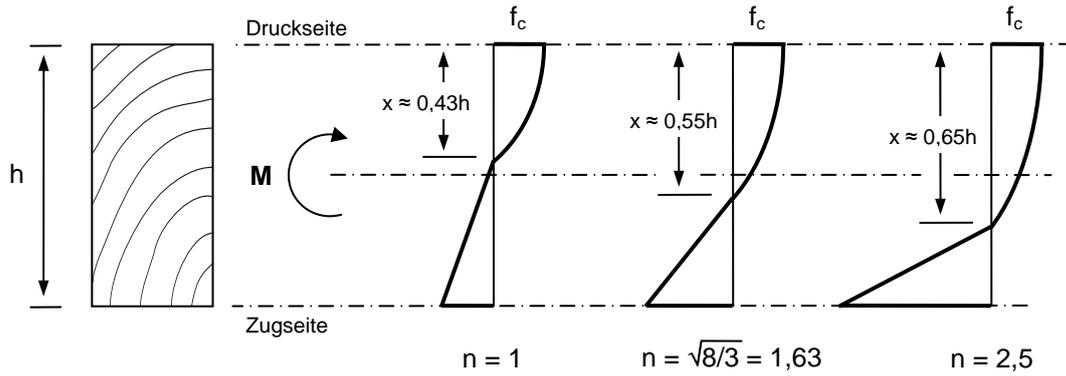


Abbildung 5-10: Modell nach [Sue41] für unterschiedliche Festigkeitsverhältnisse n

Folglich liefert die Spannungsverteilung nach Suenson nur in solchen Situationen einen wirklichkeitsnahen Verlauf, wenn die Zugfestigkeit erheblich größer als die Druckfestigkeit ist.

Mit dem Abstand der inneren Spannungserzeugenden, welcher sich aus den geometrischen Beziehungen am Querschnitt herleiten lässt, berechnet sich das Bruchmoment zu:

$$M_B = f_c \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} \cdot \left[\frac{n \cdot (45 \cdot n + 64)}{2 \cdot (3 \cdot n + 4)^2} \right] = f_c \cdot W_y \cdot k_1 \quad (5.4)$$

mit

$$k_1 = \frac{n \cdot (45 \cdot n + 64)}{2 \cdot (3 \cdot n + 4)^2} \quad (5.5)$$

Das aufnehmbare Bruchmoment M_B nach Gleichung (5.4) hängt somit ausschließlich von der Holzdruckfestigkeit f_c und dem Festigkeitsverhältnis n ab.

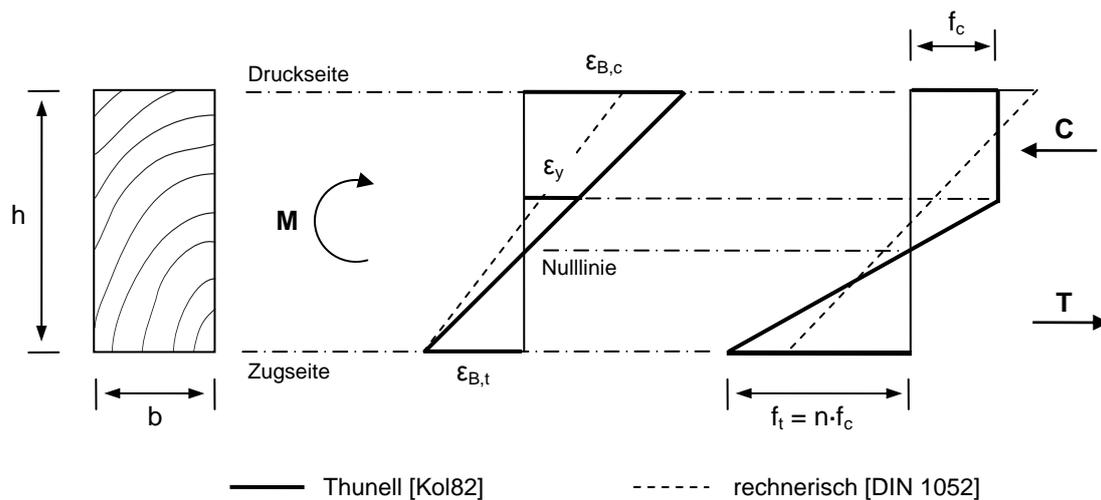


Abbildung 5-11: Spannungsverlauf über die Trägerhöhe nach Thunell [Kol82]

Ein weiteres Modell zur Beschreibung der Spannungsverteilung eines Holzbalkens stammt von Thunell [Kol82]. Wie Suenson geht auch Thunell von einem linear-elastischen Verhalten des Zugbereichs bis zum Bruch aus. Die Spannungsverteilung der Druckzone beschreibt

Thunell jedoch durch einen elastisch-plastischen Spannungsverlauf gemäß Abbildung 5-11. Bei Erreichen der elastischen Grenzdehnung ε_y bildet sich ein konstanter Spannungsblock in der Druckzone aus. Gegenüber dem Modell nach Suenson ist bei dem Modell nach Thunell die Stetigkeit der Druck- und Zugspannungsverläufe im Spannungsnulldpunkt gegeben.

An dieser Stelle soll auf die Herleitung der Bestimmungsgleichungen verzichtet werden. Ausführliche Angaben hierzu finden sich z. B. in [Hol97]. Ausgehend von dem Festigkeitsverhältnis n sowie der einaxialen Druckfestigkeit des Holzes ergibt sich nach Thunell folgendes Bruchmoment:

$$M_B = f_c \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} \cdot \left[\frac{3 \cdot n^4 + 8 \cdot n^3 + 6 \cdot n^2 - 1}{(n+1)^4} \right] = f_c \cdot W_y \cdot k_2 \quad (5.6)$$

mit

$$k_2 = \frac{3 \cdot n^4 + 8 \cdot n^3 + 6 \cdot n^2 - 1}{(n+1)^4} \quad (5.7)$$

Gleichung (5.7) wird in dieser oder geringfügig abgewandelter Form in einer Vielzahl von Veröffentlichungen erwähnt [Bru00, Ber03]. Durch Faktorisierung des Zählers erhält man folgende Vereinfachung:

$$k_2 = \frac{(3 \cdot n - 1) \cdot (n + 1)^3}{(n + 1)^4} = \frac{3 \cdot n - 1}{n + 1} \quad (5.8)$$

Für $n = 1$ liefert Gleichung (5.8) den Wert $k_2 = 1$, womit Gleichung (5.6) in die Naviersche Formel übergeht. Die Spannungsverteilung entspricht dann der Verteilung nach Gleichung (5.1), wobei $f_M = f_c$ anzunehmen ist. Bei Untersuchungen an 300 Kiefernholzstäben hat Thunell ein Verhältnis von $n \approx 1,78$ gefunden [Kol82].

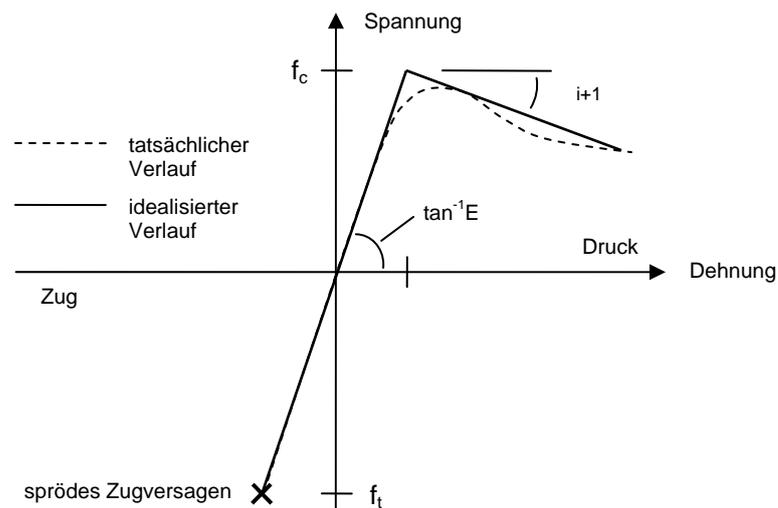


Abbildung 5-12: Bilineares Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Holz nach Malhotra und Bazan [Mal80] sowie nach Buchanan [Buc90]

Malhotra und Bazan [Mal80] sowie Buchanan [Buc90] verwendeten zur Beschreibung der Spannungsverteilung das in Abbildung 5-12 dargestellte bilineare Spannungs-Dehnungs-

Verhalten. Einen ähnlichen Verlauf der Druckspannungen für einaxial beanspruchtes Holz fand 1979 auch Glos [Glo79]. Charakteristisch ist der erneute Abfall der Druckspannung nach Erreichen der Grenzdehnung ϵ_y . Als Annäherung verwendet Buchanan den in Abbildung 5-12 gezeigten idealisierten Verlauf. Die Steigung des entfestigenden Bereichs wird durch den Faktor $m \cdot E$ beschrieben.

Überträgt man den Verlauf auf einen Biegebalken, so folgt daraus über die Querschnittshöhe der in Abbildung 5-13 dargestellte Spannungsverlauf. Wie bereits bei Suenson und Thunell geht auch dieses Modell von einem linear-elastischen Verhalten unter Zugbeanspruchung aus. Gegenüber Thunell führt die erneute Abnahme der Druckspannung zu einer geringeren Biegetragfähigkeit.

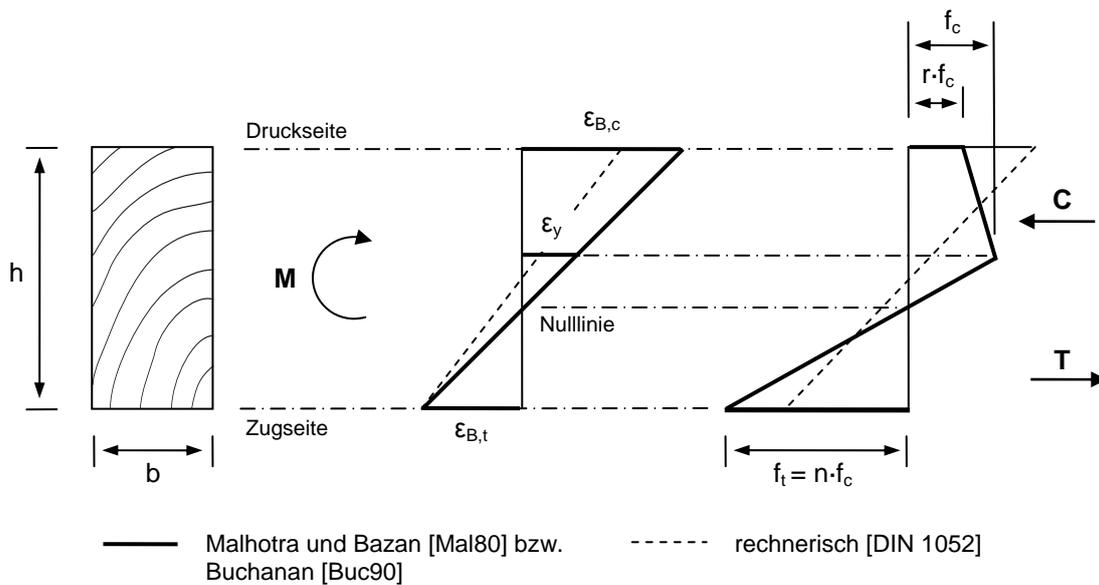


Abbildung 5-13: Spannungsverlauf über die Trägerhöhe nach Malhotra und Bazan [Mal80] sowie Buchanan [Buc90]

Die Biegetragfähigkeit ergibt sich nach Buchanan [Buc90] zu:

$$M_B = f_c \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} \cdot \left[\frac{n + (2 \cdot n - 1) \cdot r}{n + r} \right] \quad (5.9)$$

mit

$$r = \sqrt{1 - m \cdot (n^2 - 1)} \quad (5.10)$$

Für den Sonderfall $m = 0$ (linear-elastisch, ideal-plastisch) liefert Gleichung (5.10) das Ergebnis $r = 1$. Gleichung (5.9) geht dann in Gleichung (5.6) über.

Einsetzen von Gleichung (5.10) in Gleichung (5.9) liefert für den allgemeinen Fall $m > 0$ das Bruchmoment:

$$M_B = f_c \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} \cdot \left[\frac{n + (2 \cdot n - 1) \sqrt{1 - m \cdot (n^2 - 1)}}{n + \sqrt{1 - m \cdot (n^2 - 1)}} \right] = f_c \cdot W_y \cdot k_3 \quad (5.11)$$

mit

$$k_3 = \frac{n + (2 \cdot n - 1) \sqrt{1 - m \cdot (n^2 - 1)}}{n + \sqrt{1 - m \cdot (n^2 - 1)}} \quad (5.12)$$

Der Faktor m muss im Allgemeinen durch Druckversuche ermittelt werden. Alternativ gibt Buchanan den Wert $m = 0,02$ als geeigneten Näherungswert an.

Bislang wurde keine Aussage zur Festlegung des Faktors n getroffen. Um die vorgestellten Modelle zur Tragfähigkeitsberechnung von Holzträgern anwenden zu können, ist in allen Fällen die vorherige Bestimmung des Festigkeitsverhältnisses erforderlich. Für das Modell nach Thunell (Abbildung 5-11) schlägt Brunner [Bru00] vor, den Faktor n unter Verwendung bekannter Normwerte, z. B. [DIN EN 1991-1-4, DIN 1052], sowie der folgenden Annahmen zu ermitteln:

- Der Volumeneffekt des Holzes wirkt sich stärker auf die Biegezugzone als auf die Biegedruckzone aus [Ste06]. Die tatsächliche Biegezugfestigkeit, welche Brunner mit $f_{t,M}$ bezeichnet, ist daher weitaus größer als die Versagensspannung unter reiner Zugbeanspruchung
- Mit Erreichen der Druckspannung f_c findet eine vollständige Plastifizierung der Druckzone statt

Da in der Literatur keine Richtwerte für die tatsächliche Biegezugfestigkeit $f_{t,M}$ existieren, nutzt Brunner in [Bru00] die Bedingung gleicher Biegetragfähigkeiten für die Gleichungen (5.1) und (5.6). Hieraus folgt:

$$f_M \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} = f_c \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} \cdot k_2 \quad (5.13)$$

Unter Verwendung von Gleichung (5.8) erhält man nach Umstellung:

$$n = \frac{k_{M,c} + 1}{3 - k_{M,c}} \quad (5.14)$$

wobei für den Faktor $k_{M,c} = \frac{f_M}{f_c}$ gilt.

Durch Einsetzen von n in Gleichung (5.2) kann man somit die nach dem jeweiligen Modell angenommene Versagensspannung f_t ermitteln.

Für das Modell nach Malhotra und Bazan [Mal80] bestimmt Buchanan [Buc90] den Faktor n in Abhängigkeit des zu erwartenden Versagensmodus, für welchen er vier unterschiedliche Bereiche angibt. Der Versagensmodus ist demnach direkt vom Verhältnis zwischen Zug- und Druckfestigkeit abhängig. Für Holz mit niedriger Zugfestigkeit wird sich nach Buchanan ein nahezu linearer Spannungsverlauf bis zum Versagen einstellen. Mit einer Plastifizierung der Druckzone ist hingegen erst dann zu rechnen, wenn die Zugfestigkeit deutlich größer als die Druckfestigkeit ist. Im Hinblick auf die Bemessung biegeverstärkter Träger soll hier nur der Modus 4, d. h. Plastifizierung der Druckzone, diskutiert werden.

Die Bestimmung von n erfolgt dann nach Buchanan unter Berechnung des maximalen Bruchmoments M_B gemäß Gleichung (5.11). Durch Differenzieren erhält er den Ausdruck:

$$1 + m - m \cdot n^3 + [1 - m \cdot (n^2 - 1)]^{3/2} = 0 \quad (5.15)$$

Sofern der Faktor m bekannt ist, kann Gleichung (5.15) beispielsweise mit Hilfe eines iterativen Berechnungsverfahrens gelöst werden.

Abbildung 5-14 zeigt die Verläufe der sich ergebenden n -Faktoren in Abhängigkeit des Verhältnisses der Biegefestigkeit f_M zur Druckfestigkeit f_c . Es ist zu erkennen, dass das Modell nach Suenson für ein Verhältnis $f_M/f_c = 1,0$ Werte von $n > 1$ liefert. Wie bereits erwähnt, ist dieses durch den parabelförmigen Verlauf der Druckspannungen bedingt, welcher keine Annäherung an die Naviersche Formel im elastischen Zustand zulässt.

Für die Modelle nach Thunell bzw. Malhotra/Bazan und Buchanan ergibt sich für $m = 0,02$ im Bereich $f_M/f_c < 1,75$ ein nahezu identischer Verlauf beider Kurven. Die im Modell angenommenen Zugfestigkeiten f_t an der Trägerunterkante nehmen bei einem Verhältnis der Biege- zur Druckfestigkeit von $f_M/f_c = 2,0$ in etwa den dreifachen Wert der Druckfestigkeit f_c an.

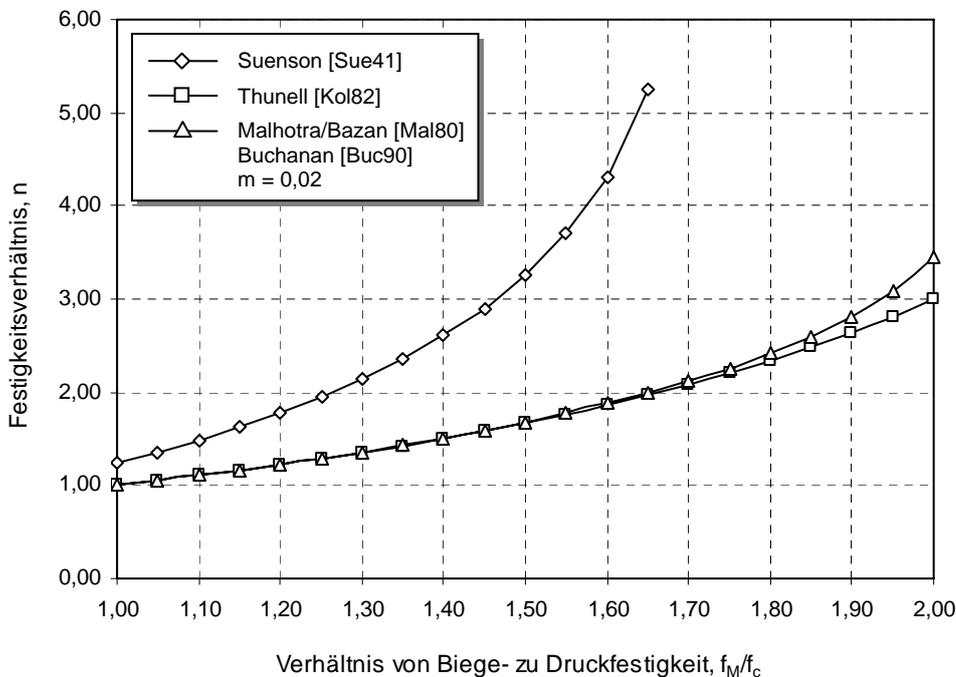


Abbildung 5-14: Festigkeitsverhältnisse n in Abhängigkeit des Verhältnisses f_M/f_c

Wird das Biegetragmoment M_B nach den Gleichungen (5.4), (5.6) und (5.11) durch den konstanten Faktor $f_c \cdot W_y$ dividiert, so lassen sich die Tragfähigkeiten der jeweiligen Modelle im Verhältnis darstellen. Man erhält dann die bezogene Biegetragfähigkeit:

$$k_i = \frac{M_B}{f_c \cdot W_y} \quad (5.16)$$

welche den k -Faktoren $k_1(n)$, $k_2(n)$ bzw. $k_3(n,m)$ entspricht.

Abbildung 5-15 zeigt den Verlauf der bezogenen Biegetragfähigkeiten für Festigkeitsverhältnisse im Bereich $1,0 \leq n \leq 3,0$. Wie bereits beschrieben, liefert das Modell nach Suenson für $n = 1,0$ einen Wert $k_1 > 1,0$ und somit die größte Tragfähigkeit. Ab einem Festigkeitsverhältnis von $n \geq 1,37$ liefert das Modell nach Thunell stets die größte Biegetragfähigkeit. Das Modell nach Malhotra und Bazan bzw. Buchanan zeigt in Abhängigkeit der

Entfestigung der plastischen Druckzone unterschiedliche Verläufe. Für den nach Buchanan [Buc90] als geeignet angesehenen Wert $m = 0,02$ liegt die Biegetragfähigkeit nur geringfügig unterhalb der von Thunell. Mit zunehmender Entfestigung der plastischen Druckzone, d. h. mit steigendem Faktor m , nimmt die Biegetragfähigkeit ab. Für $m = 0,10$ ist die Entfestigung der Druckzone bereits so stark ausgeprägt, dass für $n > 2,44$ kein zusätzliches Biegemoment mehr aufgenommen werden kann. Gleichung (5.15) ist somit für $m = 0,01$ und $n = 2,44$ erfüllt.

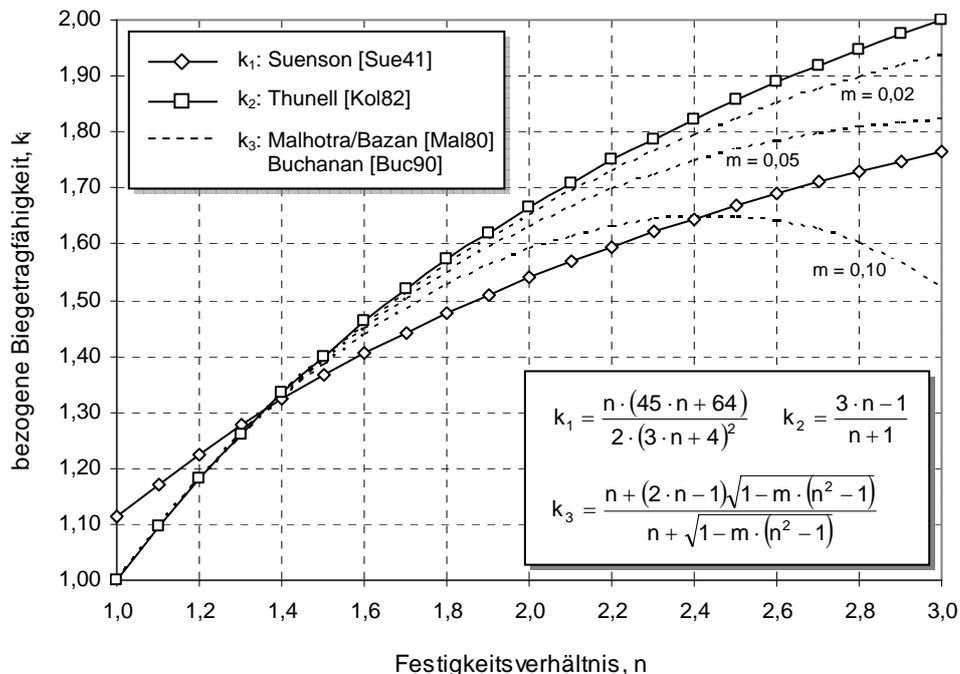


Abbildung 5-15: Bezogene Biegetragfähigkeit für unterschiedliche Spannungsmodelle

Die beschriebenen Spannungsverläufe sollen in den folgenden Abschnitten zur Abschätzung der Tragfähigkeit klebarmierter Holzquerschnitte herangezogen werden. Durch die nachträgliche Applizierung hochfester CFK-Lamellen erscheint die Forderung nach einer deutlich höherfesten Zugzone in jedem Fall gewährleistet.

5.3.2 Biegetragfähigkeit von Verbundträgern

Analog dem Stahlbetonbau kann eine Verstärkung von Holzbalken nur dann als sinnvoll betrachtet werden, wenn ausreichend plastische Reserven in der Druckzone vorhanden sind. Da im Holzbau nahezu ausschließlich Rechteckquerschnitte verwendet werden, setzt dieses gleichzeitig den Einsatz qualitativ hochwertiger Holzwerkstoffe wie z. B. Leimholzbinder voraus, bei denen der Einfluss aus Strukturungenauigkeiten wie Ästen oder Rissen möglichst gering gehalten werden kann.

Bei dem Verbundträger sollen dabei folgende grundsätzliche Annahmen gelten:

- Ebene Querschnitte bleiben eben (Bernoulli-Hypothese)
- Es herrscht ein vollständiger Verbund zwischen Holz und dem geklebten Verstärkungsmaterial

- Durch die Verstärkung der Biegezugzone wird das Zugversagen an Fehlstellen im Holz maßgeblich verhindert
- Infolge der Verstärkung im Zugbereich kann sich eine plastische Druckzone ausbilden
- Die Spannungsverteilung im Holz kann durch ein bilineares Spannungs-Dehnungs-Verhältnis hinreichend genau approximiert werden

Als wichtigste Eingangsgrößen für die Bemessung sind neben der Druckfestigkeit f_c vor allem die Elastizitätsmodule von Holz und CFK (E_H bzw. E_L) sowie die Zugfestigkeit der CFK-Lamelle f_L mit der zugehörigen Bruchdehnung $\varepsilon_{L,u}$ von Bedeutung. Da ein vollkommener Verbund zwischen CFK und Holz vorausgesetzt wird, erfährt eine an der Unterseite des Trägers verklebte Lamelle im Bruchzustand die Spannung:

$$\sigma_L = E_L \cdot \varepsilon_{B,t} = E_L \cdot \frac{\sigma_H}{E_H} \quad (5.17)$$

Hieraus ergibt sich ein Spannungsverhältnis zwischen Holz und CFK von:

$$\frac{\sigma_L}{\sigma_H} = \frac{E_L}{E_H} = \eta_E \quad (5.18)$$

Folglich kann der Ausgangsquerschnitt des Holzträgers in einen ideellen Querschnitt mit der η_E -fachen Lamellenfläche überführt werden. Bei dem verstärkten Biegebalken gemäß Abbildung 5-16 verschiebt sich die Nulllinie unter Annahme einer linearen Spannungsverteilung demzufolge von der Mittelachse zur Zugseite hin. Dadurch vergrößert sich der innere Hebelarm für die Druckresultierende C , was letztendlich zur Erhöhung der Tragfähigkeit führt. Bei ausreichender Tragreserve der CFK-Lamelle würde nach Abbildung 5-16 letztendlich ein Druckversagen an der Trägeroberseite eintreten. Aufgrund der hohen Zugfestigkeiten von CFK gegenüber Holz kann ein Versagen der Lamelle in aller Regel ausgeschlossen werden [Ber03].

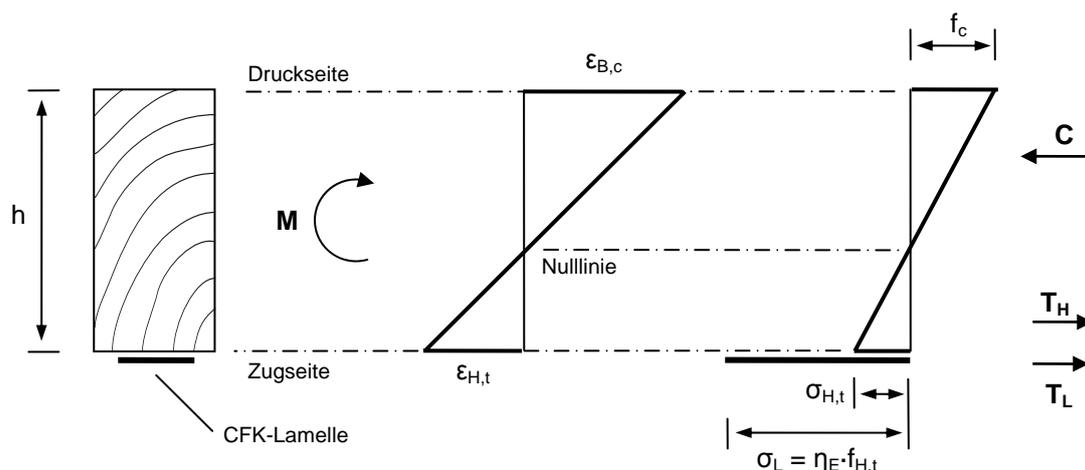


Abbildung 5-16: Verstärkter Holzträger mit linearer Spannungsverteilung

Auf die Berechnung des Bruchmoments wird an dieser Stelle nicht eingegangen. Eine ausführliche Herleitung der Bemessungsgleichungen findet sich z. B. in [Hol97, Ber03].

Da im linearen Fall mit Erreichen der Druckfestigkeit f_c an der äußersten Faser bereits der Versagensfall eintritt, führt die Verwendung des ideellen Querschnitts zu einer erheblichen Unterschätzung der Tragfähigkeit CFK-verstärkter Träger [Joh07]. Sie ist somit für die praktische Bemessung nur beschränkt geeignet. Weitaus bessere Resultate lassen sich unter Ausnutzung der plastischen Reserven des Holzes erreichen [Bru00].

Abbildung 5-17 zeigt die Dehnungs- und Spannungsverteilungen eines verstärkten Trägers unter Verwendung des Modells nach [Mal80] bzw. [Buc90]. Wegen $f_t = n \cdot f_c \gg \sigma_{H,t}$ werden die Tragreserven der CFK-Lamelle bei einem Modell mit plastischer Druckzone erheblich besser ausgenutzt. Ein Versagen des Verbundquerschnitts tritt letztendlich durch Erreichen der Versagensspannung f_t an der Trägerunterseite ein. Für den Sonderfall $m = 0$ geht der in Abbildung 5-17 gezeigte Spannungsverlauf in das Modell nach Thunell über.

Da in vielen Untersuchungen ein rissüberbrückender Effekt der FVK-Verstärkung festgestellt wurde [Joh00, Bor05, Bue05, Gen02, Sch05 oder Sve04], kann vermutlich auch mit einer Erhöhung der Versagensspannung f_t gegenüber dem unverstärkten Fall gerechnet werden.

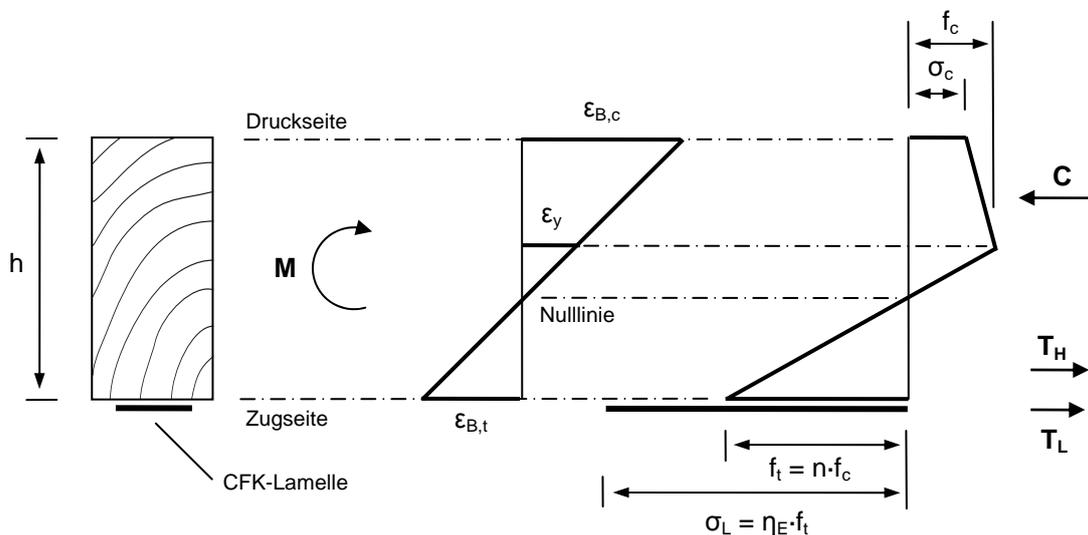


Abbildung 5-17: Verstärkter Holzträger mit bilinear entfestigender Spannungsverteilung

Von der Herleitung der Bemessungsgleichung für das Bruchmoment M_B gemäß Abbildung 5-17 soll an dieser Stelle ebenfalls abgesehen werden. Stattdessen wird im Folgenden kurz auf die Grundzüge eines numerischen Verfahrens zur Bestimmung des Tragverhaltens von Biegeträgern eingegangen. Diese Methodik soll bei der in Kapitel 9 vorgenommenen Modellierung des Tragverhaltens verstärkter Brettschichtholzbinder zur Anwendung kommen. Die Berechnung der einzelnen Schritte kann mit Hilfe eines Computerprogramms durchgeführt werden.

Zu diesem Zweck wird der Trägerquerschnitt nach Abbildung 5-18 in einzelne Schichten der Höhe dz unterteilt. Als Bezugspunkt dient die Trägeroberkante mit der Koordinate $z = 0$. Die Position der Nulllinie im Abstand c von der Oberkante ist zunächst frei wählbar. Da die Nulllinie bei Trägern ohne Normalkraftbeanspruchung stets innerhalb der Trägerhöhe h liegen muss, gilt für jeden Dehnungszustand die Bedingung $0 < c < h$. Aufgrund einer linearen Dehnungsverteilung (ebener Querschnitt) können die Dehnungen ε_1 und ε_2 an der Ober- und Unterseite jeder Schicht für eine gegebene Balkenkrümmung κ und Höhe der

Druckzone c berechnet werden. Die Spannungen $\sigma_1(\varepsilon_1)$ und $\sigma_2(\varepsilon_2)$ ergeben sich aus den für das jeweilige Material anzuwendenden Spannungs-Dehnungs-Beziehungen nach Kapitel 4. Der Anteil, den jede Schicht zur Summe der inneren Kräfte beiträgt, ist folglich:

$$F_i = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \cdot dy \cdot b(z_i) \quad (5.19)$$

mit:

$$\sigma_{1,2} = f\left(c - z_i \pm \frac{dz}{2}\right) \quad (5.20)$$

Die unterseitig verklebte Lamelle nach Abbildung 5-18 stellt einen Sonderfall dar, weil die Lamellendicke t_L unter Umständen geringer als die Schichtdicke dz ist. Bei dünnen FVK-Querschnitten kann die resultierende Kraft daher vereinfachend auf Höhe der Lamellenachse berechnet werden. Der Term $dz \cdot b(z_i)$ in Gleichung (5.19) wird in diesem Fall durch die Fläche A_L ersetzt.

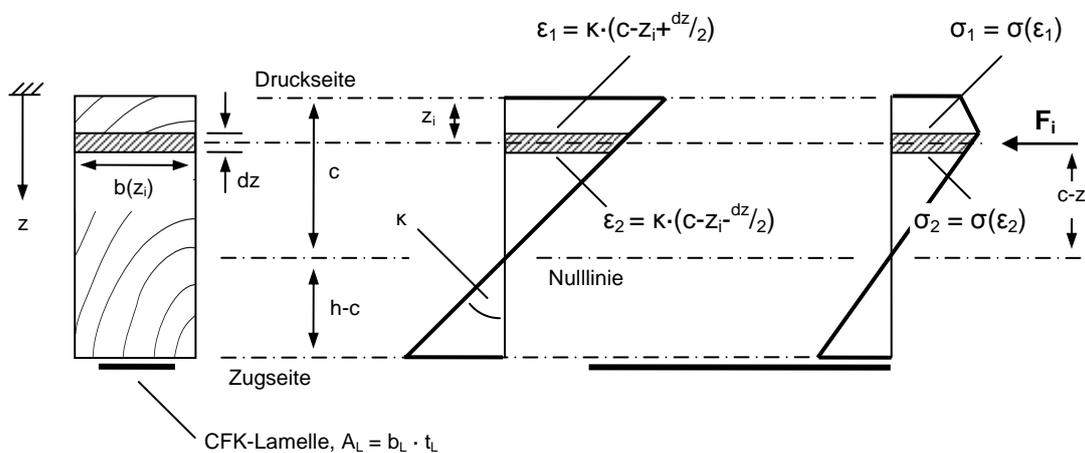


Abbildung 5-18: Schichtenmodell zur numerischen Bestimmung der Tragfähigkeit

Die Lage der Nulllinie wird in jedem Iterationsschritt mit Hilfe des inneren Kräftegleichgewichts überprüft. Bei n Schichten muss gelten:

$$\sum_{i=1}^n F_i = 0 \quad (5.21)$$

Durch ein numerisches Verfahren lässt sich die Position der Nulllinie mit einer vorab festzulegenden Genauigkeit ermitteln. Zwischen jedem Berechnungsschritt wird die Krümmung k um das Inkrement Δk vergrößert. Die maximale Traglast ist erreicht, sobald in einer Schicht der Versagensfall eintritt, d. h. die Spannung zu Null abfällt. In dem hier betrachteten Fall entspricht dies nach Abbildung 5-17 dem Erreichen der Zugfestigkeit f_t an der Trägerunterkante. Das Bruchmoment lässt sich allgemein ausdrücken durch:

$$M_B = \sum_{i=1}^n F_i \cdot (c - z_i) \quad (5.22)$$

Zusätzlich zur Bestimmung der Bruchlast bietet dieses Verfahren die Möglichkeit, den Momenten-Krümmungs-Verlauf eines Biegebalkens zu berechnen. Dieser wird z. B. zur Bestimmung des Verformungsverhaltens benötigt. Auf diese Weise lassen sich die

experimentell ermittelten Traglastkurven mit analytischen Modellen vergleichen. Ein weiterer Vorteil dieses Verfahrens liegt in der Möglichkeit, beliebig geartete Spannungsverläufe zu verwenden. Die Berechnung der Spannungsresultierenden C bzw. T_i erfolgt dann am Schichtenmodell durch Aufsummieren der einzelnen Teilkräfte.

Die Ergebnisverläufe einer numerisch durchgeführten Momenten-Krümmungs-Analyse sind in Abbildung 5-19 am Beispiel verstärkter und unverstärkter Holzträger mit CFK-Lamellen für unterschiedliche Verstärkungsgrade ρ wiedergegeben. Die durchgezogenen Kurvenverläufe wurden unter Verwendung linear-elastischen Materialverhaltens sowie der Annahme gleicher Druck- und Zugfestigkeiten für Holz, d. h. $f_c = f_t$, ermittelt. Für den unverstärkten Träger steigt das aufnehmbare Biegemoment mit der Krümmung linear bis zur Bruch an. Das Biegeversagen tritt durch gleichzeitiges Erreichen der Druck- und Zugfestigkeit an der äußersten Holzfaser ein. Bei den verstärkten Träger ist sowohl ein Anstieg der Tragfähigkeit als auch der Biegesteifigkeit erkennbar. Da sich die Nulllinie bei den verstärkten Trägern in Richtung der Zugfaser verschiebt, wird hier als erstes die Druckfestigkeit an der Trägeroberkante erreicht, was letztlich zum Versagen des Trägers führt.

Das Tragverhalten unter Annahme einer plastischen Druckzone ist in Abbildung 5-19 anhand der gestrichelten Linien dargestellt. In Anlehnung an Abschnitt 5.3.1 wurde dem Holz eine doppelt so hohe Zug- wie Druckfestigkeit, d. h. $f_t = 2 \cdot f_c$, zugewiesen.

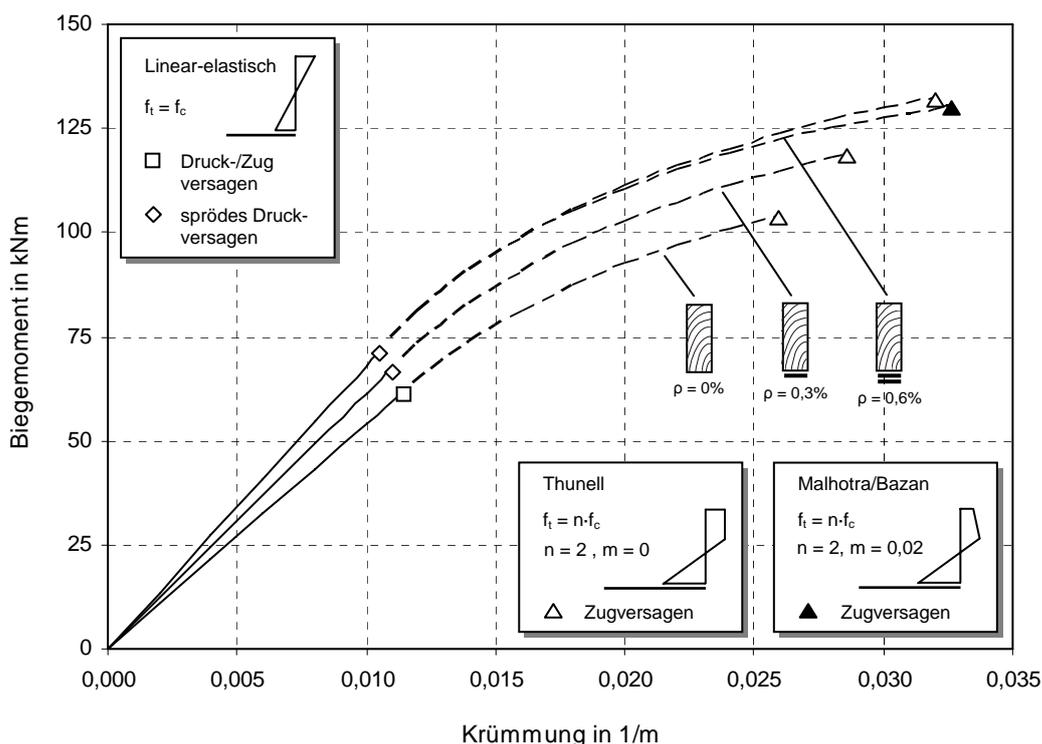


Abbildung 5-19: Momenten-Krümmungs-Analyse für Holzträger mit unterschiedlichen Biegeverstärkungsgraden ρ

Bis zum Erreichen des linear-elastischen Versagensfalls sind die jeweiligen Verläufe identisch. Durch die erhöhte Zugfestigkeit bilden sich ab Krümmungen zwischen $\kappa = 0,011$ und $0,012$ 1/m plastische Druckbereiche im Holz aus. Infolge dessen wird der Kurvenverlauf zunehmend nichtlinear. Der Unterschied zwischen linear-elastischem Tragverhalten und dem nach Thunell lässt sich beispielsweise am unverstärkten Träger ablesen. Nach Thunell liegt

das Bruchmoment rund 68% über dem des elastisch bemessenen Trägers mit $f_c = f_t$. Um die gleiche Versagenslast zu erreichen, müsste die Biegefestigkeit f_M bei linear-elastischer Berechnung demzufolge das 1,68-fache der Druckfestigkeit f_c betragen. Für den Verhältniswert $n = 2$ kann dieses Ergebnis ebenfalls aus Abbildung 5-14 abgelesen werden. Ein nichtlinearer Kurvenverlauf, wie er bei den meisten Biegeversuchen beobachtet werden kann, ist in diesem Fall jedoch nicht möglich.

Aus Abbildung 5-19 lassen sich für die numerische Analyse biegeverstärkter Holzträger abschließend folgende Grundsätze ableiten:

- Die Verstärkung der Zugseite führt zu einer Steigerung des Bruchmoments und der Biegesteifigkeit
- Modelle mit plastischen Spannungsverläufen erlauben die Abbildung nichtlinearen Verformungsverhaltens biegeverstärkter Holzträger
- Bei gleichem Verstärkungsgrad ρ ist die Tragfähigkeitssteigerung am plastischen Modell deutlich größer als am linear-elastischen Modell
- Im linear-elastischen Fall führt die Verstärkung zur Reduzierung der Duktilität, während sie im plastischen Fall zu einer Duktilitätssteigerung führt
- Die Entfestigung der Holzdruckzone am plastischen Spannungsmodell führt bei $m = 0,02$ nur zu einer geringfügigen Abnahme der Versagenslasten
- Die Anfangssteifigkeit biegeverstärkter Träger ist von den plastischen Tragreserven unabhängig

Die Qualität der hier behandelten plastischen Bemessungsmodelle konnte bereits in diversen Forschungsvorhaben nachgewiesen werden. So wurden Modelle mit entfestigender Druckzone beispielsweise von Gentile et al. [Gen02], Johnsson et al. [Joh07], Borri et al. [Bor05], Gilfillan et al. [Gil03] oder Plevris und Triantafillou [Ple92] zur Beschreibung des Tragverhaltens angewendet. Die Steigerung von Bruchlast und Biegesteifigkeit der Verbundträger gegenüber Referenzträgern sowie der Übergang vom spröden Zugversagen zum duktilen Druckversagen konnten durch das Modell mit guter Genauigkeit abgebildet werden.

In anderen Arbeiten (z. B. Romani und Blaß [Rom01], Brunner [Bru00] oder Bergmeister [Ber03]) wurden Modelle mit konstantem Spannungsplateau analog dem Ansatz von Thunell verwendet. Dabei konnten ebenfalls zufriedenstellende Ergebnisse erzielt werden. Blaß et al. [Bla02a] stellten auch hier fest, dass die Berechnung des E-Moduls nach der Verbundtheorie zu einer guten Übereinstimmung mit den Versuchswerten führte.

5.3.3 Schubverstärkungen

Bei der Modellierung des Schubtragverhaltens verstärkter Holzträger ist zunächst zwischen den in Abschnitt 5.2 vorgestellten Verstärkungsmethoden zu unterscheiden. In der Vergangenheit kamen zur Erhöhung des Schubtragverhaltens vorrangig die im Folgenden aufgeführten Verstärkungsmechanismen zum Einsatz:

- oberflächlich verklebte uni- bzw. bidirektionale FVK-Strukturen (z. B. Triantafillou [Tri97], Hay et al. [Hay06], Buell und Saadatmanesh [Bue05])
- eingeklebte FVK-Stäbe (z. B. Svecova und Eden [Sve04])

- Schrauben und Gewindestangen (z. B. Trautz [Tra08])

Darüber hinaus wurden diverse Untersuchungen zum Verbundverhalten zwischen eingeklebten stabförmigen Armierungen und Holz durchgeführt. Pörtner [Pör05] stellt in seiner Arbeit eine umfassende Übersicht der bislang untersuchten Bemessungsansätze vor.

5.3.3.1 Flächige Verstärkungen

Um die Tragfähigkeitssteigerung beurteilen zu können, soll an dieser Stelle zunächst die Schubtragfähigkeit eines unverstärkten Holzträgers betrachtet werden. Nach der Festigkeitslehre gilt für die Verteilung der Schubspannungskomponenten in z-Richtung an einem Vollquerschnitt:

$$\tau(x, z) = -\frac{Q(x) \cdot S(z)}{I_y \cdot b(z)} \quad (5.23)$$

Hierbei ist $Q(x)$ die Querkraft an der Stelle x , I_y das Flächenträgheitsmoment, $b(z)$ die Breite des Querschnitts an der Stelle z und $S(z)$ das Flächenmoment erster Ordnung. Für einen Rechteckquerschnitt mit konstanter Breite b ergibt sich der parabolisch verteilte Schubspannungsverlauf entsprechend der linken Skizze in Abbildung 5-20. In der Mitte des unverstärkten Querschnitts wirkt die maximale Schubspannung $\tau_{\max,0}$ während sie am oberen und unteren Rand aufgrund der Bedingung $\tau_{xz} = \tau_{zx}$ zu Null wird. Im Mittel wirkt über den Querschnitt die Schubspannung Q/A .

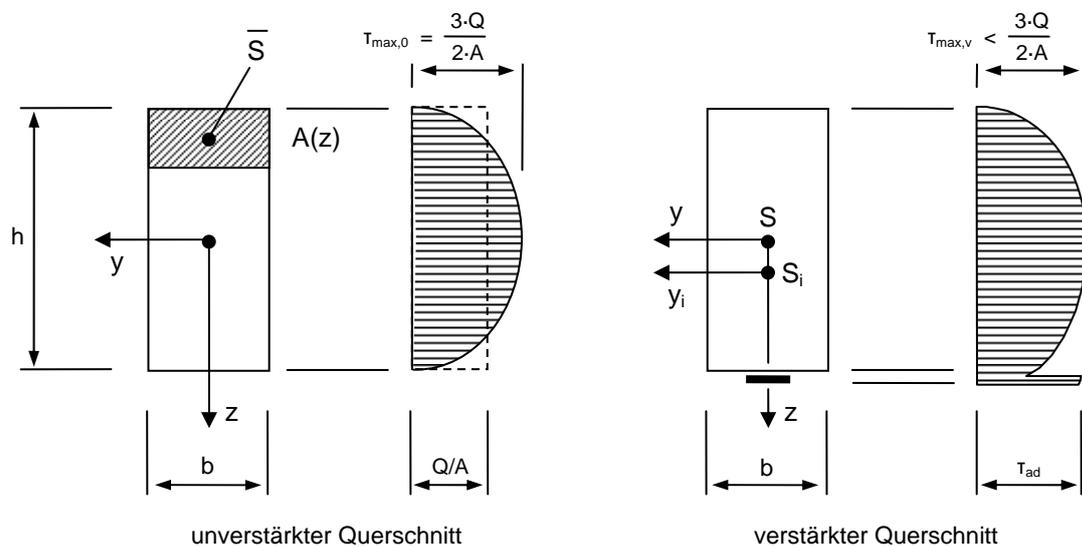


Abbildung 5-20: Schubspannungsverteilung am unverstärkten und verstärkten Querschnitt

In der rechten Skizze von Abbildung 5-20 ist der qualitative Schubspannungsverlauf dargestellt, wie er sich aufgrund der Verklebung einer Lamelle an der Trägerunterseite einstellen würde. Um Gleichung (5.23) auf den verstärkten Träger anwenden zu können, müssen zunächst die statischen Kennwerte des ideellen Querschnitts ermittelt werden. Aufgrund der meist erheblich steiferen Lamelle (Steifigkeitsverhältnis $\eta_E = E_L/E_H$) verschiebt sich die Nulllinie zur Trägerunterseite hin. Hieraus ergibt sich eine geringfügige Abnahme der maximalen Schubspannung $\tau_{\max,v}$ am verstärkten Träger. Gleichzeitig findet auf Höhe der

Verklebung infolge der veränderten Querschnittsbreite b ein Sprung im Schubspannungsverlauf statt. Der Unterschied zwischen den oberhalb und unterhalb der Klebelinie wirkenden Schubspannungen ist vom Verhältnis b/b_L abhängig. Für sehr schmale Lamellen ergeben sich entsprechend hohe Schubspannungen in der Klebefuge.

Die nach der Festigkeitslehre berechnete Schubspannung auf Höhe der Kleberschicht kann jedoch nur als Näherungswert betrachtet werden und gilt nicht in der direkten Umgebung der Lamellenenden, da hier die in der Lamelle wirkende Normalkraft über Klebeverbund in den Holzträger eingeleitet wird. Aus diesem Grund ergeben sich am Verbundende von Lamellen stets Schubspannungsspitzen, die zu einem Vielfachen des nach Gleichung (5.23) berechneten Werts führen können. Da das Verbundversagen zwischen den Füge-teilen besondere Aufmerksamkeit verlangt, sollen die Hintergründe für den Fall des Verbunds zwischen Holz und FVK-Lamellen in Abschnitt 5.4 genauer behandelt werden.

Löst man Gleichung (5.23) nach $Q(x)$ auf so lässt sich die maximal aufnehmbare Querkraft für den Rechteckquerschnitt durch die Gleichung:

$$Q_{\max} = \frac{2}{3} \cdot \tau_{\max,0} \cdot b \cdot h \quad (5.24)$$

ausdrücken. Um die Steigerung der Schubtragfähigkeit im Verhältnis zum unverstärkten Träger beurteilen zu können, bietet es sich an, die normalisierte Schubtragfähigkeit einzuführen. Unabhängig von Querschnittsfläche und Schubfestigkeit ergibt sich:

$$\frac{Q_{\max}}{b \cdot h \cdot \tau_{\max}} = \frac{2}{3} \quad (5.25)$$

Für einen unverstärkten Träger erhält man demnach stets eine normalisierte Schubtragfähigkeit von 0,667.

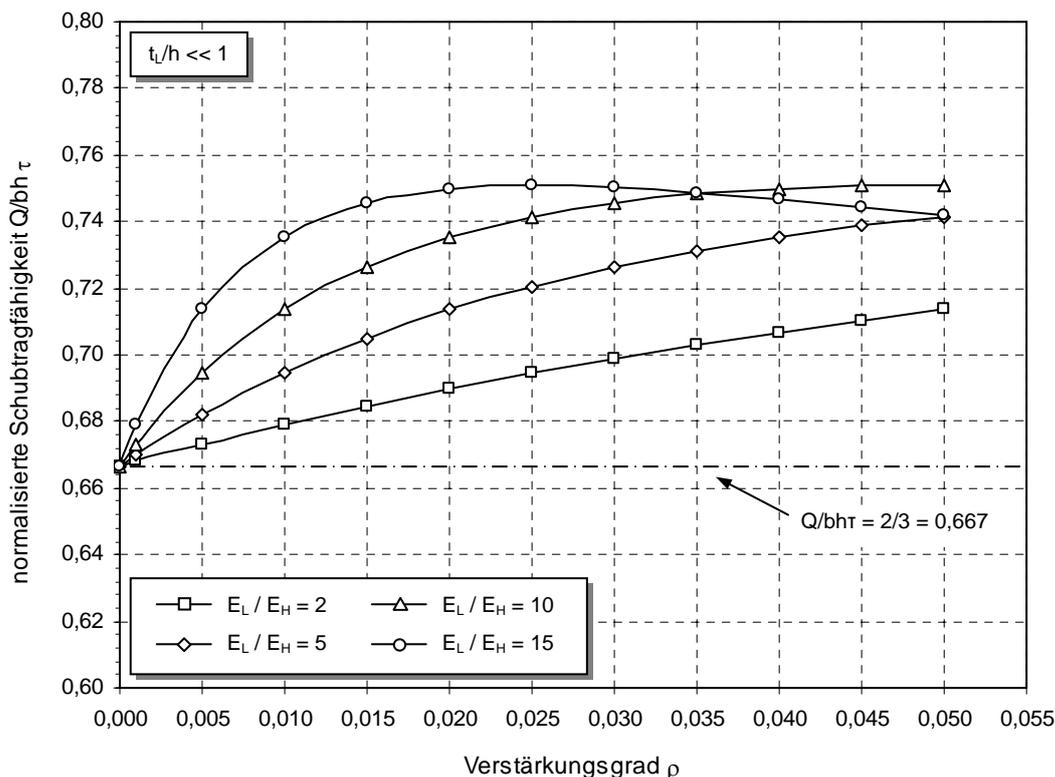


Abbildung 5-21: Normalisierte Schubtragfähigkeiten für unterseitig verstärkte Holzträger

Der Einfluss des Verstärkungsgrads ρ auf die normalisierte Schubtragfähigkeit ist in Abbildung 5-21 für unterschiedliche Steifigkeitsverhältnisse η_E wiedergegeben. Dabei wird vorausgesetzt, dass die Lamellendicke t_L sehr viel kleiner als die Trägerhöhe h ist. Bei einer unterseitig verklebten Lamelle ergibt sich aufgrund der Verschiebung der Nulllinie ein nichtlinearer Zusammenhang zwischen dem ideellen Flächenträgheitsmoment $I_{y,i}$ und dem ideellen statischen Moment $S_{y,i}$. Folglich zeigen die Kurvenverläufe in Abbildung 5-21 einen Extremwert auf, der für ein typisches Steifigkeitsverhältnis von $\eta_E = 15$ und $\rho \approx 0,025$ die maximale normalisierte Schubtragfähigkeit von ca. 0,75 ergibt. Dieses entspricht einer Zunahme der Schubtragfähigkeit von rund 12,5%. Bei üblichen Verstärkungsgraden im Bereich von 0,001 bis 0,008 liegt die Zunahme hingegen bei lediglich 2 bis 8%.

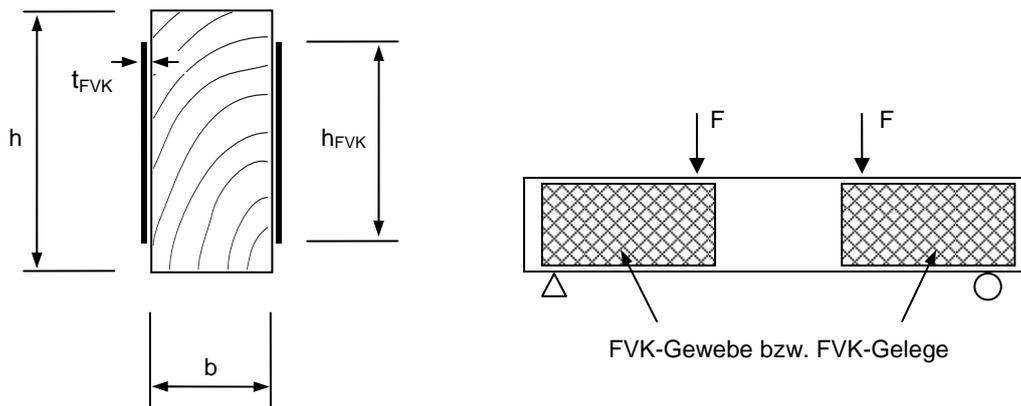


Abbildung 5-22: Holzträger mit flächiger Schubverstärkung aus FVK nach Triantafillou [Tri97]

Eine erheblich bessere Ausnutzung des Verstärkungsmaterials kann durch die seitliche Applizierung von uni- oder bidirektionalen FVK-Gelegen bzw. FVK-Matten erzielt werden. Einen Ansatz zur Berechnung der Schubtragfähigkeit von Holzträgern mit seitlich verklebter Verstärkung stellt Triantafillou [Tri97] vor. Ausgehend von Gleichung (5.23) gibt er für den in Abbildung 5-22 dargestellten Querschnitt unter Berücksichtigung des Steifigkeitsverhältnisses η_E folgende Kennwerte an:

$$b_i = b \cdot \left(1 + \eta_E \cdot \frac{h}{h_{FVK}} \cdot \rho \right) \quad (5.26)$$

$$I_i = \frac{b \cdot h^3}{12} \left[1 + \eta_E \left(\frac{h_{FVK}}{h} \right)^2 \cdot \rho \right] \quad (5.27)$$

$$S_i = \frac{b \cdot h^2}{8} \cdot \left(1 + \eta_E \cdot \frac{h_{FVK}}{h} \cdot \rho \right) \quad (5.28)$$

mit:

$$\rho = \frac{2 \cdot t_{FVK} \cdot h_{FVK}}{b \cdot h} \quad (5.29)$$

Durch Umformen von Gleichung (5.23) und Einsetzen der Gleichungen (5.26) bis (5.28) lässt sich die normalisierte Schubtragfähigkeit ausdrücken als:

$$\frac{Q}{b \cdot h \cdot \tau} = \frac{2}{3} \left[\frac{\left(1 + \eta_E \cdot \frac{h}{h_{FVK}} \cdot \rho\right) \cdot \left[1 + \eta_E \cdot \left(\frac{h_{FVK}}{h}\right)^2 \cdot \rho\right]}{\left(1 + \eta_E \cdot \frac{h_{FVK}}{h} \cdot \rho\right)} \right] = \frac{2}{3} \cdot R \quad (5.30)$$

Der Faktor R in Gleichung (5.30) gibt das Verhältnis der Schubkapazität zwischen einem verstärkten und unverstärkten Querschnitt an. Für verstärkte Träger gilt stets $R > 1,0$. Die Verläufe der normalisierten Schubtragfähigkeit in Abhängigkeit des Verstärkungsgrads ρ sind in Abbildung 5-23 für unterschiedliche Steifigkeitsverhältnisse η_E dargestellt. Zusätzlich sind zwei unterschiedliche Verhältnisse h_{FVK}/h wiedergegeben, welche den Einfluss der Verlebehöhe der FVK-Verstärkung verdeutlichen sollen. Für $h_{FVK}/h = 1,0$ verläuft die Verstärkung über die gesamte Trägerhöhe, während sie für $h_{FVK}/h = 0,75$ lediglich 75% der Höhe bedeckt.

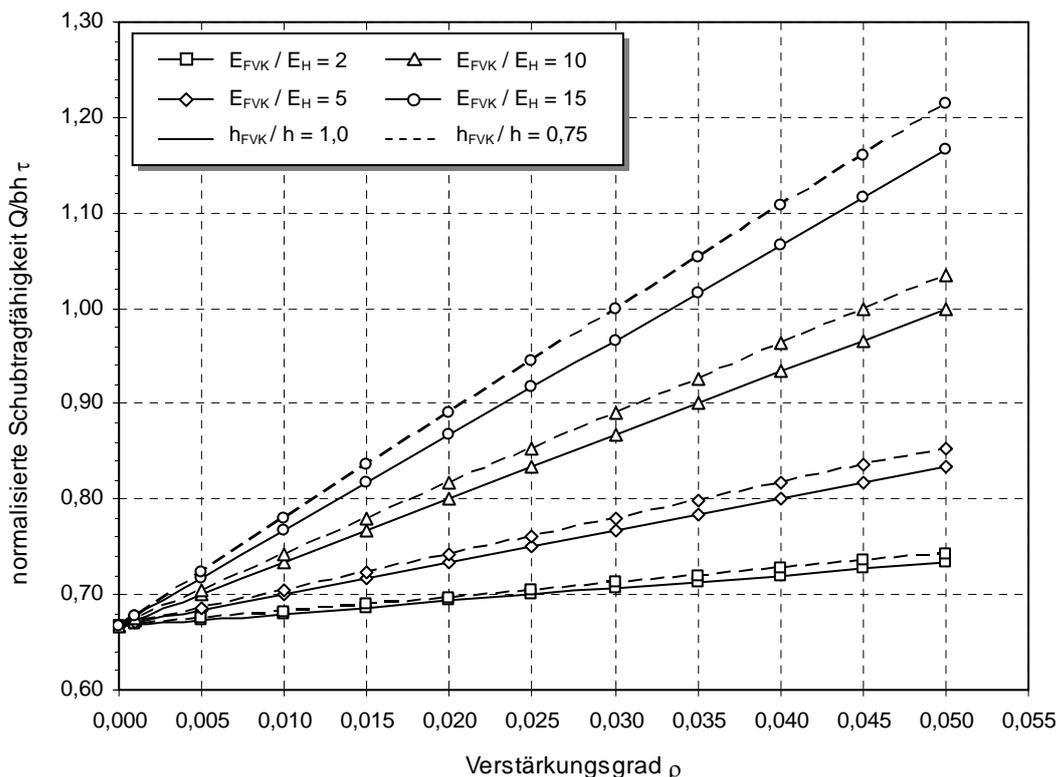


Abbildung 5-23: Normalisierte Schubtragfähigkeiten für Träger mit seitlicher Verstärkung

Durch die symmetrische Anordnung der FVK-Verstärkung auf Höhe der Trägernulllinie nimmt die Schubtragfähigkeit gegenüber einer unterseitig verklebten Lamelle linear mit dem Verstärkungsgrad zu. Außerdem steigt mit abnehmendem Verhältniswerte h_{FVK}/h die erzielbare Schubtragfähigkeit an. Hierbei ist zu bedenken, dass die Höhe h_{FVK} der Verstärkung ausreichend groß zu wählen ist, damit ein Schubversagen im Holz außerhalb der verstärkten Fläche ausgeschlossen werden kann. Sofern die Verstärkung über

mindestens 30% der Trägerhöhe ausgeführt wird, kann dieser Versagensfall nach Berechnungen von Triantafillou im Bereich $\rho \leq 2\%$ jedoch ausgeschlossen werden [Tri98].

Es gilt außerdem zu berücksichtigen, dass das Modell von Triantafillou lediglich die Überschreitung der Schubtragfähigkeit im Holz als mögliche Versagensursache vorsieht. Ein Abscheren des FVK sowie ein mögliches Verbundversagen, z. B. infolge Delamination, bleiben hingegen unberücksichtigt.

Durch Schubversuche an 21 Trägern mit seitlich aufgeklebter CFK-Verstärkung konnte Triantafillou die gute Übereinstimmung der analytischen Bemessungsgleichungen mit den im Experiment erzielten Traglasten nachweisen [Tri97]. Bei Verstärkungsgraden zwischen 1,3 und 2,6% wurden Schubtragfähigkeitssteigerungen von bis zu 43% gegenüber unverstärkten Referenzträgern erreicht. Die theoretischen Schubtraglasten lagen dabei im Mittel zwischen 3 bis 10% oberhalb der gemessenen Werte.

Zusätzliche bzw. ergänzende Modelle zur Berechnung oberflächlich verklebter Schubverstärkung mittels FVK-Strukturen liegen nach Kenntnis des Autors bislang nicht vor. Obwohl auch Hay et al. [Hay06] Versuche an Vollholzträgern mit vertikal und diagonal angeordneten GFK-Gelegen durchgeführt haben (vgl. Abbildung 5-2), werden in dieser Arbeit keine analytischen Bemessungsgrundlagen angegeben. Die Autoren merken jedoch an, dass Träger mit diagonal verklebten Gelegen im Gegensatz zur vertikalen Verklebung ein deutlich günstigeres Tragverhalten aufzeigt. Zudem weisen Hay et al. auf die Notwendigkeit einer Überlappung des Geleges an der Ober- und Unterseite des Trägers hin, da nur so die hohe Festigkeit des Materials ausgenutzt werden kann. Diese Feststellung deckt sich nicht mit den Versuchsergebnissen von Triantafillou.

5.3.3.2 Stabförmige Verstärkungen

Im Vergleich zu oberflächlich applizierten Verstärkungen, erfordert die Modellierung des Schubtragverhaltens von Holzträgern mit eingeschraubten bzw. eingeklebten stabförmigen Verstärkungselementen eine grundsätzlich andere Vorgehensweise. Da die Applizierung der schräg zur Faserrichtung eingebrachten Stäbe an diskreten Stellen innerhalb des Trägers stattfindet, kann das modifizierte Tragverhalten nicht auf die Bestimmung ideeller statischer Kennwerte zurückgeführt werden. Bei stabförmigen Verstärkungen müssen demnach zusätzliche Mechanismen wirken, anhand welcher sich die Erhöhung der Schubtragfähigkeit sowie das unterschiedliche Verformungsverhalten erklären lassen.

Einen möglichen Ansatz sehen Svecova und Eden in der Übertragung auf das im Stahlbetonbau häufig angewendete Fachwerkmodell [Sve04]. Aufbauend auf den in Abschnitt 5.2 beschriebenen Versuchsergebnissen könnte die Einbringung stabförmiger Verstärkungselemente nach Sicht der Autoren zur Ausbildung eines fachwerkartigen Kraftverlaufs führen, bei dem die vertikalen Stäbe als Zugglieder fungieren. Die erforderlichen Druckstreben würden sich in diesem Fall im Holz ausbilden müssen. Dabei ist zu berücksichtigen, unter welchem Winkel die zu den Zuggliedern notwendigen Druckstreben angenommen werden. Je nach Neigung der Druckstreben im Holz sind unterschiedliche Anteile längs bzw. quer zur Faserrichtung aufzunehmen. Angaben zur Bemessung werden in der Arbeit von Svecova und Eden nicht angeführt. Eine modellhafte Darstellung in Anlehnung an die im Stahlbetonbau angenommenen Stabkraftverläufe ist in Abbildung 5-24 wiedergegeben.

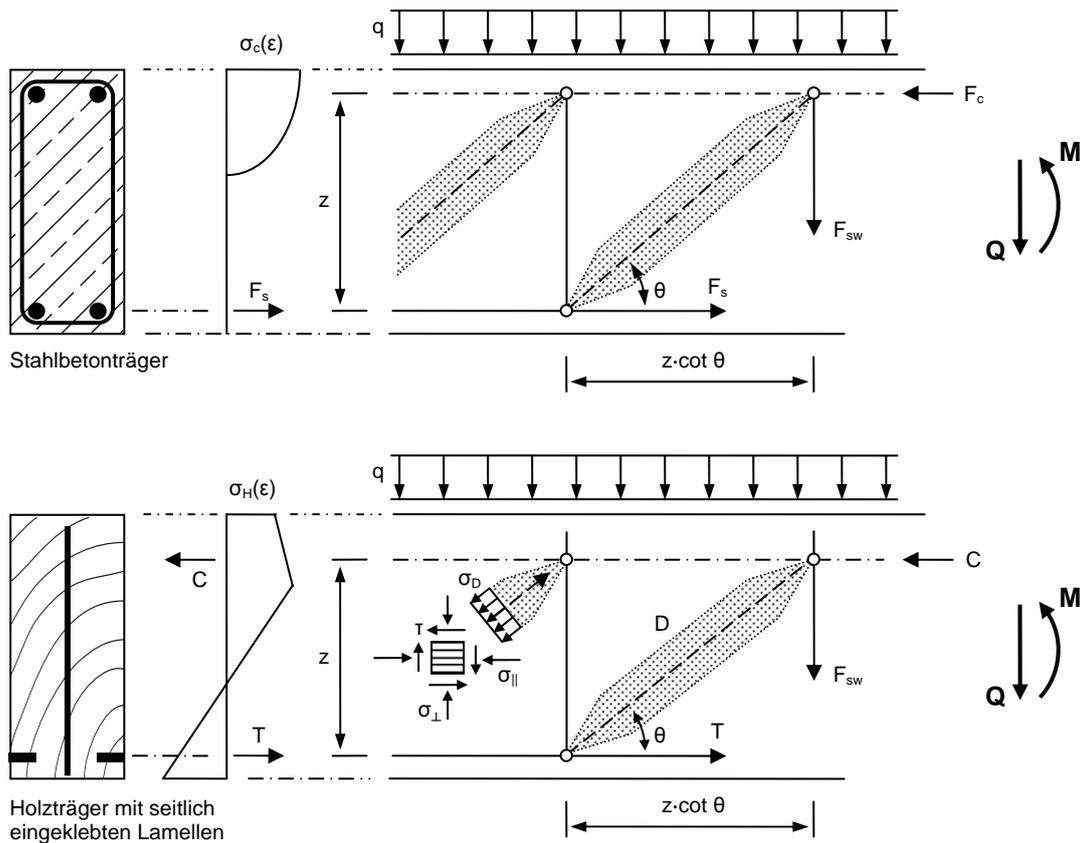


Abbildung 5-24: Kraftverläufe in einem auf Holzträger übertragenen Fachwerkmodell

Wie aus Abbildung 5-24 hervorgeht, kann die Druckdiagonale D als eine zwischen den Knotenpunkten wirkende Druckspannung σ_D interpretiert werden. An einem um den Winkel θ relativ zur Druckspannungsrichtung gedrehten Element wirkt dann der gezeigte Spannungszustand mit Druckspannungen längs und quer zur Faserrichtung sowie einer zusätzlichen Schubkomponente. Nach dem Mohrschen Spannungskreis erreicht die Schubspannung am Element für den Winkel $\theta = 45^\circ$ ihren maximalen Wert. Bei sehr steilen Druckdiagonalen, d. h. $\theta > 45^\circ$, wird die Druckspannung in Querrichtung deutlich größer als die Spannung parallel zur Faser. Da die Druckfestigkeit quer zur Faser weitaus geringer als die Druckfestigkeit parallel zur Faser ist, sind flache Druckdiagonalen mit Winkeln $\theta < 45$ als günstiger einzuschätzen.

Nach der Bemessung im Stahlbetonbau gilt für die aufnehmbare Querkraft im Hinblick auf die Tragfähigkeit der Schubbügel:

$$Q_{Rd,sy} = \frac{A_{sw} \cdot n}{s_w} \cdot z \cdot f_y \cdot \cot \theta \quad (5.31)$$

wobei n die Schnittigkeit (Anzahl pro Schnitt) der Bügel und s_w den Bügelabstand angeben.

Werden der Querschnitt A_{sw} und die Fließspannung f_y des Betonstahls durch entsprechende Kennwerte eines verschraubten bzw. verklebten Bewehrungselements substituiert, so scheint eine Übertragung von Gleichung (5.31) auf den Holzbau grundsätzlich möglich. Bei einem derartigen Modell wirkt die Verankerung der Stabkräfte an den Knotenpunkten jedoch eine zusätzliche Problematik auf, da keine Umschließung der Längsbewehrung ähnlich dem

Stahlbetonbau stattfinden kann. Die ausreichende Verankerung bzw. Übertragung der Kräfte an den Knotenpunkten wäre in solchen Fällen gesondert nachzuweisen.

Die Bestimmung der maximal verankerbaren Kräfte kann auf Grundlage von Forschungsergebnissen sowie einschlägiger Normenwerke erfolgen. Der Auszieh Widerstand für Holzschrauben sowie für in Holz eingeklebte Stahlstäbe kann z. B. auf Grundlage von [DIN 1052], Abschnitt 12.8.2 bzw. Abschnitt 14.3 berechnet werden. Da die Gleichungen nur für Verklebung von Gewindebolzen mit metrischem Gewinde und Betonrippenstähle gelten, muss für die Bemessung eingeklebter FVK-Stäbe auf alternative Berechnungsgrundlagen zurückgegriffen werden. Für senkrecht und parallel zur Faserrichtung eingeklebte Stäbe aus CFK und GFK schlägt Pörtner [Pör05] die Verwendung einer Bemessungsgleichung von Gustafsson [Gus01] vor.

Abschließend ist anzumerken, dass zur Modellierung des Schubtragverhaltens von Holzträgern auf Grundlage eines Fachwerkmodells nach Kenntnis des Autors bislang keine Veröffentlichungen vorliegen. Eine Übertragung der im Stahlbetonbau üblichen Kraftverläufe nach Abbildung 5-24 auf den Holzbau könnte einen möglichen Ansatz darstellen, um die im Versuch beobachteten Anstieg der Schubtragfähigkeit stabverstärkter Holzträger zu erklären. Neben der Anisotropie des Holzes stellt dabei die Verankerung der Stabkräfte im Fachwerk einen wichtigen Sachverhalt dar.

Da dem Verbundverhalten zwischen geklebter Bewehrung und Holz bei der Bemessung verstärkter Holzbauteile eine besondere Bedeutung zukommt, sollen im nachfolgenden Abschnitt einige Ansätze zur Modellierung des Verbunds an dem Bauteil FVK/Holz näher betrachtet werden.

5.4 Modellierung des Verbundverhaltens

Der Verbund zwischen Holz und geklebter Bewehrung beruht auf der Haftung infolge chemisch-physikalischer Bindung (Adhäsion) und mechanischer Verzahnung zwischen Klebstoff und Holz bzw. dem Bewehrungselement [Ber03]. Für die Verklebung von FVK-Werkstoffen werden vorrangig zweikomponentige Epoxidharzkleber eingesetzt, da diese neben einer geringen Kriechneigung sehr gute mechanische Festigkeiten aufweisen (vgl. Kapitel 4.2). Hinsichtlich des Verbunds kommt dem Kleber zusätzlich die Aufgabe der Reduzierung von Spannungsspitzen zu, welche sich aufgrund der Relativverschiebungen der Fügebauteile ergeben.

Die Übertragung der Verbundkräfte erfolgt nicht gleichmäßig über die applizierte Länge. Stattdessen treten am Anfang der Verklebung sehr große Schubspannungen auf, die sich mit fortlaufender Klebelänge hyperbolisch abbauen [Ber03]. Die maximale Zugkraft in der geklebten Bewehrung wird erreicht, sobald die Schubspannung in der Verbundfuge zu Null abgefallen ist. Bei Abscherversuchen mit auf Holz verklebten CFK-Lamellen konnten Kraft-einleitungslängen zwischen 200 und 300 mm nachgewiesen werden [Bla03].

Der grundsätzliche Spannungsverlauf entlang der Verbundfuge ist in Abbildung 5-25 am Beispiel einer auf Beton geklebten CFK-Lamelle wiedergegeben. Bei geringer Beanspruchung liegt die Schubspannung in der Klebefuge unterhalb der aufnehmbaren Grenzs Schubspannung τ_{max} . Mit zunehmender Biegebeanspruchung des Trägers steigt die Zugkraft in der Lamelle, was zu einer Erhöhung der Schubspannungen in der Kleberschicht

τ_{ad} am Ende der Verklebung führt. Überschreitet die Schubspannung den Grenzwert τ_{max} , so tritt Verbundversagen zwischen Lamelle und Trägermaterial ein. Je nach Schubfestigkeit des Klebers bzw. Betons sind dabei unterschiedliche Rissverläufe möglich. Bei sprödem Materialverhalten kann es zu einem rasch fortschreitenden Reißverschlussseffekt kommen, d. h. der Schubspannungsverlauf wandert analog der rechten Skizze in Abbildung 5-25 vom Lamellenende in Richtung Trägermitte. Dieser Mechanismus führt bei Versuchen an oberflächlich verstärkten Betonbauteilen in vielen Fällen zum Abschälen der Lamelle, womit in der Regel der sofortige Ausfall der Verstärkung einhergeht.

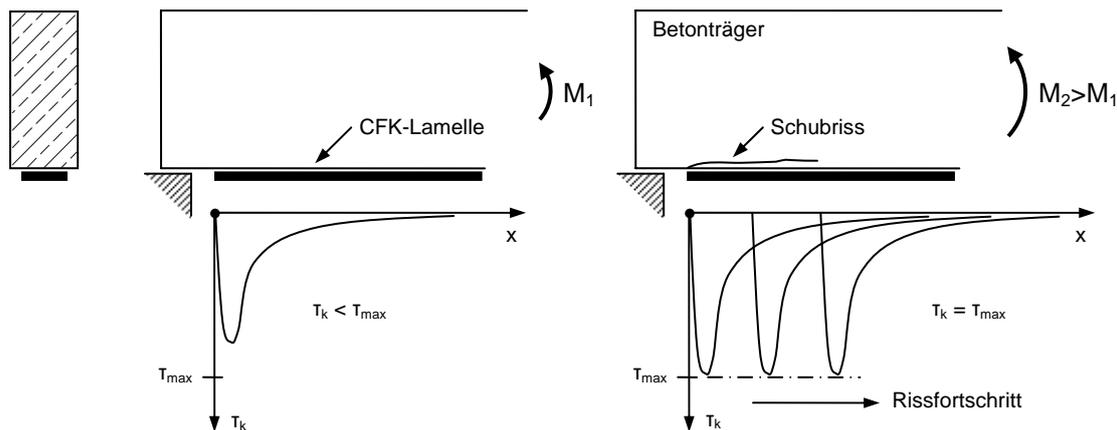


Abbildung 5-25: Reißverschlussseffekt bei Erreichen der maximalen Verbundschubspannung

Neben dem deutlich geringeren Schubmodul stellt insbesondere die Anisotropie von Holz einen grundlegenden Unterschied gegenüber Verklebungen auf Beton dar. So ist beispielsweise die Ausrichtung relativ zur Faserrichtung des Holzes bei der Bemessung des Auszieh- und Widerstands von Holzschrauben oder eingeklebten stabförmigen FVK-Werkstoffen zu berücksichtigen [DIN 1052, Pör05]. Während der Winkel zwischen Holzfasern und Verstärkung bei Schrauben oder eingeklebten Stäben in der Regel zwischen 45° und 90° beträgt, kommen bei der Biegeverstärkung nahezu ausschließlich faserparallele Verklebungen zum Einsatz.

In den folgenden Abschnitten werden einige der in Forschung und Praxis üblicherweise verwendeten Modellansätze vorgestellt. Hierbei handelt es sich sowohl um Modelle zur Beschreibung des Schubspannungsverlaufs entlang faserparalleler Klebefugen (z. B. CFK-Lamellen) als auch einfache Gleichungen zur Bestimmung des Auszieh- und Widerstands von Verschraubungen und eingeklebten Stäben aus FVK oder Stahl.

5.4.1 Klebungen mit Stahl- und FVK-Lamellen

Bei der Biegeverstärkung von Holzträgern werden die Lamellen stets parallel zur Faserrichtung des Holzes verklebt. Die maximal durch Klebeverbund übertragbare Lamellenzugkraft lässt sich im Experiment mit Hilfe eines Abscherversuchs ermitteln. Hierzu wird die CFK-Lamelle unter Verwendung eines geeigneten Klebers und einer zuvor festgelegten Verbundlänge l_v oberflächlich oder eingeschlitzt mit dem Holzprobekörper verklebt. Eine exakte Begrenzung der Verklebelänge kann beispielsweise durch die Verwendung nicht-haftender Teflonstreifen erreicht werden. In verschiedenen Forschungsvorhaben hat sich der

in Abbildung 5-26 schematisch dargestellte Versuchsaufbau unter Verwendung eines Zug-Druck-Körpers als besonders zweckmäßig herausgestellt [Lug01, Bla03]. Hierbei wird der Verbundprobekörper anhand einer Widerlagerplatte aus Stahl in Lastrichtung fixiert. Die Krafteinleitung in die CFK-Lamelle erfolgt in der Regel weggesteuert mit Hilfe einer hydraulischen Prüfmaschine. Während des Abscherversuchs wird die Lamellenkraft vom lastseitigen Verbundende über Klebeverbund in den Holzkörper eingetragen, so dass dieser am Widerlager die maximale Normalkraft erfährt. Am lastfernen Ende sind beide Fügeiteile spannungsfrei.

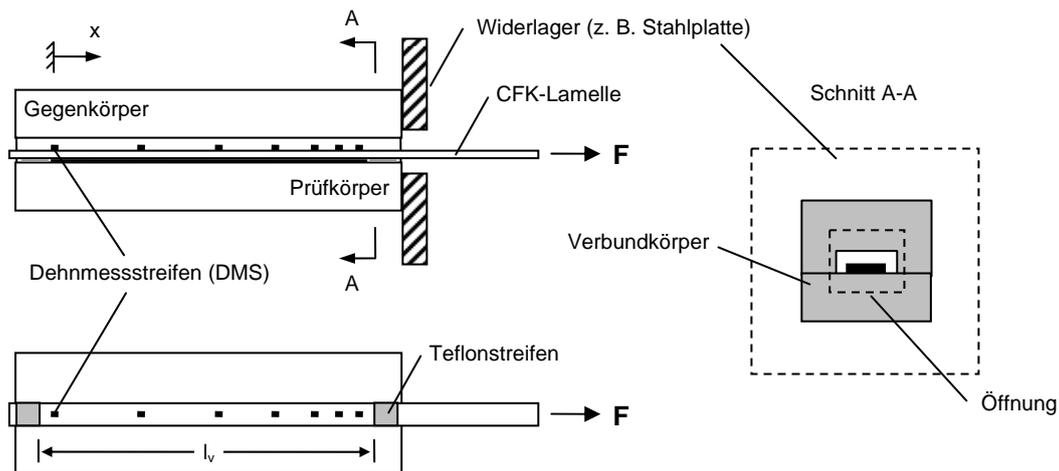


Abbildung 5-26: Schematische Darstellung eines Abscherversuchs mit Zug-Druck-Körper in Anlehnung an [Lug01]

Die Dehnungen der CFK-Lamelle lassen sich mit Hilfe von Dehnmessstreifen (kurz: DMS) an diskreten Stellen entlang der Verbundfuge messen. Durch schrittweise Integration der lokalen Dehnungswerte kann anschließend der Verlauf der Schubspannungen entlang der Verbundfuge näherungsweise berechnet werden.

Bei Abscherversuchen ist stets ein annähernd gleiches Versagen des Probekörpers zu beobachten. Nach anfänglicher, nahezu linearer Steigerung der Last kommt es zu Spannungsspitzen am lastseitigen Verbundende, was letztlich zum Scherversagen des Holzes sowie der Verschiebung der Verbundzone zum lastfreien Verbundende führt. Die Last kann dabei meist nicht weiter gesteigert werden. Aufgrund der Schubbeanspruchung kommt es zu einer Relativverschiebung (Schlupf) zwischen Holz und CFK-Lamelle. Als Schlupf ist die Relativverschiebung zwischen Holz und Lamelle definiert, ohne dass es zu einem Versagen des Verbunds kommt [Ber03]. Der Schlupf s setzt sich aus Verzerrungen der Kleberschicht γ_{ad} und des Holzes γ_h im verbundnahen Bereich zusammen. Um ein für die Ingenieurpraxis anwendbares Modell zu erhalten, werden die Schubverzerrungen in der Regel allein der Klebefuge zugewiesen. Das Verzerrungsverhalten der Klebung wird dann durch die fiktive Steifigkeit k_{ad} ersetzt. Die Schubspannung τ_{ad} in der Klebefuge wird unter Annahme dieser fiktiven Verklebesteifigkeit wie folgt ausgedrückt:

$$\tau_{ad} = \frac{G_{ad}}{t_{ad}} \cdot s = k_{ad} \cdot s \quad (5.32)$$

Gleichung (5.32) stellt die einfachste Form des Verbundansatzes mit einer linear-elastischen Beziehung zwischen Schubspannung τ_{ad} und Relativverschiebung s des Klebeverbunds dar. Der Schubmodul G_{ad} sowie die Dicke t_{ad} beziehen sich hierbei ebenfalls auf die fiktive Klebfuge. Nichtlineares Materialverhalten, wie beispielsweise eine Entfestigung der Klebfuge oder Entstehen von Reibungskräften, lässt sich mit diesem Verbundansatz aufgrund seines linear-elastischen Charakters nicht abbilden. In solchen Fällen ist die Verwendung nichtlinearer Verbundansätze erforderlich.

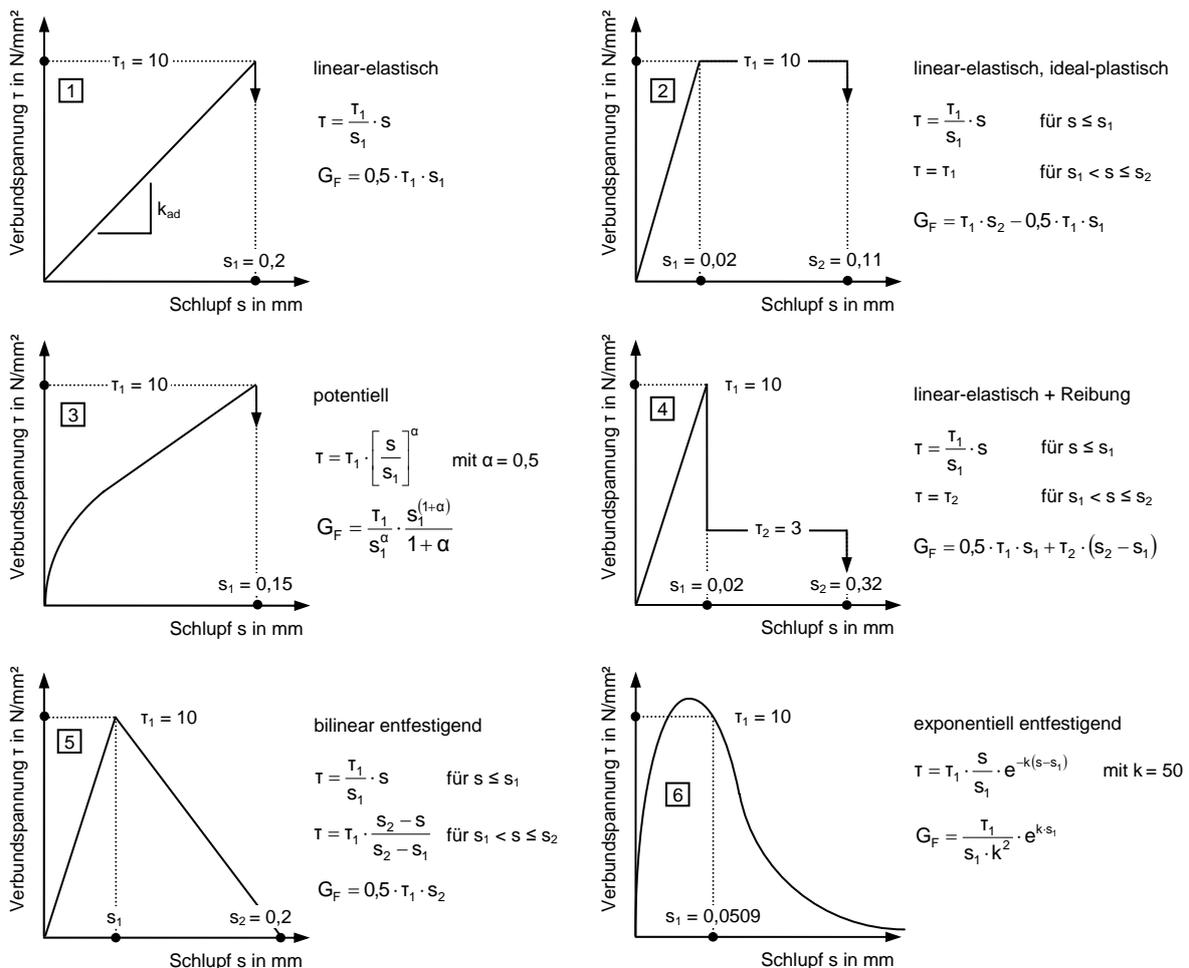


Abbildung 5-27: Übersicht verschiedener Verbundansätze mit identischer Bruchenergie $G_F = 1,0 \text{ N-mm/mm}^2$

Eine Übersicht verschiedener linearer und nichtlinearer Verbundansätze ist in Abbildung 5-27 dargestellt. Für die gezeigten Ansätze ergeben sich nach [Hol94] identische Verbundbruchkräfte, sofern die Bruchenergie

$$G_F = \int_0^{\infty} \tau(s) ds \quad (5.33)$$

stets den gleichen Wert liefert. Als Bruchenergie wird die Energie definiert, welche erforderlich ist, um eine Einheitsverbundfläche vom unbelasteten in einen vollständig getrennten Zustand zu überführen [Hol94]. Sie entspricht nach Gleichung (5.33) der Fläche unter der Schubspannungs-Relativverschiebungs-Kurve $\tau(s)$. Ausgehend von einer Verbund-

Bruchspannung von $\tau = 10 \text{ N/mm}^2$ und einer Bruchenergie von $G_F = 1,0 \text{ N}\cdot\text{mm/mm}^2$ ergibt sich beispielsweise für den linear-elastischen Fall eine Relativverschiebung von $s = 0,2 \text{ mm}$.

Unter Verwendung geeigneter Verbundparameter (s_{\max} , τ_{\max} , α bzw. k) lassen sich mit Hilfe der dargestellten Verbundansätze auch komplexere Verbundspannungsverläufe modellieren. Holzenkämpfer hat in seiner Arbeit zum Verbund geklebter Bewehrung auf Betonbauteilen gezeigt, dass sich die im Versuch gemessenen Kraftverläufe für oberflächlich geklebte Stahllamellen am besten durch einen bilinear entfestigenden Ansatz (Modell 5) abbilden lassen [Hol94]. Dieser Ansatz wurde auch in anderen Arbeiten (z. B. Blaschko [Bla01]) als geeignet befunden.

Im Gegensatz dazu wurde der linear-elastische Verbundansatz nach Gleichung (5.32) von Blaß et al. [Bla03] sowie von Luggin und Bergmeister [Lug01] zur Beschreibung des Verbundverhaltens von CFK/Holz-Verbundkörpern angewendet. In Verbundversuchen an oberflächlich verklebten CFK-Lamellen ermittelten Blaß et al. für die lineare Verbundsteifigkeit des Modells 1 nach Abbildung 5-27 einen Mittelwert von $k_{\text{ad}} = 23,1 \text{ N/mm}^3$. Luggin und Bergmeister geben in ihrer Arbeit für aufgeklebte CFK-Lamellen hingegen eine Verbundsteifigkeit von $k_{\text{ad}} = 43,6 \text{ N/mm}^3$ an.

Für die Nachrechnung von Verbundversuchen wird stets eine mathematische Darstellung der Verbundspannungen entlang der Klebefuge benötigt. Die Bestimmung des Spannungsverlaufs kann mit der Differentialgleichung des verschieblichen Verbunds (kurz: DGLvV) durchgeführt werden. Diese Theorie stammt von Volkersen [Vol38], der sie 1938 zur Berechnung der Kraftverteilung genieteteter Verbindungen aufstellte. Bei der Herleitung der Bestimmungsgleichungen am differentiellen Element, welche in Abschnitt 7.1.2.1 am Beispiel einer eingeschlitzten verklebten Lamelle ausführlich beschrieben ist, werden folgende Vereinfachungen vorausgesetzt [Hol94, Ber03]:

- Die Fügeiteile weisen ein linear-elastisches Materialverhalten bis zum Bruch auf
- Der Kleber wird hauptsächlich durch Scherung verformt
- Die Normalspannungen sind gleichmäßig über den Querschnitt der Fügeiteile verteilt
- Die gesamte Schubverformung wird der Klebefuge zugewiesen

Bei Betrachtung des Zug-Druck-Körpers nach Abbildung 5-26 sowie eines linear-elastischen Verbundansatzes gemäß Modell 1 nach Abbildung 5-27 ergibt sich die spezielle Lösung der DGLvV für oberflächlich verklebte Lamellen zu:

$$s(x) = \frac{F \cdot \omega}{k_{\text{ad}} \cdot b_L} \cdot \frac{\cosh(\omega \cdot x)}{\sinh(\omega \cdot l_v)} \quad (5.34)$$

mit:

$$\omega^2 = \frac{k_{\text{ad}} \cdot (1 + \eta_E \cdot \eta_A)}{E_L \cdot t_L} \quad (5.35)$$

Einsetzen von Gleichung (5.34) in Gleichung (5.32) und Umstellen nach $\tau(x)$ liefert:

$$\tau(x) = \frac{F \cdot \omega}{b_L} \cdot \frac{\cosh(\omega \cdot x)}{\sinh(\omega \cdot l_v)} \quad (5.36)$$

Es gilt zu beachten, dass bei der Herleitung von Gleichungen (5.34) und (5.36) der Ursprung der x -Achse gemäß Abbildung 5-26 am lastfreien Verbundende gewählt wurde.

Im Fall einer eingeschlitzt verklebten Lamelle ergeben sich die speziellen Lösungen der Relativverschiebung und Verbundspannung aufgrund der doppelt so großen Kontaktfläche zu:

$$s(x) = \frac{F \cdot \omega}{2 \cdot k_{ad} \cdot b_L} \cdot \frac{\cosh(\omega \cdot x)}{\sinh(\omega \cdot l_v)} \quad (5.37)$$

$$\tau(x) = \frac{F \cdot \omega}{2 \cdot b_L} \cdot \frac{\cosh(\omega \cdot x)}{\sinh(\omega \cdot l_v)} \quad (5.38)$$

mit:

$$\omega^2 = \frac{2 \cdot k_{ad} \cdot (1 + \eta_E \cdot \eta_A)}{E_L \cdot t_L} \quad (5.39)$$

Abbildung 5-28 zeigt beispielhaft die Kurvenverläufe der Relativverschiebung $s(x)$, der Lamellenkraft $N_L(x)$, sowie der Verbundspannung $\tau(x)$ für einen Zug-Druck-Verbundkörper mit einer Klebelänge von $l_v = 300$ mm. Die linken Diagramme ergeben sich bei einem Probekörper mit oberflächlich verklebter CFK-Lamelle (Probe 1), wohingegen die rechten Kurvenverläufe für einen Probekörper mit eingeschlitzt verklebter Lamelle berechnet wurden (Probe 2). Für beide Lamellenanordnungen sind die Ergebnisse eines linear-elastischen Verbundmodells den Verläufen eines bilinear entfestigenden Modells mit identischer Bruchenergie G_F gegenübergestellt. Beide Probekörper werden am lastseitigen Verbundende mit einer Kraft von 25 kN beansprucht.

Wie bereits angedeutet, führt eine Zugbeanspruchung der Lamelle unabhängig vom Verbundmodell sowie von der Lamellenanordnung zu Schubspannungsspitzen am lastseitigen Verbundende. Eine Ausnahme stellt der Schubspannungsverlauf in Probe 2 unter Verwendung des bilinear entfestigenden Ansatzes dar. Hier wird die maximal aufnehmbare Verbundspannung $\tau_{max} = \tau(s_1)$ des bilinearen Modells bereits ca. 30 mm vor dem lastseitigen Verbundende erreicht. Infolge der Entfestigung fällt die Verbundspannung mit zunehmendem Schlupf s gegen Null ab. An der Stelle der maximalen Verbundspannung führt dieses Verhalten zu einem Wendepunkt im Normalkraftverlauf $N_L(x)$. Folglich nähert sich $N_L(x)$ beim bilinearen Modell mit zunehmender Prüflast asymptotisch der Verbundbruchlast.

Durch den steileren Verlauf des linear-elastischen Verbundansatzes ergeben sich außerdem geringere Relativverschiebungen am lastseitigen Verbundende. Bei Probe 1 ist die Differenz der Relativverschiebungen zwischen dem linearen und bilinearen Modell deutlich ausgeprägter, was sich auf die geringere Klebefläche zurückführen lässt. Die beidseitige Verklebung an Probe 2 äußert sich demgegenüber in einer rund 30% niedrigeren Relativverschiebung am lastseitigen Verbundende. Nach ca. 70% der Verbundlänge ($x \approx 90$ mm) kann die Prüflast nahezu vollständig in den Holzkörper übertragen werden.

Vor dem Hintergrund der beschriebenen Zusammenhänge soll anschließend der Frage nachgegangen werden, wie sich die Verbundbruchkraft einer Verklebung sowie die der Verbundbruchkraft zugehörige Verklebelänge analytisch bestimmen bzw. abschätzen lässt. Dieses soll erneut am Beispiel des linear-elastischen Verbundansatzes erfolgen.

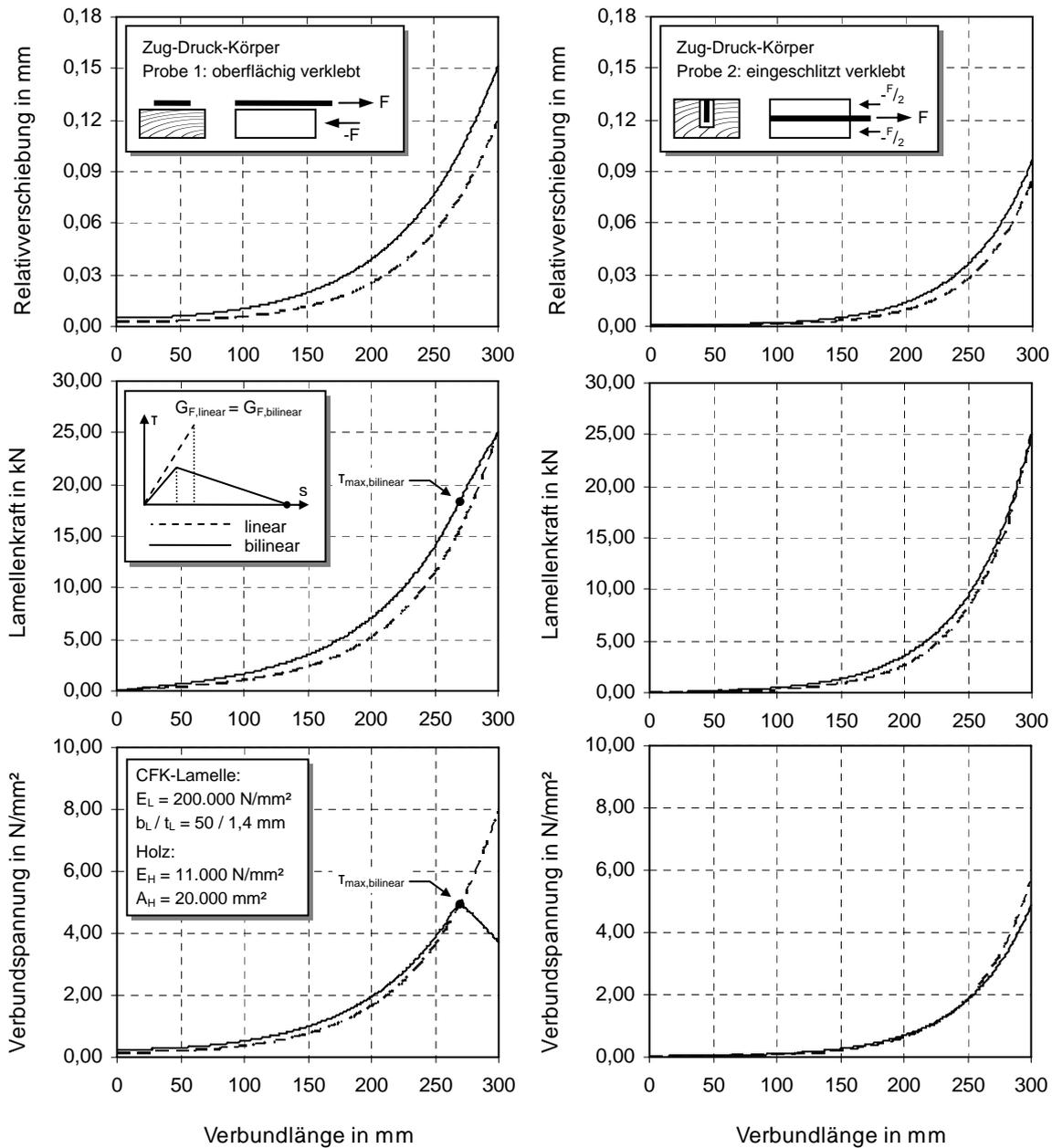


Abbildung 5-28: Gegenüberstellung von $s(x)$, $N_L(x)$ und $\tau(x)$ unter Ansatz eines linear-elastischen bzw. bilinearen Verbundansatzes für unterschiedliche CFK/Holz-Verbundkörper

Aus Gleichung (5.36) ergibt sich am lastseitigen Verbundende mit $x = l_v$ und

$$\tau(x = l_v) = \tau_{l,v} \quad \text{bzw.} \quad s(x = l_v) = s_{l,v}$$

folgende Funktionsvorschrift für die am lastseitigen Verbundende wirkende Lamellenkraft:

$$F = \frac{b_L \cdot \tau_{l,v}}{\omega} \cdot \frac{\sinh(\omega \cdot l_v)}{\cosh(\omega \cdot l_v)} = \frac{b_L \cdot \tau_{l,v}}{\omega} \cdot \tanh(\omega \cdot l_v) \quad (5.40)$$

Durch Einsetzen von ω in den Nenner von Gleichung (5.40) erhält man nach mehreren Umformungen:

$$F = b_L \cdot \sqrt{\frac{E_L \cdot t_L \cdot \tau_{l,v} \cdot s_{l,v}}{1 + \eta_E \cdot \eta_A}} \cdot \tanh(\omega \cdot l_v) \quad (5.41)$$

Unter der Annahme einer unendlich großen Steifigkeit des Trägermaterials sowie eines im Vergleich zur Lamellenfläche erheblich größeren Verbundkörperquerschnitts gilt näherungsweise die folgende Vereinfachung:

$$1 + \eta_E \cdot \eta_A \approx 1 \quad (5.42)$$

Für Verbundprobekörper aus Beton wurde diese Annahme von diversen Autoren als hinreichend genau bewertet [Hol94, Bla01]. Bei der Verwendung von Holzprobekörpern könnte sich diese Vereinfachung aufgrund des geringeren E-Moduls E_H sowie eines unterschiedlichen Einflussbereichs A_H als unzulässig herausstellen. Die Gültigkeit von Gleichung (5.42) soll an dieser Stelle trotzdem der Einfachheit halber angenommen werden. Bei den anschließend durchgeführten Nachrechnungen zur Modellbildung werden die Verhältniswerte η_E bzw. η_A dennoch berücksichtigt.

Für die Bruchenergie des Modells 1 gilt nach Abbildung 5-27: $\tau_{l,v} \cdot s_{l,v} = 2 \cdot G_F$. Unter Berücksichtigung des asymptotischen Verlaufs der hyperbolischen Tangensfunktion mit dem Grenzwert $\tanh(x) = 1$ für $x \rightarrow \infty$ gilt für die maximal aufnehmbare Zugkraft der Lamelle:

$$F_{\max} = b_L \cdot \sqrt{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L} \quad (5.43)$$

Dies ist das Bruchmechanikkriterium, wie es sich auch nach der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) ergibt [Hol94]. Es zeigt sich, dass die maximale Verbundtragkraft bei Gültigkeit der getroffenen Modellannahmen lediglich von der Lamellenbreite b_L , dem E-Modul und der Dicke der Lamelle E_L bzw. t_L , sowie der Bruchenergie G_F abhängig ist. Der Einfluss des Verbundmodells auf die maximale Verbundbruchkraft ergibt sich ausschließlich aus der Bruchenergie G_F . Hieraus folgt, dass jedes der in Abbildung 5-27 dargestellten Modelle aufgrund $G_F = 1,0$ die gleiche Verbundbruchkraft liefert [Hol94].

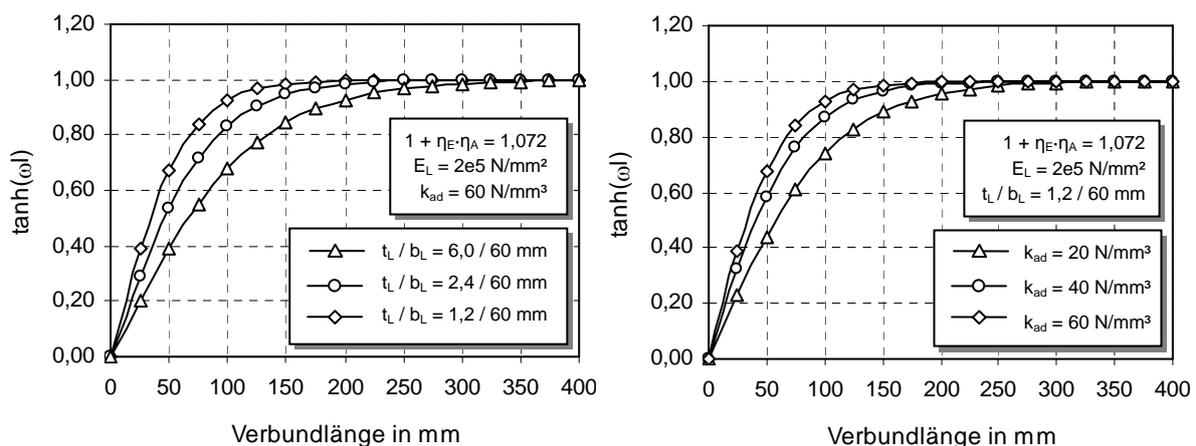


Abbildung 5-29: Verlauf der Funktion $\tanh(\omega \cdot l)$ für unterschiedliche Verbundparameter

Die zum Erreichen der maximalen Verbundtragkraft erforderliche Klebelänge $l_{v,\max}$ kann für das linear-elastische Modell mit Hilfe der in Abbildung 5-29 dargestellten Verläufe der hyperbolischen Tangensfunktion veranschaulicht werden. Im linken Diagramm ist der Einfluss der Lamellendicke t_L unter Beibehaltung aller übrigen Verbundparameter am

Beispiel einer auf Holz verklebten CFK-Lamelle dargestellt. Es zeigt sich, dass die maximale Lamellenkraft für $t_L = 1,2$ mm bereits ab einer Verbundlänge von ca. 200 mm erreicht wird, wohingegen bei einer fünfmal so dicken Lamelle bereits eine Verbundlänge von $l_v > 300$ mm erforderlich ist.

Der Einfluss der fiktiven Verbundsteifigkeit k_{ad} auf die Verbundlänge l_v ist im rechten Diagramm veranschaulicht. Demzufolge lässt sich die maximale Verbundkraft bei steifen Klebefugen innerhalb einer deutlich kürzeren Verklebelänge in den Trägerwerkstoff übertragen. So verringert sich die Verbundlänge $l_{v,max}$ in dem dargestellten Beispiel von rund 350 mm für $k_{ad} = 20$ N/mm² auf ca. 175 mm für $k_{ad} = 60$ N/mm².

Ein ähnliches Verbundverhalten konnte auch bei Untersuchungen an mit CFK-Lamellen bzw. CFK-Stäben verklebten Holzprobekörpern beobachtet werden. So stellten Blaß et al. [Bla03] an Verbundversuchen mit auf Holz geklebten CFK-Lamellen mit einer Breite b_L zwischen 50 und 52 mm sowie einem E-Modul von 165.000 bis 200.000 N/mm² fest, dass bei Verklebelängen von über 300 mm keine erhöhten Tragfähigkeiten erreicht werden konnten. Johnsson et al. [Joh07] leiteten für Verbundversuche mit in Holz eingeklebten CFK-Rechteckstäben mit einer Querschnittsfläche von 10 x 10 mm eine Verankerungslänge von 350 mm her. Dieses Ergebnis konnte in Verbundversuchen jedoch nicht bestätigt werden, da sich an den meisten Proben ein dübelartiges Schubversagen einstellte. Dieses führte dazu, dass bereits für Verklebelängen ab 150 mm keine Laststeigerung mehr erreicht werden konnte.

In den Arbeiten von Luggin und Bergmeister, Blaß et al., sowie Pörtner [Lug01, Bla03, Pör05] wurde zur Beschreibung des Verbundverhaltens zwischen CFK und Holz stets eine linear-elastische Form des Verbundansatzes gewählt. Obwohl Pörtner darauf hinweist, dass diese Annahme zu Abweichungen zwischen der berechneten und experimentell ermittelten Last-Verformungs-Kurve führen kann, hält er die Vereinfachung für die Erstellung eines praxisnahen Bemessungsansatzes für vertretbar. Die Verwendung des linear-elastischen Verbundmodells bietet insbesondere den Vorteil, dass eine geschlossene Lösung der DGLvV ohne großen analytischen Aufwand bestimmt werden kann. Bei Verwendung des bilinear entfestigenden Ansatzes ist dieses ebenfalls möglich, führt jedoch zu deutlich aufwendigeren Gleichungen. Für komplexere Verbundansätze, die das tatsächliche Verbundverhalten unter Umständen erheblich besser abbilden, kann in den häufigsten Fällen hingegen keine geschlossene Lösung der DGLvV gefunden werden. Durch die Anwendung numerischer Methoden lassen sich jedoch auch in diesem Fall die Verläufe der Relativverschiebung bzw. Verbundspannung berechnen. Hierzu wird die DGLvV beispielsweise in ein Anfangswertproblem überführt und mit Hilfe einer schrittweisen Methode (z. B. dem Runge-Kutta-Verfahren) angenähert [Col66, Her06]. Auf die Anwendung dieses Verfahrens wird im Zusammenhang mit der anschließenden Modellbildung eingegangen.

Die Verbundeigenschaften vorgespannt verklebter CFK-Lamellen sollen an dieser Stelle nicht näher behandelt werden. Genauere Angaben hierzu finden sich z. B. in [Lug01, Ber03].

5.4.2 Holzschrauben

Die normativen Festlegungen über Verbindungen mit Holzschrauben gelten für Schrauben mit Gewinde nach [DIN 7998] und einem Durchmesser von 4 mm. Andere Holzschrauben dürfen verwendet werden, sofern ihre Eignung durch eine bauaufsichtliche Zulassung

nachgewiesen wurde [Rug07]. Nach [DIN 1052] darf der charakteristische Wert des Ausziehwidestands von Holzschrauben, die unter einem Winkel von $45^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$ zur Faserrichtung eingeschraubt sind, wie folgt berechnet werden:

$$R_{ax,k} = \frac{f_{1,k} \cdot d \cdot l_{ef}}{\sin^2 \alpha + \frac{4}{3} \cdot \cos^2 \alpha} \quad (5.44)$$

mit: $f_{1,k}$: charakteristischer Wert des Ausziehparameters in Abhängigkeit der Tragfähigkeitsklasse
 l_{ef} : Gewindelänge im Holzteil (mindestens $4 \cdot d$)
 d : Nenndurchmesser der Holzschraube

Für Vollgewindeschrauben der Tragfähigkeitsklasse 3 gilt nach [DIN 1052]:

$$f_{1,k} = 80 \cdot 10^{-6} \cdot \rho_k^2$$

Dieser Wert kann z. B. für bauaufsichtlich zugelassene Vollgewindeschrauben als Holzverbindungsmitel nach [Deu06] angesetzt werden. Neben der Bemessung für Einwirkungen entlang der Schraubenachse sind zusätzliche Beanspruchungen zu berücksichtigen. Für die Bemessung dieser Größen wird auf [DIN 1052], Abschnitt 12.8.2 verwiesen.

5.4.3 Eingeklebte Gewindebolzen und FVK-Stäbe

Für in Holz eingeklebte Gewindebolzen und Betonrippenstähle können die Bemessungsregeln nach [DIN 1052] angewendet werden. Sie gelten sowohl für parallel als auch für rechtwinklig zur Faserrichtung verklebte Stahlstäbe mit einem Nenndurchmesser von $6 \text{ mm} \leq d_{st} \leq 30 \text{ mm}$. Der Ausziehwidestand berechnet sich zu:

$$R_{ax,k} = \pi \cdot d_{st} \cdot l_{ad} \cdot f_{k1,k} \quad (5.45)$$

mit:

$$\begin{array}{ll} f_{k1,k} = 4,0 & \text{für } l_{ad} \leq 250 \text{ mm} \\ f_{k1,k} = 5,25 - 0,005 \cdot l_{ad} & \text{für } 250 \text{ mm} < l_{ad} \leq 500 \text{ mm} \\ f_{k1,k} = 3,5 - 0,0015 \cdot l_{ad} & \text{für } 500 \text{ mm} < l_{ad} \leq 1000 \text{ mm} \end{array}$$

und:

$$\begin{array}{l} l_{ad}: \text{Einklebelänge des Stahlstabs, mit } l_{ad,min} = \max \{0,5 \cdot d_{st}^2; 10 \cdot d_{st}\} \\ d_{st}: \text{Nenndurchmesser des Stahlstabs} \end{array}$$

Gegenüber Holzschrauben ist die Klebefugenfestigkeit $f_{k1,k}$ somit lediglich als Funktion der Einklebelänge l_v definiert.

Für Verbunde mit senkrecht und parallel zur Faserrichtung eingeklebten Stäben aus GFK oder CFK unter Verwendung von Epoxidharzen gibt Pörtner in seiner Arbeit den folgenden Bemessungsvorschlag an [Pör05]:

$$F_u = T_f \cdot d_{st} \cdot \pi \cdot l_v \cdot \frac{\tanh(\omega)}{\omega} \quad (5.46)$$

mit:

$$\omega = \sqrt{\frac{I_{\text{geo}}}{I_m}}$$

$$I_{\text{geo}} = \frac{\pi \cdot d_{\text{st}} \cdot l_v^2 \cdot (1 + k_{\text{EA}})}{2 \cdot A_{\text{st}}}$$

$$I_m = \frac{E_{\text{st}} \cdot G_f}{T_f^2}$$

$$k_{\text{EA}} = \frac{E_{\text{st}} \cdot A_{\text{st}}}{E_h \cdot A_h}$$

Den mitwirkenden Holzquerschnitt A_h gibt Pörtner in Abhängigkeit des Stabdurchmessers d_{st} sowie der Einflusstiefe t_h nach Tabelle 5-3 wie folgt an:

$$A_h = \pi \cdot (0,5 \cdot d_{\text{st}} + t_h)^2 - A_{\text{st}} \quad (5.47)$$

Tabelle 5-3: Parameter für die Bruchlastberechnung in Holz eingeklebter GFK- und CFK-Stäbe nach [Pör05]

α [°]	G_f [Nmm/mm ²]	T_f [N/mm ²]	E_h [N/mm ²]	t_h [mm]	$E_{\text{St,CFK}}$ [N/mm ²]	$E_{\text{St,GFK}}$ [N/mm ²]
0	2,0	14,0	10.000	40	130.000	43.000
90	10,0	10,0	330	80	130.000	43.000

Tabelle 5-3 zeigt, dass Pörtner für rechtwinklig zur Faserrichtung verklebte Stäbe eine fünfmal so hohe Bruchenergie G_f ansetzt als für parallel verklebte Stäbe. Im Gegensatz dazu geht er bei faserparalleler Anordnung von einer um 40% höheren Verbundschubspannung aus. Trotz der geringeren Verbundschubspannung kann somit bei 90° zur Faserrichtung verklebten Stäben ab einer Verklebelänge von $l_v = 110$ mm eine deutlich höhere Ausziehkraft erreicht werden (vgl. Abbildung 5-30). Dem duktileren Verhalten rechtwinklig eingeklebter Stäbe wird neben der hohen Bruchenergie auch dadurch Rechnung getragen, dass die Einflusstiefe t_h , welche den Abstand zwischen dem Umfang des Stabes und der im Modell angenommenen mitwirkenden Holzfläche angibt, mit einem doppelt so hohen Wert in die Bemessung einfließt.

In Abbildung 5-30 sind die bezogenen Auszieh Widerstände R_k/d_{st} für unterschiedliche stabförmige Verstärkungselemente in Abhängigkeit der Verbundlänge l_v dargestellt. Da bei dem Bemessungsansatz nach Pörtner ein nichtlinearer Einfluss des Stabdurchmessers d_{st} vorliegt, wurde die Berechnung am Beispiel eines Stabs mit Durchmesser $d = 8,0$ mm durchgeführt. Unter Berücksichtigung eines üblichen Stabdurchmessers zwischen 6 mm und 12 mm sowie der für Schubverstärkungen relevanten Ausrichtung von $\alpha = 90^\circ$ ergeben sich nach Pörtner jedoch keine maßgeblichen Abweichungen von dem gezeigten Kurvenverlauf.

Die charakteristischen Traglasten für in Fichtenholz eingeklebte CFK-Stäbe mit einem E-Modul von $E_{\text{St}} = 170.000$ N/mm² liegen nach [Pör05] deutlich über den Werten für Schrauben bzw. Gewindebolzen nach [DIN 1052]. Für die Ermittlung des Bemessungswerts des Klebeverbunds schlägt Pörtner einen Teilsicherheitsbeiwert von $\gamma_M = 2,0$ vor. Informationen

zur Berechnung schräg zur Faserrichtung verklebter FVK-Stäbe werden in der Arbeit von Pörtner nicht angegeben.

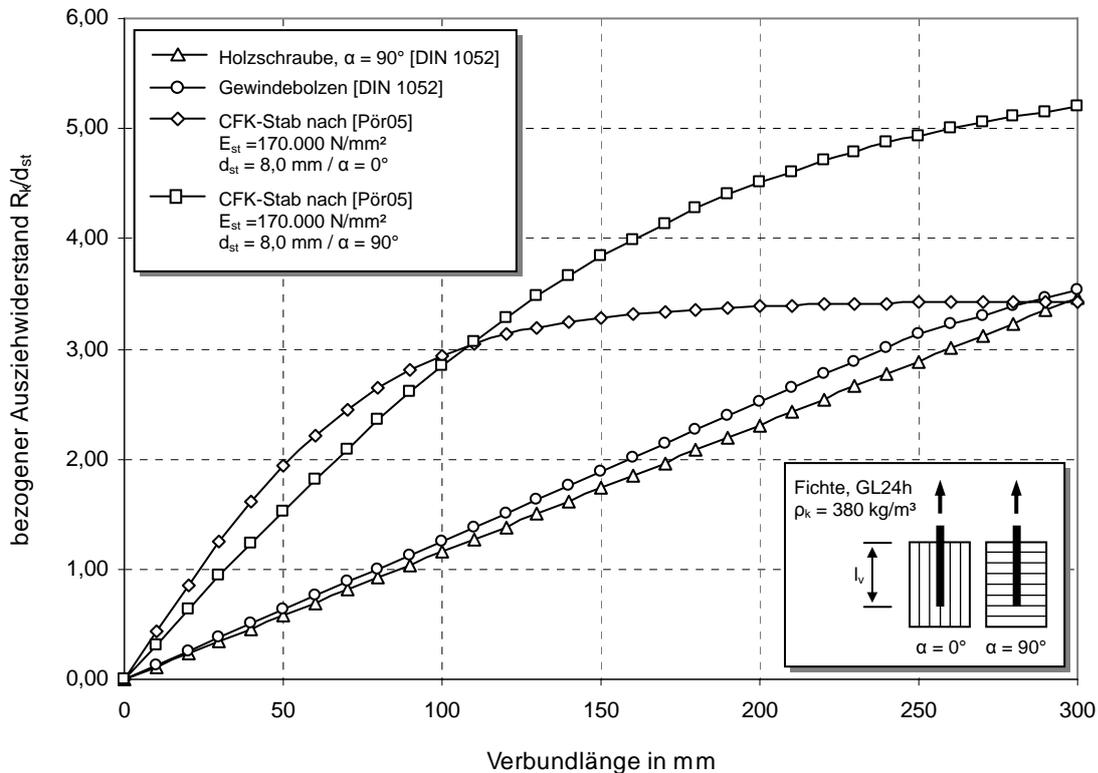


Abbildung 5-30: Bezogener Auszieh Widerstand R_k/d_{st} unterschiedlicher stabförmiger Verstärkungen in Abhängigkeit der Verbundlänge l_v nach [DIN 1052] bzw. [Pör05]

5.5 Zusammenfassung und Forschungsansatz

In den Abschnitten 5.1 bis 5.4 wurde auf den aktuellen Forschungsstand im Bereich der nachträglichen Verstärkung von Holzträgern eingegangen. Trotz unterschiedlicher Verstärkungsansätze konnten bei einer Vielzahl von Forschungsvorhaben teils erhebliche Traglaststeigerungen beobachtet werden. Besondere Aufmerksamkeit fanden die seit Jahren vermehrt eingesetzten FVK-Werkstoffe, wobei sich neben GFK insbesondere das steifere und deutlich höherfeste CFK als Verstärkungsmaterial eignet.

Im Rahmen unterschiedlicher Forschungsarbeiten konnte aufgezeigt werden, dass sich für die Biegeverstärkung von Holzträgern insbesondere der Einsatz von unidirektionalen Lamellen als zweckmäßig herausgestellt hat. In einigen Arbeiten wurden ebenfalls Rund- und Rechteckstäbe aus FVK verwendet. Aufgrund des ungünstigen Verhältnisses zwischen Verbund- und Querschnittsfläche ist jedoch mit einer geringeren Ausnutzung bei Stabquerschnitten zu rechnen. Darüber hinaus bedingen dicke FVK-Querschnitte spezielle Vorkehrungen bei Einbau, Transport und Lagerung des Materials.

Die Verklebung von Lamellen kann sowohl oberflächlich als auch in Schlitzen erfolgen. An Holz kann die Einschlitzung mit Hilfe einer Kreissäge oder Fräse durchgeführt werden. Im Gegensatz zum Stahlbetonbau ist die eingeschlitze Verklebung, welche aufgrund des günstigeren Verbundverhaltens in der Regel höhere Verbundkräfte zulässt, im Holzbau aus

baupraktischer Sicht weitaus leichter auszuführen. Für die Schubverstärkung bietet sich neben der oberflächigen Verklebung von Gewebe- bzw. Gelegestrukturen insbesondere der Einsatz stabförmiger Verstärkungen wie beispielsweise Vollgewindeschrauben oder FVK-Stäben an. Aus den bislang bekannten Anwendungen sollen für die vorliegende Arbeit geeignete Verstärkungskonzepte abgeleitet werden.

Des Weiteren wurden analytische Ansätze zur Beschreibung des Tragverhaltens verstärkter Holzträger aufgezeigt und diskutiert. Den in der Literatur beschriebenen Ansätzen zur Bemessung der Biegetragfähigkeit verstärkter Holzquerschnitte ist unter anderem die Zuweisung einer duktilen Holzdruckzone gemein. Als Kennwerte für die Bemessung fließt hierbei vor allem die Holzdruckfestigkeit f_c sowie die um ein Vielfaches höhere Zugfestigkeit f_t ein. Anhand von Vergleichsrechnungen konnte sowohl für ein Modell mit konstantem Spannungsplateau nach Thunell [Kol82] als auch mit einer entfestigenden Druckzone nach Malhotra und Bazan [Mal80] bzw. Buchanan [Buc90] eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen festgestellt werden. Für die Bemessung von Schubverstärkungen mit oberflächig verklebten FVK-Gelegen gibt [Tri97] einen linear-elastischen Bemessungsansatz an. Grundlagen zur Berechnung des verstärkenden Effekts stabförmiger Einbauteile wie z. B. Vollgewindeschrauben, Gewindestangen oder eingeklebte Stahl- bzw. FVK-Stäbe, existieren nach Kenntnis des Autors nicht. In [Sve04] wird auf eine mögliche Analogie zu dem im Stahlbetonbau verwendeten Fachwerkmodell hingewiesen. Ein analytischer Ansatz wird dort allerdings nicht aufgeführt.

Da die in den Lamellen wirkenden Zugkräfte über Klebeverbund in das Bauteil eingetragen werden müssen, wurde anschließend auf bekannte Modelle zur Bestimmung des Verbundverhaltens zwischen FVK und Holz eingegangen. Die Modellierung der Kräfte und Verformungen entlang der Klebefuge kann mit Hilfe der Differentialgleichung des verschieblichen Verbunds erfolgen. Für einfache Verbundansätze (z. B. linear-elastisch) lassen sich die Ergebnisverläufe als geschlossene Lösung angeben. Demgegenüber ist bei komplexen Verbundansätzen die Verwendung numerischer Methoden zu bevorzugen. In diesem Zusammenhang konnten Blaß et al. [Bla03] sowie Luggin und Bergmeister [Lug01] zeigen, dass sich das Verbundverhalten oberflächig geklebter CFK-Lamellen durch einen linearen Verbundansatz hinreichend genau beschreiben lässt. Für in Holz geklebte CFK-Lamellen liegen hingegen keine vergleichbaren Berichte vor. Für die Berechnung der Auszugkräfte von schräg zur Faserrichtung eingebrachter Holzschrauben sowie eingeklebter Gewindestäbe existieren bereits normative Angaben [DIN 1052]. Für senkrecht zur Faser verklebte Stäbe aus GFK oder CFK gibt Pörtner [Pör05] einen Bemessungsansatz der Auszugkräfte an. In seiner Arbeit verwendet er bilineare Verbundansätze, denen er in Abhängigkeit des Einklebewinkels sowohl ein Spannungsplateau als ein entfestigendes Schubverhalten zuweist. Mit Hilfe eines linear-elastischen Ansatzes konnte das Verbundverhalten eingeklebter Stäbe hingegen nicht ausreichend genau abgebildet werden.

Vor dem Hintergrund der hier diskutierten Forschungsergebnisse sollen für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Biegeversuche hochfeste CFK-Lamellen mit den für baupraktische Anwendungen üblichen Materialeigenschaften, d. h. einem E-Modul von 170.000 bis 200.000 N/mm² sowie einer Zugfestigkeit von rund 2.800 N/mm², zur Anwendung kommen. Aufgrund der in Abschnitt 5.4.1 diskutierten Eigenschaften des Klebeverbunds wird eine eingeschlitzte Verklebung gewählt. Dieser Form der Anwendung ist darüber hinaus aus brandschutztechnischer und ästhetischer Sicht der Vorzug zu geben.

Der Einbau der Lamellen kann grundsätzlich sowohl an der Trägerunterseite als auch an den Seiten der Biegezugzone erfolgen. In Abhängigkeit der Lamellenanordnung ergeben sich unterschiedliche Werte für die statische Höhe des Lamellenschwerpunkts sowie des maximal erreichbaren Verstärkungsgrads ρ . Eine Gegenüberstellung der sich ergebenden Kennwerte für unterseitige bzw. seitliche Verklebungen ist in Abbildung 5-31 dargestellt. Für Verklebungen an der Trägerunterseite wird angenommen, dass maximal 2 Lamellen übereinander verklebt werden können. Hieraus ergeben sich der Schwerpunkt und der maximale Verstärkungsgrad mit $b_L = b_H$ zu:

$$S_{\text{unten}} = h_H + t_L \quad (5.48)$$

bzw.

$$\rho_{\text{max,unten}} = \frac{2 \cdot b_L \cdot t_L}{b_H \cdot h_H} = 2 \cdot \frac{t_L}{h_H} \quad (5.49)$$

Bei einer seitlichen Anordnung der Verstärkung muss zunächst der minimale Abstand der Lamellen zum Bauteilrand a_r sowie der Abstand zwischen benachbarten Lamellen a_L definiert werden. Es soll gelten:

$$a_r = a_L = b_L \quad (5.50)$$

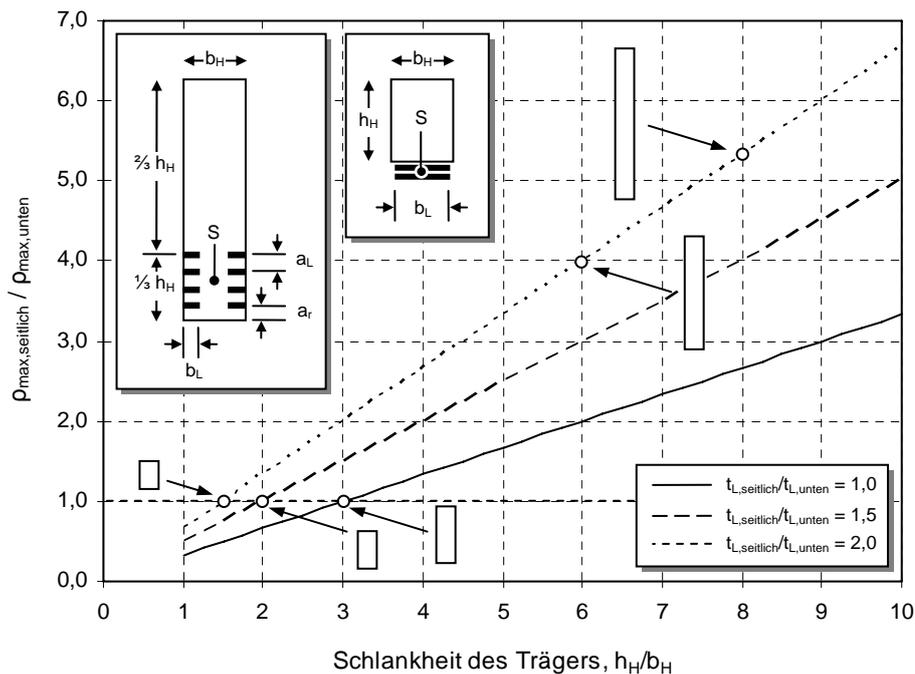


Abbildung 5-31: Maximaler Verstärkungsgrad ρ in Abhängigkeit des Trägerquerschnitts

Für breite Lamellen führt diese Annahme zu einem entsprechend großen Abstand zum Bauteilrand sowie zu benachbarten Lamellen. Darüber hinaus ist die Anordnung der Lamellen aus statischer Sicht lediglich innerhalb des untersten Drittels des Trägerquerschnitts als zweckmäßig zu betrachten. Bei n übereinander angeordneten Lamellen auf beiden Seiten des Trägers folgt:

$$S_{\text{seitlich}} = h_H - \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{3} \cdot h_H = \frac{5}{6} \cdot h_H \quad (5.51)$$

bzw.

$$\rho_{\max, \text{seitlich}} = \frac{n \cdot m \cdot b_L \cdot t_L}{b_H \cdot h_H} \quad (5.52)$$

mit:

$$n = \frac{\frac{h}{3} - a_r}{a_L} + 1$$

$$m = 2$$

Nach Einsetzen von Gleichung (5.50) in Gleichung (5.52) ergibt sich zusammengefasst:

$$\rho_{\max, \text{seitlich}} = \frac{2}{3} \cdot \frac{t_L}{b_H} \quad (5.53)$$

Eine Gegenüberstellung der Gleichungen (5.49) und (5.53) zeigt, dass der maximal erreichbare Verstärkungsgrad für an der Trägerunterseite aufgeklebte Lamellen ausschließlich von der Trägerhöhe h_H abhängig ist. Mit zunehmender Höhe verringert sich der Verstärkungsgrad $\rho_{\max, \text{unten}}$ unabhängig von der Breite der Lamelle. Im Gegensatz hierzu ist bei der seitlichen Verklebung lediglich die Trägerbreite b_H ausschlaggebend. Das Verhältnis beider Verstärkungsgrade lässt sich darstellen als:

$$\frac{\rho_{\max, \text{seitlich}}}{\rho_{\max, \text{unten}}} = \frac{h_H}{3 \cdot b_H} \quad (5.54)$$

Der Verlauf von Gleichung (5.54) ist in Abbildung 5-31 in Abhängigkeit der Trägerschlankheit für unterschiedliche Verhältnisse $t_{L, \text{seitlich}}/t_{L, \text{unten}}$ wiedergegeben. Bei gleicher Lamellenstärke ergeben sich demzufolge ab einem Verhältnis $h_H/b_H > 3,0$ für die seitliche Anordnung stets größere Verstärkungsgrade ρ_{\max} . Zudem ist die Lamellenstärke t_L bei in Schlitz geklebten Lamellen in der Regel deutlich größer als bei oberflächigen Applizierungen, was die eingeschlitzte Verklebung zusätzlich begünstigt (gestrichelte Verläufe in Abbildung 5-31). Da im Holzhallenbau überwiegend schlanke Querschnitte zum Einsatz kommen, lassen sich mittels seitlich verklebter Lamellen auch bei hohen Trägern akzeptable Verstärkungsgrade realisieren. Für die im Rahmen dieser Arbeit eingesetzten Träger mit den Abmessungen $b_H \times h_H = 120 \times 360$ mm sowie einem Lamellenquerschnitt von $b_L \times t_L = 20 \times 2,5$ mm ergibt sich der maximale Verstärkungsgrad nach Gleichung (5.53) zu $\rho_{\max} = 1,38\%$. Darüber hinaus bietet sich gegenüber oberflächlich verklebten Lamellen der Vorteil, dass eine Dübelwirkung analog dem Stahlbetonbau auch eine Erhöhung der Schubtragfähigkeit bewirken sollte.

Als ungünstig ist demgegenüber die Verschiebung des Lamellenschwerpunkts zur Trägeroberkante gemäß Gleichung (5.51) zu bewerten. Bei voller Ausnutzung der verfügbaren Verklebehöhe führt dieses zu einer Verlagerung des Schwerpunkts um ca. 16% der Trägerhöhe. Bei moderaten Verstärkungsgraden mit $\rho \ll \rho_{\max}$ befindet sich der Lamellenschwerpunkt jedoch nur geringfügig oberhalb der Trägerunterkante.

Mit der seitlichen Applizierung ist außerdem eine Reduzierung des Holzquerschnitts auf Höhe der Einschlitzung verbunden. Bei sehr breiten Lamellen kann dies unter Umständen ein verfrühtes Schubversagen im Holz begünstigen. Einem solchen Versagen kann z. B. durch die zusätzliche Applizierung stabförmiger Verstärkungen (Holzschrauben, FVK-Stäbe, etc.) gezielt entgegengewirkt werden. In diesem Zusammenhang soll auch das von Svecova und Eden [Sve04] beschriebene Bruchverhalten von Trägern mit kombinierter Biege- und

Schubverstärkung näher untersucht werden. Zu diesem Zweck werden an ausgesuchten Prüfkörpern zusätzlich zur Biegebewehrung auch Vollgewindeschrauben erprobt.

Im Hinblick auf die Erstellung eines Bemessungskonzepts soll darüber hinaus das Verbundverhalten von in Holz eingeklebten CFK-Lamellen experimentell untersucht werden. Hierzu werden Ausziehversuche an CFK/Holz-Verbundkörpern in Anlehnung an bereits vorliegende Arbeiten, wie beispielsweise [Bla01, Bla03, Lug01], durchgeführt. Mit Hilfe der DGL des verschieblichen Verbunds sowie eines numerischen Lösungsverfahrens soll anschließend ein geeignetes Verbundmodell hergeleitet werden. An einer speziell zu diesem Zweck entworfenen Versuchseinrichtung wird außerdem das Verbundverhalten eingeklebter CFK-Stäbe untersucht und mit den Ergebnissen von Pörtner [Pör05] verglichen.

Zusammenfassend ergeben sich für das weitere Vorgehen folgende Arbeitsabschnitte:

- Untersuchung des Verbundverhaltens eingeschlitzter verklebter CFK-Lamellen anhand eines Auszugversuchs
- Untersuchung des Verbundverhaltens eingeklebter CFK-Stäbe und Gegenüberstellung mit den Ergebnissen von Pörtner [Pör05] (siehe Anhang E)
- Modellierung des Verbundverhaltens eingeschlitzter CFK-Lamellen
- Erarbeitung einer Bemessungsvorschrift zur Berechnung der maximal verankerbaren Verbundbruchlast
- Experimentelle Untersuchung des Tragverhaltens CFK-verstärkter Biegeträger
- Stochastische Modellierung des Biegetragverhaltens und Herleitung eines praxistauglichen Bemessungskonzepts

6. Verbundverhalten in Holz eingeklebter CFK-Lamellen

In diesem Kapitel werden experimentelle Untersuchungen zum Verbundverhalten von in Holz eingeschlitzte verklebten CFK-Lamellen vorgestellt und diskutiert. Besonderes Interesse gilt dabei der in Abhängigkeit der Verklebelänge erreichbaren Verbundbruchkraft sowie dem Kraft-Verformungs-Verhalten der Fügebauteile. Die Ermittlung dieser Kenngrößen erfolgte anhand eines speziellen Auszugversuchs an insgesamt 122 Verbundprobekörpern. Dabei wurde an ausgesuchten Proben zusätzlich zur Kraft und Relativverschiebung auch die Querverformung des Holzkörpers sowie die Lamellendehnung an diskreten Stellen entlang der Verbundfuge gemessen. Neben geometrischen und materialbezogenen Einflussfaktoren wurden mögliche Auswirkungen unterschiedlicher hygrothermischer Beanspruchungen, d. h. Einflüsse aus Temperatur bzw. Umgebungsfeuchte, untersucht.

Zunächst wird kurz auf die Wahl der Ausgangsmaterialien sowie die Versuchsaufbauten und gewählten Prüfkörperabmessungen eingegangen. Anschließend folgt eine Beschreibung der Probenherstellung sowie der zur Datenerfassung erforderlichen Messvorrichtungen. Danach werden die in den Versuchen beobachteten Versagensmechanismen erläutert. Hieran schließt sich die Beschreibung des Versuchsprogramms sowie der einzelnen Auszugversuche an.

6.1 Materialauswahl

Aus baupraktischer Sicht wird die nachträgliche Verstärkung von Hallendächern in den häufigsten Fällen an BSH-Trägern der Güteklasse BS 11 bzw. GL24h erfolgen. Aus diesem Grund wurde Fichtenholz der Sortierklasse S10 ausgewählt, welches dem Standard bei der Brettschichtholzherstellung in Deutschland entspricht. Da die Biege- und Schubversuche in Abstimmung mit dem Holzlieferanten an Kiefernträgern erfolgen sollten, wurden zusätzlich auch Verbundprobekörper aus Kiefernholz in das Prüfprogramm aufgenommen. Für die Ermittlung der Verbundbruchkraft in Abhängigkeit der Verklebelänge wurde keilzinkenfreies Konstruktionsvollholz (KVH) aus Fichte (Nsi) verwendet. Weiterführende Untersuchungen, wie z. B. der Einfluss des Randabstands, des Klebersystems, sowie hygrothermischer Einwirkungen, erfolgte an homogenem Kiefern-Brettschichtholz der Klasse GL24h.

Als Verstärkungsmaterial kamen vorrangig die in Kapitel 3.1.1 beschriebenen CFK-Lamellen vom Typ S2.025/80 der Firma Sika Deutschland GmbH mit einem Querschnitt von $b_L \times h_L = 20 \times 2,5$ mm zum Einsatz. Aufgrund der relativ hohen Materialstärke sowie einer gleichzeitig geringen Breite ist dieser Querschnitt vorrangig für die eingeschlitzte Verklebung geeignet. Gegenüber CFK-Lamellen für die oberflächige Verstärkung (Sika CarboDur S512) besitzen die hier verwendeten Lamellen eine rund doppelt so große Querschnittshöhe.

Für die Verklebung der CFK-Lamellen wurden die in Abschnitt 4.2 beschriebenen 2-Komponenten-Epoxidharze Sikadur 30 und Sikadur 330 eingesetzt. Trotz vergleichbarer mechanischer Eigenschaften weisen beide Kleber deutlich unterschiedliche Viskositäten auf, was die Verarbeitbarkeit beeinflusst und sich somit direkt auf die Einbringung des Klebers in den Schlitz auswirkt. Neben den für die Verbundwirkung maßgebenden Eigenschaften wie Haftung, Scherfestigkeit und Reibung sollte auch das hygrothermische Verhalten beider Klebstoffsysteme gegenübergestellt werden.

6.2 Versuchsaufbau und Prüfkörperabmessungen

In Anlehnung an die Ergebnisse von [Bla03, Lug01] sowie den in Abschnitt 5.4.1 aufgeführten Berechnungen zur maximalen Krafteinleitungslänge an CFK/Holz-Verbundkörpern wurden in dieser Arbeit nahezu ausschließlich Verbundlängen zwischen 50 und 400 mm untersucht. Zu Vergleichszwecken wurden an vier Probekörpern zusätzlich Verbundlängen von bis zu 1000 mm geprüft. Um eine definierte Klebelänge zu erhalten und gleichzeitig den Einfluss von Randeffekten zu minimieren, wurde das von Luggin angewendete Vorgehen aufgegriffen, bei dem am lastseitigen bzw. lastfernen Verbundende je ein 3 cm langer Streifen aus Polytetrafluorethylen (PTFE) - Teflon[®] auf Höhe der Klebung eingefügt wurde [Lug01]. Damit der Einfluss einer randnahen Lage der Lamelle weitestgehend ausgeschlossen werden konnte, wurden Probekörper mit einer Breite zwischen 180 und 200 mm sowie einer Höhe von rund 120 mm gewählt (vgl. Abbildung 6-1). Der Abstand der Lamellenachse zum Rand des Verbundkörpers ergab sich somit zu $a_r = 90$ bis 100 mm. Die Gesamtlänge der Probekörper variierte in Abhängigkeit der zu prüfenden Verbundlänge zwischen 110 und 1200 mm.

6.2.1 Versuchsaufbau für Verbundlängen $l_v \leq 400$ mm

Die Art der Probenbelastung stellt ein entscheidendes Kriterium für die Durchführbarkeit der Prüfung sowie die anschließende Modellierung des Kraft-Verschiebungs-Verhaltens dar. Grundsätzlich kann die Prüfung am Zug-Druck-Körper oder am Zug-Zug-Körper erfolgen. Die Verwendung eines Zug-Zug-Körpers, bei dem die Lasteinleitung z. B. über an den Seiten des Holzkörpers verschraubte Stahlplatten erfolgen kann, hätte einen nicht unerheblichen arbeitstechnischen Aufwand beim Austausch der Proben mit sich gebracht. Aus diesem Grund wurde ein Zug-Druck-Körper gewählt, bei dem der Verbundkörper an der oberen Stirnseite gemäß Abbildung 6-1 gelagert wird.

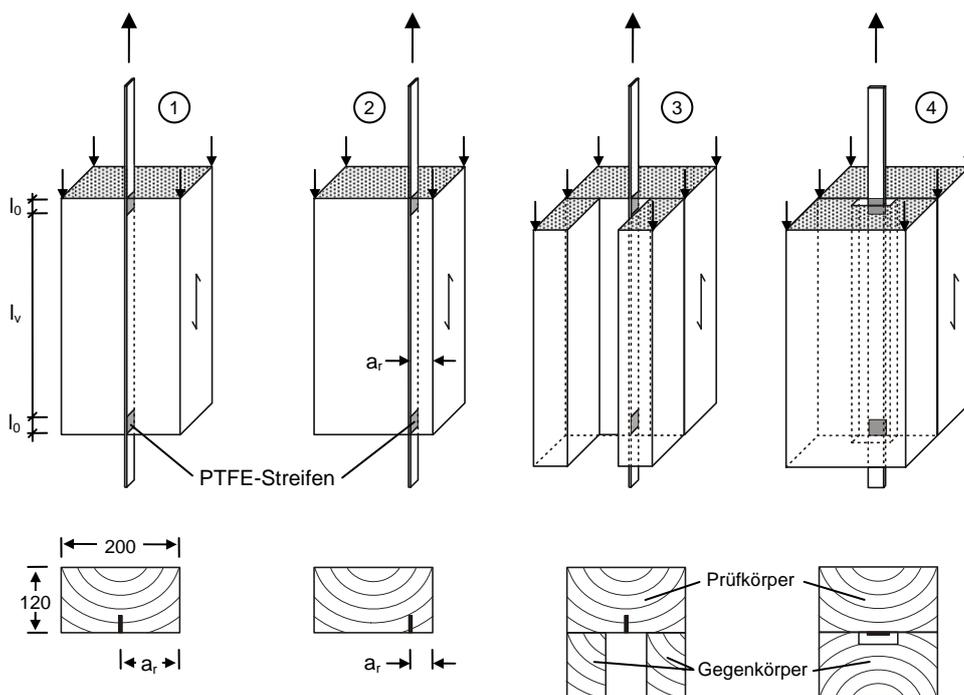
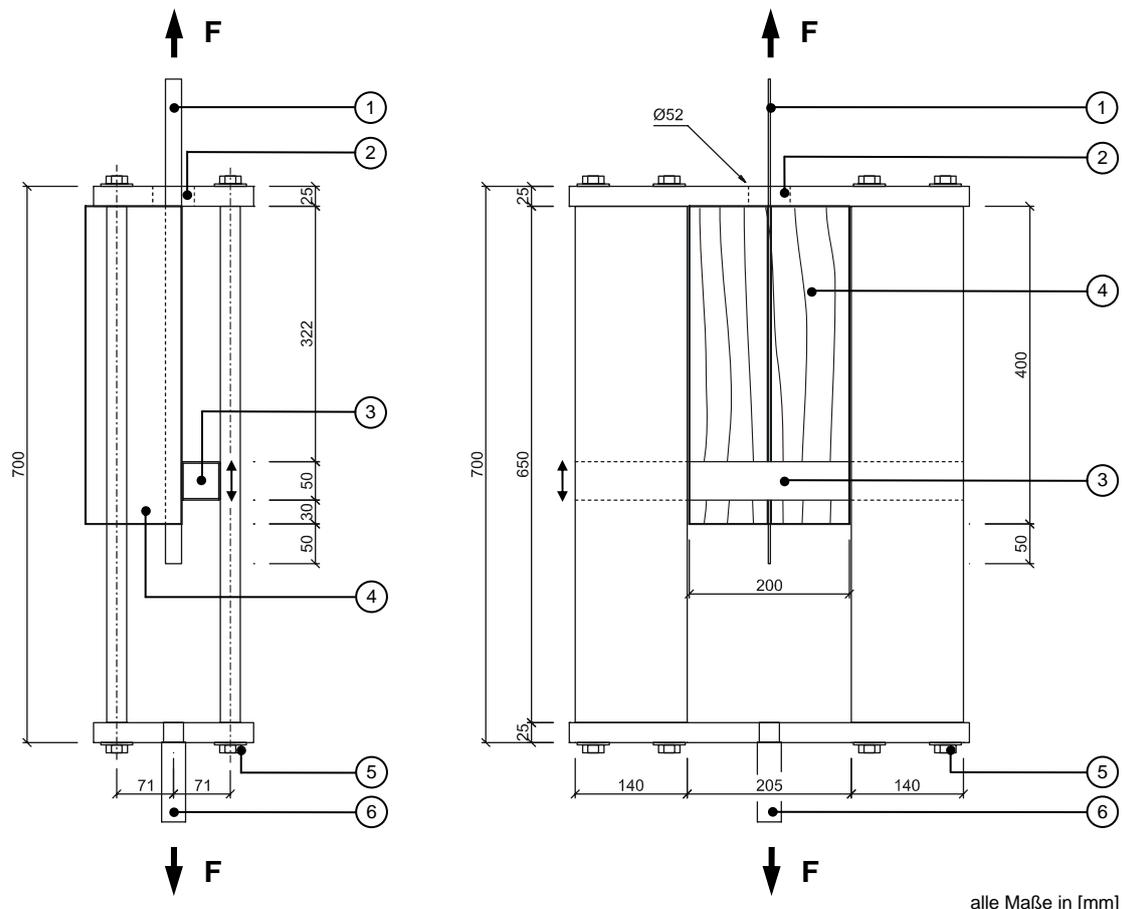


Abbildung 6-1: Darstellung unterschiedlicher CFK/Holz-Verbundkörper

Die linke Darstellung in Abbildung 6-1 (Prüfkörper 1) zeigt die Standardausführung des in dieser Arbeit verwendeten Verbundkörper mit der Verbundlänge $l_v \leq 400$ mm sowie den mittels PTFE-Streifen verbundfrei hergestellten Bereichen der Länge l_0 . Prüfkörper 2 veranschaulicht eine randnahe Lamellenlage mit $a_r \approx b_L$. Aus den beiden linken Darstellungen ist erkennbar, dass sich aufgrund der exzentrisch am Prüfkörper eingeleiteten Zugkraft der Lamelle ein Moment um den Schwerpunkt der Stirnfläche ausbildet. Insbesondere bei Prüfkörper 2 muss daher mit einer Verdrehung des Prüfkörpers aus der vertikalen Achse gerechnet werden. Um auch bei exzentrisch applizierten Lamellen eine symmetrische Lasteinleitung zu gewährleisten, können zusätzliche Gegenkörper analog den Skizzen 3 (eingeschlitzt) bzw. 4 (oberflächlich) angebracht werden.



alle Maße in [mm]

- | | |
|---|--------------------------------------|
| ① CFK-Lamelle (Lasteinleitung oben) | ④ Verbundprobekörper |
| ② Widerlager (Stahlplatte mit Öffnung Ø52 mm) | ⑤ Montageschrauben des Prüfrahmens |
| ③ Horizontale Lagerung (höhenverstellbar) | ⑥ Stahlbolzen (Lasteinleitung unten) |

Abbildung 6-2: Auszugversuch für in Holz eingeklebte CFK-Lamellen ($l_v \leq 400$ mm)

Von der Verwendung eines Gegenkörpers wurde in der vorliegenden Arbeit dennoch aus mehreren Gründen abgesehen. Zum einen muss bei eingeschlitzt verklebten Lamellen zunächst davon ausgegangen werden, dass sich der Prüfkörper bei hohen Verbundlasten in Querrichtung der Schlitzachse verformt. Für Beton wurde beispielsweise gezeigt, dass die auftretenden Querverformungen einen nicht unerheblichen Einfluss auf das Tragverhalten ausüben [Bla01]. Durch die Anbringung zusätzlicher Gegenkörper und der daraus hervor-

gerufenen Reibwiderstände am Widerlager kann es außerdem zu einer Behinderung der Quervorformung kommen, was sich wiederum in einem veränderten Tragverhalten äußert. Darüber hinaus bleibt ohne die Verwendung von Gegenkörpern die leichte Zugänglichkeit der Probe für externe Messeinrichtungen erhalten.

Die zur Durchführung der Verbundversuche gewählte Belastungseinrichtung ist in Abbildung 6-2 schematisch dargestellt. Der Verdrehung des vertikal eingespannten Probekörpers wurde mit Hilfe eines am lastfreien Verbundende befestigten Stahlprofils entgegengewirkt. Die vertikale Position des Stahlprofils konnte den Abmessungen der Prüfkörper individuell angepasst werden. Durch den massiven Holzquerschnitt konnte eine maßgebende Biegung quer zur Lastrichtung weitgehend ausgeschlossen werden.

Der Prüfrahm bestand aus zwei 25 mm starken Stahlplatten, welche durch vier vertikal verschraubte Stahlstreben kraftschlüssig miteinander verbunden wurden. Die obere Platte diente als Widerlager des Prüfkörpers (siehe Abbildung 6-3, links). Um die Einspannung der Lamelle zu ermöglichen, wurde eine Öffnung mit einem Durchmesser von 52 mm mittig in das Widerlager eingearbeitet. Während des Versuchs wurde der Rahmen über einen mit der unteren Platte verschweißten Stahlbolzen in die Klemmbanken einer hydraulischen Prüfmaschine vom Typ Instron 8502 eingespannt. Die Krafteinleitung in die Lamelle erfolgte direkt über die Klemmbanken der Prüfmaschine. Durch Öffnen der oberen Klemmung war ein Auswechseln der Prüfkörper innerhalb weniger Minuten möglich.

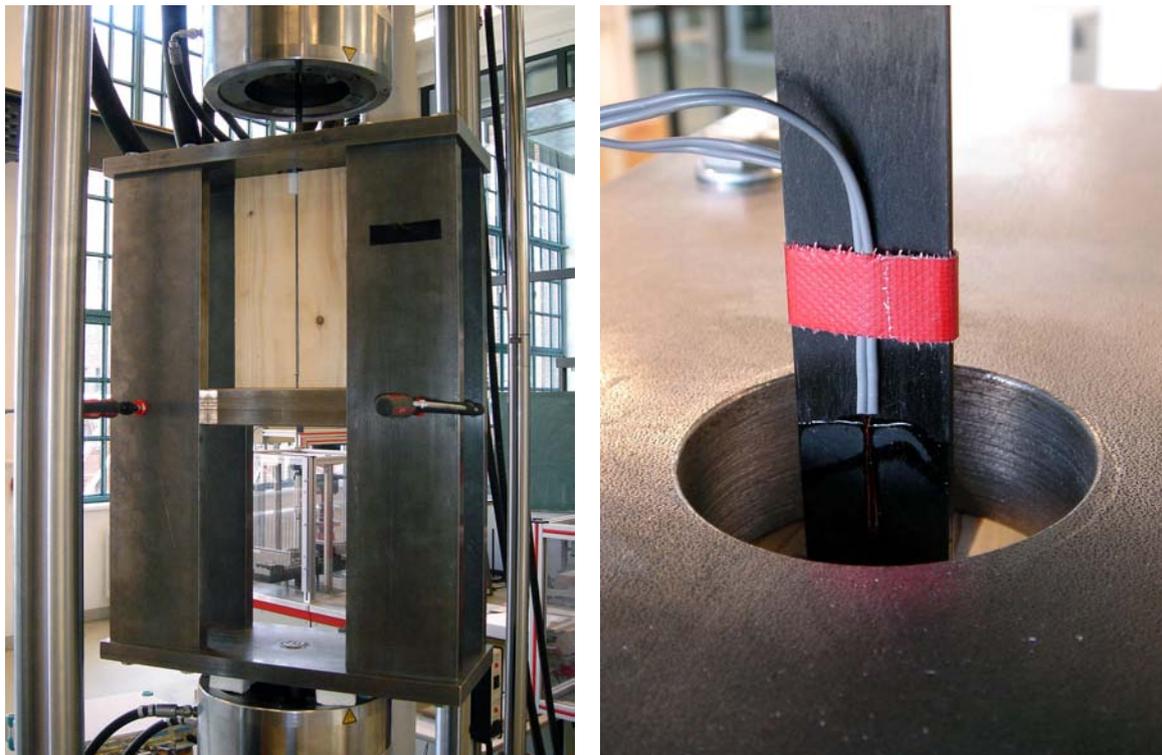
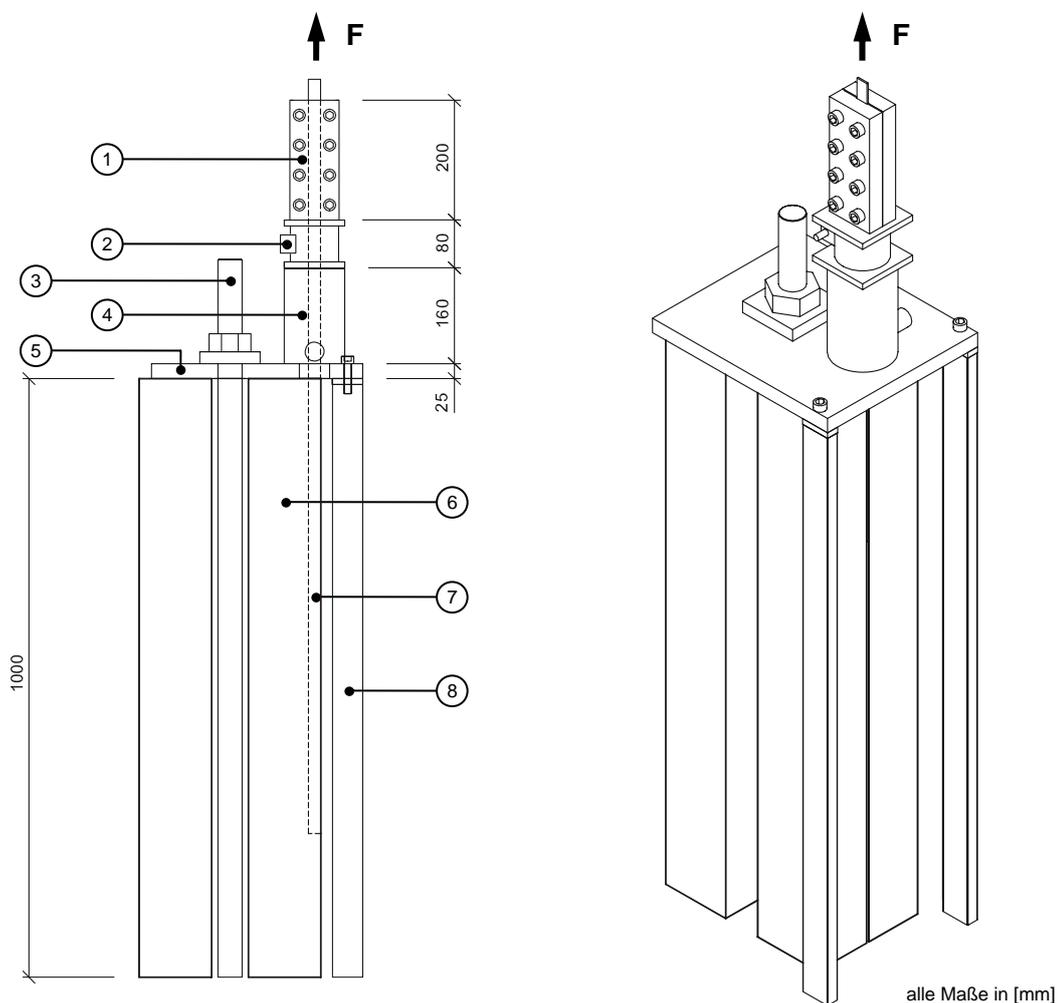


Abbildung 6-3: Versuchsvorrichtung mit in der Prüfmaschine eingespanntem Probekörper

An mehreren Probekörpern wurde die Lamelle bis ca. 50 mm unterhalb des lastfreien Endes weitergeführt, um die Messung der Relativverschiebung zwischen Lamelle und Holz mittels induktiver Wegaufnehmer zu ermöglichen.

6.2.2 Versuchsaufbau für Verbundlängen $l_v > 400$ mm

Da der in Abschnitt 6.2.1 beschriebene Prüfrahm lediglich die Aufnahme von Proben mit einer Gesamtlänge von bis zu 500 mm zuließ, wurde für Probekörper mit einer Verbundlänge von $l_v > 400$ mm ein alternativer Versuchsaufbau entwickelt. Hierbei wurde ebenfalls ein Druck-Zug-Körper verwendet. Zur Einleitung der Auszugskraft in die CFK-Lamelle wurde auf der Stirnseite zweier vertikal nebeneinander angeordneter Holzproben eine 25 mm starke Stahlplatte mit einem Lochdurchmesser von 50 mm befestigt. Die Fixierung der Stahlplatte erfolgte über eine Gewindestange, welche zwischen den beiden Holzproben verlief und unterseitig mit dem Aufspannfeld der Versuchshalle verschraubt wurde. Um mögliche Spannungskonzentrationen an der Stirnkante des Verbundkörpers zu verhindern, wurden zwei Stahlstreben an den freien Außenkanten der Stahlplatte montiert und auf dem Hallenboden gelagert.



- | | |
|------------------------------------|--|
| ① Klemmvorrichtung für CFK-Lamelle | ⑤ Widerlager (Stahlplatte mit Öffnung $\varnothing 50$ mm) |
| ② Kraftmessdose | ⑥ Verbundprobekörper |
| ③ Gewindestange | ⑦ CFK-Lamelle |
| ④ hydraulischer Hubkolbenzylinder | ⑧ Stahlstützen mit unterseitiger Lagerung |

Abbildung 6-4: Auszugversuch für in Holz eingeklebte CFK-Lamellen ($l_v > 400$ mm)

Die Lasteinleitung erfolgte über eine 20 cm lange Klemmvorrichtung, welche oberhalb eines hydraulischen Hubkolbenzylinders mit der CFK-Lamelle verspannt wurde. Die Steuerung des Versuchs wurde mittels einer manuell bedienten Hydraulikpumpe durchgeführt. Zwischen Hydraulikzylinder und Klemmvorrichtung befand sich ein Kraftaufnehmer mit Innenbohrung, durch welchen die CFK-Lamelle hindurch geführt werden konnte. Abbildung 6-4 zeigt die schematische Darstellung des Versuchsaufbaus.

6.3 Herstellung der Verbundprobekörper

Der überwiegende Teil der Verbundprobekörper (vgl. Anhang B) wurde an fünf Trägern aus keilzinkenfreiem Konstruktionsvollholz (Fichte) mit einer Gesamtlänge von 5,00 m gemäß Abbildung 6-5 a) entnommen. Die Entnahmestellen wurden derart gewählt, dass sich in unmittelbarem Bereich der Lasteinleitung keine sichtbaren Fehlstellen im Holz befanden. Bereiche mit Längsrissen oder deutlichen Wuchsunregelmäßigkeiten wurden markiert und von der Probenherstellung ausgeschlossen. Nach der Entnahme wurden die zugeschnittenen Probekörper zunächst bis zum Erreichen der Massenkonzanz gemäß [DIN EN 408] im Normklima 20/65 (20°C und 65% relative Luftfeuchte) gelagert.

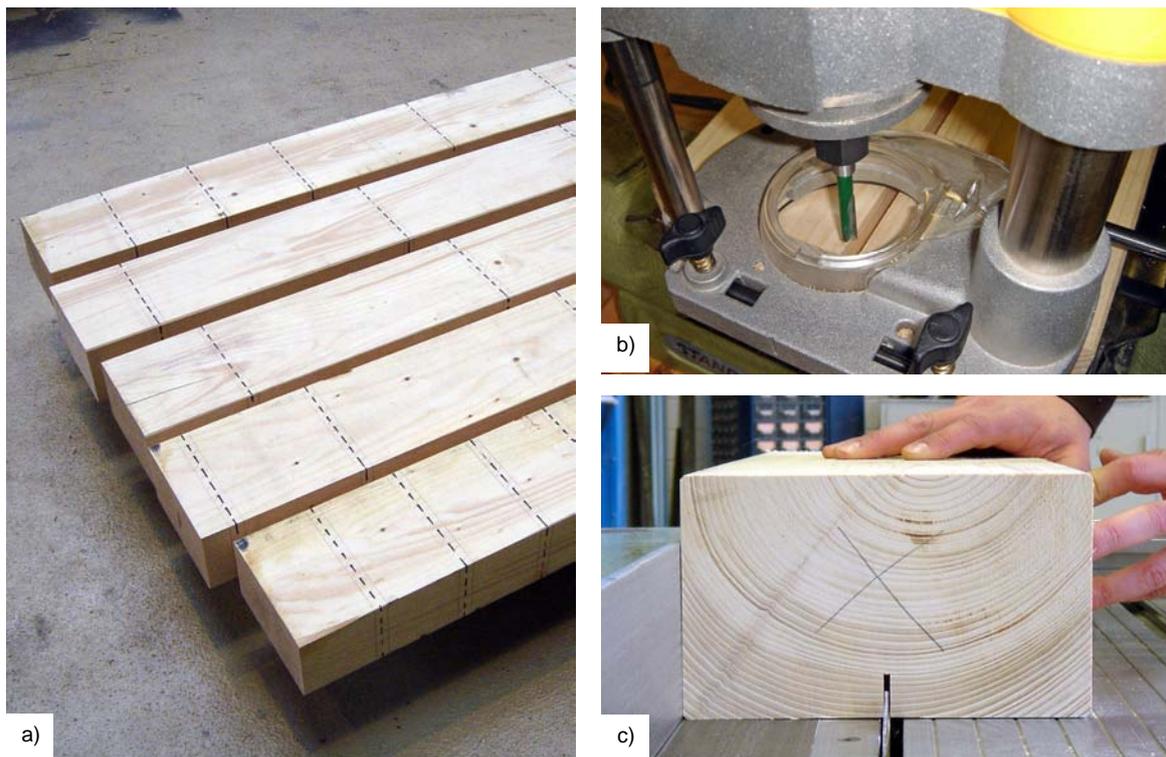


Abbildung 6-5: a) Markierte Entnahmestellen der Verbundkörper aus Vollholzträgern (Fichte);
b) Einschlitzung mit Oberfräse; c) Einschlitzung mit Kreissäge

Um einen vollflächigen Kontakt mit der Widerlagerplatte zu gewährleisten, wurde im Anschluss an die Klimatisierung je eine Stirnseite der Holzprobekörper plangeschliffen. Zur Herstellung des Klebeschlitzes wurden zwei unterschiedliche Verfahren erprobt. An den für Vorversuche verwendeten Proben (siehe Abschnitt 6.7.1) wurde der Schlitz mittels einer handelsüblichen Oberfräse hergestellt. Hierzu sollten drei unterschiedliche Nutfräser mit

Fräsbreiten von 4,5 mm, 6,3 mm bzw. 9,0 mm sowie einer Frästiefe von jeweils rund 23 mm erprobt werden. Bei einer Lamellenstärke von $b_L = 2,5$ mm ergaben sich bei mittlerer Verklebung der Lamelle Klebefugenstärken zwischen 1,0 bzw. 1,9 mm. Diese Werte entsprechen den in anderen Arbeiten als geeignet befundenen Klebschichtstärken für in Holz geklebte CFK-Verstärkungen [Joh07, Kli09, Pör05, Bla02b]. Da sich die Bearbeitung mit einer Oberfräse aus baupraktischer Sicht als sehr zeitaufwendig herausstellte, wurden alle weiteren Probekörper mittels einer Kreissäge eingeschlitzt. Aufgrund der gängigen Blattstärke von ca. 3,2 mm musste der Schlitz durch zwei versetzte Einzelschnitte hergestellt werden. Um den Vorgang zu beschleunigen, wurde für die Verstärkung der großmaßstäblichen Träger ein Spezialsägeblatt mit einer Schnittbreite von 5,0 mm verwendet.

Die Abmessungen des Schlitzes mit einer vertikal eingeklebten CFK-Lamelle sind in Abbildung 6-6 dargestellt. Um ein einheitliches Vorgehen für die Auswertung festzulegen, soll an dieser Stelle zunächst die rechnerisch anzusetzende Verbundfläche A_v definiert werden. Die Festlegung der Verbundfläche kann gemäß der linken Darstellung in Abbildung 6-6 sowohl anhand der Kontaktzone Lamelle/Klebstoff als auch anhand der Kontaktzone Klebstoff/Holz erfolgen. Da sowohl die Breite b_s als auch die Tiefe t_s des Schlitzes herstellungsbedingten Schwankungen unterliegen (vgl. Anhang B.1), erscheint die Festlegung anhand der Kontaktzone Klebstoff/Holz als ungünstig. Demgegenüber sind die Abmessungen der CFK-Lamelle aufgrund des industriellen Herstellungsprozesses nahezu konstant. Die wirksame Verbundfläche einer eingeschlitzt verklebten CFK-Lamelle soll daher zu:

$$A_v = 2 \cdot b_L \cdot l_v \quad (6.1)$$

definiert werden. Der Verbund zwischen der Stirnseite der CFK-Lamelle und dem Klebstoff bleibt in diesem Fall unberücksichtigt, da sich an der Stirnseite in Abhängigkeit der Einschlitztiefe t_s sowie der Tiefe der Lamelle unterschiedliche Klebschichtdicken ausbilden können. Bei einer zu geringen Einschlitztiefe wird der Klebstoff an der Stirnseite der Lamelle unter Umständen vollständig verdrängt, was zum Ausfall des Verbunds an der Schmalseite führt. Bei einer zu tiefen Einschlitzung bildet sich hingegen ein harzreicher Bereich aus (rechte Darstellung in Abbildung 6-6), dessen Beitrag zum Verbundverhalten rechnerisch nur schwer erfasst werden kann. Unter Berücksichtigung des geringen Beitrags der Stirnseite an der Gesamtverbundfläche erscheint diese Vereinfachung als durchaus vertretbar.

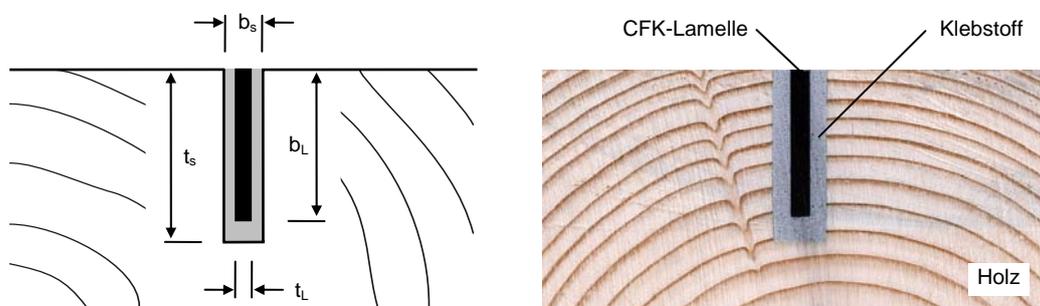


Abbildung 6-6: Definition der Schlitzabmessungen am Verbundkörper

Der Einschnitt der Fichtenholzproben erfolgte stets auf der „linken“ Seite, d. h. in den der Markröhre abgewandten Jahresringen. Vor der Einbringung des Klebers wurde der Schlitz

mit Druckluft ausgeblasen, die Schlitzbreite und Schlitztiefe an drei Stellen der Verbundlänge gemessen und sichtbare Fehlstellen notiert. Die Holzoberfläche wurde mit Klebeband vor Verunreinigungen durch herausquellenden Klebstoff geschützt. Der Klebstoff wurde gemäß den technischen Merkblättern angerührt [Sik03, Sik06] und in leere Spritzkartuschen umgefüllt. Vor der Einbringung des Klebers wurden in den Endbereichen der Verbundlänge je zwei ca. 3 x 3 cm große PTFE-Streifen platziert. Die linke Darstellung in Abbildung 6-7 zeigt den Einspritzvorgang exemplarisch für einen 360 mm langen Probekörper.

Vor der Verklebung wurden die Oberflächen der Lamelle angeschliffen und mit Spezialreiniger entfettet. Anschließend wurde die Lamelle zwischen den als Abstandhalter fungierenden PTFE-Streifen eingelegt und vorsichtig in den Schlitz gedrückt. Der Querschnitt wurde soweit im Schlitz versenkt, bis die Lamelle bündig mit der Holzoberfläche war. Hierbei quoll ein Großteil des verfüllten Klebers aus dem Schlitz. Das überflüssige Material und die seitlich angebrachten Klebestreifen wurden daraufhin entfernt. Im Anschluss wurden alle Proben erneut für mindestens 7 Tage im Normklima 20/65 gelagert. Das rechte Bild in Abbildung 6-7 zeigt die fertig verklebten Probekörper während der Lagerung in der Klimakammer.



Abbildung 6-7: Einbringung des Klebers (links) und Lagerung der Verbundprobekörper im Normklima 20/65 (rechts)

6.4 Messeinrichtungen

Während des Versuchs wurden alle relevanten Kraft- und Verformungsgrößen über ein externes Messsystem erfasst. Hierzu standen zwei Spider8-30 Messverstärker der Firma HBM sowie die Software Catman Express 4.5 zur Verfügung. Die Datenerfassung erfolgte mit einer Messrate von 10 Hz über alle Kanäle. Um eine hohe Auflösung der Schub-

spannungsverteilung im Bruchzustand zu erhalten, wurde die Messrate bei Verbundkörpern mit in der Klebefuge angebrachten Dehnmessstreifen auf 25 Hz erhöht.

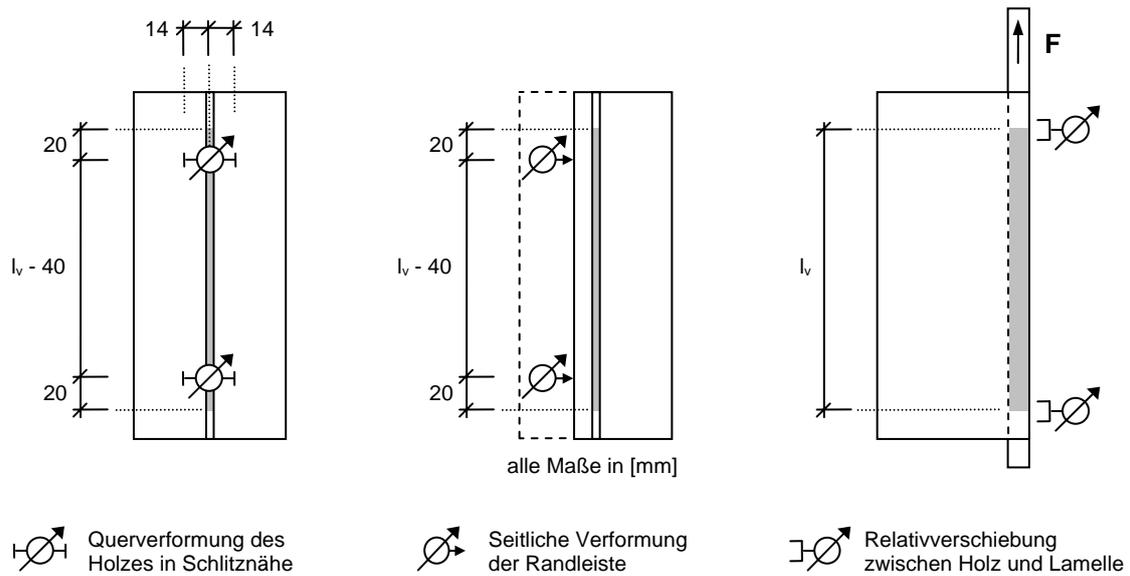


Abbildung 6-8: Verformungsmessungen an ausgewählten Prüfkörpern

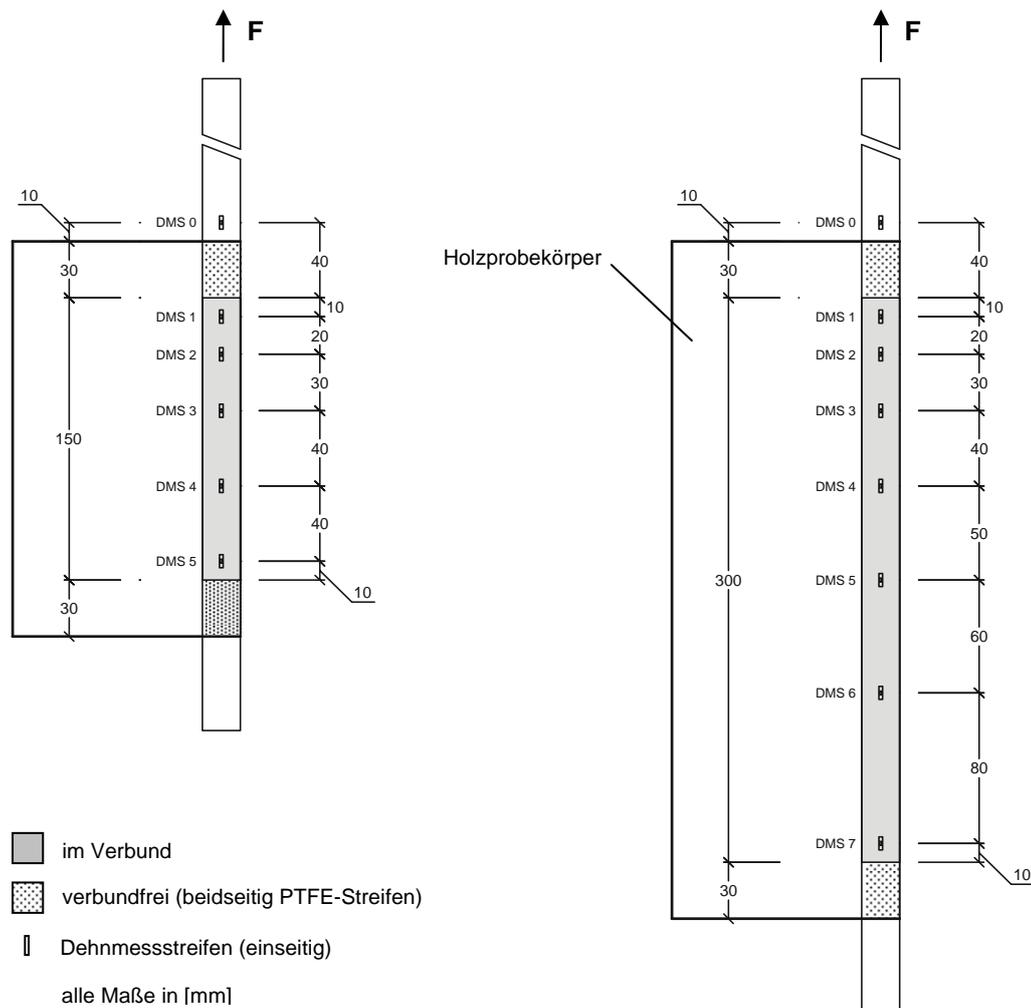


Abbildung 6-9: Anordnung von DMS auf der CFK-Lamelle für Verbundlängen
 $l_v = 150 \text{ mm}$ (links) bzw. $l_v = 300 \text{ mm}$ (rechts)

Für Verbundlängen $l_v \leq 400$ mm wurde die Prüflast der CFK-Lamelle über eine unterhalb des Prüfrahmens angebrachte Kraftmessdose mit einer Maximallast von 250 kN gemessen. Die Querverformung des Schlitzes, die seitliche Verformung des Prüfkörpers bei randnaher Lamellenlage, sowie die Relativverschiebungen zwischen Lamelle und Holz wurden mittels je zweier induktiver Wegaufnehmer im Bereich des lastseitigen und lastfreien Verbundes messtechnisch erfasst (vgl. Abbildung 6-8).

An ausgewählten Probekörpern mit den Verbundlängen $l_v = 150$ mm und $l_v = 300$ mm wurde zusätzlich die Dehnung der Lamelle entlang der Verbundfuge an diskreten Stellen gemessen. Hierzu wurden vor dem Einkleben der Lamelle bis zu acht DMS mittig entlang der Lamellenachse angebracht. Durch die kurze Gitterlänge von lediglich 1 mm und der Verwendung einer nickelüberzogenen Kabelzuleitung, welche keine zusätzliche Isolierung gegenüber dem CFK erforderte, konnte die Beeinträchtigung des Verbunds gering gehalten werden. Abbildung 6-9 zeigt die Achsabstände der DMS relativ zum lastseitigen Verbundende. Da sich im lastseitigen Verbundbereich stets ein hoher Schubspannungsgradient einstellt, wurde eine ungleichmäßige Anordnung der DMS verwendet, wobei im vorderen Verbundbereich engere Abstände gewählt wurden. Um den Einfluss der DMS auf den Klebeverbund zu minimieren, erfolgte die Anbringung lediglich auf einer Seite der CFK-Lamelle. Damit zusätzlich die Dehnung im verbundfreien Bereich gemessen werden konnte, wurde ein DMS mit einem Abstand von 40 mm oberhalb des Verbundbeginns angebracht. Abbildung 6-10 (links) zeigt den mit DMS bestückten Verbundprobekörper inklusive Messleitungen.

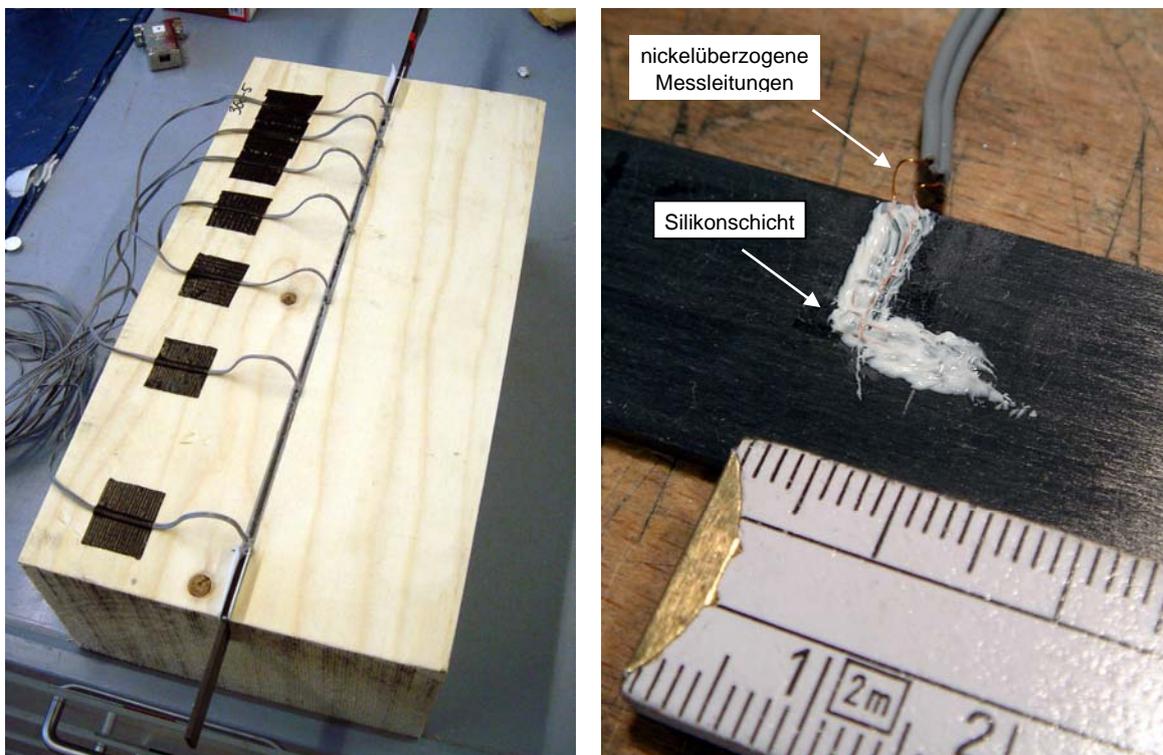


Abbildung 6-10: Probekörper mit eingeklebten DMS (links); Detail der Messstelle (rechts)

Um ausschließlich die Lamellendehnung zu erfassen und gleichzeitig eine vorzeitige Beschädigung der Messgitter durch Rissbildung im Kleber zu verhindern, wurde auf den

DMS eine dünne Schutzschicht aus Silikon aufgebracht (vgl. Abbildung 6-10, rechts). Die Silikonschicht führt zur lokalen Entkopplung zwischen CFK-Lamelle und Klebstoff, was einer Reduzierung der anrechenbaren Verbundfläche gleichkommt. Von einer Reduzierung der Gesamtverbundfläche A_v um die vom DMS eingenommene Fläche A_{DMS} wurde dennoch aus folgenden Gründen abgesehen:

- Die für den Verbund unwirksame Fläche pro DMS beträgt weniger als 1% der Gesamtverbundfläche ($A_{DMS} \approx 75 - 100 \text{ mm}^2$)
- Gegenüber DMS-freien Proben mit gleicher Verbundlänge konnte kein nachvollziehbarer Einfluss der lokalen Entkopplung auf die Verbundbruchkraft festgestellt werden
- Die Berücksichtigung lokaler Fehlstellen in der Verbundfläche führt zu einem erheblichen analytischen Mehraufwand bei der numerischen Modellierung

An Probekörpern mit einer Verbundlänge von $l_v > 400 \text{ mm}$ wurde die Prüflast über eine zwischen Hubkolbenzylinder und Klemmvorrichtung angeordnete Kraftmessdose mit einer Maximallast von ca. 500 kN aufgezeichnet. Um vergleichbare Prüfbedingungen mit dem in Abschnitt 6.2.1 geschilderten Versuchsaufbau zu erzielen, wurde der Weg des Hubkolbens während des gesamten Versuchs kontinuierlich über zwei zwischen Widerlagerplatte und Klemmvorrichtung positionierte induktive Wegaufnehmer aufgezeichnet und mit einer berechneten Sollkurve abgeglichen (vgl. Abbildung 6-11). Auf diese Weise konnte trotz manueller Bedienung des Hubkolbens ein weggesteuerter Versuch gefahren werden. Die Vorschubgeschwindigkeit des Hubkolbenzylinders wurde hierbei an die Steuerungsparameter der servo-hydraulischen Prüfmaschine angepasst (Abschnitt 6.2.1).

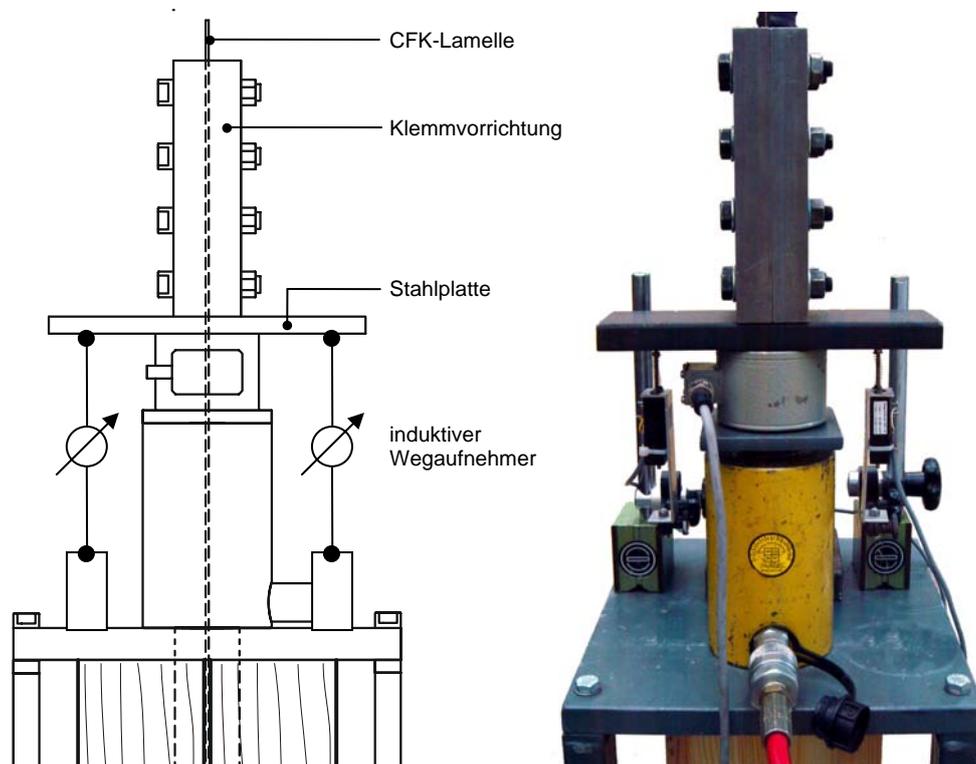


Abbildung 6-11: Messung der Lamellenverschiebung am Punkt der Lasteinleitung

6.5 Versagensmechanismen

Im Verbundversuch wurden unterschiedliche Brucharten beobachtet, wobei sich die am häufigsten identifizierten Mechanismen dem Verbundversagen in den Kontaktzonen der Füge­teile oder dem Schubversagen des Holzes zuordnen lassen. Das Verbundversagen trat entweder im Grenzbereich zwischen Lamelle und Kleber oder zwischen Kleber und Holz auf. Bei zwischen den Grenzbereichen wechselnden Rissverläufen wurden darüber hinaus auch Kohäsionsbrüche innerhalb des Klebstoffs beobachtet (vgl. Abbildung 4-10).

Da die Prüflast über eine ausreichend große Klemmfläche in die CFK-Lamelle eingeleitet werden konnte, war bei keinem Versuch ein Verankerungsversagen (Bruch der Lamelle an bzw. in der Klemmbacke oder Schlupf in der Klemmvorrichtung) zu beobachten. Ein Lamellenbruch quer zur Faser, welcher durch Überschreitung der Zugfestigkeit der CFK-Fasern hervorgerufen wird, konnte aufgrund einer maximalen Prüflast von rund 45 kN ebenfalls nicht beobachtet werden. Bei einem Versuchskörper trat ein Lamellenversagen längs zur Faserrichtung auf, was jedoch auf eine fehlerhafte Ausrichtung der Lamelle in den Klemmbacken zurückzuführen war.

Vor der Prüfung wurden die Probekörper an mehreren Stellen innerhalb des Verbundbereichs mit weißen Markierungslinien versehen. Anhand der mit dem Versagensfall einhergehenden Relativverschiebung zwischen den Füge­teilen (Verbundversagen) bzw. im Holz (Schubversagen) konnte der Rissverlauf optisch nachvollzogen werden. In den folgenden Abschnitten werden die am häufigsten beobachteten Versagensarten beschrieben und erläutert.

6.5.1 Verbundversagen im Grenzbereich Lamelle/Klebstoff

Trotz einer sorgfältigen Vorbereitung der Lamellenoberfläche konnte bei einer Vielzahl der Versuche ein Versagen in der Kontaktzone zwischen CFK-Lamelle und Klebstoff beobachtet werden. Der Bruch trat zumeist schlagartig auf und führte zu einer Relativverschiebung zwischen Lamelle und Klebstoff. In den meisten Fällen wanderte der Riss, ausgehend vom lastseitigen Verbundende, innerhalb kürzester Zeit über die gesamte Verbundlänge. Hierbei fiel die Last deutlich ab. Anschließend konnte die Last erneut gesteigert werden, bis sich durch den Reibungswiderstand des restlichen Verbundquerschnitts eine nahezu konstante Prüflast einstellte.

Ein Zusammenhang zwischen der Klebelänge und der Häufigkeit des Verbundversagens im Grenzbereich zwischen Lamelle und Kleber konnte nicht festgestellt werden. Es fiel jedoch auf, dass bei Schlitzbreiten größer 8 mm ausschließlich dieser Versagensfall eintrat.

6.5.2 Verbundversagen im Grenzbereich Klebstoff/Holz

Dieser Versagensfall führt zur Trennung des Klebstoffs vom Holzkörper, wobei der Verbund zwischen Lamelle und Klebstoff vollständig erhalten bleibt. Durch die Überschreitung der aufnehmbaren Schubspannung des Holzes in der Kontaktzone kommt es zur Rissbildung entlang der Kontaktfläche bzw. in den an die Klebschicht angrenzenden Holzfasern. Bei einer Vielzahl der Proben verblieben Holzrückstände auf der Kleberschicht. Analog Abschnitt 6.5.1 konnte auch beim Verbundversagen im Grenzbereich Klebstoff/Holz ein schlagartiger

Abfall der Prüflast beobachtet werden. Ein rein kohäsives Versagen des Klebstoffs wurde an keiner der Proben festgestellt.

6.5.3 Schubversagen im Holz

Als dritte Versagensform wurde an mehreren Probekörpern Schubversagen im Holz parallel zur Faserrichtung beobachtet. Diese Bruchart wird ebenfalls durch die Überschreitung der vom Holz aufnehmbaren Schubspannung verursacht. Die dabei entstehende Bruchfläche ist bei mittig verklebten Lamellen aufgrund der Probengeometrie stets größer als bei einem Verbundbruch (vgl. Abbildung 6-12, links). Bei randnah verklebten Lamellen führte das Schubversagen demgegenüber zu dem im rechten Bild von Abbildung 6-12 gezeigten Bruchbild.

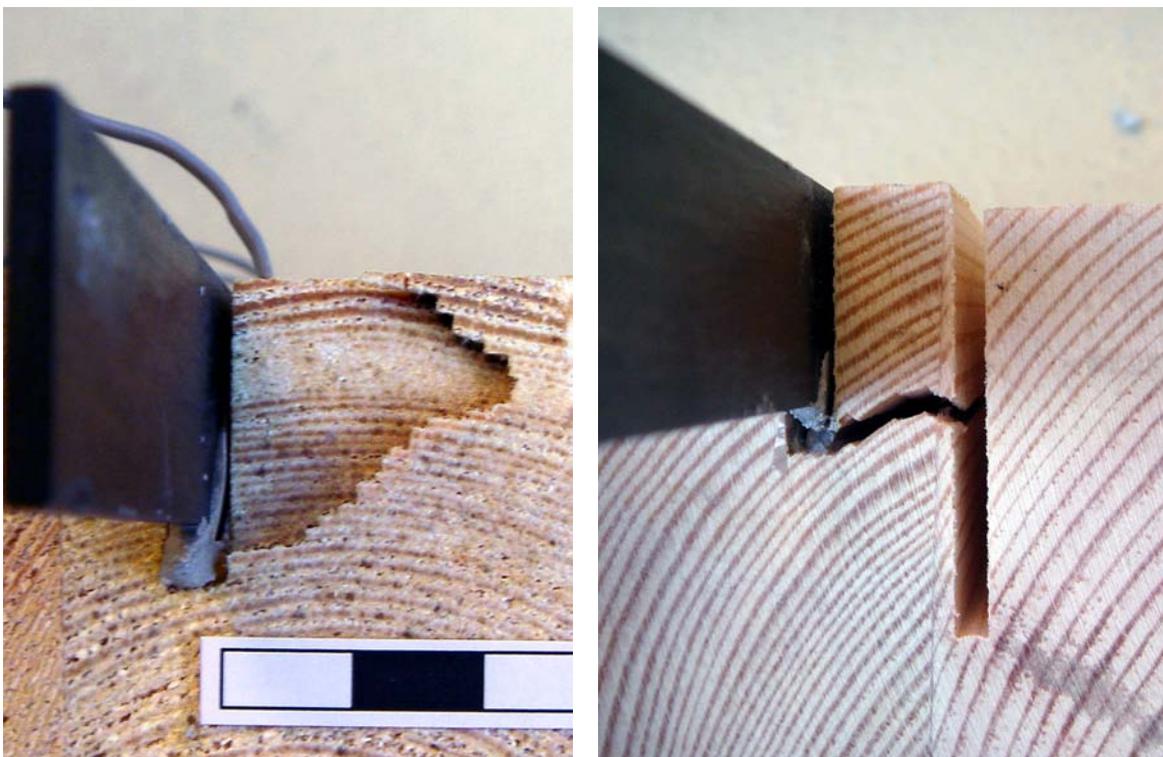


Abbildung 6-12: Schubversagen von Kiefernholz-Verbundproben am lastfreien Verbundende bei mittiger (links) und randnaher (rechts) Lage der CFK-Lamelle

In einigen Fällen ging das Schubversagen aus einem Verbundriss zwischen Kleber und Holz hervor. Ein vom lastseitigen Verbundende ausgehender Riss im Grenzbereich Klebstoff/Holz wanderte in den Holzkörper und verlief unter einem flachen Winkel als Schubriss bis an das lastfreie Verbundende. Dieser Rissverlauf wurde tendenziell eher bei Probekörpern mit Verbundlängen größer 200 mm beobachtet.

6.5.4 Kombinierte Versagensmechanismen

Bei der überwiegenden Anzahl aller Auszugversuche traten an einem Probekörper mehr als ein Versagensmechanismus auf. Hierbei konnten auf den beiden Verbundseiten der Lamelle

häufig unterschiedliche Rissverläufe beobachtet werden. In Abbildung 6-13 ist die Relativverschiebung zwischen den Füge­teilen mit Hilfe der normal zur Prüfrichtung verlaufenden Markierungslinien veranschaulicht. Der Versatz in der Grenzschicht Klebstoff/Holz ist im linken Bild deutlich erkennbar. Auf der gegenüberliegenden Seite der CFK-Lamelle verläuft der Riss innerhalb des Holzkörpers. Im rechten Bild ist der Versatz der Füge­teile im Fall des Verbundversagens zwischen CFK-Lamelle und Klebstoff dargestellt. Mit Erreichen der Verbundbruchlast führte der schlagartige Rissfortschritt zu einer Relativverschiebung von mehreren Millimetern.

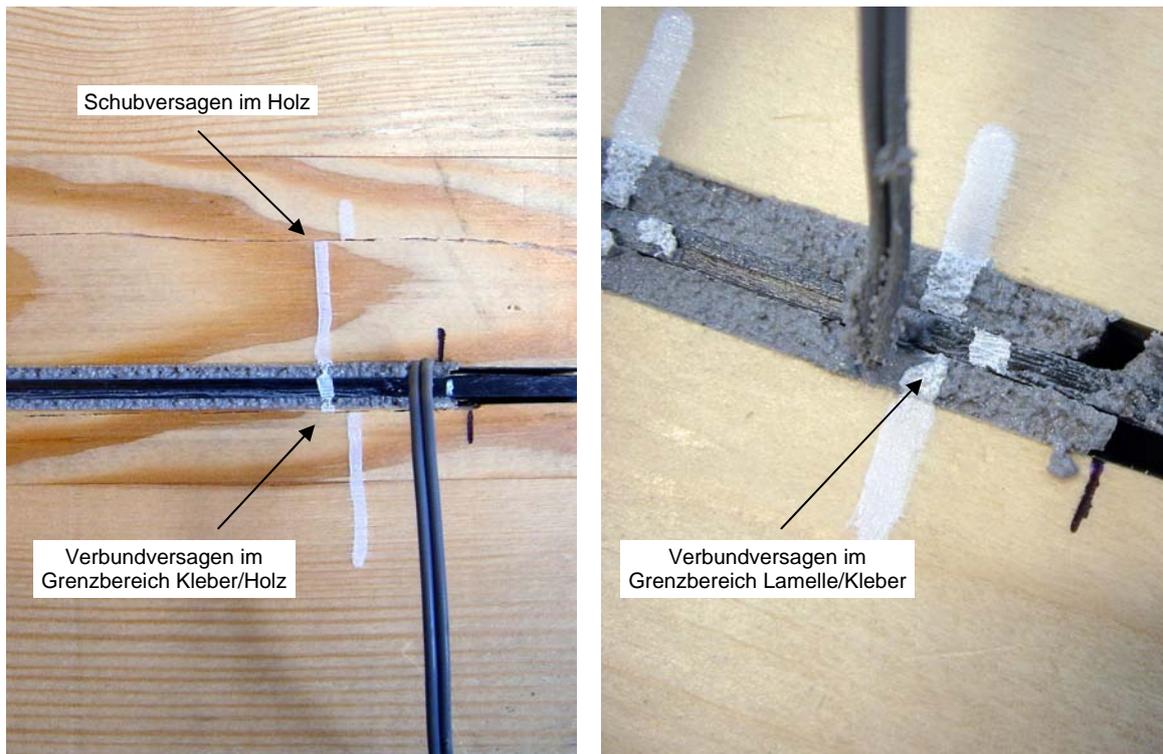


Abbildung 6-13: Unterschiedliche Versagensmechanismen am Verbundkörper

6.6 Versuchsprogramm

Zur Untersuchung des Verbundverhaltens wurde ein Versuchsprogramm mit insgesamt 122 Auszugprüfungen zusammengestellt. Neben 21 Vorversuchen wurden 70 Versuche mit quasi-statischer Beanspruchung sowie 15 Versuche mit einer Kombination aus hygromischer und quasi-statischer Beanspruchung durchgeführt. Für die Modellierung des Verbundverhaltens wurde das Prüfprogramm um weitere 16 Versuche ergänzt.

Anhand der Vorversuche sollte zunächst die Praktikabilität der zur Verfügung stehenden Einfräsmethoden beurteilt werden. Weiterhin dienten sie zur allgemeinen Erprobung des Prüfverfahrens sowie zur Einschätzung der erreichbaren Verbundbruchlasten. Hierzu wurden 10 Probekörper mit einem Nutfräser der Breite 6,3 mm eingeschlizt. An weiteren 5 Proben erfolgte die Einfräsung anhand eines 4,5 mm breiten Fräskopfes. Bei einer Lamellendicke von 2,5 mm ergaben sich somit Klebschichtdicken von 1,9 bzw. 1,0 mm. Um das Verbundverhalten eingeschlizter und oberflächlich applizierter CFK-Lamellen gegenüber zu stellen, wurden darüber hinaus 6 Probekörper mit einer oberflächlich verklebten CFK-Lamelle

des Typs Sika CarboDur S512 angefertigt. Um eine vergleichbare Lamellenbreite zu erhalten, wurde die unidirektionale CFK-Lamelle mit einem Querschnitt von $b \times h = 50 \times 1,2$ mm parallel zur Faserrichtung durchtrennt. Die verklebten Proben wurden mit einem Gegenkörper gemäß Abbildung 6-1 versehen und in der in Abschnitt 6.2 beschriebenen Weise getestet. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in Abschnitt 6.7.1 dargestellt. Zur Reduzierung von Randeffekten wurden bei allen Versuchen verbundfreie Endbereiche mit einer Länge von 3 cm verwendet. Hierzu wurden PTFE-Streifen mit Stärken zwischen 0,5 bis 2,0 mm eingesetzt.

Der Hauptanteil des Prüfumfangs diente zur Ermittlung der erreichbaren Verbundbruchkraft in Abhängigkeit der Verbundlänge. Hierzu wurden 45 Probekörper aus Fichtenholz der Sortierklasse S10 mit einer Schlitzbreite von ca. 4,5 mm und einer Verbundlänge zwischen 50 mm und 1000 mm vorbereitet. Die CFK-Lamelle S2.025/80 wurde mit Hilfe des Epoxidharzklebers Sikadur 30 und einem Randabstand von $a_r \approx 100$ mm mittig im Probekörper verklebt. Um den Einfluss der Klebschichtdicke zu überprüfen, wurden zusätzlich 10 Proben mit einer Schlitzbreite von 9,0 mm hergestellt. Für die anschließende Modellierung des Verbundverhaltens wurden je 5 Proben der Verbundlängen $l_v = 150$ mm und $l_v = 300$ mm mit DMS entlang der Lamelle versehen.

Die Auswirkungen einer randnahen Lamellenlage wurden an 6 Probekörper mit Randabständen von $a_r \approx 12$ mm, 22 mm bzw. 42 mm untersucht. Um Probekörper gleicher Abmessungen in dem Prüfraumen einbauen zu können, wurde die randnahe Lage der CFK-Lamelle durch eine im Abstand a_r eingebrachte Schnittfuge im Holzkörper simuliert (vgl. Abbildung 6-12, rechts). Der Einschnitt erfolgte auf einer Seite des Klebeschlitzes und wurde mindestens um den Abstand a_r unterhalb der Schlitzunterkante weitergeführt. Hierdurch wurde sichergestellt, dass sich die Randleiste bei Schubversagen vollständig vom Probekörper ablösen konnte.

Um die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf andere Holzarten zu überprüfen, wurden zusätzlich 5 Verbundversuche an Kiefernholzproben (BSH) mit Sikadur 30 durchgeführt. An weiteren 5 Proben aus Kiefernholz wurde der Klebstoff Sikadur 30 durch den ungefüllten und niedrigviskoser Epoxidharzkleber Sikadur 330 ersetzt.

Da es unter geschlossenen Dachkonstruktionen zu einem erheblichen Anstieg der Temperatur und Umgebungsfeuchte kommen kann, sollten zusätzlich mögliche Auswirkungen hygrophischer Beanspruchungen auf das Verbundverhalten untersucht werden. Hierzu wurden eine Temperaturbelastung von 70°C sowie eine relative Luftfeuchte von ca. 95% gewählt. Die Temperaturbelastung wurde an BSH-Kiefernholz unter Verwendung der Klebersysteme Sikadur 30 und Sikadur 330 erprobt. Bei der Feuchtebelastung sollte zudem geklärt werden, welche Eigenspannungen sich aufgrund einer erhöhten Umgebungsfeuchte entlang der Klebefuge ausbilden. Hierzu wurden erneut DMS entlang der Klebefuge angebracht. Details zur Lagerung und Datenerfassung dieser Prüfkörper können Abschnitt 6.8 entnommen werden.

Die Durchführung der Auszugversuche erfolgte positionsgesteuert mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit von 1,0 mm/min. Eine Zusammenfassung aller Verbundprüfungen sowie der wichtigsten Messergebnisse ist in Anhang B wiedergegeben. Die Kennzeichnung der Proben erfolgt dabei gemäß der in Abbildung 6-14 angegebenen Konvention.

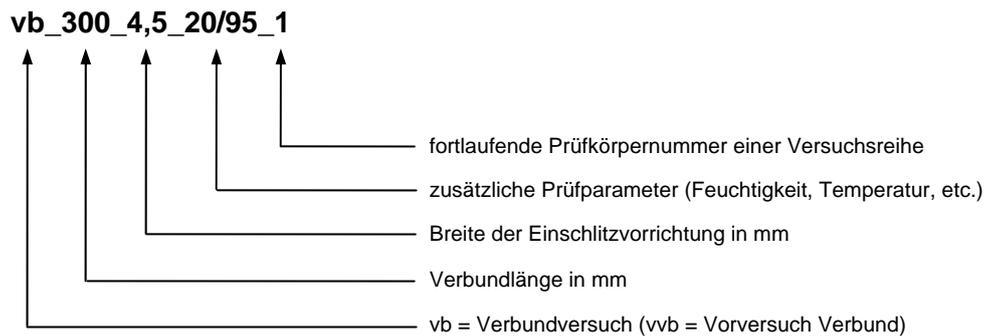


Abbildung 6-14: Probenbezeichnung des Verbundversuchs

In den folgenden Abschnitten wird das Tragverhalten der unter quasi-statischer und hygrothermischer Beanspruchung durchgeführten Auszugversuche beschrieben. Dabei wird neben den im Experiment ermittelten Verbundtragkräften insbesondere auf das Verformungsverhalten der Füge­teile sowie des Holzprobekörpers eingegangen. Darüber hinaus werden die Merkmale des Schubspannungsverlaufs, welcher sich anhand der an diskreten Stellen entlang der CFK-Lamelle gemessenen Dehnungen berechnen lässt, herausgestellt und diskutiert. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit erfolgt die Abbildung der beobachteten Eigenschaften durch ein rechnerisches Modell.

6.7 Trag- und Bruchverhalten unter quasi-statischer Beanspruchung

Die Verbundprüfungen unter quasi-statischer Beanspruchung umfassten insgesamt 87 Auszugversuche. Alle Proben wurden bis zur Massenkonstanz gemäß [DIN EN 408] im Normklima 20/65 gelagert. Neben 21 Vorversuchen wurde an 45 Verbundprobekörpern mit mittig verklebter CFK-Lamelle die maximal erreichbare Auszugkraft in Abhängigkeit der wirksamen Verbundlänge im Bereich $50 \text{ mm} \leq l_v \leq 1000 \text{ mm}$ untersucht. Anhand weiterer 25 Proben galt es unterschiedliche Prüfparameter wie z. B. eine randnahe Lamellenlage oder variierende Schlitzbreiten, sowie den Einfluss unterschiedlicher Kleber- oder Holzarten zu beurteilen. Die Resultate dieser Untersuchungen werden in den folgenden Abschnitten beschrieben und diskutiert.

6.7.1 Vorversuche

Anhand von 21 Vorversuchen an Verbundprobekörpern aus Fichtenholz der Sortierklasse S10 sollte zunächst das grundsätzliche Trag- und Verbundverhalten im Auszugversuch ermittelt werden. Darüber hinaus wurden die maximal erreichbaren Verbundbruchlasten bei eingeschlitzter und oberflächiger Verklebung gegenübergestellt. Für alle Probekörper wurde eine wirksame Verklebelänge von $l_v = 70 \text{ mm}$ gewählt.

Die Herstellung der Verbundprobekörper vvb_70_6,3_1-10 bzw. vvb_70_4,5_1-5 erfolgte mit Hilfe einer handgeführten Oberfräse sowie unter Verwendung der CFK-Lamelle Sika CarboDur S2.025/80. Bei den Proben vvb_70_o_1-6 kam die CFK-Lamelle Sika CarboDur S512 mit vergleichbaren mechanischen Eigenschaften zum Einsatz. Um eine annähernd gleiche Klebbebreite zu erzielen, wurde die CFK-Lamelle parallel zur Faserrichtung durch-

trennt. Die Verklebung beider Lamellentypen erfolgte anhand des 2-Komponenten-Epoxidharzklebers Sikadur 30. Um Randeffekte zu minimieren, wurde bei allen Probekörpern ein verbundfreier Bereich von 30 mm mittels PTFE-Streifen eingefügt. Die Versuchsparameter und Prüfergebnisse der drei Versuchsreihen sind in Tabelle 6-1 anhand ihrer Mittelwerte wiedergegeben.

Tabelle 6-1: Verbundbruchlasten der Vorversuche

Probekörper	Verklebung	Mittelwerte (VarK in %) der Einzelprüfungen					
		b_L [mm]	t_L [mm]	l_v [mm]	b_s [mm]	F_{max} [kN]	f_v [N/mm ²]
vvb_70_6,3_1 bis 10	eingeschlitzt	20,0	2,5	70	6,4 (2,8)	22,6 (11,1)	8,05 (9,1)
vvb_70_4,5_1 bis 5	eingeschlitzt	20,0	2,5	70	4,8 (11,3)	21,7 (6,5)	7,76 (6,4)
vvb_70_o_1 bis 6	oberflächlich	24,4 (1,2)	1,2	70	-	12,7 (5,9)	7,46 (6,6)

Die Ergebnisse zeigen, dass sich bei der Verwendung eines Nutfräsers stets geringfügige Abweichungen von der gewünschten Schlitzbreite ergeben. Die Verbundfestigkeit f_v in Tabelle 6-1 berechnet sich für eine eingeschlitzt verklebte Lamelle unter Berücksichtigung von Gleichung (6.1) zu:

$$f_v = \frac{F_{max}}{2 \cdot b_L \cdot l_v} \quad (6.2)$$

wohingegen sich bei oberflächiger Verklebung der folgende Ausdruck ergibt:

$$f_v = \frac{F_{max}}{b_L \cdot l_v} \quad (6.3)$$

Unter der Voraussetzung annähernd gleicher Verbundfestigkeiten f_v sollten sich bei eingeschlitzter Verklebung demzufolge rund doppelt so hohe Verbundbruchkräfte F_{max} ergeben. Diese Vermutung wird durch die Ergebnisse in Tabelle 6-1 weitgehend bestätigt. Über eine eingeschlitzt verklebte Lamelle lassen sich demzufolge höhere Zugkräfte in das Holzbauteil einleiten. Ob sich für Verbundlängen größer 70 mm ein unterschiedliches Verhältnis der Verbundfestigkeit zwischen oberflächlich und eingeschlitzt verklebter Lamelle feststellen lässt, kann anhand der hier dargestellten Ergebnisse nicht geklärt werden.

Abbildung 6-15 zeigt zwei Verbundprobekörper mit eingeschlitzter (links) und oberflächlich verklebter (rechts) CFK-Lamelle nach dem Versagen. In beiden Fällen sind die lastseitigen Stirnflächen der Probekörper abgebildet. In der linken Darstellung ist das Schubversagen im Holz anhand einer Relativverschiebung parallel zur Holzfaser sichtbar. Durch die eingeschlitzte Verklebung konnte auch nach dem Erreichen der maximalen Verbundtraglast noch eine Resttragkraft gemessen werden. Bei einem Schubversagen im Holz waren diese Resttragkräfte aufgrund der geometrischen Zwänge stets deutlich größer als bei reinem Verbundversagen zwischen den Fügeteilen. Im Gegensatz dazu ist in der rechten Abbildung das Bruchbild einer oberflächlich verklebten CFK-Lamelle wiedergegeben. Das Erreichen der

maximalen Traglast führte hier zum Ausbruch eines Holzkeils parallel zur Faserrichtung. Ein erneuter Anstieg der Verbundlast war daher nicht möglich.

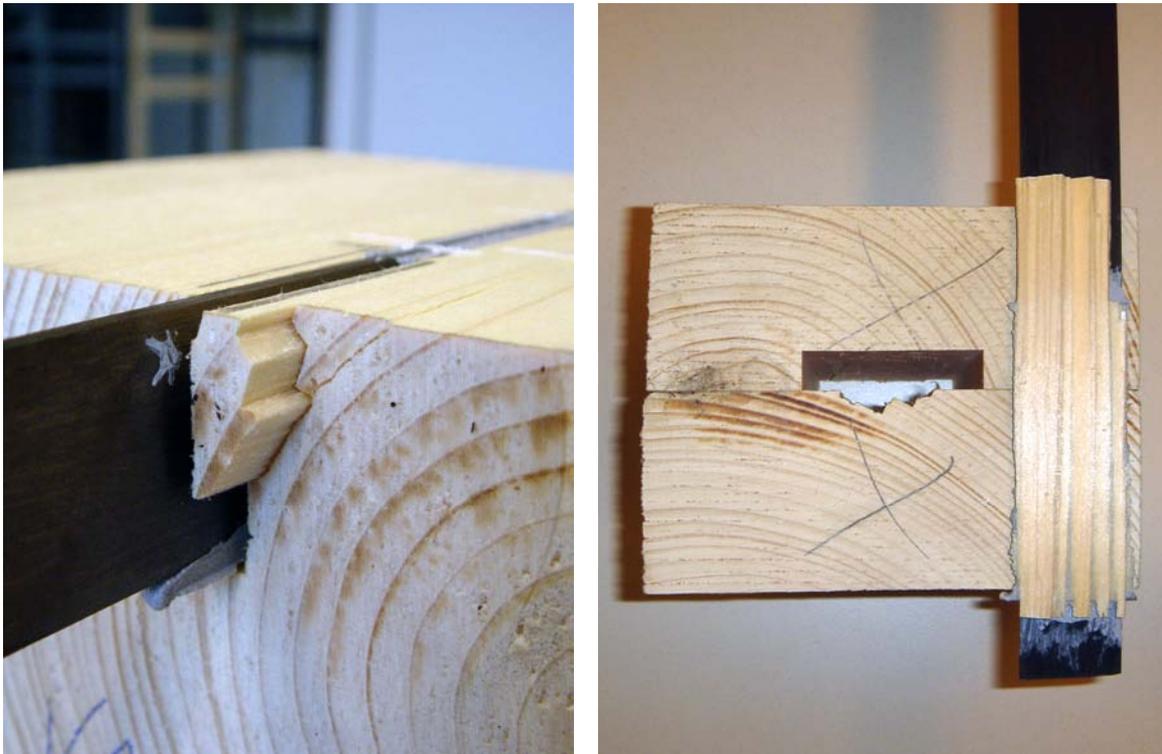


Abbildung 6-15: Verbundprobekörper mit eingeschlitzt (links) und oberflächlich (rechts) verklebter CFK-Lamelle nach dem Versagen

Mit Hilfe der beschriebenen Vorversuche konnte das günstigere Tragverhalten eingeschlitzt verklebter CFK-Lamellen in Holz bestätigt werden. Im Folgenden wird auf die im Verbundversuch ermittelten Messdaten eingegangen.

6.7.2 Last-Relativverschiebungs-Verläufe

Die Relativverschiebung (Schlupf) zwischen CFK-Lamelle und Holzprobekörper wurde am lastseitigen sowie am lastfernen Verbundende mittels induktiver Wegaufnehmer gemessen. Hierzu wurden am lastseitigen Verbundende zwei Wegaufnehmer über die in Abbildung 6-16 (links) dargestellte Klemmvorrichtung punktuell an der CFK-Lamelle befestigt. Im Fall einer nicht exakt lotrecht angreifenden Prüfkraft konnte durch die Mittelung der Einzelmesswerte somit eine fehlerhafte Berechnung der Relativverschiebung weitgehend ausgeschlossen werden. Die gemessene Verschiebung wurde anschließend um den elastischen Dehnungsanteil der Lamelle korrigiert, dessen Ermittlung mit Hilfe eines an der freien Verbundlänge angebrachten Dehnmessstreifens erfolgte (vgl. Abbildung 6-9).

Am lastfreien Verbundende wurde der Schlupf über einen zusätzlichen Wegaufnehmer aufgezeichnet (Abbildung 6-16, rechts).

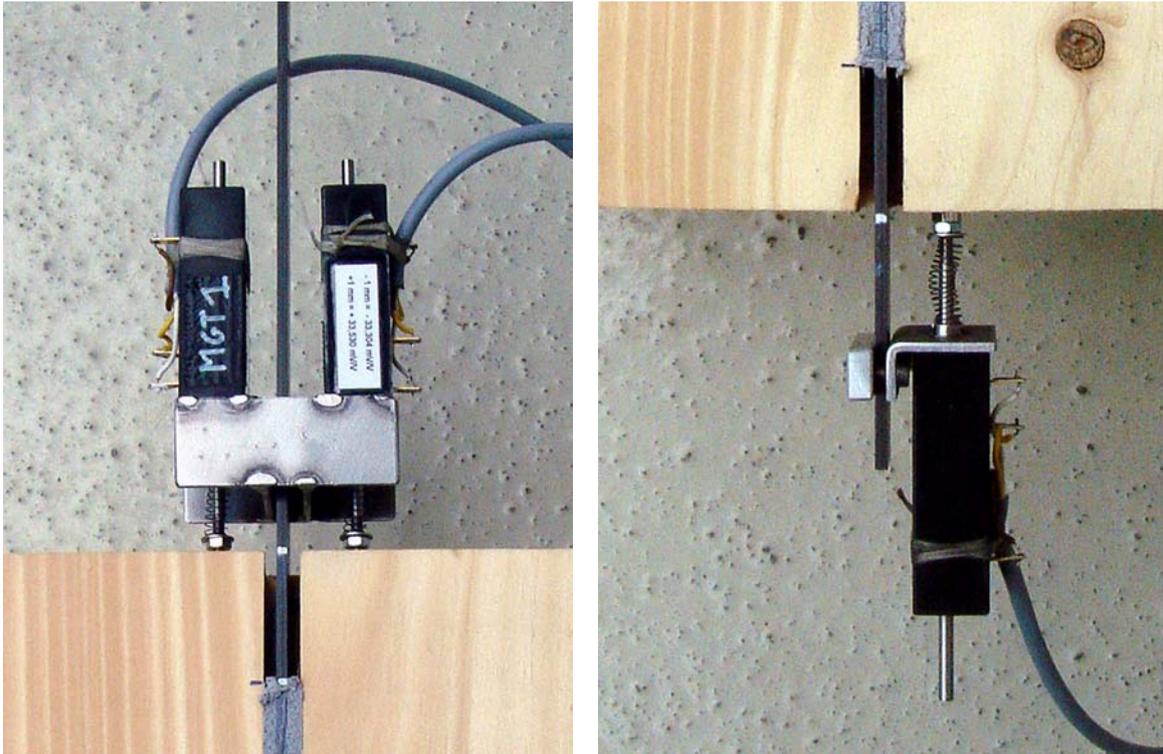


Abbildung 6-16: Messung der Relativverschiebung am lastseitigen (links) und am lastfreien Verbundende (rechts) mittels induktiver Wegaufnehmer

6.7.2.1 Verhalten am lastseitigen Ende der Verbundlänge

In Abbildung 6-17 sind die ermittelten Prüflasten in Abhängigkeit der gemessenen Relativverschiebungen zwischen CFK-Lamelle und Holzkörper beispielhaft für vier unterschiedliche Probekörper dargestellt. Hierzu wurden je zwei Probekörper mit einer Verbundlänge von $l_v = 150$ mm bzw. $l_v = 300$ mm ausgewählt. Es ist zu erkennen, dass sich bei einem geringen Lastniveau zunächst nahezu identische Kurvenverläufe ergeben. Erst bei einer Beanspruchung nahe der maximalen Verbundtragkraft weichen die Ergebnisse der unterschiedlichen Verbundlängen erkennbar voneinander ab. Mit Beginn des Verbundversagens nimmt außerdem die Relativverschiebung deutlich zu.

Bei den Probekörpern mit einer Verbundlänge von 150 mm konnte nach dem Erreichen der maximalen Prüflast nur in wenigen Fällen eine deutliche zusätzliche Relativverschiebung beobachtet werden. Die Maximalwerte lagen hierbei im Bereich von ca. 0,25 bis 0,60 mm. Im Gegensatz dazu ergaben sich bei den Probekörpern mit einer Verbundlänge von 300 mm deutlich größere Relativverschiebungen, während die Prüflast weitgehend konstant blieb. Hierbei wurden Relativverschiebungen zwischen 1,0 bis 1,6 mm aufgezeichnet.

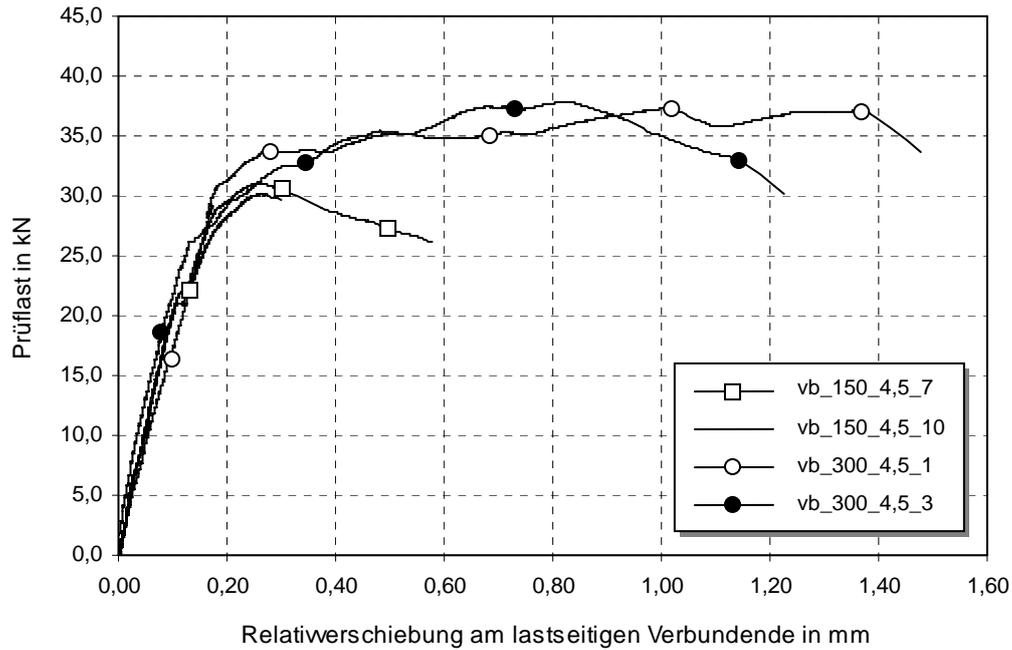


Abbildung 6-17: Relativverschiebung am lastseitigen Verbundende ($l_v = 150, l_v = 300$ mm)

6.7.2.2 Verhalten am lastfernen Ende der Verbundlänge

In Abbildung 6-18 sind die Relativverschiebungen zwischen CFK-Lamelle und Holz für das unbelastete Verbundende wiedergegeben, wobei hier dieselben Probekörper wie in Abschnitt 6.7.2.1 betrachtet werden sollen.

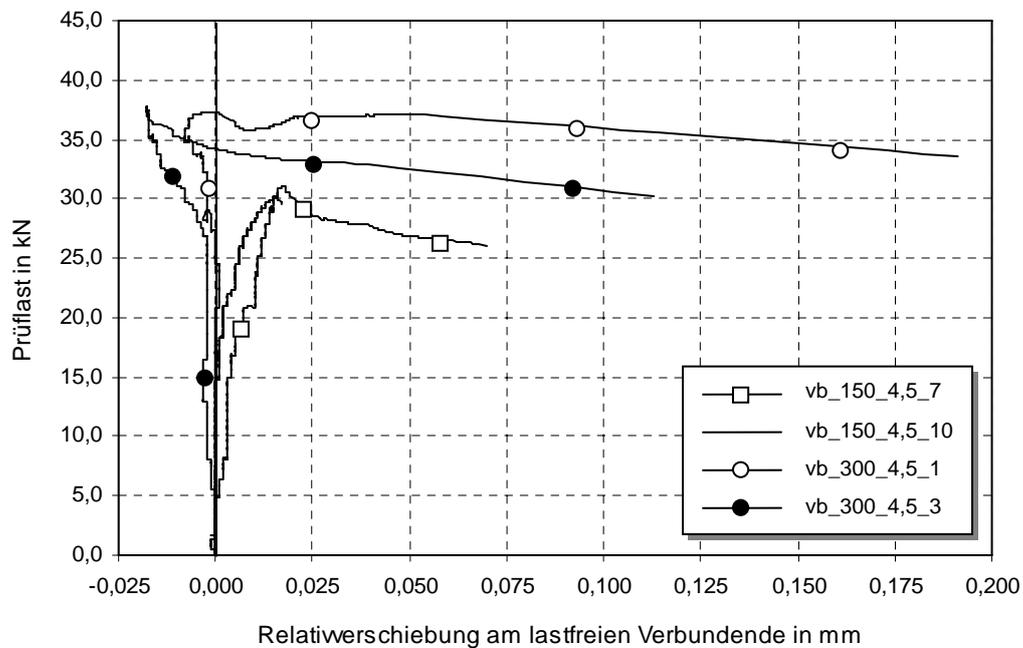


Abbildung 6-18: Relativverschiebung am lastfreien Verbundende ($l_v = 150$ bzw. 300 mm)

Im niedrigen Lastbereich sind die Verschiebungen derart gering, dass eine Darstellung der Messwerte nahezu unmöglich ist. Tendenziell lässt sich jedoch erkennen, dass erst nach

Eintreten des Verbundversagens eine deutliche Verschiebung am lastfreien Ende stattgefunden hat. Dies gilt insbesondere für die Probekörper mit einer Verbundlänge von $l_v = 300$ mm. Bei diesen Proben wurde kurz vor dem Versagen zudem ein negativer Schlupf gemessen, was einer Verschiebung der Lamelle entgegen der Belastungsrichtung entspräche. Da ein solches Verhalten nicht nachvollziehbar ist, könnten die negativen Werte z. B. von einer geringfügigen Verdrehung der Lamelle am verbundfreien Ende hervorgerufen worden sein. Es kann dennoch davon ausgegangen werden, dass am Verbundende der Proben vb_300_4,5_1 und vb_300_4,5_3 bis zum Verbundbruch kein Schlupf aufgetreten ist und somit auch keine Verbundspannung aufgenommen wurde. Demzufolge hätte die gemessene Verbundtragkraft auch für eine Verbundlänge $l_v < 300$ mm erreicht werden können.

Bei den Proben mit einer Verbundlänge von $l_v = 150$ mm konnte hingegen bereits vor Erreichen des vollständigen Verbundbruchs eine deutliche Relativverschiebung am lastfreien Ende gemessen werden. Dies bedeutet, dass durch eine Verlängerung des Verbundbereichs noch zusätzliche Verbundtragkraft aktiviert werden kann.

6.7.3 Kraft- und Spannungsverlauf entlang der Verbundlänge

An mehreren Verbundprobekörpern wurde die Dehnung der Lamelle entlang der Klebefuge mittels DMS gemessen (vgl. Abschnitt 6.4). Unter Berücksichtigung des E-Moduls und der Querschnittsfläche lassen sich hieraus die Kräfte in der CFK-Lamelle für unterschiedliche Laststufen berechnen. Da von einem starken Abfall der Lamellenkraft im lastnahen Verbundbereich ausgegangen werden konnte, wurde mit zunehmender Distanz vom lastseitigen Verbundende ein größerer Abstand zwischen den einzelnen DMS gewählt.

6.7.3.1 Verlauf der Lamellenkraft

Abbildung 6-19 zeigt die aus den gemessenen Dehnungen berechneten Lamellenkräfte an diskreten Messpunkten entlang der Klebefuge exemplarisch für den Versuch vb_300_4,5_5. Zwischen den einzelnen Messstellen soll hier vereinfachend von einem linearen Verlauf der Lamellenkraft ausgegangen werden.

Bei Prüflasten unterhalb 30 kN wird die am lastseitigen Ende eingebrachte Lamellenkraft innerhalb einer Verbundlänge von nur 50 mm bereits um mehr als die Hälfte abgebaut. Die Neigung des Kraftverlaufs ist dabei proportional zu der zwischen zwei benachbarten Messstellen über Klebeverbund eingebrachten Schubspannung. Ein steiler Kurvenverlauf deutet auf eine hohe Verbundschubspannung hin, während eine flache Neigung mit einer geringen Schubspannung gleichzusetzen ist. Wie erwartet, treten die Schubspannungsspitzen im Klebeverbund vor Einsetzen des Verbundversagens ausschließlich im lastseitigen Verbundbereich auf. Ab einer Last von ca. 30 kN führen auch geringe Laststeigerungen zu einer deutlichen Veränderung des Kraftverlaufs in der Lamelle. Bei einer Last von 32,5 kN wirkt ca. 100 mm hinter dem Verbundbeginn noch eine Normalkraft von rund 22,5 kN, was darauf hindeutet, dass eine Schädigung des Klebeverbunds im lastnahen Bereich stattgefunden hat. Ein Großteil der Kraftübertragung findet nun im Verbundbereich $100 \text{ mm} \leq x \leq 150 \text{ mm}$ statt, wo der Kraftverlauf seinen maximalen Gradienten aufweist. Kurz vor dem Verbundversagen ist nahezu der gesamte vordere Verbundbereich unwirksam geworden.

Aufgrund der verbleibenden Reibung zwischen den Fügeteilen kann im Bereich $x < 150$ mm nach wie vor ein geringer Anteil der Gesamtlast in den Holzprobekörper übertragen werden.

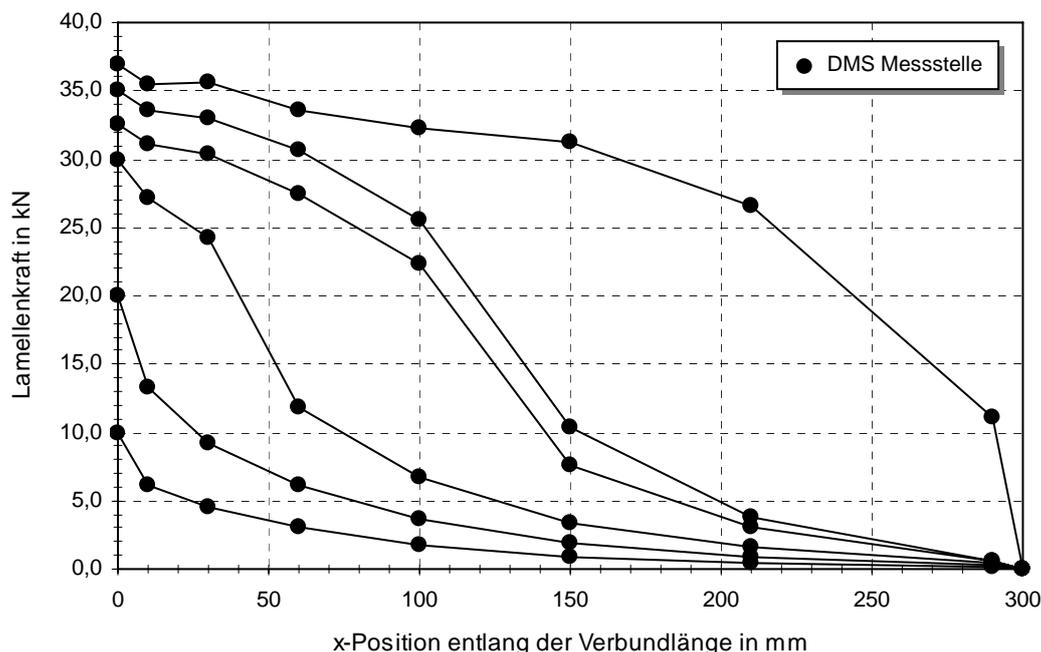


Abbildung 6-19: Kraftverlauf der CFK-Lamelle über die Verbundlänge (vb_300_4,5_5)

6.7.3.2 Verlauf der Schubspannung

Abbildung 6-20 zeigt am Beispiel des Versuch vb_300_4,5_5 die aus den Lamellenkräften berechneten Schubspannungsverteilungen entlang der Klebefuge bei unterschiedlichen Laststufen. Die Schubspannung wurde dabei stets am Mittelpunkt zwischen zwei DMS berechnet. Auf die Berechnung der Schubspannung wird im Zuge der Modellbildung (siehe Abschnitt 7.1.2.4) näher eingegangen. Zur Vereinfachung wird erneut ein linearer Verlauf zwischen den einzelnen Punkten vorausgesetzt.

Die dargestellten Verläufe zeigen eine deutliche Schubspannungsspitze am lastseitigen Verbundende mit einem asymptotischen Abfall für Prüflasten bis 20 kN. Mit zunehmender Beanspruchung verschiebt sich der Maximalwert der Schubspannung infolge des einsetzenden Verbundversagens zum lastfreien Verbundende hin. Gleichzeitig fällt der Höchstwert der Schubspannungen in dem gezeigten Fall auf rund 50% des vorherigen Spitzenwerts. Mit zunehmender Last wandert der Riss zum lastfernen Verbundende. Kurz vor Erreichen der Bruchlast wird die Lamellenkraft fast ausschließlich über den hinteren Teil des Klebeverbunds aufgenommen.

Bemerkenswert ist die zunächst sehr hohe Schubspannung von ca. $18,5 \text{ N/mm}^2$, welche bei dem hier dargestellten Versuch auf bis zu 20 N/mm^2 gesteigert werden konnte (vgl. Abbildung 6-20). Verglichen mit den in Tabelle 6-1 aufgezeigten mittleren Verbundspannungen können folglich weitaus größere Spannungsspitzen übertragen werden. Diese Werte sind in guter Übereinstimmung mit den Ergebnissen anderer Untersuchungen (z. B. [Lug01]), bei denen für eingeschlitzte verklebte CFK-Lamellen lokale Schubspannungen zwischen 12 und 18 N/mm^2 gemessen wurden. Bei oberflächigen Verklebungen ergaben sich demgegenüber lediglich Werte von max. 8 N/mm^2 .

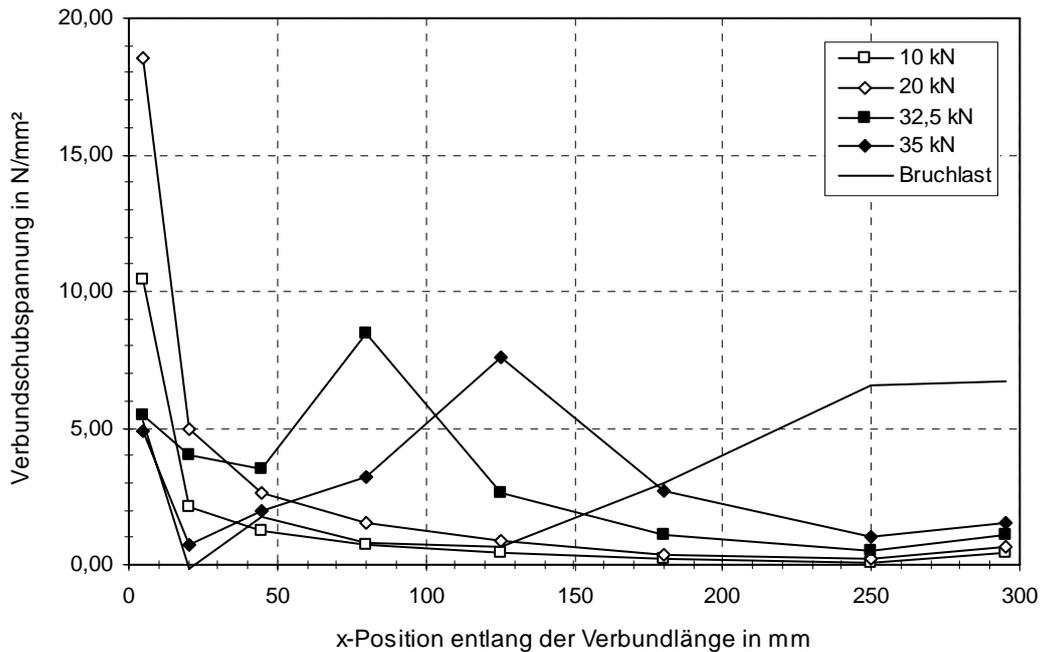


Abbildung 6-20: Verlauf der Schubspannung über die Verbundlänge für unterschiedliche Laststufen (vb_300_4,5_5)

Die zeitliche Entwicklung der Schubspannungsverteilung unmittelbar vor Eintreten des Verbundbruchs ist in Abbildung 6-21 dargestellt. Infolge des rasch fortlaufenden Risswachstums nimmt die Schubspannung am Verbundende zu, während sie im vorderen Verbundbereich nahezu unverändert bleibt. Der im Augenblick des Verbundbruchs gemessene Spitzenwert von 30 N/mm² dürfte zum Großteil auf dynamische Effekte zurückzuführen sein und stellt mit großer Wahrscheinlichkeit nicht die tatsächlich aufnehmbare Verbundspannung dar.

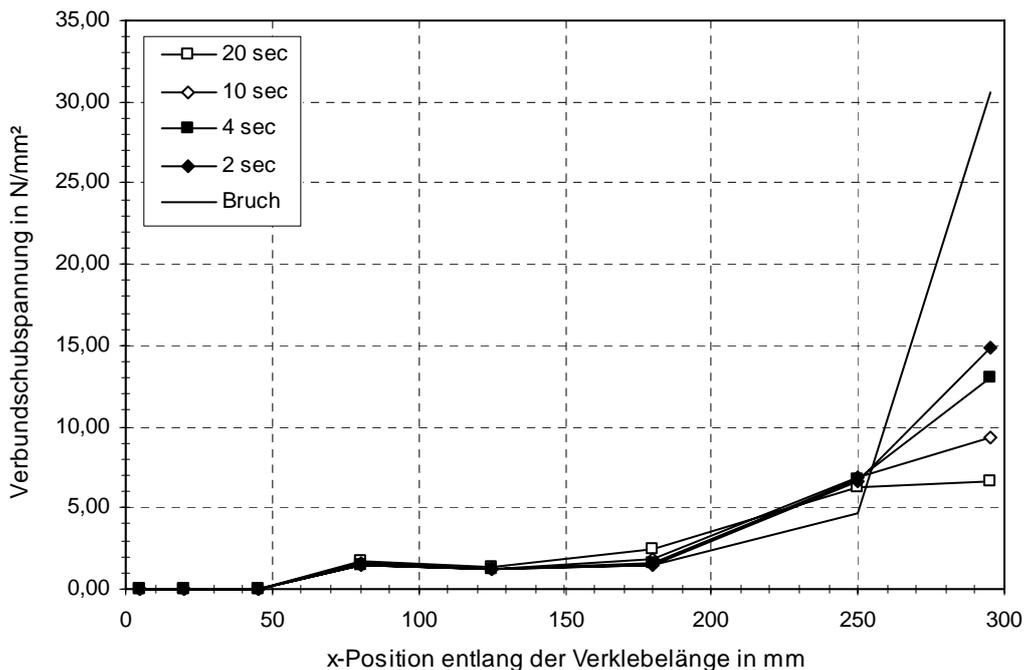


Abbildung 6-21: Entwicklung der Schubspannung kurz vor Eintritt des Verbundversagens

6.7.4 Querverformungen des Holzkörpers

Um das Querverformungsverhalten des Holzkörpers in unmittelbarer Nähe der Einschlitzung zu untersuchen, wurden an einigen Probekörpern induktive Wegaufnehmer am lastnahen und lastfernen Verbundende orthogonal zur Beanspruchungsrichtung angebracht (vgl. Abbildung 6-8). Die gemittelten Kurvenverläufe sind in Abbildung 6-22 für je 5 Proben mit den Verbundlängen $l_v = 200$ mm (vb_200_4,5_1-5) bzw. $l_v = 400$ mm (vb_400_4,5_1-5) dargestellt.

Bei nahezu allen Messungen wurde eine positive Querverformung gemessen, d. h. es fand eine seitliche Ausdehnung des Holzes statt. Bei Lasten bis 20 kN ist der Verlauf bei beiden Verbundlängen nahezu identisch. Erst bei Lasten oberhalb 25 kN zeigt sich am lastseitigen Verbundende eine deutlich überproportionale Ausdehnung. Kurz vor dem Verbundbruch erfährt der schlitznahe Bereich folglich eine starke Ausdehnung in Querrichtung. Im Gegensatz hierzu bleibt der Verlauf der Querverformungen am lastfreien Verbundende nahezu linear. Erst bei einer Last von 35 kN deutet sich ein leicht überproportionaler Anstieg der Querverformung an.

Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass die Ergebnisse der Einzelmessungen teils erheblichen Streuungen unterlagen. So wurde bei einer Probe im lastnahen Verbundbereich über nahezu den gesamten Lastbereich eine Querkontraktion des schlitznahen Bereichs gemessen. Andere Prüfkörper zeigten im lastfreien Bereich hingegen keine messbaren Verformungen auf. Das unterschiedliche Querverformungsverhalten einzelner Probekörper lässt sich aller Wahrscheinlichkeit nach auf die individuelle Orientierung der Holzfasern in unmittelbarer Schlitznähe zurückführen. Aus diesem Grund erscheinen allgemeingültige Aussagen über das Querverformungsverhalten von CFK/Holz-Verbundkörpern im Gegensatz zu den an Beton gemessenen Ergebnissen nur bedingt sinnvoll.

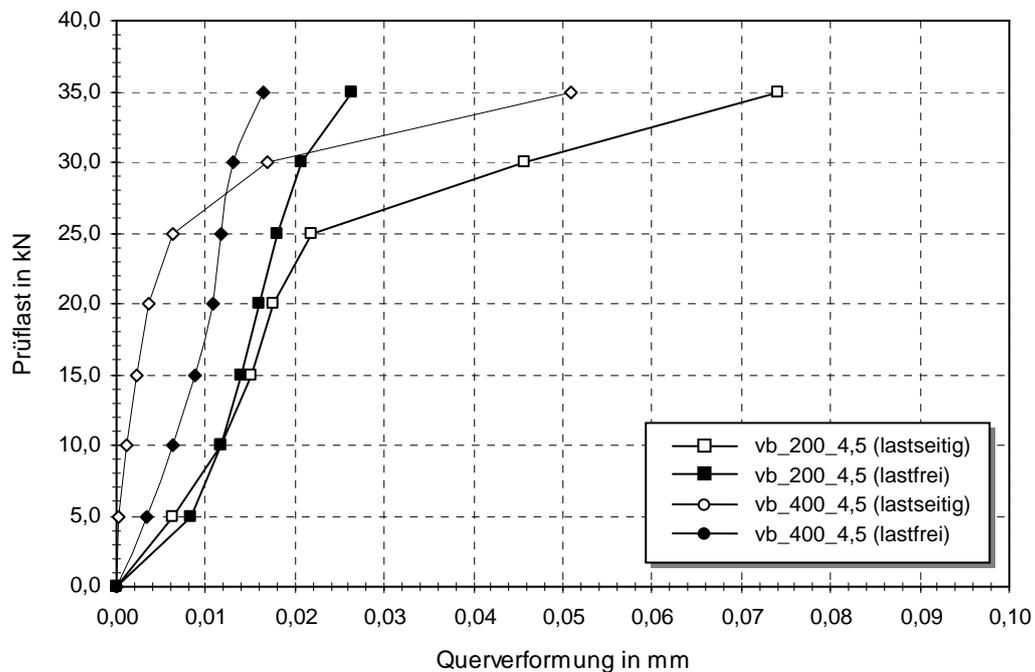


Abbildung 6-22: Querverformung im schlitznahen Verbundbereich für unterschiedliche Prüflasten (Mittelwerte aus je 5 Einzelversuchen)

6.7.5 Einflussgrößen der Verbundtragkraft

Bei einer quantitativen Bewertung des Klebeverbunds stellt die maximal erreichbare Verankerungskraft die elementare Bemessungsgröße dar. Frühere Untersuchungen an Betonprobekörpern haben gezeigt, dass insbesondere die Verbundlänge eine wichtige Einflussgröße darstellt. Darüber hinaus können sich weitere Parameter auf die Verbundkraft auswirken. Hierzu zählen unter anderem die Holz- und Klebstoffart, die Schlitzbreite, sowie der Abstand der Lamelle zum Bauteilrand.

An insgesamt 45 Probekörpern sollte zunächst die maximal erreichbare Verbundbruchkraft in Abhängigkeit der Verbundlänge im Bereich $50 \text{ mm} \leq l_v \leq 1000 \text{ mm}$ untersucht werden. Eine Einschätzung der oben genannten Einflussparameter erfolgte an weiteren 25 Verbundproben. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen werden in den folgenden Abschnitten vorgestellt und diskutiert.

6.7.5.1 Verbundlänge

Die Ergebnisse aus den 45 Einzelmessungen sind in Abbildung 6-23 wiedergegeben. Im Bereich $l_v \leq 200 \text{ mm}$ ist mit zunehmender Verbundlänge eine stetige Erhöhung der Verbundbruchkraft zu verzeichnen. Ab einer Verklebelänge von 200 mm konnte durch die Erhöhung der Verbundlänge nur noch eine relative geringe Steigerung der Verbundbruchkraft erzielt werden. So führte die Vergrößerung der Verbundlänge l_v von 200 mm auf 300 mm im Mittel zu einer Verbundkraftsteigerung von lediglich 2,2%. Eine vergleichbar geringe Zunahme von 2,5% ergab sich beim Vergleich der mittleren Verbundtragkräfte für $l_v = 300 \text{ mm}$ bzw. $l_v = 400 \text{ mm}$.

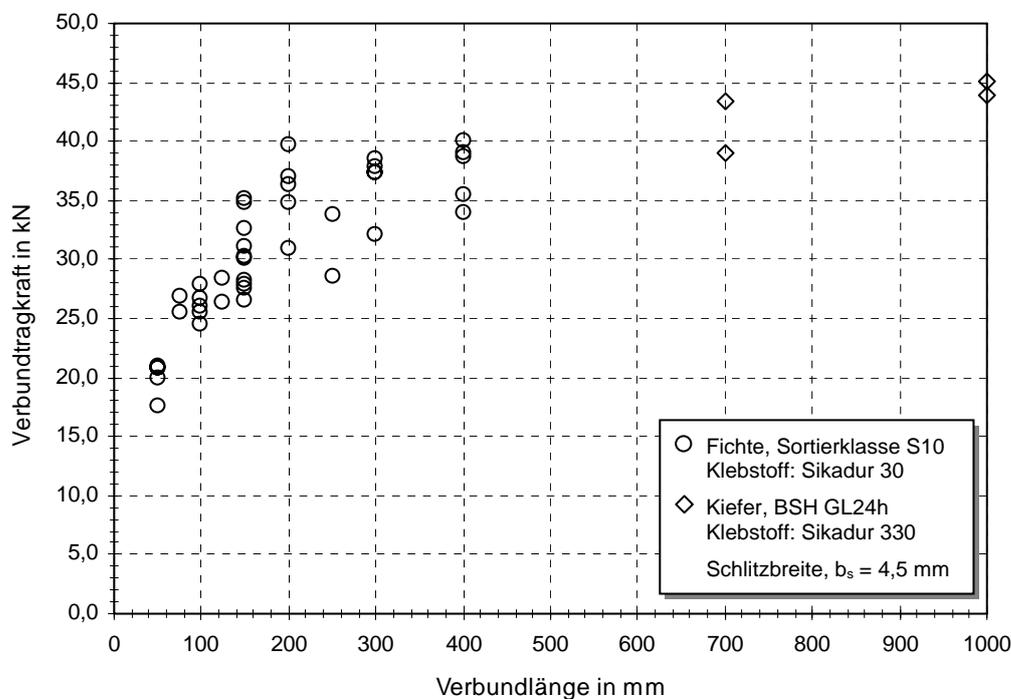


Abbildung 6-23: Verbundtragkraft in Abhängigkeit der Verbundlänge

Für die Probekörper mit einer Verbundlänge von $l_v = 250 \text{ mm}$ kann aufgrund der großen Abweichung der Einzelwerte sowie des geringen Probenumfangs an dieser Stelle keine

repräsentative Aussage getroffen werden. Die abgebildeten Werteverläufe legen jedoch die Vermutung nahe, dass sich die maximal über Klebeverbund übertragbare Lamellenzugkraft in der Regel bei einer Verbundlänge zwischen 200 und 300 mm einstellt. Diese Überlegungen werden zudem durch die in Abbildung 5-29 dargestellten Verläufe der hyperbolischen Tangensfunktion mit vergleichbaren Verbundparametern bekräftigt.

Trotz der zu beobachtenden Annäherung der Verbundbruchkraft an einen oberen Grenzwert kann aufgrund der Reibung zwischen den Füge­teilen davon ausgegangen werden, dass mit zunehmender Verbundlänge stets ein geringfügiger Anstieg der Verbundbruchkraft einhergeht. Hierauf deuten auch die Ergebnisse der Prüfungen mit Verbundlängen von 700 bzw. 1000 mm hin, bei denen wiederum eine Steigerung der Verbundbruchlast zu beobachten war. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass diese Prüfungen an Kiefernholzproben und unter Verwendung des Klebstoffs Sikadur 330 durchgeführt wurden. Die Ausführungen in Abschnitt 6.7.5.4 legen jedoch nahe, dass die Prüfung der Verbundbruchkraft beider Materialkombinationen vergleichbare Ergebnisse liefert.

Auf die mittels Reibung übertragbaren Verbundkräfte soll in Abschnitt 6.7.6 näher eingegangen werden. Es ist anzumerken, dass die maximal erreichten Lamellenlasten aller Versuche deutlich unterhalb der Versagenslast der CFK-Lamelle blieben. Bei einer Maximallast von knapp über 40 kN wurde die CFK-Lamelle demzufolge nur zu rund 33% ihrer rechnerischen Bruchlast beansprucht.

6.7.5.2 Schlitzbreite

Aus der Schlitzbreite b_s lässt sich bei gegebener Lamellendicke t_L auf die Stärke t_{ad} der Klebstoffschicht schließen. Für die Breite der Klebstoffschicht gilt:

$$t_{ad} = \frac{b_s - t_L}{2} \quad (6.4)$$

Da eine Beeinflussung der Verbundtragfähigkeit infolge unterschiedlicher Klebschichtdicken nicht grundsätzlich ausgeschlossen werden konnte, galt es mögliche Zusammenhänge zwischen Klebschichtdicke und Verbundtragkraft zu untersuchen. Hierzu wurden die Ergebnisse der Auszugversuche von insgesamt 35 Probekörpern mit einer vorgesehenen Schlitzbreite zwischen 4,5 und 9,0 mm gegenübergestellt. Die Ergebnisse dieser Verbundversuche sind in Abbildung 6-24 wiedergegeben.

An nahezu allen Probekörpern konnten herstellungstechnisch bedingte Abweichungen von der vorgesehenen Schlitzbreite festgestellt werden. Bei einer Lamellenstärke von 2,5 mm sowie unter Berücksichtigung der kleinsten bzw. größten Schlitzbreite ergaben sich Klebschichtdicken zwischen 0,75 mm und 3,3 mm. Aus Abbildung 6-24 geht hervor, dass sich bei keiner der betrachteten Verbundlängen ein nachvollziehbarer Zusammenhang zwischen der Schlitzbreite b_s bzw. Klebschichtdicke t_{ad} sowie der im Versuch ermittelten Verbundbruchkraft erkennen lässt.

Ein systematischer Unterschied ergab sich hingegen bei Betrachtung der Verbundschubspannungen entlang der Klebefuge. Zum Vergleich sind in Abbildung 6-25 und Abbildung 6-26 die aus den Dehnungsmessungen berechneten Verbundschubspannungen für je 5 Probekörper mit einer Verbundlänge von 300 mm sowie mit Schlitzbreiten von $b_s = 4,5$ mm bzw. $b_s = 9,0$ mm im Lastbereich zwischen 26 kN und 30 kN dargestellt. Alle Probekörper

wurden unter Verwendung von Fichtenholz sowie des Klebstoffs Sikadur 30 hergestellt. Die Kurvenverläufe beider Diagramme zeigen die Mittelwerte aus 5 Einzelmessungen mit identischen Prüfparametern.

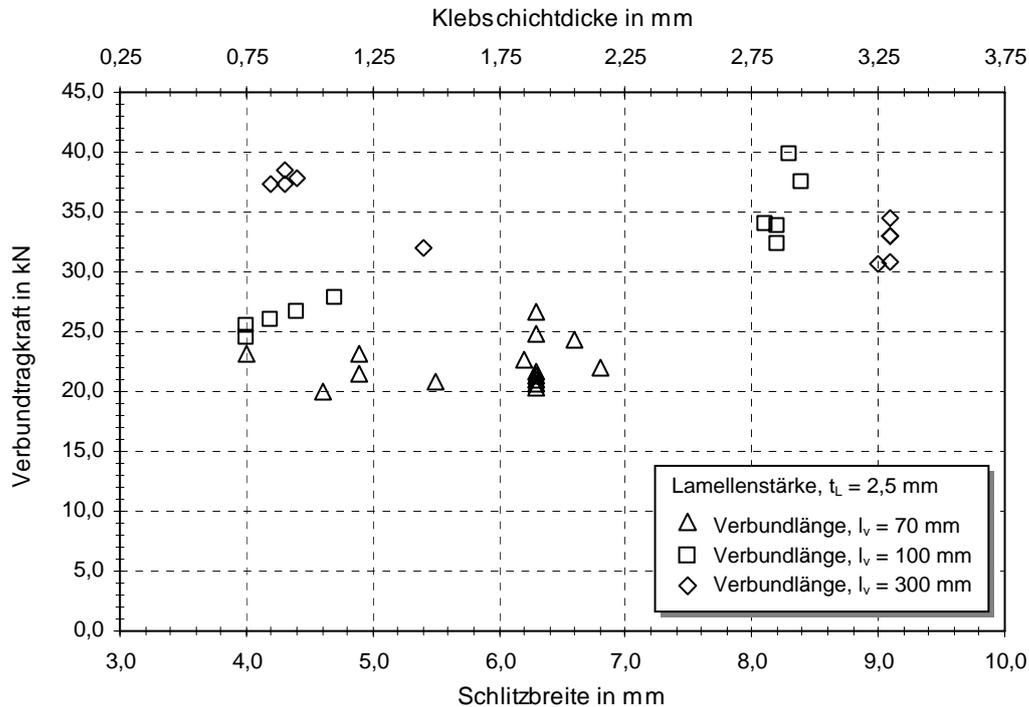


Abbildung 6-24: Verbundtragkraft in Abhängigkeit der Schlitzbreite bzw. Klebschichtdicke ($l_v = 70 \text{ mm}$, $l_v = 100 \text{ mm}$ und $l_v = 300 \text{ mm}$)

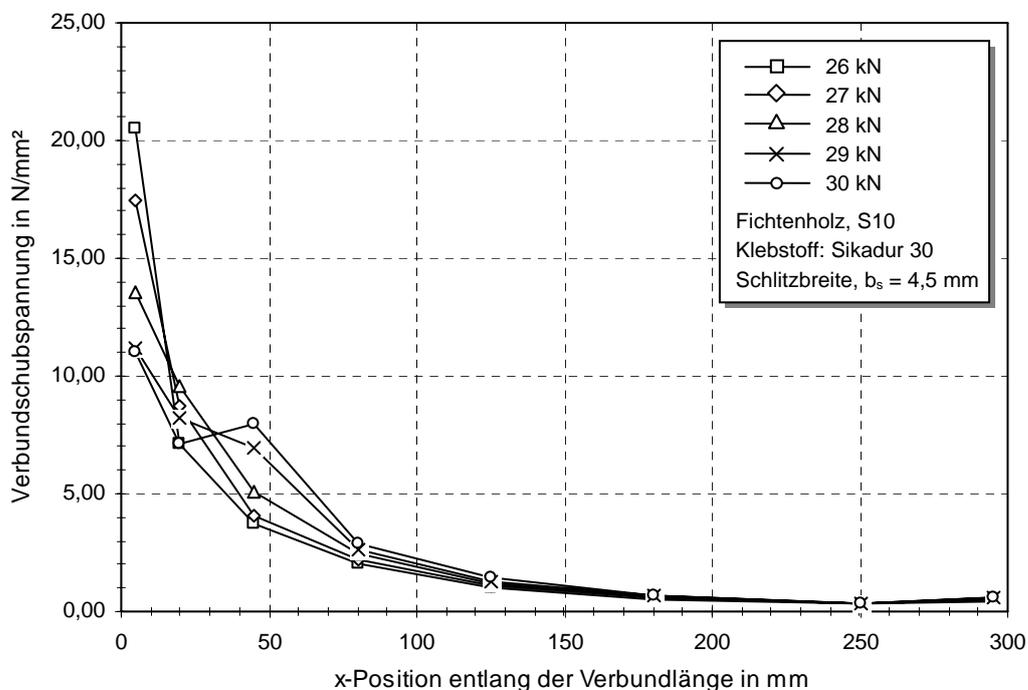


Abbildung 6-25: Verlauf der mittleren Verbundschubspannungen (5 Proben, $b_s = 4,5 \text{ mm}$)

Die in Abbildung 6-25 wiedergegebenen Verläufe weisen bei einer Prüflast von 26 kN am lastseitigen Verbundende eine maximale Verbundschubspannung in Höhe von ca. 20 N/mm²

auf. Mit zunehmender Beanspruchung nimmt die Verbundschubspannung am lastseitigen Verbundende ab, was gleichzeitig mit einer Verschiebung des Spannungsverlaufs in Richtung des lastfreien Verbundbereichs einhergeht. Bei einer Lamellenkraft von 30 kN, welche rund 82% der mittleren Verbundbruchlast entspricht, befindet sich das Spannungsmaximum noch immer am lastseitigen Verbundende. Der zunehmend nichtlineare Verlauf deutet jedoch auf eine erste Schädigung des Klebeverbunds hin.

An Probekörpern mit einer Schlitzbreite von 9,0 mm lässt sich anhand der Schubspannungsverläufe ein grundlegend anderes Verbundverhalten erkennen (vgl. Abbildung 6-26). Bei einer Belastung von lediglich 26 kN befindet sich das Schubspannungsmaximum bereits rund 20 mm hinter dem lastseitigen Verbundbeginn. Da bei allen Proben mit einer Schlitzbreite von 9,0 mm stets Verbundversagen an der Grenzfläche zwischen CFK-Lamelle und Klebstoff beobachtet werden konnte, scheint die hohe Klebschichtdicke zu einer Abnahme der aufnehmbaren Schubspannungen im Kontaktbereich beider Materialien zu führen.

Mit zunehmender Last findet auch hier eine Verschiebung des Verbundspannungsverlaufs in Richtung des lastfreien Verbundendes statt. Gegenüber den in Abbildung 6-25 gezeigten Verläufen wird der hintere Verbundbereich deutlich stärker aktiviert, d. h. es findet eine Verlagerung der Krafteinleitung in den hinteren Bereich der Klebefuge statt. Kurz vor Erreichen der Bruchlast ist die Verbundwirkung am lastseitigen Ende nahezu vollständig verloren gegangen.

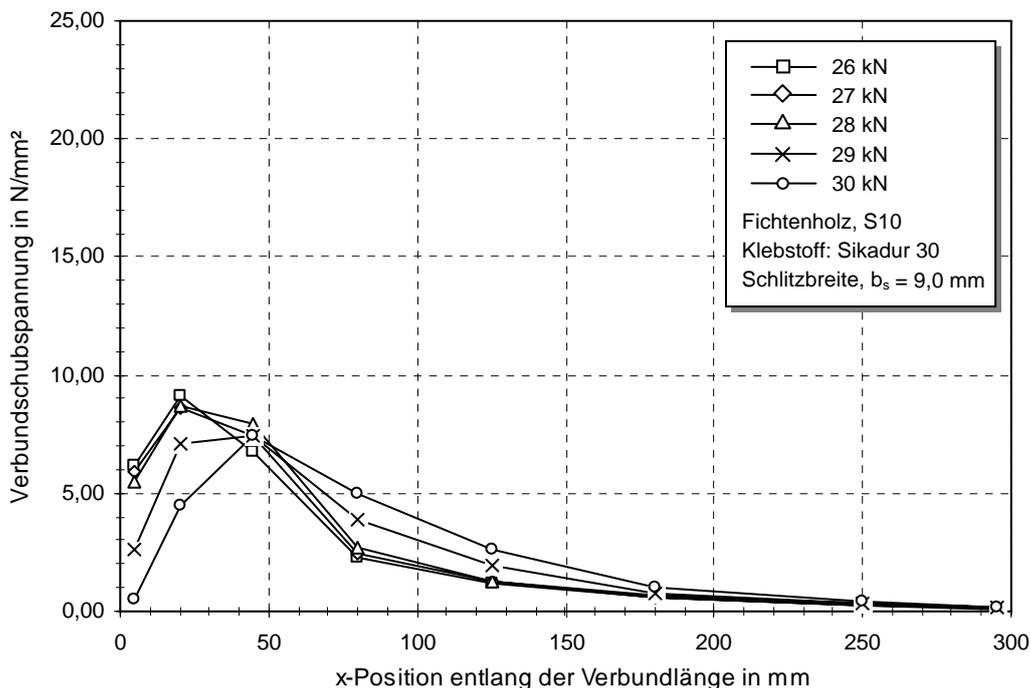


Abbildung 6-26: Verlauf der mittleren Verbundschubspannungen (5 Proben, $b_s = 9,0$ mm)

Darüber hinaus konnte ein Zusammenhang zwischen der Klebschichtdicke t_{ad} und dem Versagensmechanismus der Probekörper hergeleitet werden. Die in Abbildung 6-27 dargestellten Histogramme zeigen die Häufigkeit der in Abschnitt 6.5 beschriebenen Versagensmechanismen in Abhängigkeit der Schlitzbreite. Es fällt auf, dass für Schlitzbreiten größer 8 mm (d. h. Klebschichtdicken von $t_{ad} > 2,75$ mm) in allen Fällen ein vollständiges Verbundversagen zwischen Lamelle und Klebstoff beobachtet wurde. Die zu bevorzugenden

Mechanismen, d. h. Verbundversagen zwischen Klebstoff und Holz bzw. Schubversagen im Holz, wurden hingegen ausschließlich an Probekörpern mit Schlitzbreiten kleiner 6 mm beobachtet. Gleiches gilt für die Kombination unterschiedlicher Versagensmechanismen. Die große Klebschichtdicke scheint somit ein Versagen an der Grenzfläche zwischen CFK-Lamelle und Klebstoff zu begünstigen, was auch die in Abbildung 6-26 gezeigten Verläufe der Verbundschubspannung erkennen lassen. Es erscheint daher sinnvoll, die Klebschichtdicke auf einen geeigneten Maximalwert zu beschränken. Gleichzeitig muss sich die CFK-Lamelle auch unter Praxisbedingungen derart in den Schlitz einführen lässt, dass eine vollständige Verklebung beider Lamellenseiten gewährleistet ist. Da mit großen Schlitzbreiten auch ein erhöhter Klebstoffverbrauch einhergeht, dürfte sich eine zweckmäßige Klebschichtstärke im Bereich zwischen 1 bis 2 mm bewegen. Für die in dieser Arbeit verwendete CFK-Lamelle führt dies zu einer Schlitzbreite von 4,5 bis 6,5 mm.

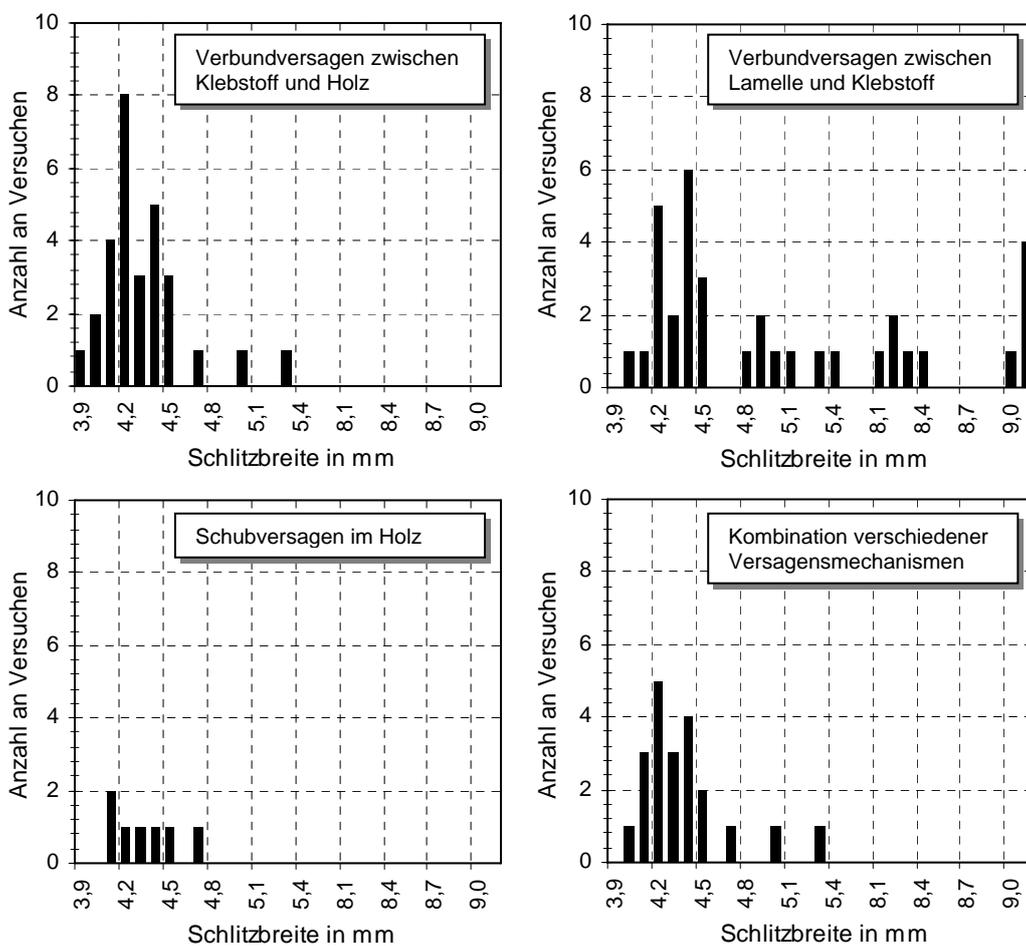


Abbildung 6-27: Häufigkeitsverteilungen unterschiedlicher Versagensmechanismen

6.7.5.3 Holzart

Da für die im Anschluss durchzuführenden Trägerversuche aus produktionstechnischen Gründen ausschließlich BSH-Träger aus Kiefernholz zur Verfügung standen, wurde die Übertragbarkeit der an Fichtenholz ermittelten Versuchsergebnisse anhand eines begrenzten Probenumfangs überprüft. Hierzu wurden den BSH-Trägern mit einer Querschnittsfläche von $b \times h = 120 \times 360$ mm vier Probekörper der erforderlichen Länge

entnommen. Nach Halbierung parallel zur Faserrichtung des Holzes standen Probekörper mit einer den Fichtenholzkörpern entsprechenden Grundfläche von ca. 180 x 120 mm zur Verfügung.

Die Herstellung des Schlitzes erfolgte unter Verwendung einer Kreissäge im zweischnittigen Verfahren (vgl. Abschnitt 6.3). Um eine Wechselwirkung mit den Klebeflächen der BSH-Lamellen zu verhindern, lag der Einschnitt stets vollständig innerhalb einer Holzlamelle. Der Einfluss von Keilzinkenverbindungen wurde im Bereich der Einschlitzung ebenfalls ausgeschlossen. Mit Werten zwischen 4,7 und 4,8 mm lagen die Schlitzbreiten im Vergleich zu den Verbundproben aus Fichtenholz in einer vergleichbaren Größenordnung. Die Verklebung der CFK-Lamelle erfolgte mit dem Epoxidharzkleber Sikadur 30.

Tabelle 6-2: Anschlussversuche an Probekörpern aus Kiefern- bzw. Fichtenholz

Probenbezeichnung	Anzahl Versuche	l_v [mm]	Holzart	Klebstoff	F_v [kN]	VarK [%]
vb_100_4,5	5	100	Fichte	Sikadur 30	26,1	4,9
vb_100_4,5_A	2	100	Kiefer	Sikadur 30	32,1	1,6
vb_300_4,5	5	300	Fichte	Sikadur 30	36,6	7,1
vb_300_4,5_A	2	300	Kiefer	Sikadur 30	34,7	3,2

Die Ergebnisse dieser Versuchsreihe sind in Tabelle 6-2 für je zwei Probekörper mit einer Verbundlänge von $l_v = 100$ mm bzw. $l_v = 300$ mm dargestellt. Eine Gegenüberstellung der Ergebnisse mit Verbundproben aus Fichtenholz liefert für die Verbundlänge $l_v = 100$ mm eine Zunahme der Verbundtragfähigkeit von rund 23%. Bei einer Verbundlänge von $l_v = 300$ mm ergaben die Messungen an Kiefernholz lediglich 5% niedrigere Werte gegenüber den Referenzproben aus Fichtenholz. Aufgrund dieser Ergebnisse kann von einer vergleichbaren Verbundtragfähigkeit beider Holzarten ausgegangen werden.

6.7.5.4 Epoxidharzkleber

Neben dem gefüllten 2-Komponenten-Epoxidharzkleber Sikadur 30, dessen baupraktische Anwendung vorrangig auf die nachträgliche Verstärkung von Betonbauteilen abzielt, sollte außerdem die Praktikabilität eines ungefüllten Klebersystems erprobt werden. Zu diesem Zweck wurden 5 Verbundprobekörper unter Verwendung des 2-Komponenten-Epoxidharzklebers Sikadur 330 mit einer Verbundlänge von $l_v = 300$ mm hergestellt. Der nach den Vorgaben des technischen Merkblatts [Sik06] vorbereitete Klebstoff wurde analog den Erläuterungen aus Abschnitt 6.3 über eine handelsübliche Spritzkartusche in den Schlitz eingebracht. Aufgrund der geringeren Viskosität des Klebers konnte die Herstellung der Verbundkörper innerhalb eines deutlich kürzeren Zeitraums abgeschlossen werden.

In Tabelle 6-3 sind die Verbundbruchlasten der Prüfserie vb_300_4,5_S330 den Ergebnissen der entsprechenden Referenzproben mit Sikadur 30 gegenübergestellt. Die Werte deuten darauf hin, dass der Einsatz des Klebstoffs Sikadur 330 für eingeschlitzte Verklebungen in Holz zu vergleichbaren Bruchlasten führt. Neben der Verbundfestigkeit

spielt darüber hinaus auch die Verarbeitbarkeit des Klebers eine entscheidende Rolle. Hierbei erwies sich der Kleber Sikadur 330 aufgrund des fehlenden Füllstoffs und der damit verbundenen niedrigeren Viskosität nach ersten Einschätzungen als deutlich praktikabler. Im Hinblick auf die Verstärkung großmaßstäblicher Holzträger stellt insbesondere die Verarbeitbarkeit einen wichtigen Aspekt dar.

Tabelle 6-3: Verbundbruchlasten für Auszugversuche an unterschiedlichen Klebstoffen

Probenbezeichnung	Anzahl Versuche	l_v [mm]	Holzart	Klebstoff	F_v [kN]	VarK [%]
vb_300_4,5	5	300	Fichte	Sikadur 30	36,6	7,1
vb_300_4,5_S330	5	300	Kiefer	Sikadur 330	37,4	11,2

6.7.5.5 Abstand der Lamelle zum Bauteilrand

Die statische Verstärkung biegebeanspruchter Träger bedingt in den meisten Fällen eine Anordnung der CFK-Lamellen nahe den Bauteilaussenkanten. Durch die randnahe Positionierung ergeben sich für eingeschlitzte verklebte Lamellen unterschiedliche Randbedingungen auf beiden Seiten der Lamelle. Bei der Bemessung von Betonträgern wird diesem Umstand dadurch Rechnung getragen, dass die über Klebeverbund verankerbare Zugkraft in Abhängigkeit des Abstands a_r der Lamellenachse zum freien Bauteilrand zu ermitteln ist [Bla01, Deu04]. Im Grenzfall $a_r = 0$ gleicht das Verbundverhalten weitestgehend dem einer oberflächlich verklebten Lamelle. Um die hohe Verbundtragfähigkeit eingeschlitzter Lamellen auch bei randnaher Verklebung zu gewährleisten, muss der Achsabstand zur Bauteilkante gemäß den aktuellen bauaufsichtlichen Zulassungen [Deu04] mindestens dem Doppelten der Lamellenbreite, d. h. $a_r = 2 \cdot b_L$, entsprechen.

Der Achsabstand a_r berechnet sich bei gegebener Schlitzbreite b_s sowie bekannter Stärke der Randleiste b_r (vgl. Abbildung 6-29) zu:

$$a_r = b_r + \frac{b_s}{2} \quad (6.5)$$

Um die Beurteilung der Verbundtragfähigkeit zunächst unabhängig von der Lamellen- bzw. Schlitzbreite darzustellen, soll im Folgenden die Stärke der Randleiste b_r als Bezugsgröße verwendet werden. Zu diesem Zweck wurden insgesamt 6 Verbundprobekörper (vb_100_4,5_R10, vb_100_4,5_R20 bzw. vb_100_4,5_R40) mit einer identischen Verbundlänge von $l_v = 100$ mm gemäß Abschnitt 6.6 hergestellt, wobei an jeweils 2 Proben eine Randleistenstärke von $b_r = 10$ mm, 20 mm bzw. 40 mm verwendet wurde. Bei einer Lamellenbreite von $b_L = 20$ mm entspricht eine Randleistenstärke von 10 mm somit nur 25% des für Betonverstärkungen geforderten Mindestwerts.

Damit eine außermittige Belastung der Prüfkörper weitgehend ausgeschlossen werden konnte, wurde die randnahe Lage der Lamelle anhand eines zusätzlichen Einschnitts in den Holzkörper simuliert. Um eine vollständige Ablösung der Randleiste vom Probekörper zu ermöglichen, wurden die ca. 3 mm breiten Einschnitte bis zur Tiefe einer unter 45°

verlaufenden Bruchfläche weitergeführt. Abbildung 6-28 zeigt die Querschnitte der drei Probekörper sowie den Verlauf der angenommenen Bruchflächen (gestrichelte Linien).

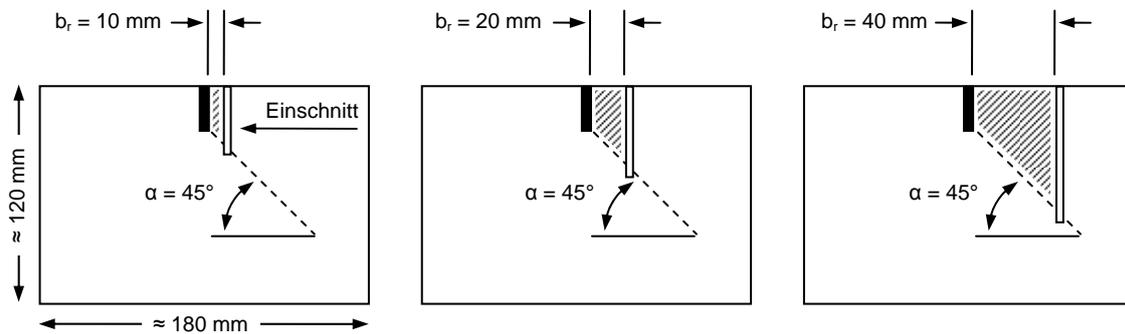


Abbildung 6-28: Anordnung der Randleisten am Verbundprobekörper

Die im Versuch erzielten Verbundbruchlasten sind in Abbildung 6-29 in Abhängigkeit der Stärke der Randleiste wiedergegeben. Zum Vergleich wurden zusätzlich die am Standardprüfkörper ($b_r \approx 90$ mm) gemessenen Versagenslasten dargestellt. Die Ergebnisse zeigen keinen erkennbaren Einfluss der Randleistenstärke auf die Verbundtragfähigkeit. Selbst bei einer Randleistenstärke von lediglich 10 mm entsprach der niedrigste Wert von 25,9 kN (Prüfkörper vb_100_4,5_R10_2) noch knapp dem Mittelwert von 26,1 kN des Standardprüfkörpers. Dieser Versuch war zudem der einzige, bei dem ein Abriss der Randleiste beobachtet werden konnte. An den übrigen Proben trat stets ein Verbundversagen in den Grenzbereichen der Füge­teile bzw. Schubversagen auf der gegenüberliegenden Seite der Randleiste auf.

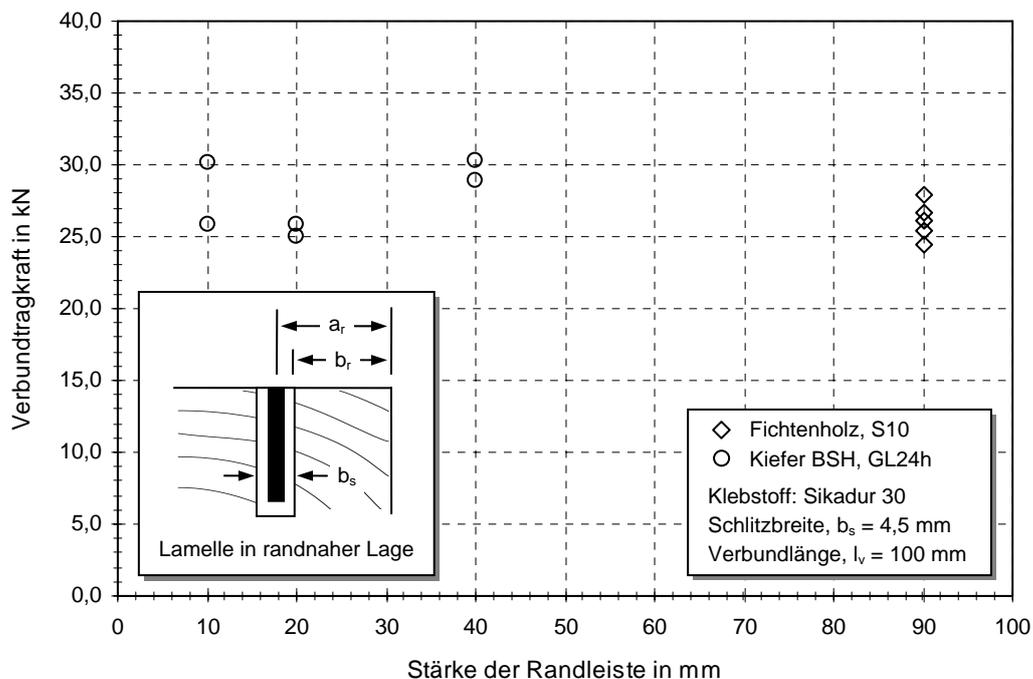


Abbildung 6-29: Verbundtragkraft für unterschiedliche Stärken der Randleiste b_r

Neben den Verbundbruchlasten wurde an den Probekörpern zusätzlich die seitliche Verformung der Randleiste am lastseitigen und lastfreien Verbundende mittels induktiver Wegaufnehmer aufgezeichnet (vgl. Abbildung 6-8). Die Ergebnisse dieser Messungen sind in Abbildung 6-30 dargestellt. Bei einer Randleistenstärke von 40 mm wurde selbst im Bereich der Verbundbruchlast keine nennenswerte Verformung der Randleiste festgestellt. Die Messwerte deuten stattdessen eher auf eine Verformung der Randleiste zum Schlitz hin. Demgegenüber bewegten sich die dünneren Randleisten mit Stärken von $b_r = 20$ mm bzw. 40 mm von der Einschlitzung weg. Kurz vor dem Erreichen der Verbundbruchlast wurden seitliche Verformungen von bis zu 0,2 mm gemessen, ohne dass es zu einem Abriss der Randleiste kam.

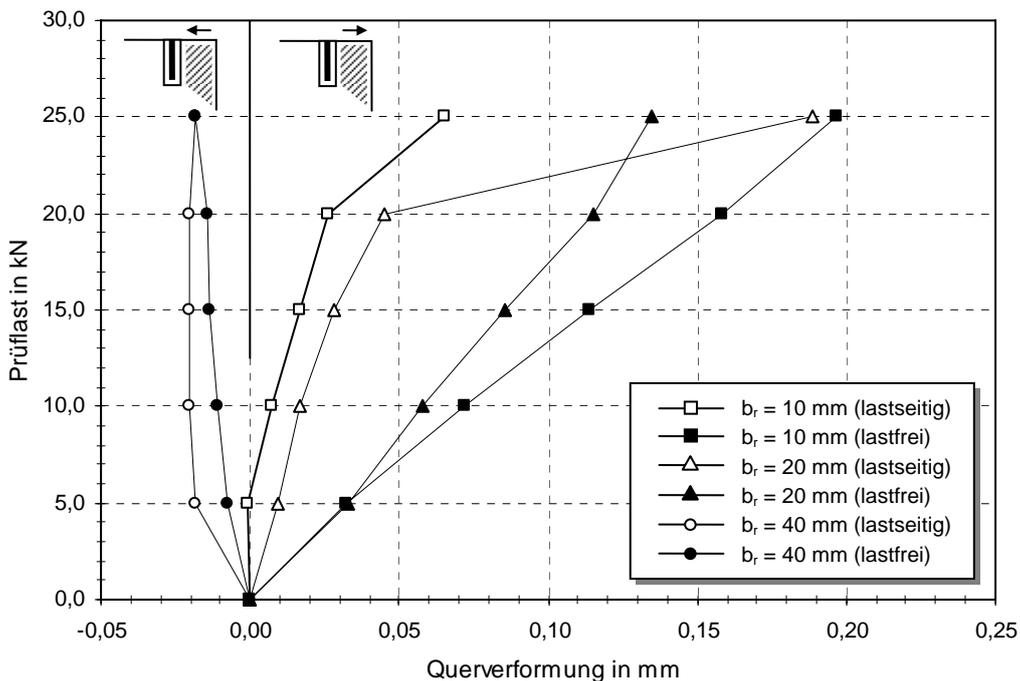


Abbildung 6-30: Seitliche Verformung der Randleiste bei randnaher Lamellenanordnung
(Mittelwerte aus je 2 Versuchen)

Hinsichtlich der Trag- und Brucheigenschaften zeigt Holz folglich ein gegenüber Betonprobekörpern grundlegend unterschiedliches Verhalten. So konnte bei Untersuchungen an Betonkörpern mit Randabständen von $a_r \leq 20$ mm bereits bei der Herstellung des Schlitzes Schädigungen des Betongefüges festgestellt werden [Bla01]. Derartige Beeinträchtigungen wurden an keiner der in dieser Arbeit hergestellten Holzproben beobachtet. Das günstigere Verhalten kann vermutlich auf die deutlich höhere Duktilität des Holzes quer zur Faserichtung zurückgeführt werden.

Im Versuch zeigten sich jedoch auch an Holzproben deutliche Schädigungen des randnahen Bereichs. Im linken Bild in Abbildung 6-31 ist der Probekörper vb_100_4,5_R10_2 mit abgerissener Randleiste dargestellt. Der Verbund zwischen den Fügeteilen blieb hierbei auf der Seite der Randleiste vollständig erhalten. Das rechte Bild zeigt den Probekörper vb_100_4,5_R20_1, bei dem sich ausgehend von der Lamellenunterkante ein zu den Jahresringen parallel verlaufender Riss ausgebildet hat. An der Grenzfläche zweier Holzlamellen erfolgte dann eine Ablenkung bzw. Arretierung des Rissfortschritts. Die durch

den Anriss begünstigte seitliche Verformung der Randleiste am lastseitigen Verbundende ist mit bloßem Auge erkennbar.

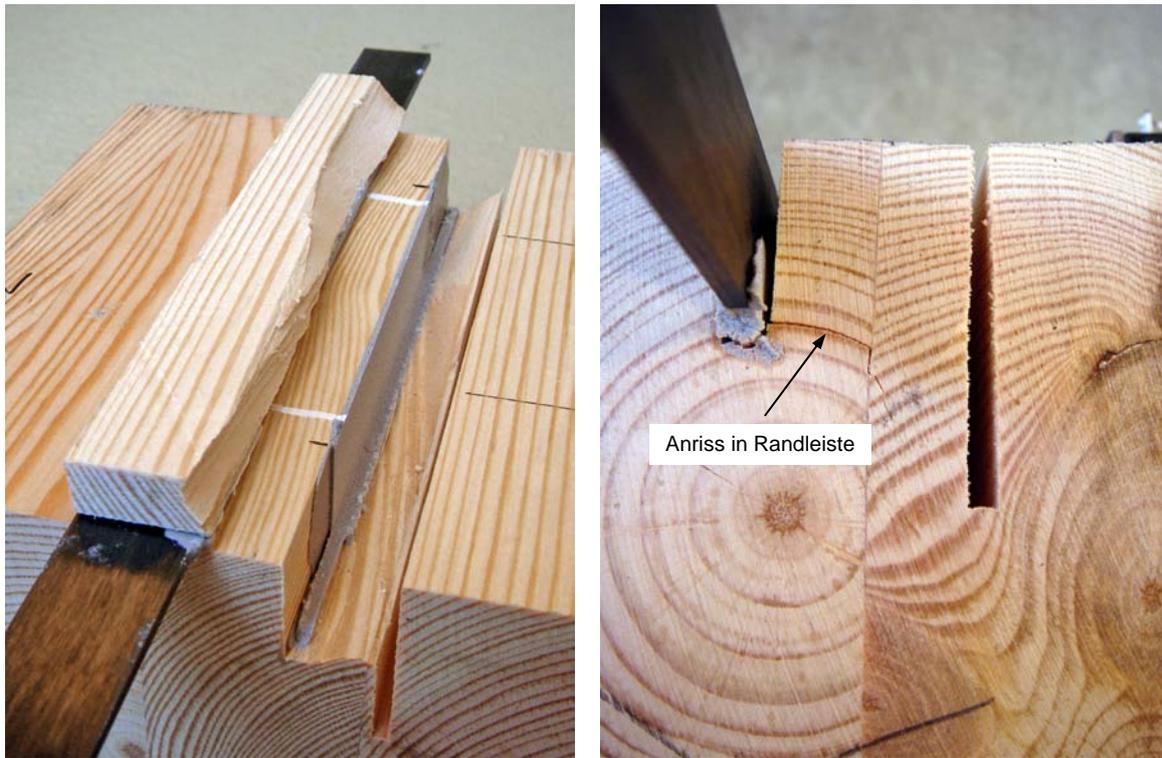


Abbildung 6-31: Bruch- bzw. Rissbilder bei randnaher Lamellenlage
(links: $b_r = 10\text{ mm}$, rechts: $b_r = 20\text{ mm}$)

Trotz der aufgezeigten Schädigungsmechanismen konnte keine maßgebliche Reduzierung der Verbundbruchlast festgestellt werden. Dieses Ergebnis stellt einen der wichtigsten Unterschiede gegenüber randnahen CFK/Beton-Verklebungen dar, deren Bemessungsansätze in der Regel eine Tragfähigkeitsabminderung in der Größenordnung von 40 bis 50% vorsehen [Bla01, Deu04]. Dennoch ist auch für Holz die Festlegung eines Mindestabstands zwischen CFK-Lamelle und Bauteilrand erforderlich. Um Schubspannungsspitzen in der Randleiste zu vermeiden, erscheint bereits aus geometrischer Hinsicht die Forderung $b_r \geq b_L$ als sinnvoll.

6.7.6 Untersuchung des Reibungsverhalten

Die in Abschnitt 6.7.1 beschriebenen Vorversuche deuteten darauf hin, dass auch nach dem Verbundbruch noch eine gewisse Kraft erforderlich war, um die CFK-Lamelle vollständig aus dem Schlitz zu ziehen. Aufgrund des vollständigen Verbundverlusts muss die verbleibende Tragkraft ausschließlich der Reibung zwischen den Füge­teilen zugeschrieben werden. Aus diesem Grund wurden an den bereits geprüften Standardprobekörper mit Verbundlängen zwischen 50 mm und 400 mm zusätzlich Reibungsversuche durchgeführt. Hierzu wurden die Verbundprobekörper erneut in die Prüfeinrichtung eingespannt und die CFK-Lamelle mit einer Geschwindigkeit von 5 mm/min aus dem Schlitz herausgezogen. Um Beeinflussungen durch die mit DMS versehenen Kontaktflächen auszuschließen, wurden die mit Sikadur 30 verklebten Proben der Verbundlänge $l_v = 300\text{ mm}$ nicht für die Auswertung herangezogen.

Das Diagramm in Abbildung 6-32 zeigt die mittleren Reibungskräfte in Abhängigkeit der Verbundlänge. Zum Vergleich ist zusätzlich die mittlere Reibungskraft unter Verwendung des Epoxidharzklebers Sikadur 330 dargestellt. Für Verbundlängen bis einschließlich 125 mm lässt sich zunächst kein erkennbarer Anstieg der Reibungskraft feststellen. Ab einer Verbundlänge von 150 mm steigt die Auszugskraft der mit Sikadur 30 verklebten Probekörper nahezu linear an. Gleichzeitig nehmen die Abweichungen zwischen den Einzelwerten zu. Die durch Reibung übertragbaren Kräfte entsprachen für eine Verbundlänge von $l_v = 400$ mm noch rund 30% der im Erstversuch erzielten Verbundbruchlast. An den mit Sikadur 330 verklebten Probekörpern konnte hingegen nur eine halb so große Reibungskraft gemessen werden.

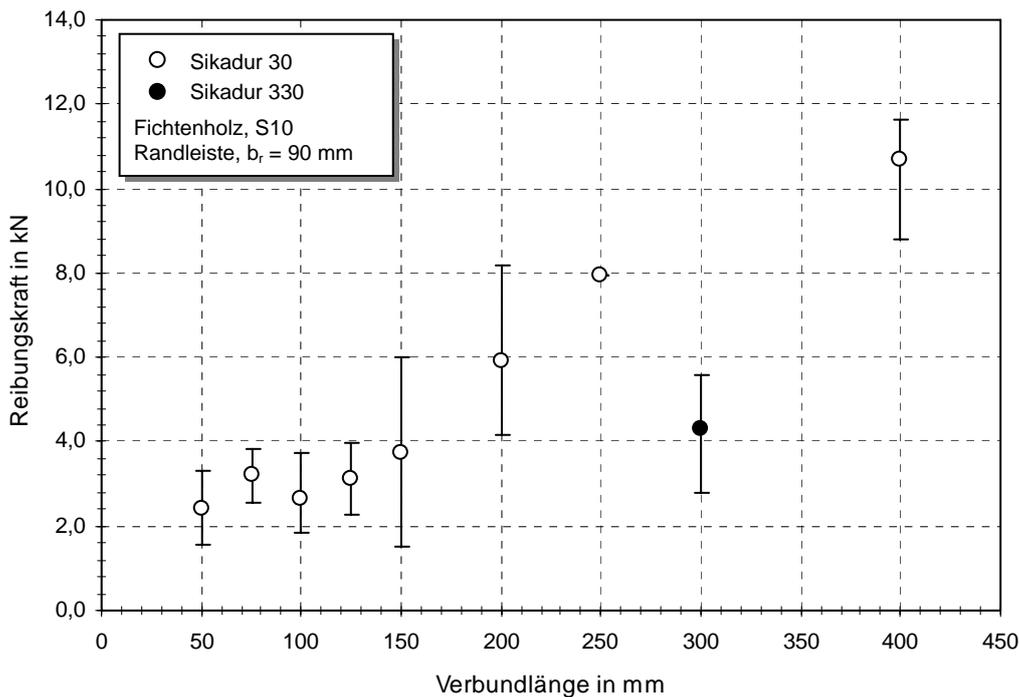


Abbildung 6-32: Reibungskräfte nach dem Versagen in Abhängigkeit der Verbundlänge

Aus der im Versuch ermittelten Reibungskraft kann unter Verwendung von Gleichung (6.2) die mittlere Reib-Verbundspannung berechnet werden. Eine Darstellung der Reib-Verbundspannungen in Abhängigkeit der Verbundlänge ist in Abbildung 6-33 wiedergegeben. Für den Klebstoff Sikadur 30 berechnet sich die mittlere Verbundspannung demzufolge zu ca. $0,70 \text{ N/mm}^2$. Dieser gegenüber Sikadur 330 deutlich größere Wert lässt sich auf das Vorhandensein grobkörniger Füllstoffe im Klebstoff zurückführen. Da das Verbundversagen an den Grenzflächen der Füge-teile in vielen Fällen auch zu kohäsiven Rissverläufen im Klebstoff führte, konnte an den freien Oberflächen der Füllstoffe vermutlich eine höhere Kontaktspannung übertragen werden.

Gegenüber den an Holz ermittelten Reib-Verbundspannungen wurde bei Untersuchungen an Betonprobekörpern ein wesentlich günstigeres Resttragverhalten festgestellt. Bei einem hinreichend großen Abstand zur Bauteilaussenkante ermittelte Blaschko [Bla01] für die Reib-Verbundspannung einen unteren Grenzwert von rund $3,3 \text{ N/mm}^2$. Diese weitaus größere Reibspannung lässt sich auf den vergleichsweise hohen E-Modul des Betons zurückführen. Hierdurch kommt es zu einer größeren Klemmwirkung auf die CFK-Lamelle während des

Ausziehvorgangs. An Proben mit bereichsweise kohäsiven Rissverläufen im Holz hätten sich ansonsten vergleichbare Reib-Verbundspannungen einstellen müssen.

Untersuchungen zum Reib-Verbundverhalten von Holzproben mit einer randnahen Lamellenlage wurden in dieser Arbeit nicht durchgeführt. Es ist jedoch zu vermuten, dass die Applizierung der CFK-Lamelle nahe der Bauteilaussenkante zu einer weiteren Reduzierung der erreichbaren Reib-Verbundspannungen führt, was auch in diesem Fall durch die gegenüber Beton deutlich geringere Steifigkeit der Randleiste begünstigt wird.

Vor diesem Hintergrund erscheint die Berücksichtigung der Reib-Verbundspannung für ein auf der sicheren Seite liegendes Bemessungskonzept von in Holz eingeklebten CFK-Lamellen als nicht zweckmäßig.

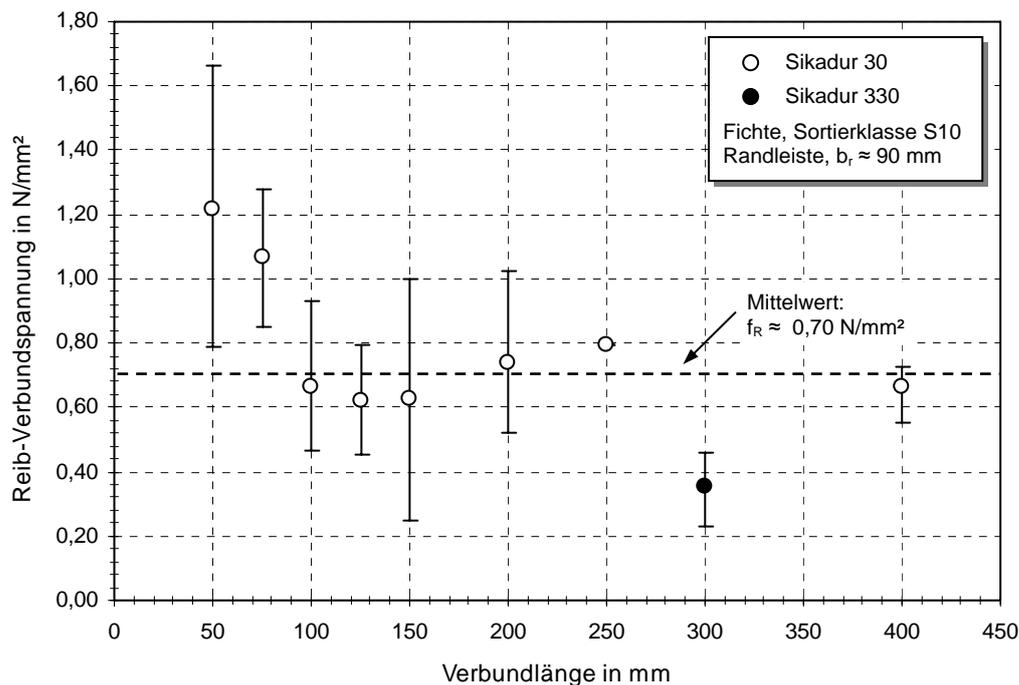


Abbildung 6-33: Reib-Verbundspannung in Abhängigkeit der Verbundlänge

6.8 Trag- und Bruchverhalten unter hygrothermischer Beanspruchung

Als hygroskopischer Werkstoff besitzt Holz ein ausgeprägt feuchtigkeitsabhängiges Verhalten. Darüber hinaus ist bei hohen Umgebungstemperaturen mit einer Abnahme aller maßgeblichen Festigkeitsgrößen zu rechnen [Wes88, Lug05]. Für die in dieser Arbeit verwendeten 2-Komponenten-Epoxidharzklebstoffe ist bei hygrothermischer Beanspruchung ebenfalls von einer Veränderung ihrer mechanischen Eigenschaften auszugehen. Mögliche Auswirkungen auf das Verhalten dieser Werkstoffe wurden in den Abschnitten 4.1.3 bzw. 4.2.3 beschrieben. Für das Verbundtragverhalten von CFK/Holz-Verbundkörpern stehen insbesondere die Abnahme der Scherfestigkeiten sowie die Einwirkungen auf die Grenzschicht zwischen den Fügeteilen im Vordergrund.

Im Hinblick auf die Verstärkung geschlossener Hallenkonstruktionen galt es daher mögliche Einflüsse durch Luftfeuchtigkeit bzw. Temperatur auf das Verbundtragverhalten zu untersuchen. Um zu einer getrennten Beurteilung der Einflussparameter zu gelangen, wurde von

einer Kombination beider Einflussgrößen im Versuch abgesehen. Die Belastungsparameter wurden ausgehend von den in der Praxis zu erwartenden Umgebungsbedingungen definiert. Für unter der Dachhaut angebrachte Holzbauteile wurde eine Umgebungstemperatur von 70°C bzw. eine Umgebungsfeuchte von annähernd 100% r.F. festgelegt. Die im Brandfall vorherrschenden Temperaturbereiche, welche zu einer thermischen Teilzersetzung der einzelnen Werkstoffe führen können, sollten in dieser Arbeit nicht simuliert werden.

6.8.1 Einfluss erhöhter Umgebungstemperaturen

Die Auszugversuche umfassten insgesamt 10 Probekörper aus BSH-Kiefernholz mit einer Verbundlänge von $l_v = 100$ mm. Als Klebstoffe wurden die 2-Komponenten-Epoxidharzkleber Sikadur 30 (vb_100_4,5_TS30) sowie Sikadur 330 (vb_100_4,5_TS330) an je 5 Proben getestet. Die Herstellung erfolgte nach den Angaben in Abschnitt 6.3. Im Anschluss an die Verklebung der CFK-Lamelle wurden die Proben zunächst für 7 Tage im Normklima (20°C und 65% r. F.) gelagert. Hierdurch sollte sichergestellt werden, dass die Kaltherhärtung des Klebers zum Zeitpunkt der Temperaturbeanspruchung weitgehend abgeschlossen war [Sik03, Sik06]. Anschließend wurden die Probekörper über einen Zeitraum von 40 Stunden bei 70°C und einer relativen Luftfeuchte von rund 8% im Laborofen gelagert.

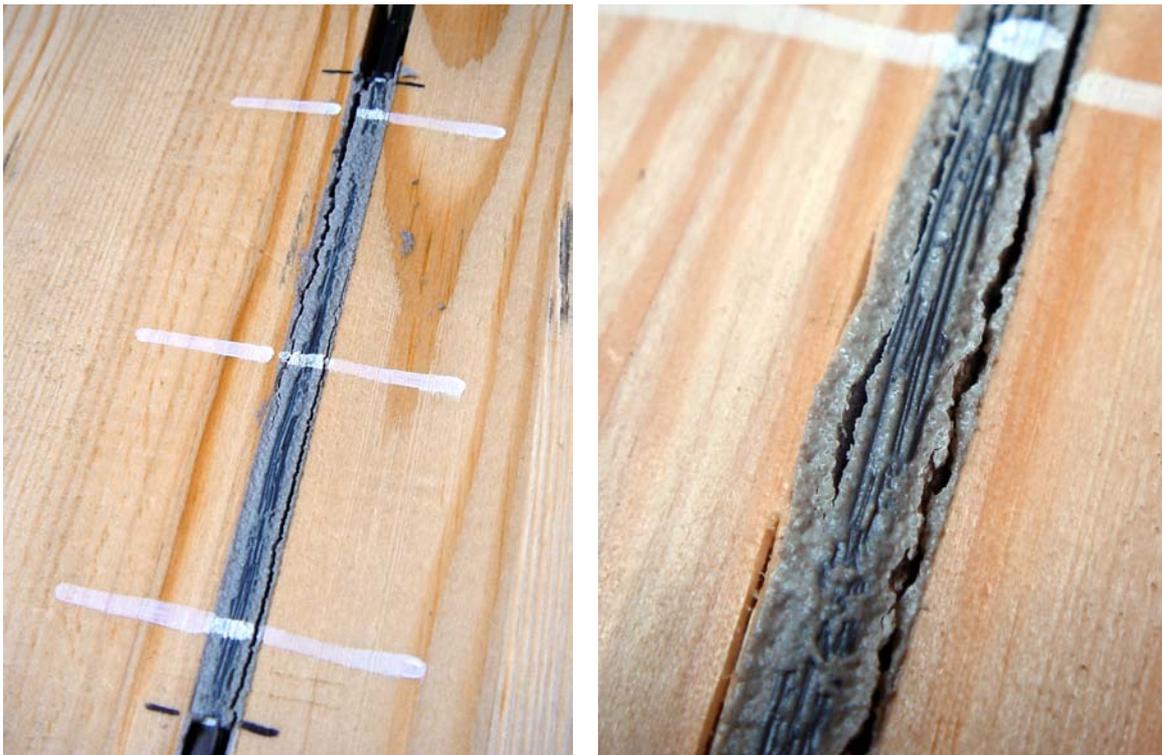


Abbildung 6-34: Schädigungen der Klebefuge an temperaturbeanspruchten Proben mit Sikadur 30 vor (links) und nach (rechts) dem Auszugversuch

Der Einbau der Probekörper in die Prüfeinrichtung erfolgte unmittelbar nach Entnahme aus dem Laborofen. Der Versuch wurde quasi-statisch mit einer Geschwindigkeit von 1 mm/min gefahren. An den mit Sikadur 30 verklebten Probekörpern konnte bereits nach der Entnahme aus dem Laborofen kohäsives Versagen im Klebstoff festgestellt werden, was an einigen

Proben zur vollständigen Ablösung einer Verbundseite geführt hatte. An den mit Sikadur 330 verarbeiteten Proben zeigten sich hingegen keinerlei sichtbare Schädigungen der Klebefuge. In Abbildung 6-34 sind Beispiele der mit Sikadur 30 verklebten Proben vor bzw. nach der Auszugprüfung dargestellt.

In dem linken Bild in Abbildung 6-34 sind die aufgrund der Temperaturbeanspruchung entstandenen kohäsiven Risse im Klebstoff erkennbar. An diesen Proben wurde gleichzeitig eine Erweiterung des Schlitzes beobachtet, was vermutlich von einer temperaturinduzierten Verformung der Holzlamellen ausging. Interessanterweise konnten derartige Verwerfungen des Holzes an keiner der mit Sikadur 330 verarbeiteten Proben festgestellt werden. Da die Entnahme der Kiefernholzproben an beliebigen Stellen des BSH-Trägers erfolgte, ist das systematische Auftreten dieser Schädigungsform vermutlich auf das unterschiedliche Temperaturverhalten beider Klebstoffsysteme zurückzuführen.

Die im Auszugversuch erzielten Verbundbruchlasten sind in Tabelle 6-4 wiedergegeben. Im Vergleich zu den im Normklima gelagerten Referenzversuchen mit identischer Verbundlänge (Versuchsreihe vb_100_4,5) nahm die Tragfähigkeit der mit Sikadur 30 verklebten Proben im Mittel um rund 24% ab. Gleichzeitig stieg die Streuung der Ergebnisse um das sechsfache an. Demgegenüber konnte bei den Proben mit Sikadur 330 eine Zunahme der Verbundtragfähigkeit von über 40% verzeichnet werden, wobei eine Verdoppelung des Variationskoeffizienten der Stichprobe festgestellt wurde.

Tabelle 6-4: Verbundbruchlasten in Abhängigkeit der Umgebungstemperatur

Probenbezeichnung	Anzahl Versuche	l_v [mm]	T [°C]	Holzart	Klebstoff	F_v [kN]	VarK [%]
vb_100_4,5	5	100	+ 20	Fichte	Sikadur 30	26,1	4,9
vb_100_4,5_TS30	5	100	+ 70	Kiefer	Sikadur 30	19,9	33,0
vb_100_4,5_TS330	5	100	+ 70	Kiefer	Sikadur 330	37,7	11,6

Bei den Versagensmechanismen konnten ebenfalls deutliche Unterschiede zwischen den beiden Klebstoffsystemen festgestellt werden. So versagte keine der mit Sikadur 330 verklebten Proben aufgrund eines Verbundversagens zwischen CFK-Lamelle und Klebstoff. Stattdessen fand das Verbundversagen in allen Fällen an der Grenzschicht zwischen Klebstoff und Holz statt, entweder beidseitig oder in Kombination mit einseitigem Schubversagen des Holzes. Infolge der Temperaturschädigung des Klebstoffs Sikadur 30 versagten diese Proben meist durch kohäsives Versagen der Klebschicht. Ein für die Versuchsreihe vb_100_4,5_TS30 repräsentatives Versagensbild ist in Abbildung 6-34 (rechts) dargestellt. Der kohäsive Rissverlauf entlang der rechten Lamellenseite ist deutlich zu erkennen.

Das unterschiedliche Temperaturverhalten beider Klebstoffe lässt sich unter anderem auf die in Abschnitt 4.2.3 erläuterten Eigenschaften von 2-komponentigen Epoxidharzen zurückführen. Bei Sikadur 30 kam es durch die Temperaturbeanspruchung vermutlich zu einer Annäherung bzw. Überschreitung der Glasübergangstemperatur T_g , was wiederum zu einer Beeinträchtigung der mechanischen Eigenschaften geführt haben dürfte. Bei Sikadur 330 scheint stattdessen eine Nachvernetzung stattgefunden zu haben, wodurch es zu einer

erhöhten Vernetzungsdichte und somit zu einer Steigerung der mechanischen bzw. Adhäsionseigenschaften gekommen ist. Aufbauend auf den Ergebnissen der hier betrachteten Versuchsreihen erweist sich der Klebstoff Sikadur 330 somit als das zu bevorzugende System für den Einsatz bei erhöhten Umgebungstemperaturen bis 70°C.

6.8.2 Einfluss erhöhter Umgebungsfeuchten

Mit zunehmender Luftfeuchte führt der natürliche Quellprozess des Holzes zu einer Volumenänderung in den drei anatomischen Hauptrichtungen. Aufgrund der hervorgerufenen Längenänderung muss daher mit Eigenspannungen entlang der Verbundfuge des Holz/CFK-Verbundkörpers gerechnet werden. Aus diesem Grund sollte in einem ersten Arbeitsschritt untersucht werden, ob sich eine Veränderung der Verbundschubspannungen infolge erhöhter Luftfeuchten nachweisen lässt. Zu diesem Zweck wurden 5 Probekörper aus Kiefernholz mit einer Verbundlänge von $l_v = 300$ mm hergestellt. Um die Eigenspannungen während des Klimatisierungsprozesses zu messen, wurden acht Dehnungsmessstreifen an diskreten Stellen entlang der Klebefuge angebracht. Da im Anschluss an die Klimatisierung zusätzlich die Verbundbruchkraft im Auszugversuch ermittelt werden sollte, wurde analog den in Abschnitt 6.6 beschriebenen Versuchen eine ungleichmäßige Verteilung der DMS gewählt (vgl. Abbildung 6-9, rechts). Vor Beginn der Messung wurden alle Probekörper bis zur Massenkonstanz im Normklima 20/65 gemäß [DIN EN 408] gelagert.



Abbildung 6-35: Lagerung der Verbundprobekörper im Klima 20°C / ≈95% r.F. (links); Messeinrichtung zur Erfassung der Lamellendehnung entlang der Klebefuge (rechts)

Das linke Bild in Abbildung 6-35 zeigt den Verbundprobekörper vor Beginn der Klimatisierung sowie eine Referenzprobe gleicher Abmessungen bzw. Holzart. Um eine

Luftfeuchte von annähernd 100% zu erreichen, wurde eine mit reinem Wasser gefüllte Schale unterhalb der Gitterroste aufgestellt. Der Füllstand wurde in regelmäßigen Abständen kontrolliert bzw. korrigiert, so dass eine gleichbleibende Verdunstungsrate sichergestellt werden konnte. Um den zwangsläufigen Feuchtigkeitsaustausch mit der Umgebung zu berücksichtigen, wurde für diese Messungen nur eine tatsächlich erreichte Luftfeuchte von 95% vorausgesetzt. Diese Annahme konnte anhand von Vergleichsmessungen mittels eines Thermo-Hygrometers bestätigt werden.

Die aufeinander folgende Klimatisierung der Probekörper erfolgte über einen Zeitraum von jeweils 5 bis 9 Tagen. Während der Aufbewahrung im Klimaschrank wurden die Dehnungen der CFK-Lamelle über das in Abbildung 6-35 dargestellte externe Messsystem fortlaufend aufgezeichnet. Die Messdaten wurden in regelmäßigen Zeitabständen ausgewertet und analysiert. Nachdem die Verbundschubspannung ihren Maximalwert erreicht hatte, wurde der Versuch beendet und die Proben aus dem Klimaschrank entfernt. Anschließend folgte die Bestimmung der Verbundbruchlast im quasi-statischen Auszugversuch. Die hierbei auftretenden Lamellendehnungen wurden ebenfalls messtechnisch erfasst.

Unmittelbar nach dem Auszugversuch konnte am Probekörper vb_300_4,5_20/95_5 im Darrversuch eine mittlere Zunahme der Holzfeuchte zwischen 1 bis 2 M.-% gegenüber den normklimatisierten Probekörpern nachgewiesen werden (siehe Anhang B.4). Bei der im Klimaschrank verbleibenden Referenzprobe wurde über die Gesamtdauer der Versuchsreihe (ca. 35 Tage) eine stetige Zunahme der Holzfeuchte festgestellt. Die Ausgleichsfeuchte wurde somit bei keiner der Verbundproben erreicht.

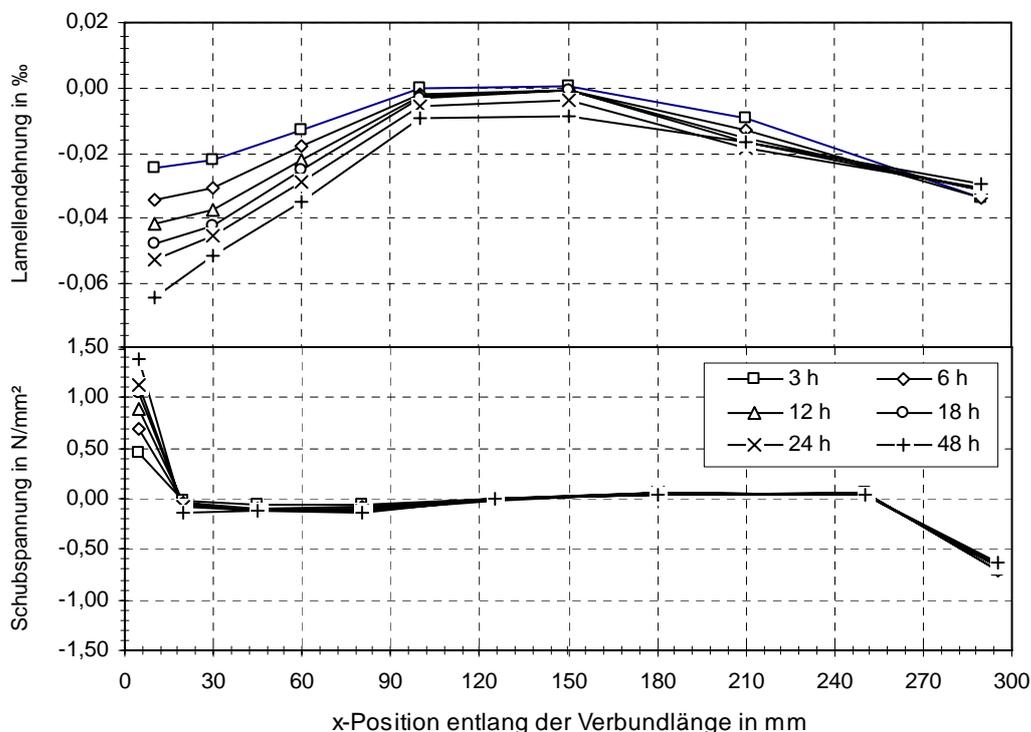


Abbildung 6-36: Schubspannungen entlang der Verbundfuge bei Lagerung im Klimaschrank (20°C / ca. 95% r.F.; Probe vb_300_4,5_20/95_1)

Abbildung 6-36 zeigt die über einen Zeitraum von 48 Stunden gemessenen Dehnungen der CFK-Lamelle sowie die daraus berechneten Schubspannungen entlang der Klebefuge

beispielhaft für den Probekörper vb_300_4,5_20/95_1. Im Bereich der Verbundenden kam es durch die Verformung des Holzkörpers zu den betragsmäßig größten Lamellendehnungen, wohingegen im mittleren Verbundbereich nahezu keine Änderung gemessen werden konnte. Bereits nach 3 bis 6 Stunden hatten sich Dehnungswerte eingestellt, die rund 50% der maximalen Dehnungsverteilung entsprachen. Nach einer Dauer von rund 60 Stunden konnte keine weitere Zunahme der Lamellendehnungen mehr festgestellt werden. Die maximale gemessene Dehnung ($\epsilon_L = 0,068\%$) entspricht einer Lamellenkraft von lediglich 0,6 kN, was 0,5% der charakteristischen Bruchlast der CFK-Lamelle gleichkommt.

Bei dem überwiegenden Teil der Proben wurden in den Endbereichen der Verbundlänge negative Lamellendehnungen aufgezeichnet, was sich anhand der in Abbildung 6-37 dargestellten Verformungsfiguren auf eine positive Krümmung bzw. Verkürzung des Prüfkörpers zurückführen lässt (Darstellungen a und b). Aufgrund des mit der Feuchtigkeitsaufnahme verbundenen Quellvorgangs lassen sich die negativen Lamellendehnungen somit nur durch eine positive Krümmung gemäß Darstellung a) erklären.

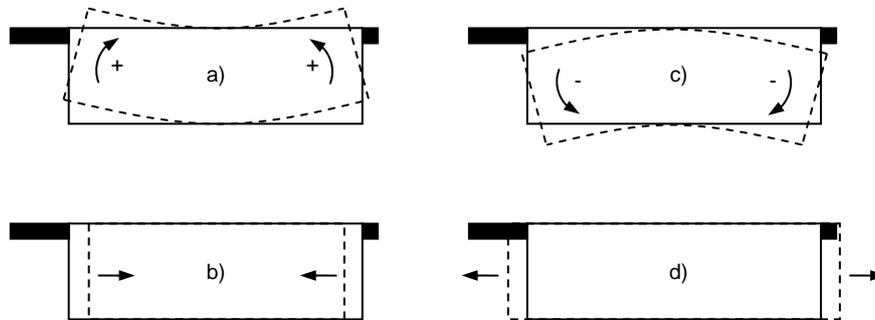


Abbildung 6-37: Mögliche feuchtigkeitsinduzierte Verformungsbilder des Verbundkörpers

Die an den Zwischenpunkten der DMS ausgewerteten Verbundschubspannungen ergaben nach Abbildung 6-36 einen Maximalwert von rund 1,50 N/mm². Dieser Spitzenwert wurde bei keinem der übrigen Probekörper überschritten. Verglichen mit den im Auszugversuch ermittelten Verbundschubspannungen von 20 bis 25 N/mm² (Versuche vb_300_4,5_1 bis 5) entspricht dies einer Beanspruchung von lediglich 6 bis 7%. Im unbelasteten Zustand weisen die infolge erhöhter Umgebungsfeuchten gemessenen Eigenspannungen somit nicht auf eine potenzielle Schädigung des Klebeverbunds hin. Nachfolgend sollte geklärt werden, ob es an den klimatisierten Proben zu einer Abnahme der Verbundtragfähigkeit unter quasi-statischer Beanspruchung kommen würde.

Zu diesem Zweck wurde die Verbundbruchkraft unmittelbar nach der Klimatisierung im Auszugversuch gemäß Abschnitt 6.6 bzw. Abbildung 6-2 ermittelt. Die Dehnungen wurden analog der oben beschriebenen Vorgehensweise aufgezeichnet. Die Ergebnisse dieser Prüfungen sowie der Referenzproben gleicher Verbundlänge sind in Tabelle 6-5 angegeben.

Bei zwei der insgesamt fünf Probekörper wurde eine geringfügige Abnahme der Verbundbruchkraft in Höhe von 4,9% bzw. 13,4% gegenüber dem Mittelwert der Referenzversuche festgestellt. Bei den übrigen Prüfungen stieg die Verbundbruchkraft in der Größenordnung zwischen 12,8% bis 23,0% an. Gleichzeitig wurde eine etwa doppelt so große Streuung der

Einzelwerte beobachtet. Im Mittel nahm die Verbundbruchkraft gegenüber den Referenzproben um 6,8% zu.

Tabelle 6-5: Verbundbruchlasten in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte

Probenbezeichnung	l_v [mm]	Klimatisierung T [°C], r.F. [%], Dauer	Holzart	Klebstoff	F_v [kN]	VarK [%]
vb_300_4,5_1 bis 5	300	20 / 65 / >30 d	Fichte	Sikadur 30	36,6 ^{*)}	7,1
vb_300_4,5_20/95_1	300	20 / ≈ 95 / 4,9 d	Kiefer	Sikadur 30	31,7	14,3
vb_300_4,5_20/95_2		20 / ≈ 95 / 7,6 d			42,4	
vb_300_4,5_20/95_3		20 / ≈ 95 / 6,0 d			41,3	
vb_300_4,5_20/95_4		20 / ≈ 95 / 9,1 d			34,8	
vb_300_4,5_20/95_5		20 / ≈ 95 / 6,7 d			45,0	
					Mittelwert:	39,1

^{*)} Mittelwert aus 5 Messungen

Auffällig war das gegenüber den Referenzproben unterschiedliche Versagensverhalten. So konnte der Rissfortschritt bei den im Klima 20°C/95% r.F. gelagerten Proben akustisch kaum wahrgenommen werden, was auf die Reduzierung lokaler Spannungsspitzen hindeutet. Ob diese Beobachtung einer feuchtigkeitsbedingten Veränderung der Holzeigenschaften, einer Plastifizierung des Klebstoffs, oder den Adhäsionseigenschaften an der Grenzfläche beider Materialien zugewiesen werden muss, konnte anhand der Versuche nicht geklärt werden. Es ist jedoch zu vermuten, dass insbesondere die Aufnahme von Feuchtigkeit entlang der Grenzfläche zu einer Reduzierung der Spannungsspitzen geführt hat [Hab02].

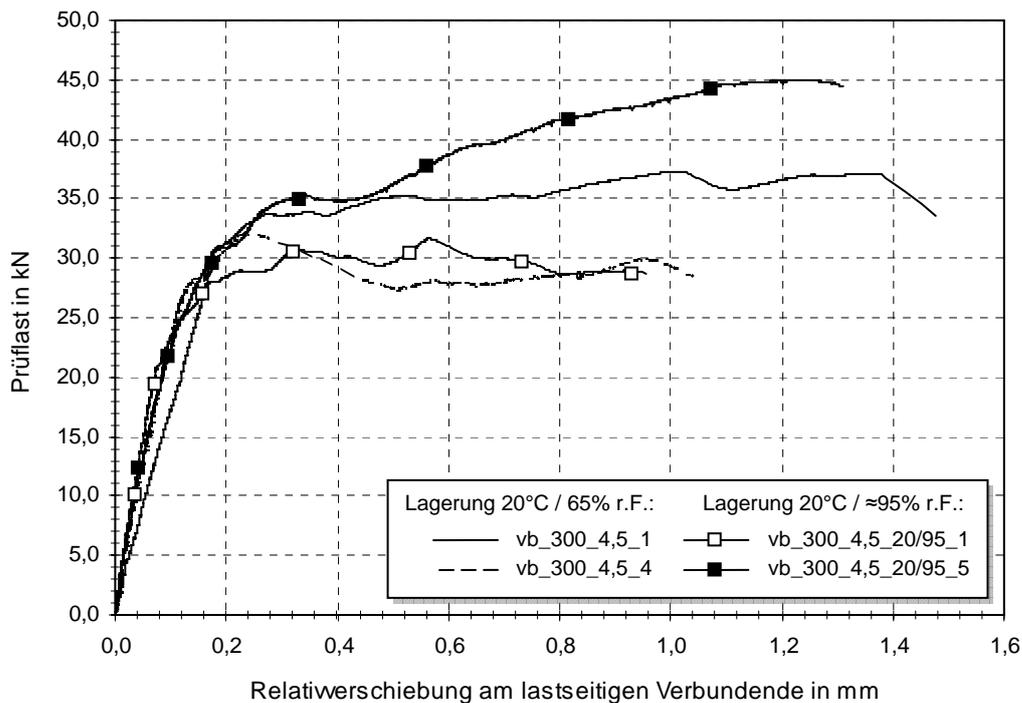


Abbildung 6-38: Last-Relativverschiebungs-Verhalten bei unterschiedlichen Umgebungsfeuchten (65% r.F. bzw. ≈95% r.F.)

Die in Abbildung 6-38 wiedergegebenen Kurvenverläufe zeigen das grundlegend ähnliche Last-Verschiebungs-Verhalten beider Versuchsreihen. Mit Ausnahme des Versuchs vb_300_4,5_1 ist die Steigung der Kurven zu Beginn der Belastungsphase nahezu deckungsgleich. Ab einer Beanspruchung von ca. 50% der Verbundbruchlast ist bei den im Klima 20/95 gelagerten Proben jedoch eine stetige Steifigkeitsabnahme zu verzeichnen. Mit zunehmender Last findet ein eher fließender Übergang zwischen dem linear-elastischen Anfangsbereich und dem Lastplateau statt. Bei den Referenzproben vollzieht sich dieser Übergang aufgrund des schlagartigen Risswachstums innerhalb eines deutlich kleineren Verschiebungsbereichs. Das duktilere Verhalten der unter Feuchtigkeitseinfluss gelagerten Proben kann wiederum einer Plastifizierung des Verbundbereichs zugeschrieben werden.

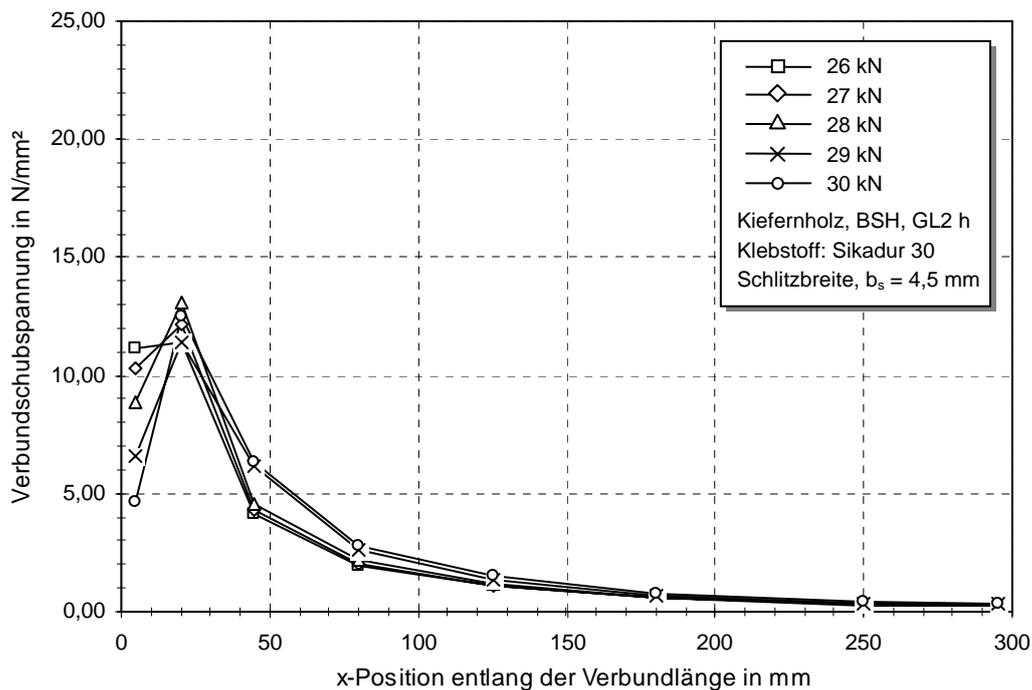


Abbildung 6-39: Verlauf der mittleren Verbundschubspannungen (5 Proben; $\approx 95\%$ r.F.)

Auf einen Abbau lokaler Spannungsspitzen weisen auch die in Abbildung 6-39 dargestellten Kurvenverläufe der Verbundschubspannung hin. Ein Vergleich mit den Ergebnissen der entsprechenden Referenzproben (vb_300_4,5, vgl. Abbildung 6-25) zeigt, dass sich die am lastseitigen Verbundende vorherrschende Schubspannung der feucht gelagerten Proben bei einem Lastniveau von 26 kN bereits sichtbar abgebaut hat. Bei gleicher Beanspruchung wurde an den Referenzproben demgegenüber eine lastseitige Verbundschubspannung von 20 N/mm² ermittelt. Mit einer Steigerung der Last auf 30 kN findet gleichzeitig die stetige Abnahme der Verbundschubspannung statt, wobei die Werte der feucht gelagerten Proben in stärkerem Maße abnehmen als die der Referenzproben vb_300_4,5.

Eine Gegenüberstellung der mittleren maximalen Verbundschubspannungsverläufe beider Versuchsreihen zeigt jedoch, dass eine merkliche Reduzierung der lokalen Spannungsspitzen ausschließlich am lastseitigen sowie am lastfreien Ende des Verbundbereichs beobachtet werden konnte. Die in Abbildung 6-40 dargestellten Verläufe (durchgezogene Linien) geben den Mittelwert der an den Zwischenpunkten der DMS berechneten maximalen Verbundschubspannung aus je 5 Auszugversuchen wieder. Lediglich in den Endbereichen ist ein Abfall der berechneten Schubspannung zu verzeichnen. Im übrigen Verbundbereich

wurden nahezu identische Maximalschubspannungen erreicht, was darauf hindeutet, dass keine nennenswerte Veränderung der Verbundtragfähigkeit stattgefunden hat.

Dass bei 60% des Probenumfangs der Versuchsreihe vb_300_4,5_20/95 trotz allem eine Steigerung der Auszugskraft beobachtet wurde, lässt sich mit Hilfe der in Abbildung 6-40 dargestellten Spannungsverläufe zum Zeitpunkt des Verbundbruchs erklären. Bei der Referenzprobe vb_300_4,5_3 sind die Verbundspannungen im mittleren Verbundbereich von $25 \text{ mm} \leq x \leq 225 \text{ mm}$ stets geringer als bei der Probe vb_300_4,5_20/95_5. Das Flächenintegral des Verbundspannungsverlaufs, welches sich proportional zur Deformationsenergie der Verbundfuge verhält, ist beim Versuch vb_300_4,5_20/95_5 mit $1055 \text{ N/mm}^2\cdot\text{mm}$ rund 26% höher als das der angeführten Referenzprobe. Durch Multiplikation der Flächenintegrale mit der im Verbund stehenden Lamellenbreite von $2 \cdot b_L$ ergibt sich eine zufriedenstellende Annäherung an die experimentell ermittelten Bruchlasten. Auch in diesem Fall lässt sich die höhere Verbundspannung der feucht gelagerten Probe im Bruchzustand vermutlich durch das duktilere Verhalten der Klebefuge begründen.

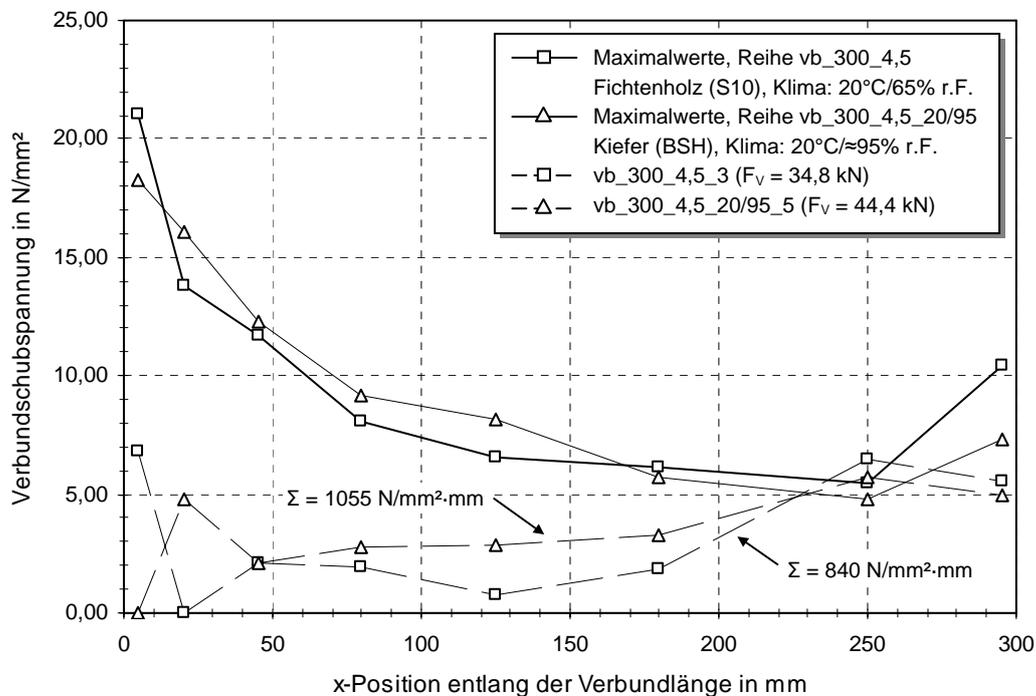


Abbildung 6-40: Verbundschubspannungen nach Lagerung im Normklima 20/65 und im Feuchtklima 20/95 (Maximalwerte bzw. Einzelverläufe im Bruchzustand)

Die Ergebnisse der Verbundversuche an belasteten und unbelasteten Probekörpern lassen demnach nicht grundsätzlich auf eine Reduzierung der Verbundtragfähigkeit infolge erhöhter Umgebungsfeuchten schließen. Die durch das natürliche Quellverhalten des Holzes hervorgerufenen Eigen-Schubspannungen liegen mit $1,50 \text{ N/mm}^2$ deutlich unterhalb der im Auszugversuch ermittelten Scherfestigkeiten. Aufgrund der freien Verformbarkeit der verwendeten Testkörper dürften an realen Bauteilen deutlich niedrigere Eigenspannungen zu erwarten sein. Darüber hinaus konnte kein negativer Einfluss der Eigenspannungen auf die Verbundbruchkraft nachgewiesen werden.

Über mögliche Auswirkungen einer dauerhaften Durchfeuchtung der Verbundfuge, z. B. infolge schadhafter Dachflächen, sowie das Zusammenwirken hygrischer und thermischer Effekte kann an dieser Stelle keine Aussage getroffen werden.

6.9 Zusammenfassung zum Verbundverhalten

An insgesamt 122 Holzproben wurde das Verbundverhalten von in Schlitz geklebten CFK-Lamellen im Auszugversuch experimentell untersucht. Dabei wurden Verbundlängen zwischen 50 mm und 1000 mm betrachtet. Zur Abbildung des Kraftverlaufs in der CFK-Lamelle sowie der Schubspannung entlang der Verbundfuge wurde die Dehnung an diskreten Stellen mittels DMS aufgezeichnet. Neben quasi-statischen Versuchen zur Bestimmung der maximal erforderlichen Verbundlänge wurden zusätzlich auch hygrothermische Effekte untersucht.

Die wichtigsten Erkenntnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Es besteht ein ausgeprägt nichtlinearer Zusammenhang zwischen der Verbundlänge l_v und der Verbundbruchkraft F_v . Ab einer Verbundlänge von ca. 250 bis 300 mm findet nur noch eine relativ geringe Steigerung der Verbundbruchlast statt
- Die maximal erreichten Verbundbruchlasten liegen mit rund 45 kN deutlich unterhalb den am Betonkörper erzielten Werten [Bla01]. Gegenüber Beton muss daher grundsätzlich von einem Einfluss der Holzeigenschaften auf die Verbundtragfähigkeit ausgegangen werden
- Die Erhöhung der Klebschichtdicke von 4,5 mm auf 9,0 mm führt zu einer Veränderung des Verbundschubspannungsverlaufs, nicht jedoch zu einer Abnahme der Verbundbruchkraft
- Für die Holzarten Fichte und Kiefer konnten nahezu identische Verbundbruchkräfte gemessen werden. Vergleichbare Prüfungen an Betonprobekörpern legen die Vermutung nahe, dass bei Hölzern höherer Festigkeit bzw. Steifigkeit von einer Zunahme der Verbundbruchlast ausgegangen werden kann
- Die Epoxidharzkleber Sikadur 30 bzw. 330 liefern vergleichbare Verbundlasten. Aufgrund der günstigeren Temperatureigenschaften sowie einer geringeren Viskosität ist dem Kleber Sikadur 330 für die eingeschlitzte Verklebung der Vorzug zu geben
- Gegenüber Beton weisen die an Holz durchgeführten Auszugversuche nicht auf einen maßgeblichen Einfluss des Abstands zum Bauteilrand hin. So fiel die Bruchlast erst ab einer Randleistenstärke von 10 mm deutlich ab. Für Praxisanwendungen sollte ein Mindestabstand von $b_r = b_L$ zum Bauteilrand eingehalten werden
- Auch nach dem Versagen des Klebeverbunds kann aufgrund der Reibung zwischen den Fügeteilen noch eine Restlast übertragen werden. Demzufolge geht mit steigender Verbundlänge stets ein geringer Anstieg der Verbundbruchlast einher
- Mehrtägig wirkende Umgebungsfeuchten von rund 95% r.F. führen nicht zu einer Reduzierung der Verbundbruchlast. Die Feuchtigkeitsaufnahme des Holzes kann hingegen ein duktileres Verbundbruchverhalten begünstigen

7. Modellierung des Verbundverhaltens eingeklebter CFK-Lamellen

In diesem Kapitel soll das Verbundverhalten von in Holz eingeschlitzte verklebte CFK-Lamellen mit Hilfe eines numerischen Rechenmodells abgebildet werden. Anhand des Modells werden anschließend die in Kapitel 6 behandelten Versuchsergebnisse rechnerisch nachvollzogen und eine Parameterstudie der maßgeblichen Einflussfaktoren durchgeführt. Ergänzend zu den experimentell gewonnenen Ergebnissen dient das mathematische Modell der Erstellung eines vereinfachten und praxisgerechten Bemessungsansatzes zur Bestimmung der maximalen Verbundtragkraft.

7.1 Herleitung des mechanischen Modells

Mit Hilfe des mechanischen Modells sollen das Trag- und Verformungsverhalten einer in Holz eingeschlitzte verklebte CFK-Lamelle rechnerisch nachvollzogen werden können. Um eine mathematische Beschreibung zu ermöglichen, wird der tatsächliche Klebeverbund in ein vereinfachtes Modell überführt, dessen Einflussparameter die Abbildung des realen Verbundverhaltens ermöglichen. Aus diesem Grund erfolgt die Wahl des hier verwendeten Modells in Analogie zu dem in Abschnitt 6.2 beschriebenen Versuchsaufbau.

7.1.1 Problemstellung und Lösungsansatz

Für eine Nachrechnung der im Auszugversuch ermittelten Kraft- und Verformungsverhältnisse muss das gewählte Modell den Vorgaben des Verbundversuchs geometrisch und statisch entsprechen. Aus diesem Grund wird im Folgenden das in Abbildung 7-1 dargestellte Verbundmodell betrachtet. Es entspricht einem Zug-Druck-Körper, wie er ebenfalls bei den Auszugversuchen zur Anwendung kam.

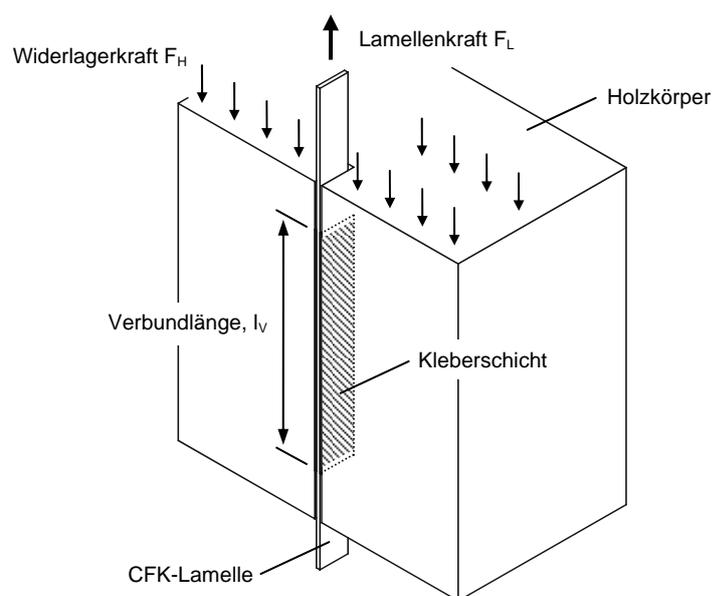


Abbildung 7-1: Geometrie und Beanspruchungssituation des Verbundmodells

Um die Reaktionen in der Verbundfuge darzustellen, wird der in Abbildung 7-1 gezeigte Körper unmittelbar neben der Symmetrieachse geschnitten. Für eine einheitliche Beschreibung der nachfolgenden Herleitungen wird das Koordinatensystem nach Abbildung 7-2 eingeführt. Der Ursprung befindet sich am lastfreien Ende der Verbundlänge, die x-Koordinate verläuft entlang der Verbundlänge in Richtung des lastseitigen Verbundendes.

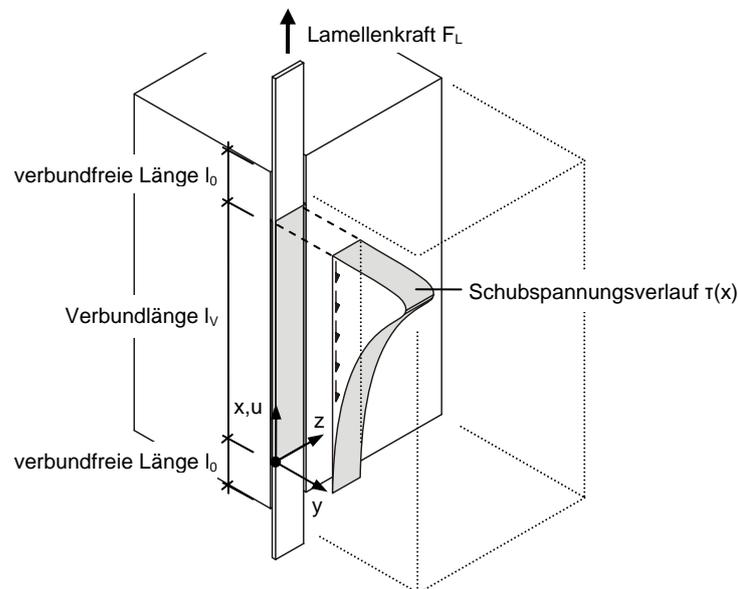


Abbildung 7-2: Koordinatensystem und Schubspannungsverlauf des Verbundmodells

Der zu erwartende Schubspannungsverlauf $\tau(x)$ in der Klebefuge ist in Abbildung 7-2 qualitativ wiedergegeben. Ausgehend vom lastseitigen Verbundende wird die Lamellenkraft F_L über Klebeverbund in den Holzkörper abgeleitet. Dabei nimmt die Lamellenkraft in Abhängigkeit des Verbundansatzes mit zunehmender Klebelänge in Richtung des lastfreien Verbundendes ab.

Eventuell auftretende Normalspannungen σ_y senkrecht zur Klebefläche, die sich aus den Verformungen der Fügeiteile ergeben können, sollen unberücksichtigt bleiben. Ein Grund hierfür ist zum einen das unter gleichen Rahmenbedingungen beobachtete, stark unterschiedliche Querverformungsverhalten der Prüfkörper im Auszugversuch. Hierbei konnte kein eindeutiger Zusammenhang zwischen den Fügeiteilbiegungen und der Lamellenkraft festgestellt werden, auf dessen Grundlage eine mathematische Abbildung erfolgen könnte. Darüber hinaus haben diverse Auszugversuche mit Randleistenbreiten von bis zu 20 mm gezeigt, dass selbst bei randnaher Lamellenlage offensichtlich kein direkter Einfluss auf die verankerbare Verbundbruchkraft besteht.

Um die Veränderung der Lamellenkraft über die Klebelänge rechnerisch nachzuvollziehen, wird die Kopplung der Fügeiteile üblicherweise mit der Differentialgleichung des verschieblichen Verbunds beschrieben. Der Verbundansatz $\tau(s)$ gibt dabei die Eigenschaften der Klebefuge wieder. Bei schubsteifen Materialien wie beispielsweise Stahl oder Beton wird in der Regel davon ausgegangen, dass die Gleitungen bzw. Verzerrungen vorrangig in der relativ weichen Klebstoffschicht auftreten. In Abschnitt 7.2.1 wird untersucht, ob eine derartige Vereinfachung auch auf das vergleichsweise schubweiche Holz zutreffen kann.

7.1.2 Modellierung des verschieblichen Verbunds

Im Folgenden soll die DGLvV für den Fall einer eingeschlitzten Lamelle hergeleitet werden. Eventuell auftretende Fügeiteilbiegungen sowie die daraus entstehenden Kräfte normal zur Lamellenachse werden aus den bereits genannten Gründen als vernachlässigbar angenommen. Ferner werden ein linear-elastisches Werkstoffverhalten sowie eine gleichförmige Verteilung der Normalspannungen in den Fügeiteilen vorausgesetzt.

7.1.2.1 Herleitung der DGL des verschieblichen Verbunds

Die zur Herleitung verwendeten Kraft- und Spannungsgrößen sowie die Materialeigenschaften von CFK und Holz sind anhand Abbildung 7-3 für das differentielle Verbundelement der Länge dx dargestellt. Die Übertragung der Verbundspannung zwischen CFK und Holz erfolgt ausschließlich über die Kontaktflächen der breiten Lamellenseite.

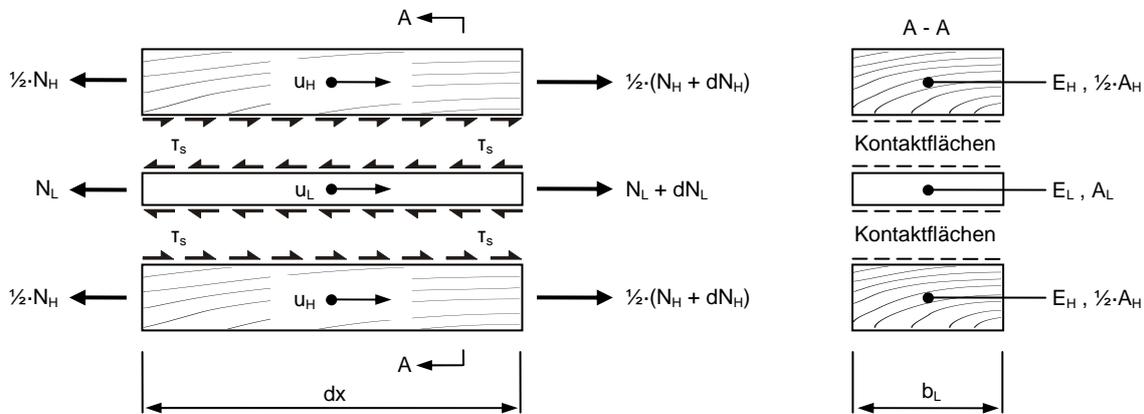


Abbildung 7-3: Kräfte am differentiellen Verbundelement Holz-CFK-Holz

Für das differentielle Verbundelement nach Abbildung 7-3 lassen sich die Dehnungen des Holzes bzw. der CFK-Lamelle wie folgt ausdrücken:

$$\varepsilon_H = \frac{du_H}{dx} = u'_H \quad (7.1a)$$

$$\varepsilon_L = \frac{du_L}{dx} = u'_L \quad (7.1b)$$

Für die Spannungen folgt gleichermaßen:

$$\sigma_H = E_H \cdot u'_H \quad (7.2a)$$

$$\sigma_L = E_L \cdot u'_L \quad (7.2b)$$

Die Normalkräfte ergeben sich durch Integration der Spannungen über die Querschnittsflächen zu:

$$N_H = \int_A \sigma_H \cdot dA_H = (E \cdot A)_H \cdot u'_H \quad (7.3a)$$

$$N_L = \int_A \sigma_L \cdot dA_L = (E \cdot A)_L \cdot u'_L \quad (7.3b)$$

Anhand der Gleichgewichtsbedingungen nach Abbildung 7-3 gilt ferner:

$$dN_H + dN_L = 0 \quad \rightarrow \quad N'_H + N'_L = 0 \quad (7.4)$$

$$2 \cdot (\tau_s \cdot b_L) \cdot dx + dN_H = 0 \quad \rightarrow \quad 2 \cdot \tau_s \cdot b_L = -N'_H \quad (7.5)$$

Die Relativverschiebung s zwischen Lamelle und Holz sei dann:

$$s = u_L - u_H \quad (7.6)$$

Durch zweimaliges Differenzieren von Gleichung (7.6) und Einsetzen der Gleichungen (7.3a) bis (7.5) erhält man die Differentialgleichung des verschieblichen Verbunds:

$$s'' - 2 \cdot b_L \cdot \left(\frac{1}{E_L \cdot A_L} + \frac{1}{E_H \cdot A_H} \right) \cdot \tau_s = 0 \quad (7.7)$$

Unter Berücksichtigung der Flächen- und Steifigkeitsverhältnisse zwischen CFK-Lamelle und Holz sollen für die weitere Diskussion folgende Relativwerte eingeführt werden:

$$\eta_E = \frac{E_L}{E_H} \quad (7.8a)$$

$$\eta_A = \frac{A_L}{A_H} \quad (7.8b)$$

Da die Verbundspannung τ_s von der Relativverschiebung zwischen CFK-Lamelle und Holz abhängt, wird in Gleichung (7.7) folgende Substitution vorgenommen:

$$\tau_s = \tau(s) \quad (7.9)$$

Die Funktion $\tau(s)$ stellt das Verbundgesetz dar. Sie hat entscheidenden Einfluss auf den berechneten Spannungsverlauf. Durch Einsetzen der Gleichungen (7.8a) bis (7.9) in Gleichung (7.7) erhält man schließlich die DGLvV:

$$s'' - \frac{2 \cdot (1 + \eta_E \cdot \eta_A)}{E_L \cdot t_L} \cdot \tau(s) = 0 \quad (7.10)$$

Im Folgenden soll Gleichung (7.10) exemplarisch für den linear-elastischen Verbundansatz gelöst werden.

7.1.2.2 Lösung der DGLvV für den linearen Verbundansatz

Für eine Klebefuge mit dem Schubmodul G_{ad} sowie der Stärke t_{ad} gilt unter Annahme kleiner Schubverzerrungen γ_{ad} näherungsweise:

$$\tau(s) = \frac{G_{ad}}{t_{ad}} \cdot s = k_{ad} \cdot s \quad (7.11)$$

Setzt man Gleichung (7.11) in Gleichung (7.10) ein, so erhält man die homogene DGL zweiter Ordnung:

$$s'' - \omega^2 \cdot s = 0 \quad \text{mit} \quad \omega^2 = \frac{2 \cdot k_{ad} \cdot (1 + \eta_E \cdot \eta_A)}{E_L \cdot t_L} \quad (7.12)$$

Die allgemeine Lösung sowie deren Ableitungen lauten hierfür:

$$s(x) = A \cdot \sinh(\omega \cdot x) + B \cdot \cosh(\omega \cdot x) \quad (7.13a)$$

$$s'(x) = A \cdot \omega \cdot \cosh(\omega \cdot x) + B \cdot \omega \cdot \sinh(\omega \cdot x) \quad (7.13b)$$

$$s''(x) = A \cdot \omega^2 \cdot \sinh(\omega \cdot x) + B \cdot \omega^2 \cdot \cosh(\omega \cdot x) \quad (7.13c)$$

Die Konstanten A und B können aus den Randbedingungen des Gesamtsystems bestimmt werden.

Da in der vorliegenden Arbeit ausschließlich der Zug-Druck-Körper eingesetzt wurde, sollen im Folgenden die Randbedingungen an der Stelle $x = 0$ bzw. $x = l_v$ bestimmt werden. Hierbei gilt es zu beachten, dass der Ursprung der x-Koordinate am lastfreien Verbundende angenommen wurde. Am lastseitigen Verbundende wirkt entsprechend die Lamellenkraft F_L . Die Randbedingungen lauten somit:

$$N_H(x = 0) = 0 \quad N_H(x = l_v) = -F_L \quad (7.14a)$$

$$N_L(x = 0) = 0 \quad N_L(x = l_v) = F_L \quad (7.14b)$$

Die Auswertung der Gleichungen (7.13a) bis (7.14b) liefert:

$$A = 0$$

$$B = \frac{F_L \cdot \omega}{2 \cdot b_L \cdot k_{ad} \cdot \sinh(\omega \cdot l_v)} \quad (7.15)$$

Die vollständige Lösung für den linearen Verbundansatz lautet dann:

$$s(x) = \frac{F_L \cdot \omega}{2 \cdot b_L \cdot k_{ad}} \cdot \frac{\cosh(\omega \cdot x)}{\sinh(\omega \cdot l_v)} \quad (7.16)$$

Für die Schnittkräfte $N_H(x)$ bzw. $N_L(x)$ erhält man:

$$N_H(x) = -N_L(x) = -F_L \cdot \frac{\sinh(\omega \cdot x)}{\cosh(\omega \cdot l_v)} \quad (7.17)$$

Die Verbundspannungen $\tau(x)$ ergeben sich zu:

$$\tau(x) = \frac{F_L \cdot \omega}{2 \cdot b_L} \cdot \frac{\cosh(\omega \cdot x)}{\sinh(\omega \cdot l_v)} \quad (7.18)$$

An dieser Stelle sei erneut darauf hingewiesen, dass Gleichungen (7.16) bis (7.18) ausschließlich für den linear-elastischen Verbundansatz am Zug-Druck-Körper gelten. Die Verwendung nichtlinearer Verbundansätze führt in der Regel zu komplexeren Ausdrücken, wobei eine geschlossene Lösung der DGLvV in vielen Fällen nicht ermittelt werden kann. Für diese Kategorie von Verbundansätzen lässt sich die Lösung jedoch z. B. mit Hilfe numerischer Methoden hinreichend genau approximieren.

Das tatsächliche Verbundverhalten kann mit Hilfe nichtlinearer Verbundansätze in der Regel weitaus exakter abgebildet werden. Aus diesem Grund soll in dieser Arbeit einer nicht-linearen Ansatzfunktion der Vorzug gegeben werden. Auf das numerische Lösungsverfahren wird in Abschnitt 7.3.1 näher eingegangen.

7.1.2.3 Modellannahmen

In die DGLvV nach Gleichung (7.10) geht über den Term $1+\eta_E \cdot \eta_A$ das Verhältnis der E-Module und Querschnittsflächen von Holz bzw. CFK-Lamelle ein. Während die E-Module der hier verwendeten Werkstoffe als weitgehend konstant vorausgesetzt werden können, hängt der Faktor η_A insbesondere von der mitwirkenden Holzfläche A_H ab.

Aufgrund der gewählten Versuchsanordnung sowie der hohen Querschnittsunterschiede zwischen CFK-Lamelle und Holzkörper muss davon ausgegangen werden, dass sich die Normalspannungen im Holz nicht gleichmäßig über den Gesamtquerschnitt verteilen. Stattdessen ist zu vermuten, dass sich die über Klebeverbund eingetragene Lamellenkraft ausgehend vom lastseitigen Verbundende mit zunehmender Verbundlänge im Holzkörper ausbreitet. Diesbezüglich wird in Eurocode 5 [DIN EN 1995-2] für Punktlasten parallel zur Faserrichtung ein Lastausbreitungswinkel von 15° angegeben. In Abbildung 7-4 sind die bei Annahme einer näherungsweise quadratischen Lastfläche resultierenden Ausbreitungsverläufe für mittig bzw. randnah eingeklebte Lamellen dargestellt. Am lastseitigen Verbundende wird im Abstand $l_0 = 30$ mm zur Prüfkörperoberkante aufgrund der verbundfreien Vorlänge sowie der Öffnungsgeometrie der Widerlagerplatte bereits eine mitwirkende Fläche A_{oben} angesetzt.

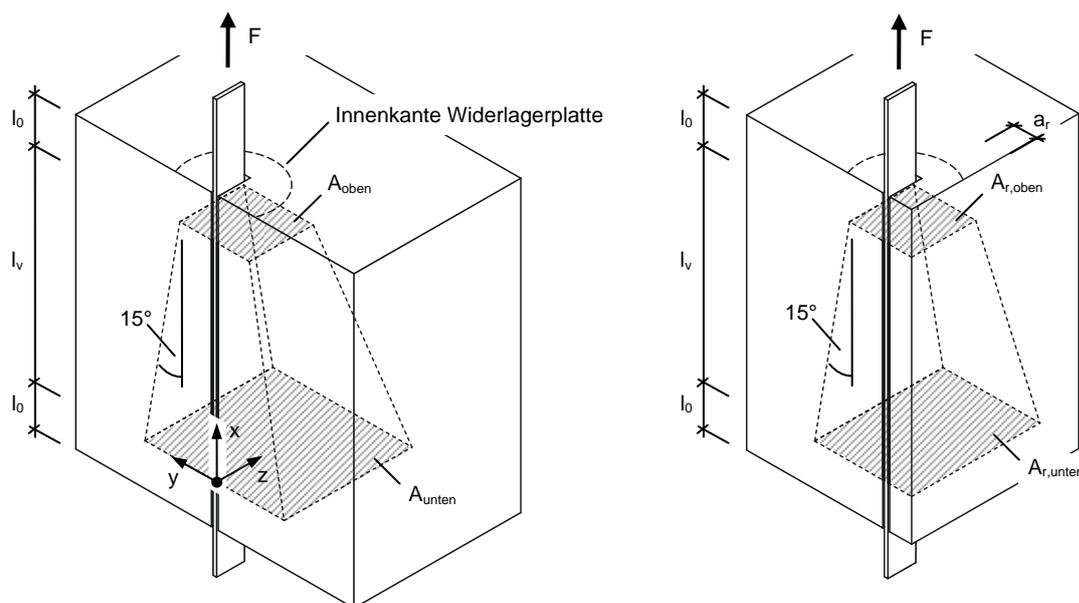


Abbildung 7-4: Lastausbreitung im Verbundkörper in Anlehnung an [DIN EN 1995-2]

Bei einem Lastausbreitungswinkel von 15° berechnet sich die am kraftfreien Verbundende vorliegende Lastfläche einer mittig eingeklebten Lamelle mit $\tan 15^\circ \approx 0,268$ zu:

$$A_{\text{unten}} = 0,144 \cdot (l_v - x)^2 + 0,804 \cdot \sqrt{A_{\text{oben}}} \cdot (l_v - x) + A_{\text{oben}} \quad (7.19)$$

Um die mitwirkende Holzfläche rechnerisch abzuschätzen, wurde mit Hilfe des Finite-Element-Programms ANSYS 11.0 ein 3D-Modell des Auszugversuchs mit einer Verbundlänge von 300 mm erstellt. Aufgrund der Symmetrieeigenschaften wurde lediglich eine Hälfte des Prüfkörpers modelliert (vgl. Abbildung 7-5, links). Die Geometrien der Füge-teile wurden mittels isoparametrischer 8-Knoten Elemente diskretisiert. Für die Werkstoffe CFK und Holz

wurden dreidimensionale orthotrope Materialmodelle angenommen, dem Klebstoff wurde ein isotropes Werkstoffverhalten zugrunde gelegt. Anschließend wurde an vier horizontalen Schnittebenen mit einem Abstand von je 75 mm die Normalspannungsverteilung im Holzquerschnitt ermittelt. Die Ergebnisse dieser Berechnung sind in Abbildung 7-5 dargestellt.

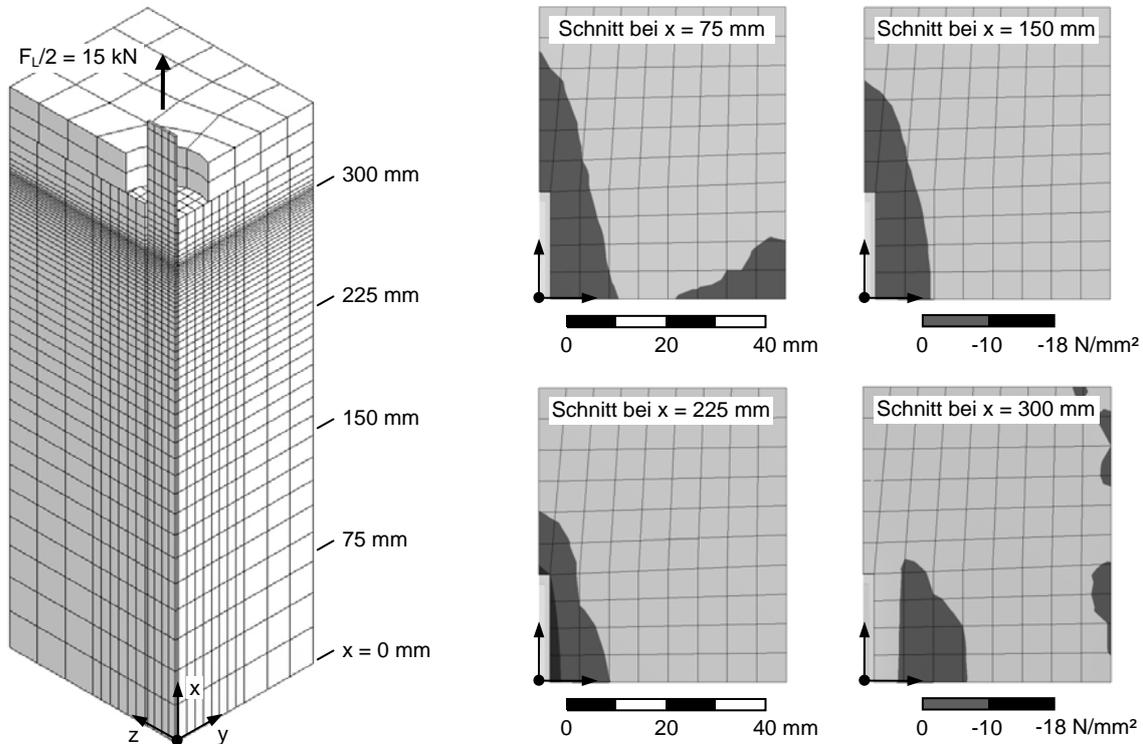


Abbildung 7-5: FE-Berechnung zur Abschätzung der mitwirkenden Holzfläche

Die Berechnungen zeigen, dass im lastnahen Verbundbereich ($x \geq 225$ mm) nur ein geringer Anteil der Querschnittsfläche für den Lastabtrag herangezogen wird. Gleichzeitig treten in diesem Bereich die mit bis zu 18 N/mm^2 betragsmäßig größten Druckspannungen auf. In Richtung des lastfreien Verbundes breitet sich die mitwirkende Holzfläche erwartungsgemäß aus, jedoch erheblich weniger als nach Abbildung 7-4 angenommen. Anhand von Vergleichsrechnungen mit unterschiedlichen Materialeigenschaften kann gezeigt werden, dass insbesondere der niedrige Schubmodul des Holzes für die geringe Lastausbreitung verantwortlich ist.

Aus den berechneten Spannungsverteilungen lässt sich für die mitwirkende Holzfläche A_H nach Abbildung 7-3 ein Durchschnittswert von rund 1.500 mm^2 ableiten. Da die mitwirkende Holzfläche vorrangig von der Lamellenbreite abhängig ist, soll die Fläche A_H vereinfachend durch den Wert $4 \cdot b_L^2$ ersetzt werden. Für CFK-Lamellen des Typs S2.025/80 ergibt sich nach Gleichung (7.10):

$$1 + \eta_E \cdot \eta_A \approx 1 + \frac{170.000}{11.600} \cdot \frac{20 \cdot 2,5}{4 \cdot 20^2} = 1,46 \quad (7.20)$$

Gegenüber einem unendlich steifen Werkstoff mit $1 + \eta_E \cdot \eta_A \rightarrow 1,0$ würde in die DGLvV des Holz-CFK-Verbundkörpers nach Gleichung (7.20) ein um rund 50% größerer Verhältniswert eingehen. Wie in Abschnitt 7.2 gezeigt wird, ist eine Nachrechnung der experimentell

ermittelten Dehnungs- bzw. Kraftverläufe der CFK-Lamelle unter Ansatz von Gleichung (7.20) selbst bei exakter Abbildung des im Experiment gemessenen Verbundverhaltens nicht möglich. Erst ab einem Lastausbreitungswinkel von rund 10° lassen sich die aus den DMS-Werten berechneten Lamellenkräfte mit hinreichender Genauigkeit wiedergeben.

Um bei der Nachrechnung der Versuche zusätzlich den Einfluss des Holz-E-Moduls berücksichtigen zu können, wurden aus den bereits geprüften Verbundkörpern unmittelbar neben der Klebefuge je zwei Prismen mit einer Querschnittsfläche von ca. 30×30 mm entnommen. An diesen Proben wurde anschließend der dynamische E-Modul im Ultraschall-Impulsverfahren bestimmt (siehe Anhang B).

7.1.2.4 Diskretisierung der DGLvV

In Abschnitt 7.2 wird untersucht, welcher Verbundansatz eine hinreichend genaue Abbildung des im Auszugversuch gemessenen Trag- bzw. Verformungsverhaltens der CFK-Lamelle zulässt. Hierfür müssen zunächst die Relativverschiebungen s sowie die zugehörigen Schubspannungen $\tau(s)$ an diskreten Stützstellen entlang der Klebefuge berechnet werden. Als Eingangswerte dienen dabei die mittels DMS gemessenen Lamellendehnungen. Anhand der gewonnenen $\tau(s)$ -Beziehungen kann anschließend ein geeignetes Verbundgesetz formuliert werden. In Abbildung 7-6 ist die allgemeine Vorgehensweise zur Berechnung der $\tau(s)$ -Beziehungen beispielhaft für mehrere Stützstellen wiedergegeben.

Die Lamellendehnungen $\varepsilon_L(x)$ wurden entlang der Klebefuge sowie unmittelbar vor dem lastseitigen Verbundende aufgezeichnet. Neben der Berechnung der Verbundspannung diente die Messung am vordersten DMS insbesondere dem Abgleich zwischen berechneter und theoretischer Lamellensteifigkeit. Am lastfreien und lastseitigen Verbundende wurden die Relativverschiebungen s_u bzw. s_o über induktive Wegaufnehmer gemessen. Durch eine Gegenüberstellung der berechneten und gemessenen Relativverschiebung s_o konnte darüber hinaus die Genauigkeit der Modelldaten abgeschätzt werden.

Mit Hilfe der an den lokalen Stützstellen x_i gemessenen Lamellendehnungen $\varepsilon_L(x_i)$ berechnet sich die Lamellenkraft zu:

$$F_L = \varepsilon_L(x_i) \cdot E_L \cdot A_L \quad (7.21)$$

Ausgehend vom lastseitigen Verbundende nimmt die über Schub in den Holzkörper übertragene Lamellenkraft mit zunehmender Verbundlänge ab. Mit der zwischen zwei benachbarten Stützstellen abgebauten Kraftdifferenz ΔF_L kann nach Umformen von Gleichung (7.21) die mittlere Verbundschubspannung wie folgt definiert werden:

$$\tau_m = \frac{\Delta F_L}{2 \cdot b_L \cdot (x_i - x_{i+1})} = \frac{E_L \cdot A_L}{2 \cdot b_L} \cdot \frac{\varepsilon_L(x_i) - \varepsilon_L(x_{i+1})}{(x_i - x_{i+1})} \quad (7.22)$$

Die mittlere Verbundschubspannung wird dabei auf den Mittelpunkt zwischen zwei benachbarten Stützstellen bezogen. Durch Mittelung über die Verbundlänge $\Delta x_{i,i+1}$ liefert das Verfahren daher nur eine Annäherung an den realen Schubspannungsverlauf, was insbesondere im Bereich hoher Spannungsgradienten zur Unterschätzung der tatsächlichen Werte führt. Aus diesem Grund wurde der Abstand zwischen den DMS in Richtung des lastseitigen Verbundendes fortlaufend reduziert.

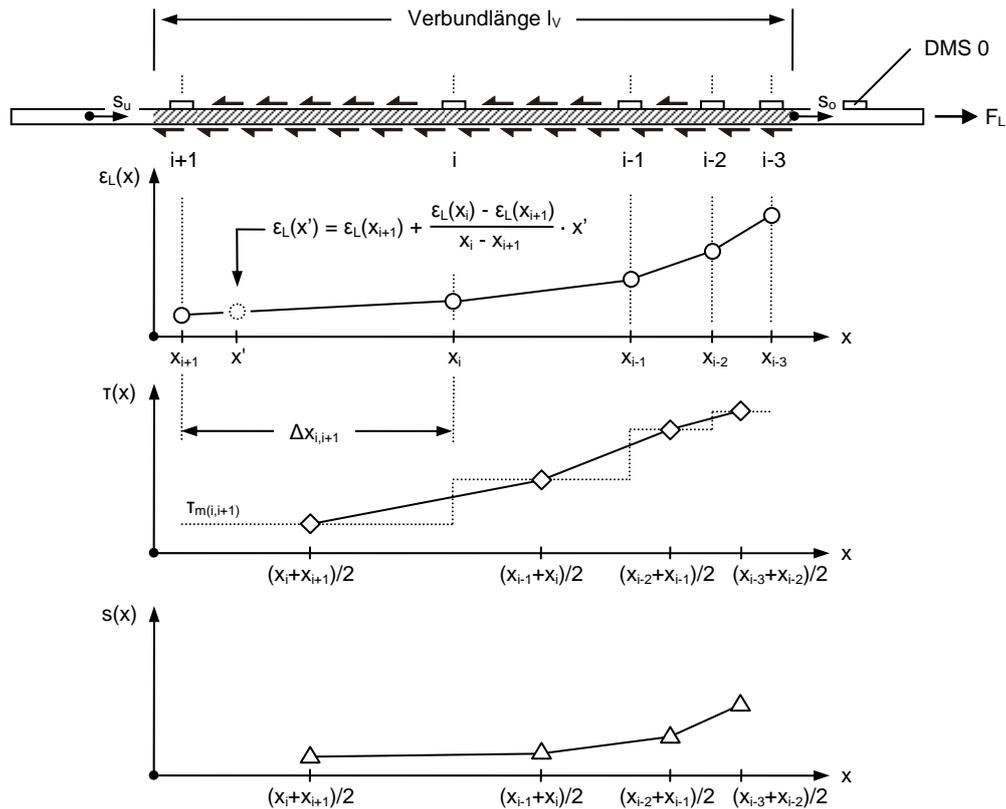


Abbildung 7-6: Berechnung von Schubspannung und Relativverschiebung aus den Lamellendehnungen

Der in Abbildung 7-6 dargestellte Verlauf der Relativverschiebung $s(x)$ wird durch abschnittsweise Integration der Lamellendehnung über die Verbundlänge angenähert. Ausgehend von der Relativverschiebung s_u am lastfreien Verbundende werden die jeweiligen Teilintegrale zu dem Ergebnis der vorherigen Stützstelle hinzuaddiert.

$$s(x_i) = s_u + \int_{x=0}^{x=x_i} \varepsilon_L(x) \cdot dx \quad (7.23)$$

Ersetzt man die Dehnung $\varepsilon_L(x)$ durch die in Abbildung 7-6 angegebene lineare Interpolationsvorschrift, so berechnet sich das Teilintegral zwischen zwei benachbarten Messstellen mit:

$$s_{i+1,i} = \int_{x_{i+1}}^{x_i} \varepsilon_L(x) \cdot dx = \frac{\varepsilon_L(x_i) - \varepsilon_L(x_{i+1})}{\Delta x_{i,i+1}} \cdot \frac{(x_i - x_{i+1})^2}{2} + \varepsilon_L(x_{i+1}) \cdot (x_i - x_{i+1}) \quad (7.24)$$

Der Ausdruck $\Delta x_{i,i+1}$ entspricht dabei dem Abstand zweier benachbarter Messstellen. Soll die Verschiebung von der $i+1$ -ten zur i -ten Messstelle berechnet werden, so gilt $x_i - x_{i+1} = \Delta x_{i,i+1}$ und Gleichung (7.24) vereinfacht sich zu:

$$s_{i+1,i} = \frac{\varepsilon_L(x_i) + \varepsilon_L(x_{i+1})}{2} \cdot \Delta x_{i,i+1} \quad (7.25)$$

Da die Berechnung der Relativverschiebung wiederum am Mittelpunkt zwischen zwei benachbarten Messstellen erfolgen soll, muss für das letzte Teilintegral der halbe Messstellenabstand mit $x_i - x_{i+1} = 1/2 \cdot \Delta x_{i,i+1}$ eingesetzt werden:

$$s_{i+1,i/2} = \frac{\varepsilon_L(x_i) + 3 \cdot \varepsilon_L(x_{i+1})}{8} \cdot \Delta x_{i,i+1} \quad (7.26)$$

Unter Berücksichtigung von Gleichungen (7.23), (7.25) und (7.26) ergibt sich bei n Messstellen für die Relativverschiebung vom lastfreien Verbundende zum Mittelpunkt zwischen der k -ten und $k+1$ -ten Stützstelle folgende Berechnungsvorschrift:

$$s_{k+1,k} = s_u + \sum_{i=n}^{k+1} \frac{\varepsilon_L(x_i) + \varepsilon_L(x_{i+1})}{2} \cdot \Delta x_{i,i+1} + \frac{\varepsilon_L(x_k) + 3 \cdot \varepsilon_L(x_{k+1})}{8} \cdot \Delta x_{k,k+1} \quad (7.27)$$

7.2 Bestimmung des rechnerischen Verbundansatzes

Nachfolgend sollen aus den im Auszugversuch gemessenen Lamellendehnungen die $\tau(s)$ -Beziehungen nach Gleichungen (7.22) bzw. (7.27) ermittelt werden. Da der Verbundansatz das Materialverhalten der am Gleitprozess beteiligten Fügeiteile widerspiegelt, sollen diesbezüglich vorab weitere Überlegungen angestellt werden.

7.2.1 Gleitverhalten an der Klebefuge

Aufgrund der vergleichsweise geringen Schubsteifigkeit des Holzes ist zu vermuten, dass ein nicht unerheblicher Anteil der Schubverzerrung innerhalb des Holzkörpers stattfindet. Im Folgenden soll daher das im Auszugversuch gemessene Verzerrungsverhalten mit mechanischen Modellen verglichen werden.

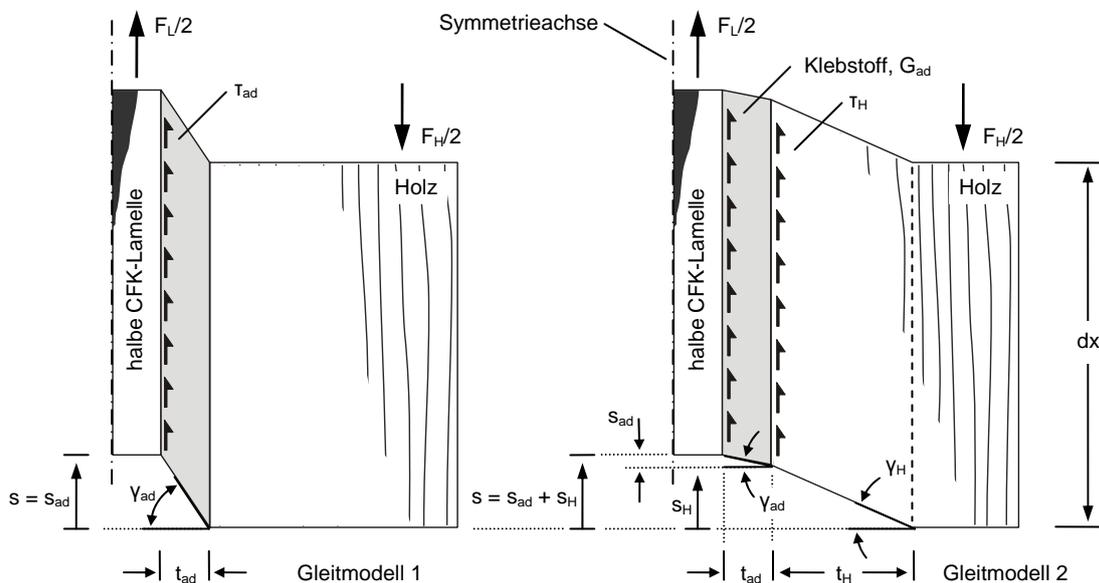


Abbildung 7-7: Verzerrungs- und Verformungsverhalten unterschiedlicher Gleitmodelle

Abbildung 7-7 zeigt die Zusammenhänge zwischen Klebstoffgleitung y_{ad} und Relativverschiebung s am Beispiel zweier Gleitmodelle der Länge dx . Die als unendlich schubsteif angenommene CFK-Lamelle wurde entlang ihrer Symmetrieachse geschnitten. Zur Vereinfachung soll ein linear-elastisches Materialverhalten vorausgesetzt werden. In der

linken Darstellung (Gleitmodell 1) wird die Verzerrung γ_{ad} ausschließlich der Klebstoffschicht zugewiesen. Unter Annahme kleiner Schubverzerrungen sowie eines linear-elastischen Verbundansatzes gilt nach Gleichung (7.11) näherungsweise:

$$k_1 = k_{ad} = \frac{G_{ad}}{t_{ad}} \quad (7.28)$$

$$s = \gamma_{ad} \cdot t_{ad} \quad (7.29)$$

Der Faktor k_1 beschreibt die Steifigkeit des Verbundansatzes und lässt sich direkt aus der Steigung der nach Gleichungen (7.20) bzw. (7.25) berechneten $\tau(s)$ -Beziehungen ablesen.

Im rechts dargestellten Gleitmodell 2 wird demgegenüber ein erheblicher Anteil der Schubverzerrung durch den Holzkörper aufgenommen. Die unbekannte Holzbreite t_H soll zunächst auf einen fugennahen Bereich beschränkt werden. Die von den jeweiligen Materialien aufgenommenen Verzerrungsanteile lassen sich in Anlehnung an ein serielles Federmodell abschätzen. Für das Gesamtsystem können folgende Zusammenhänge definiert werden:

$$T = T_{ad} = G_{ad} \cdot \gamma_{ad} = T_H = G_H \cdot \gamma_H \quad (7.30)$$

$$s = s_{ad} + s_H = \gamma_{ad} \cdot t_{ad} + \gamma_H \cdot t_H \quad (7.31)$$

Die Gesamtsteifigkeit k_2 ergibt sich durch Umformen der Beziehung $\tau(s) = k \cdot s$ und Einsetzen der Gleichungen (7.30) und (7.31) zu:

$$k_2 = \frac{1}{\frac{t_{ad}}{G_{ad}} + \frac{t_H}{G_H}} \quad (7.32)$$

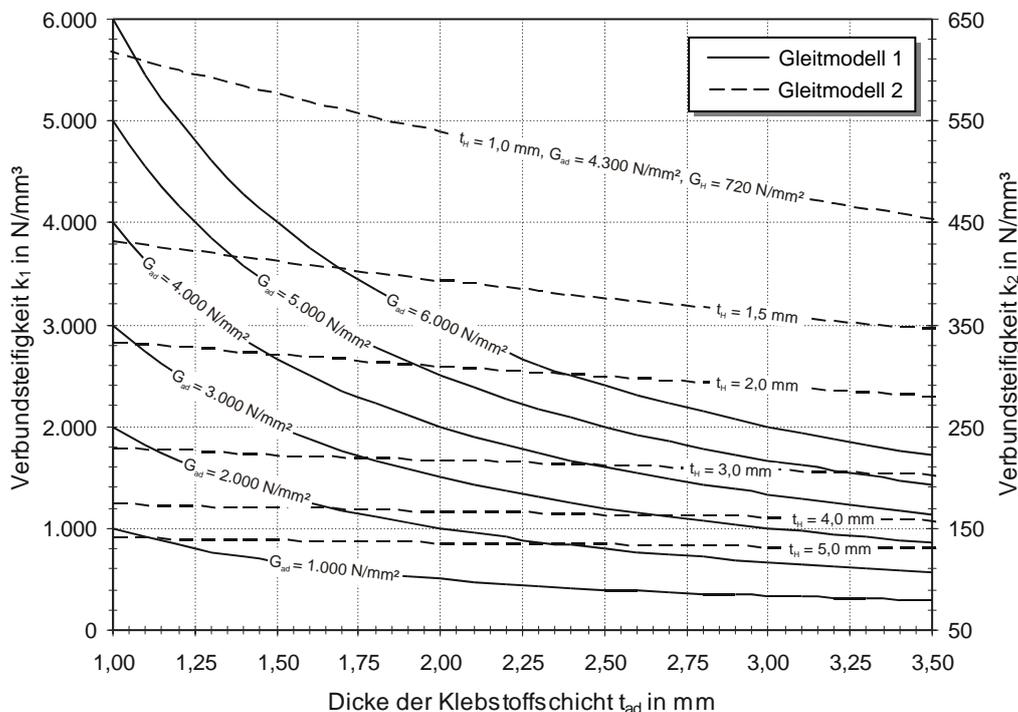


Abbildung 7-8: Verläufe der Verbundsteifigkeiten k_1 und k_2 beider Gleitmodelle

Anhand der Gleichungen (7.28) und (7.32) lässt sich anschließend das Verzerrungsverhalten beider Modelle gegenüberstellen. Um den Einfluss einer mitwirkenden Holzschichtdicke t_H auf das Steifigkeitsverhalten zu verdeutlichen, sind die berechneten Verläufe beider Gleitmodelle für Klebschichtdicken im Bereich von $1,0 \text{ mm} \leq t_{ad} \leq 3,5 \text{ mm}$ in Abbildung 7-8 wiedergegeben. Dieser Wertebereich entspricht in etwa den im Auszugversuch untersuchten Schichtstärken der Versuchsreihen vb_300_4,5 ($t_{ad} \approx 1,0 \text{ mm}$) bzw. vb_300_9,0 ($t_{ad} \approx 3,3 \text{ mm}$). Für die mitwirkende Holzbreite wird der Bereich $1,0 \text{ mm} \leq t_H \leq 5,0 \text{ mm}$ betrachtet.

Unter Berücksichtigung des für Sikadur 30 ermittelten Schubmoduls $G_{ad,S30} = 4.376 \text{ N/mm}^2$ würde eine Vergrößerung der Klebschichtdicke von 1,0 auf 3,3 mm nach Modell 1 zu einer Abnahme der Verbundsteifigkeit k_1 von annähernd 70% führen. Bei Substitution von Sikadur 30 durch den schubweicherer Sikadur 330 ($G_{ad,S330} = 1.776 \text{ N/mm}^2$) müsste bei konstanter Klebschichtstärke ebenfalls eine Steifigkeitsabnahme von rund 60% zu beobachten sein.

Werden die Schubverzerrungen in die angrenzende Holzschicht eingeleitet (Modell 2), so fällt die Verbundsteifigkeit k_2 bei einer mitwirkenden Holzbreite von nur 1 mm bereits auf unter 600 N/mm^3 (vgl. Abbildung 7-8). Im Bereich $3 \text{ mm} \leq t_H \leq 15 \text{ mm}$ liegt k_2 zwischen 45 und 200 N/mm^2 . Eine Veränderung der Klebschichtdicke hat nunmehr kaum Einfluss auf die Gesamtsteifigkeit des Verbunds.

Tabelle 7-1: Mittlere Verbundsteifigkeiten unterschiedlicher Versuchsreihen

Abstand der Messstelle vom lastseitigen Verbundende	Mittlere Verbundsteifigkeit k im Ursprung der $\tau(s)$ -Kurven, VarK in %		
	vb_300_4,5_1-5 ¹⁾ $G_{ad} = 4.376 \text{ N/mm}^2$ $t_{ad} = 0,85 - 1,45 \text{ mm}$	vb_300_9,0_1-5 ¹⁾ $G_{ad} = 4.376 \text{ N/mm}^2$ $t_{ad} = 3,25 - 3,30 \text{ mm}$	vb_300_4,5_S330_6-7 ²⁾ $G_{ad} = 1.767 \text{ N/mm}^2$ $t_{ad} = 1,0 - 1,1 \text{ mm}$
5 mm	180 N/mm^3 (3,3%)	169 N/mm^3 (14,8%)	138 N/mm^3 (2,6%)
125 mm	42 N/mm^3 (21,5%)	47 N/mm^3 (4,4%)	27 N/mm^3 (5,2%)

¹⁾ Fichtenholzproben

²⁾ Kiefernholzproben

In Tabelle 7-1 sind die im Ursprung angepassten Steifigkeiten an die berechneten $\tau(s)$ -Beziehungen für unterschiedliche Versuchsreihen angegeben. Die im Abstand von 125 mm zum lastseitigen Verbundende gemessenen Steifigkeiten sind in guter Übereinstimmung mit den Angaben von Blaß et al. [Bla03], die für oberflächlich verklebte CFK-Lamellen einen 95%-Quantilwert von $k = 51,9 \text{ N/mm}^3$ angeben. Aus den Ergebnissen lassen sich außerdem folgende Zusammenhänge ableiten:

- Die im Versuch ermittelten Verbundsteifigkeiten liegen mehr als eine Größenordnung unter den nach Gleichung (7.28) berechneten k_1 -Werten. Eine Abbildung des Verzerrungsverhaltens durch Gleitmodell 1 erscheint somit ungeeignet
- Die Verdreifachung der Klebschichtstärke führte bei den Versuchen vb_300_9,0 lediglich zu einer geringen Abnahme der Verbundsteifigkeit. Demgegenüber wurde durch die Verringerung des Klebstoffschubmoduls ein deutlicherer Abfall der Verbundsteifigkeit beobachtet. Dieses könnte jedoch auch in dem unterschiedlichen Scherverhalten zwischen Fichten- und Kiefernholz begründet sein

- Der geringe Einfluss der Klebschichtstärke sowie die im Versuch ermittelten Kennwerte sind in guter Übereinstimmung mit den für das Gleitmodell 2 gezeigten Kurvenverläufen nach Abbildung 7-8
- Die Verbundsteifigkeit nimmt mit zunehmender Entfernung vom lastseitigen Verbundende ab. Nach Gleitmodell 2 würde dieses auf eine Zunahme der mitwirkenden Holzbreite t_H in Richtung des lastfreien Verbundendes schließen lassen

Bei gegebener Klebschichtstärke sowie bekannten Schubmodulen für Holz und Klebstoff lässt sich die mitwirkende Holzbreite aus den in Tabelle 7-1 angegebenen Verbundsteifigkeiten näherungsweise berechnen. Durch Umformen von Gleichung (7.32) folgt:

$$t_H = \left(\frac{1}{k_2} - \frac{t_{ad}}{G_{ad}} \right) \cdot G_H \quad (7.33)$$

In Abbildung 7-9 sind die gemittelten Verläufe der mitwirkenden Breiten aus fünf Versuchsreihen dargestellt. Die Klammerwerte geben den Prüfumfang der jeweiligen Versuchsreihe an. Für den Klebstoffschubmodul wurden die Werte nach Gleichung (4.7a) bzw. (4.7b) angesetzt, der Schubmodul des Holzes wurde in Anlehnung an [DIN 1052] zu 720 N/mm² angenommen. Trotz der starken Abweichungen zwischen den Versuchsreihen zeigen die Kurven eine im lastnahen Verankerungsbereich vergleichsweise geringe mitwirkende Breite von nur wenigen Millimetern. Ab einer Distanz von ca. 25 mm findet bei allen Versuchsreihen eine signifikante Zunahme der mitwirkenden Holzbreite statt. Im lastfernen Verbundbereich kommt es hingegen zu deutlichen Abweichungen zwischen den einzelnen Messreihen.

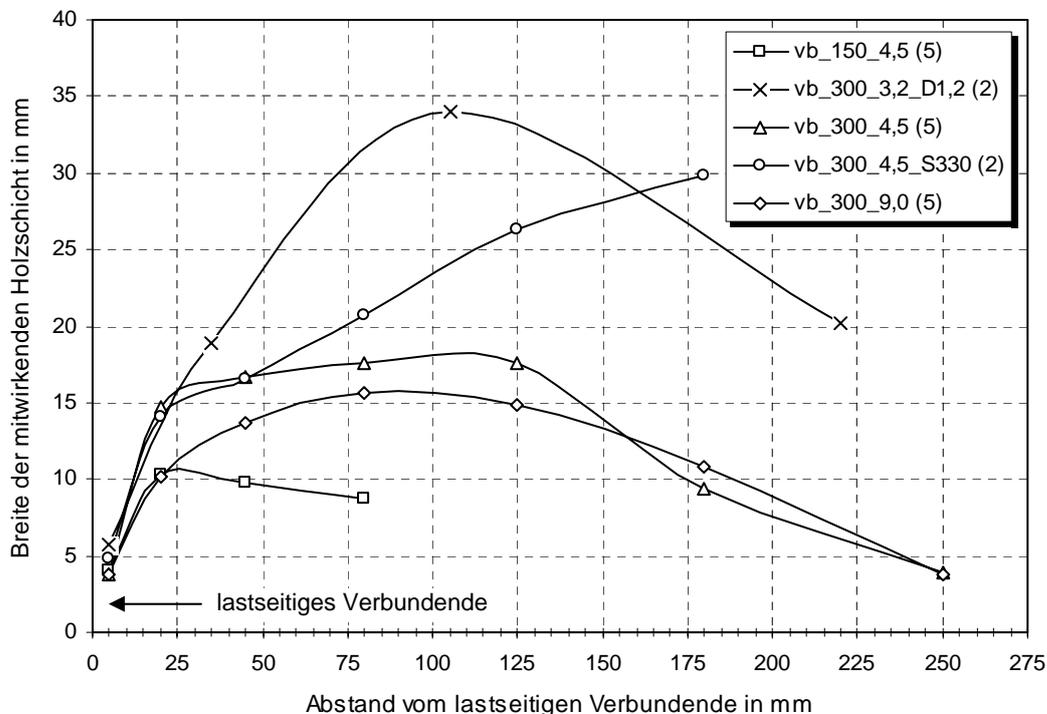


Abbildung 7-9: Mittelwerte der rechnerischen Breite der mitwirkenden Holzschicht für unterschiedliche Auszugversuche

Die Versuchsergebnisse sowie die weiterführenden Überlegungen zum Verbundverhalten lassen erkennen, dass eine Modellierung des rechnerischen Verbundansatzes nicht allein auf Grundlage des Klebstoffverhaltens erfolgen sollte. Um das tatsächliche Verformungsverhalten wirklichkeitsnah abzubilden, werden nachfolgend die im Versuch gemessenen $\tau(s)$ -Beziehungen analysiert. Gleichzeitig wird eine Bewertung der in Abschnitt 7.1.2.4 hergeleiteten Berechnungsvorschriften vorgenommen.

7.2.2 Gemessene Verbundspannungs-Schlupf-Verläufe

In Abbildung 7-10 sind die am lastseitigen Verbundende gemessenen Relativverschiebungen für Verbundlängen $l_v = 150$ mm und $l_v = 300$ mm den nach Gleichung (7.27) berechneten Verläufen exemplarisch gegenübergestellt. Die Kurvenverläufe zeigen, dass sich die Relativverschiebung mittels abschnittsweiser Integration mit hinreichender Genauigkeit berechnen lässt. Selbst nach Einsetzen des Verbundversagens können die Relativverschiebungen noch mit ausreichender Übereinstimmung abgebildet werden. Aus diesem Grund wird die Berechnungsvorschrift nach Gleichung (7.27) für die weitere Auswertung herangezogen.

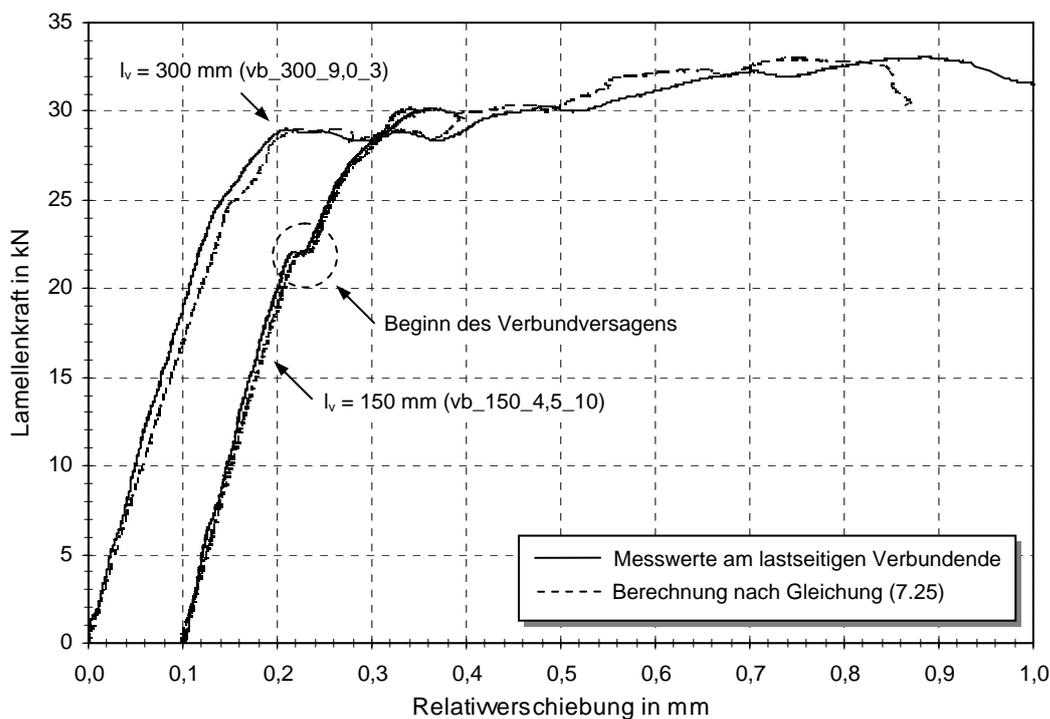


Abbildung 7-10: Vergleich der gemessenen und berechneten Relativverschiebungen am lastseitigen Verbundende

Für die Versuchsreihe vb_300_4,5 sind die berechneten $\tau(s)$ -Beziehungen der vordersten sechs Stützstellen in Abbildung 7-11 dargestellt. Die durchgezogenen Kurvenverläufe geben das arithmetische Mittel der fünf Auszugversuche wieder. Um die Streuung der Einzelmessungen abzuschätzen, wurden anhand der gestrichelten Linien zusätzlich die Verläufe $\mu(s)+\sigma(s)$ und $\mu(s)-\sigma(s)$ im Abstand der einfachen Standardabweichung aufgetragen. Die Messwerte der Stützstelle $l_v - x_i = 250$ mm wurden nicht dargestellt, da an diesem Punkt kein vollständig entfestigender Kurvenverlauf ermittelt werden konnte.

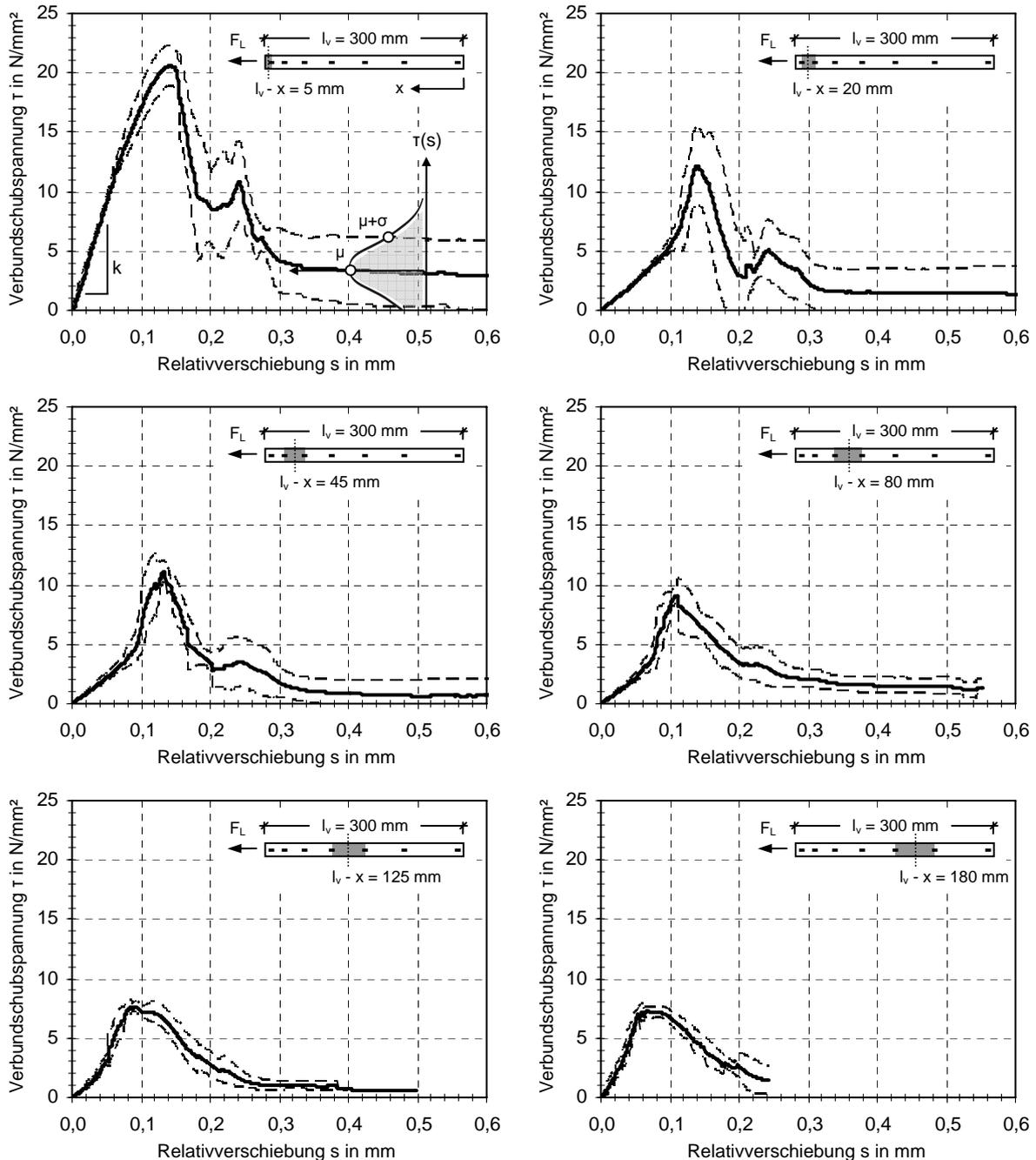


Abbildung 7-11: Gemessene $\tau(s)$ -Beziehungen an unterschiedlichen Stützstellen (vb_300_4,5)

In allen Diagrammen steigt die Verbundspannung zunächst mit zunehmender Relativverschiebung an. Bei niedrigem Spannungsniveau zeigen die Messkurven zunächst nur geringe Abweichungen vom mittleren Kurvenverlauf auf. Nach dem für alle Messkurven gemeinsamen, nahezu linearen Anfangsverlauf, geht die $\tau(s)$ -Kurve am lastseitigen Verbundende ($l_v - x_i = 5$ mm) bei ca. 50% der maximalen Schubspannung in einen konvexen Verlauf über. Der Spitzenwert liegt mit ca. 20 N/mm² deutlich über den Verbundfestigkeiten der dahinter gelegenen Stützstellen. Mit zunehmender Relativverschiebung findet eine Entfestigung statt, wobei sich die Kurve mit konkavem Verlauf einer konstanten Schubspannung von im Mittel 2,5 N/mm² annähert. Ein Variationskoeffizient von nahezu 100% spiegelt die starken Streuungen im entfestigten Verbundbereich wieder.

An den übrigen Stützstellen wechselt der $\tau(s)$ -Verlauf vor Erreichen der maximalen Verbundschubspannung zunächst in einen konkaven Verlauf, um anschließend bei Spitzenwerten von 12 N/mm^2 ($l_v - x_i = 20 \text{ mm}$) bis $7,5 \text{ N/mm}^2$ ($l_v - x_i = 180 \text{ mm}$) ebenfalls in einen entfestigenden Ast überzugehen. Der Übergang vom linearen in den konkaven Verlauf, welcher erneut bei rund 50% der maximalen Verbundschubspannung stattfindet, kommt einer Versteifung des Verbundansatzes gleich. Im Gegensatz zum lastnahen Bereich weisen die entfestigenden Kurvenverläufe der hinteren Stützstellen vergleichsweise geringe Streuungen auf.

Neben den unterschiedlichen Anfangssteigungen, Kurvengeometrien und Spannungsmaxima lässt sich ebenfalls ein Abfall der durch den Verbundansatz zur Verfügung gestellten Verbundbruchenergie G_F nach Gleichung (5.33) feststellen. So verringert sich die Fläche unter der $\tau(s)$ -Kurve bei einer maximalen Relativverschiebung $s_{\max} = 0,3 \text{ mm}$ von anfänglich $3,3 \text{ N}\cdot\text{mm/mm}^2$ bei $l_v - x_i = 5 \text{ mm}$ auf $1,4 \text{ N}\cdot\text{mm/mm}^2$ bei $l_v - x_i = 20 \text{ mm}$. Ab der Hälfte der Verbundlänge nähert sich die Bruchenergie einem Grenzwert von ca. $1,0 \text{ N}\cdot\text{mm/mm}^2$ an. Dabei ist die Anfangssteifigkeit k am lastseitigen Verbundende stets größer als an den übrigen Auswertungspunkten (vgl. Tabelle 7-1).

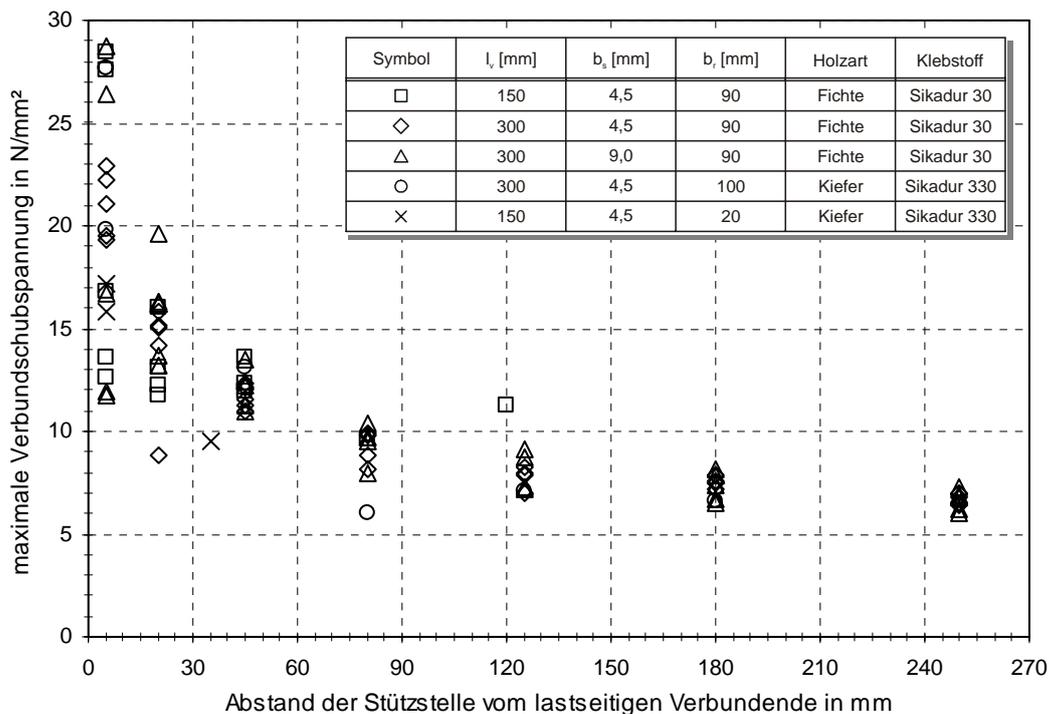


Abbildung 7-12: Maximale Verbundschubspannungen in Abhängigkeit der Messposition

Um die tendenzielle Entwicklung der maximalen Verbundschubspannung $\tau_{\max}(s)$ nachzuvollziehen, sind in Abbildung 7-12 die Ergebnisse von insgesamt 87 Stützstellen aus fünf unterschiedlichen Versuchsreihen dargestellt. Dabei wurden nur die Stützstellen ausgewertet, bei denen in der $\tau(s)$ -Beziehung ein entfestigender Ast gemessen werden konnte.

Die Messwerte bestätigen, dass die maximale Verbundschubspannung mit zunehmender Entfernung vom lastseitigen Verbundende abfällt und sich im hinteren Verbundbereich asymptotisch einem Grenzwert annähert. Die im lastseitigen Verbundbereich vergleichsweise hohen Streuungen nehmen in Richtung des lastfreien Verbundendes ab. Dabei ist

bemerkenswert, dass die Holzart, die Klebschichtdicke und die Schubfestigkeit des Klebstoffs keinen nachvollziehbaren Einfluss auf die Verbundschubfestigkeit ausüben. Selbst bei einem Randabstand von lediglich 20 mm konnten am lastseitigen Verbundbereich Schubspannungen von über 15 N/mm² gemessen werden.

Der geringe Einfluss der Klebschichteigenschaften wird zusätzlich dadurch bekräftigt, dass die maximale Schubspannungen ab einer Entfernung von ca. 60 mm zum lastseitigen Verbundende auf unter 10 N/mm² abfällt (vgl. Abbildung 7-12). Dies entspricht weniger als 50% der Klebstoffschubfestigkeit und legt die Vermutung nahe, dass es zu Entfestigungen im Holz bzw. der Kontaktfuge zwischen Klebstoff und Holz kommt. Aus dem beschriebenen Verbundverhalten lassen sich für die weitere Modellierung folgende Konsequenzen ableiten:

- Neben der Relativverschiebung s muss der Verbundansatz das in Abhängigkeit der x -Koordinate veränderliche Verbundverhalten berücksichtigen, d. h. $\tau = f(s, x)$
- Im lastnahen Bereich entspricht die maximale Schubspannung in etwa der Klebstoffschubfestigkeit. In Richtung des lastfreien Bereichs nähert sie sich asymptotisch der Scherfestigkeit des Holzes an
- Der ansteigende Ast der $\tau(s)$ -Beziehung zeigt im lastnahen Verbundbereich einen konvexen Verlauf, wohingegen ab einer Entfernung von 20 mm zum lastnahen Klebende ein konkaver Kurvenverlauf vorliegt

Für das weitere Vorgehen wurden die in Abbildung 7-11 gezeigten $\tau(s)$ -Beziehungen durch den abschnittsweise definierten Verbundansatz nach Abbildung 7-13 angenähert. Der Verlauf des konvexen bzw. konkaven Anfangsbereichs (τ_1, s_1), die maximale Verbundschubspannung (τ_2, s_2), sowie der Übergang des entfestigenden Bereichs in eine konstante Reibspannung (τ_3, s_3) wurden durch diskrete Stützstellen approximiert, deren Parameter (τ_i, s_i) auf Grundlage der gemessenen Kurven hergeleitet wurden. Zwischen den Stützstellen wurde der Verbundansatz linear interpoliert.

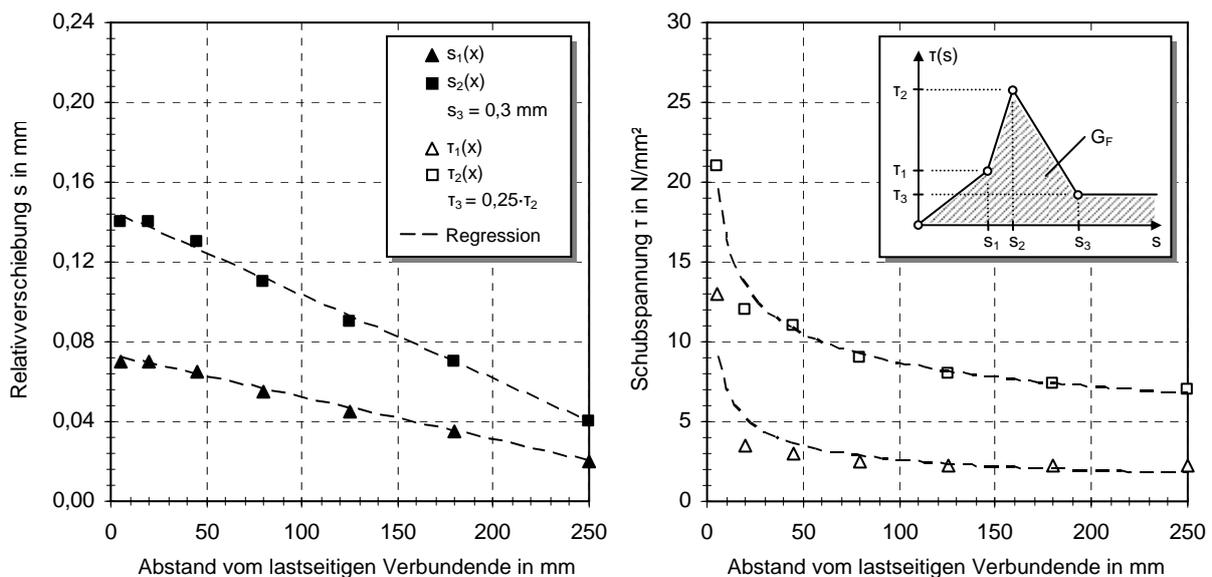


Abbildung 7-13: Parametrisierung des Verbundansatzes

Mit Hilfe der in Abbildung 7-13 gestrichelt dargestellten Regressionsverläufe lässt sich die Veränderung der Parameter über die Verbundlänge mathematisch beschreiben. Den Relativverschiebungen in den Punkten (τ_1, s_1) und (τ_3, s_3) wurden hierbei folgende funktionale Abhängigkeiten zugrunde gelegt:

$$s_1(x) = 0,5 \cdot s_2(x) \quad (7.35)$$

$$s_3(x) = 0,3 \text{ mm} \quad (7.36)$$

$$\tau_3(x) = 0,25 \cdot \tau_2(x) \quad (7.37)$$

Für die Parametrisierung der übrigen Kennwerte wurden im Wertebereich $0 \leq l_v - x \leq 180 \text{ mm}$ die Ansatzfunktionen:

$$s_2(x) = -c \cdot x + d \quad (7.38)$$

$$\tau_1(x) = a_1 \cdot (l_v - x)^{-a_2} \quad (7.39)$$

$$\tau_2(x) = b_1 \cdot (l_v - x)^{-b_2} \quad (7.40)$$

gewählt. Die Bestimmung der freien Parameter a_1 , a_2 , b_1 , b_2 , c bzw. d erfolgte durch Anpassung der rechnerisch ermittelten Kraftverläufe $N_L(x)$ an die im Versuch gemessenen Lamellenkräfte der Versuchsreihe vb_300_4,5. Als Anpassungskriterium wurde die Methode der kleinsten Quadrate verwendet [Sch09, S.274 ff]. Im Rahmen der Anpassung wurden Lamellenkräfte zwischen 2,5 und 25 kN mit einer Schrittweite von 2,5 kN berücksichtigt. Darüber hinaus wurde jeder Holzprobe der aus den Ultraschallmessungen berechnete, statische E-Modul zugewiesen.

Aus der Anpassungsrechnung ergaben sich nach Einsetzen der freien Parameter folgende Berechnungsvorschriften:

$$s_2(x) = -0,0006 \cdot (l_v - x) + 0,17 \quad \text{in mm} \quad (7.41)$$

$$\tau_1(x) = 23,0 \cdot (l_v - x)^{-0,5596} \quad \text{in N/mm}^2 \quad (7.42)$$

$$\tau_2(x) = 27,7 \cdot (l_v - x)^{-0,2700} \quad \text{in N/mm}^2 \quad (7.43)$$

wobei die Größen l_v und x in mm einzugeben sind.

In Abbildung 7-14 sind die gemessenen und approximierten Verbundansätze nach den Gleichungen (7.35) bis (7.43) beispielhaft für die ersten vier lastseitigen Messstellen gegenübergestellt. Es zeigt sich, dass das im Versuch ermittelte Verbundgesetz durch den rechnerischen Ansatz mit akzeptabler Übereinstimmung wiedergegeben werden kann. Lediglich im vorderen Bereich ergeben sich deutliche Unterschiede, da durch die Potenzfunktionen nach Gleichungen (7.42) bzw. (7.43) ein hoher Verbundschubspannungsgradient am lastnahen Klebende wirkt. Der für die Position $l_v - x = 2,5 \text{ mm}$ berechnete Verlauf zeigt, dass die Messkurve in unmittelbarer Nähe zur Stützstelle jedoch hinreichend genau abgebildet wird.

Unter Berücksichtigung der hergeleiteten Abhängigkeiten kann der Verbundansatz $\tau = f(s, x)$ wie folgt formuliert werden:

$$\tau(s, x) = \frac{T_1(x)}{s_1(x)} \cdot s \quad \text{für } s \leq s_1(x) \quad (7.44a)$$

$$= T_1(x) + \frac{T_2(x) - T_1(x)}{s_2(x) - s_1(x)} \cdot (s - s_1(x)) \quad \text{für } s_1(x) < s \leq s_2(x) \quad (7.44b)$$

$$= T_2(x) + \frac{T_3(x) - T_2(x)}{s_3(x) - s_2(x)} \cdot (s - s_2(x)) \quad \text{für } s_2(x) < s \leq s_3(x) \quad (7.44c)$$

$$= 0,25 \cdot T_2(x) \quad \text{für } s > s_3(x) \quad (7.44d)$$

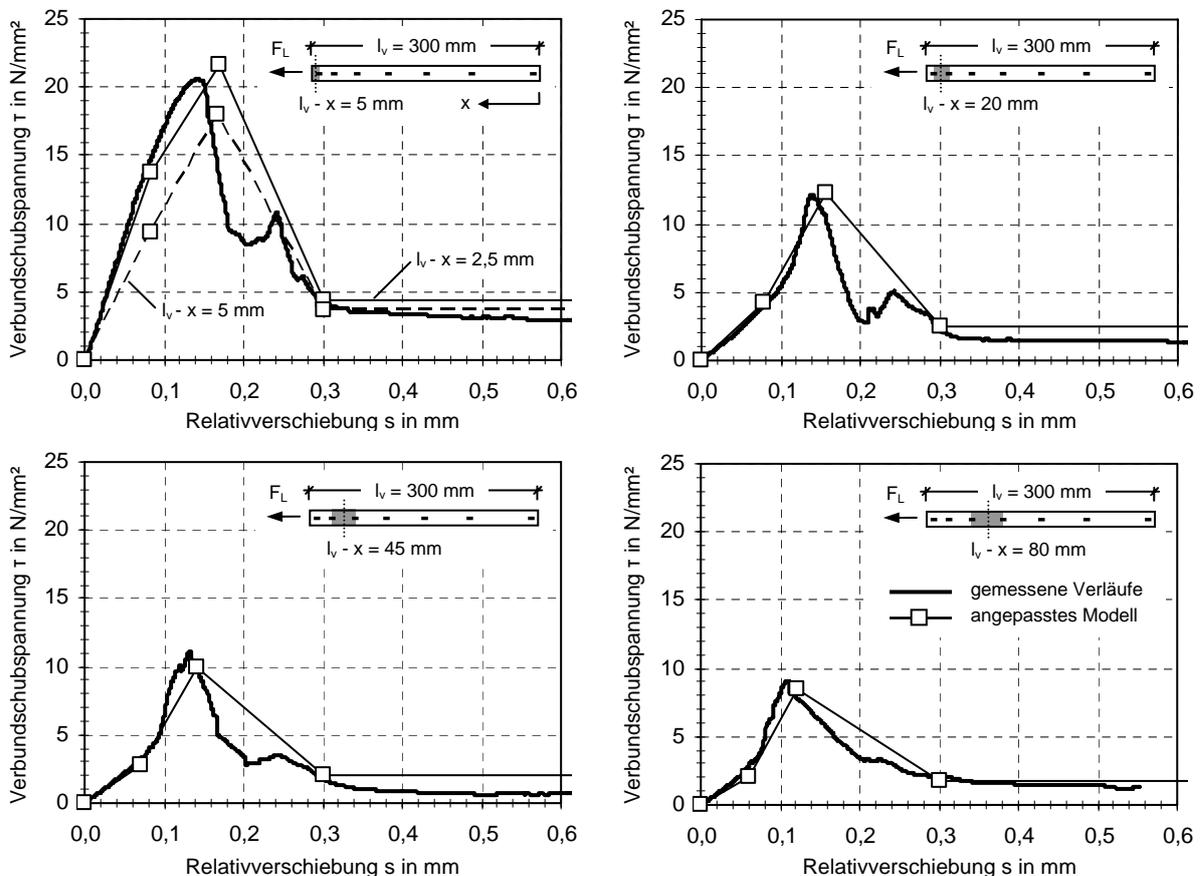


Abbildung 7-14: Vergleich der approximierten Verbundmodelle mit Versuchsergebnissen

7.3 Numerische Berechnung des Verbundverhaltens

Mit Hilfe des im vorangehenden Abschnitt hergeleiteten Verbundansatzes sollen nachfolgend die experimentell ermittelten Kraftverläufe ausgesuchter Verbundprüfungen nachgerechnet werden. Auf das für die Berechnung eingesetzte numerische Verfahren zur Lösung der DGLvV wird in Abschnitt 7.3.1 eingegangen. Im Rahmen einer Parameterstudie werden anschließend zusätzliche, im Experiment nicht untersuchte Einflussgrößen betrachtet. Abschließend wird ein Bemessungsvorschlag zur rechnerischen Ermittlung der maximal verankerbaren Verbundbruchkraft vorgestellt.

7.3.1 Numerische Approximation der DGLvV

Zur Lösung der Differentialgleichung zweiter Ordnung nach Gleichung (7.10) wird das Anfangswertproblem:

$$s''(x) = f(x, s(x)) = \frac{2 \cdot (1 + \eta_E \cdot \eta_A(x))}{E_L \cdot t_L} \cdot \tau(s, x) \quad (7.45)$$

mit den Anfangsbedingungen:

$$s(0) = s_0 \quad \text{und} \quad s'(0) = 0 \quad (7.46)$$

formuliert. Hinreichend genaue Näherungen der Lösungsfunktion lassen sich z. B. mit Hilfe von Einschrittverfahren berechnen. In dieser Arbeit wird das vierstufige Runge-Kutta-Verfahren verwendet, für dessen Herleitung auf [Col66, Sch09] verwiesen wird.

Das Flussdiagramm in Abbildung 7-15 zeigt die allgemeine Vorgehensweise zur Berechnung des Lamellenkraftverlaufs $N_L(x)$. Für die Berechnung einer einzelnen Laststufe sind zunächst die geometrischen und physikalischen Parameter festzulegen. Hierbei entspricht die Lamellenkraft F_L der am lastseitigen Verbundende wirkenden Zugkraft der Prüfmaschine. Die Iterationsparameter werden rechnerintern festgelegt, wobei die Genauigkeit des Berechnungsergebnisses insbesondere von der Elementierung der Verbundlänge l_v sowie der Wahl des Abbruchkriteriums ΔF beeinflusst wird. Zur Nachrechnung der Verbundversuche wurde die Schrittweite mit $h = 1 \text{ mm}$ festgelegt und eine Übereinstimmung der Kräfte am lastseitigen Verbundende von $\Delta F < 1 \text{ N}$ gefordert.

Zu Beginn der iterativen Berechnung werden zunächst die Randbedingungen am lastfreien Verbundende nach Gleichung (7.46) vorgegeben. Für die Relativverschiebung s_0 wird ein beliebiger Startwert $s_0 > 0$ gewählt. Ausgehend vom lastfreien Verbundende führt der zentrale Rechenalgorithmus, welcher das Lösungsverfahren nach Runge-Kutta beinhaltet, eine schrittweise Berechnung der Relativverschiebung $s(x)$ und Ableitung $s'(x)$ durch. Die mitwirkende Holzfläche A_H sowie der daraus resultierende Verhältniswert η_H werden in jedem Teilschritt neu ermittelt. Nach einem Rechenschritt wird die x -Position um die Schrittweite h erhöht und das Teilergebnis im Rechner zwischengespeichert.

Nach Durchlaufen der Berechnungsschleife wird die Lamellenkraft $N_L(l_v)$ mit Hilfe der am lastseitigen Verbundende resultierenden Ableitung $s'(l_v)$ berechnet. Anhand des Abbruchkriteriums ΔF wird überprüft, ob die berechnete Lamellenkraft $N_L(l_v)$ der Prüflast F_L mit hinreichender Genauigkeit entspricht. Bei zu großer Abweichung wird der Startwert s_0 entsprechend angepasst und die Berechnung wiederholt. Bei ausreichender Übereinstimmung bricht der Algorithmus ab und liest den Datenspeicher der letzten Berechnungsschleife aus. Anhand dieser Daten werden die Lamellenkräfte abschließend über die Verbundlänge berechnet.

Zur Ermittlung der maximalen Verbundbruchlast F_v wird der in Abbildung 7-15 dargestellte Algorithmus um eine zusätzliche Abfrage ergänzt, wobei die Lamellenkraft F_L solange gesteigert wird, bis die Forderung des Kräftegleichgewichts am lastseitigen Verbundende für keinen Startwert s_0 erfüllt werden kann. Unmittelbar vor dem Versagen erreicht der Verbundansatz $\tau(s_i, x_i)$ an mehreren Auswertungsstellen die Reibspannung τ_3 , da zwischen den Füge-teilen in der Regel Relativverschiebungen von $s > s_3$ auftreten. Aus diesem Grund ist die rechnerische Verbundbruchlast in hohem Maß von der dem Modell zugrunde gelegten Verbundreibspannung abhängig.

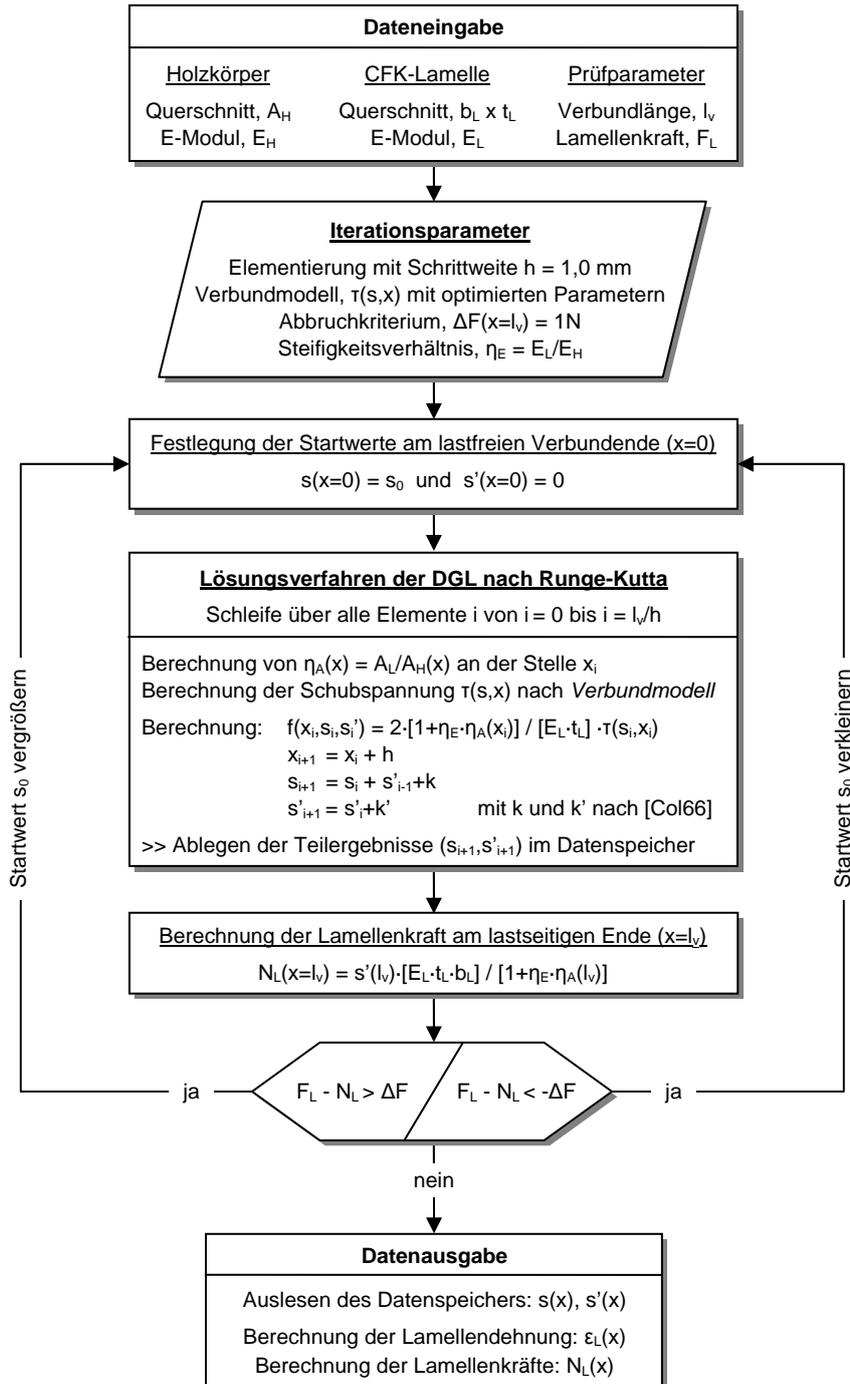


Abbildung 7-15: Flussdiagramm des Berechnungsalgorithmus zur Lösung der DGLvV

7.3.2 Nachrechnen von Auszugversuchen

Um die spezielle Charakteristik der im Experiment gemessenen Lamellenkraftverläufe zu verdeutlichen, soll zunächst versucht werden, einen exemplarischen Kraftverlauf mit Hilfe solcher Verbundmodelle nachzurechnen, wie sie beispielsweise zur Berechnung von Verklebungen zwischen CFK und Beton Anwendung finden [Ran82, Hol94, Bla01]. Zu diesem Zweck werden die bilinear entfestigenden Ansätze A1 und A2 sowie der lineare Verbundansatz A3 nach Abbildung 7-15 betrachtet. In allen drei Fällen soll ein über die Klebelänge konstantes Verbundverhalten angenommen werden. Die Verbundbruchenergie

$G_F = 2,0 \text{ N}\cdot\text{mm}/\text{mm}^2$ wurde so gewählt, dass sie in etwa der mittleren Bruchenergie der im Auszugversuch bestimmten $\tau(s)$ -Beziehungen nach Abbildung 7-11 entspricht. Die Relativverschiebungen s_1 bzw. s_2 sowie die maximale Verbundschubspannung τ_1 orientieren sich ebenfalls an den im Experiment ermittelten Kennwerten. Der Einfluss der Lastausbreitung im Probekörper wurde durch die Nachrechnung mit Winkeln von 0° bzw. 45° untersucht. In Abbildung 7-16 sind die berechneten Kurvenverläufe dem Versuchsergebnis der Probe vb_300_4,5_1 bei einer Last von 20 kN gegenübergestellt.

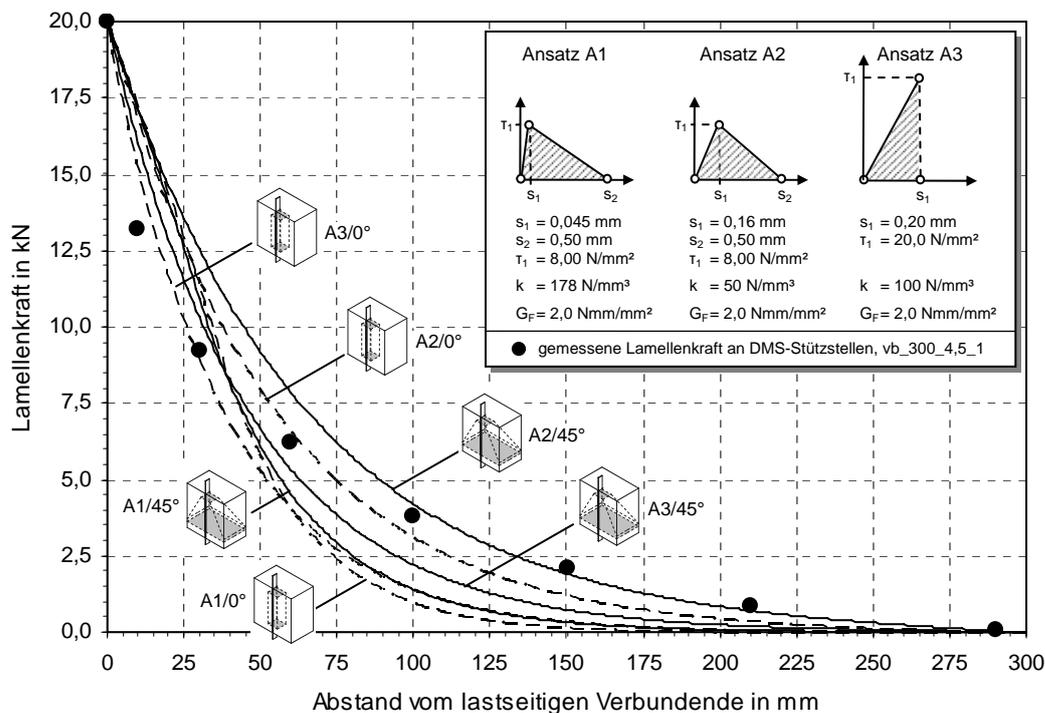


Abbildung 7-16: Gegenüberstellung experimenteller und berechneter Lamellenkraftverläufe für unterschiedliche Verbundmodelle und Lastausbreitungen ($F_L = 20 \text{ kN}$)

Die Gegenüberstellung zeigt, dass sich der experimentelle Kraftverlauf durch keinen der drei Verbundansätze mit zufriedenstellender Genauigkeit abbilden lässt. Durch die hohe Anfangssteifigkeit k wird die Lamellenkraft bei Ansatz A1 bereits über eine Länge von nur 150 mm nahezu vollständig in den Holzkörper eingetragen. Gleichzeitig kann die im Abstand von 10 mm hinter dem Verbundbeginn gemessene Lamellenkraft aufgrund der zu geringen Steifigkeit nicht ausreichend abgebildet werden. Der Verlauf ist dabei nahezu unabhängig von der gewählten Lastausbreitung.

Mit Hilfe des schubweicheren Ansatzes A2 kann den Kraftverlauf im mittleren und lastfernen Verbundbereich hingegen deutlich besser wiedergegeben werden. Im lastseitigen Bereich nimmt die Abweichung vom gemessenen Verlauf hingegen erneut deutlich zu. Ein Vergleich der Lastausbreitungen zeigt, dass bei 45° und dem daraus resultierenden Anstieg der mitwirkenden Holzfläche A_H in Richtung des lastfreien Verbundendes die Relativverschiebung s zwischen den Fügebauteilen abnimmt. Als Konsequenz kann die durch Schub abgebaute Lamellenkraft tiefer in den Probekörper eingetragen werden. Für den linearen Verbundansatz geht dieses auch aus Gleichung (7.16) hervor.

Der lineare Ansatz A3 weist aufgrund seiner relativ hohen Steifigkeit von $k = 100 \text{ N/mm}^3$ erneut einen zu steilen Lastabtrag auf, wobei auch hier durch die Lastausbreitung von 45° eine Verlagerung des Kraftverlaufs in Richtung des lastfreien Verbundendes stattfindet. Gegenüber den zwei bilinear entfestigenden Ansätzen A1 bzw. A2 kann das Nachbruchverhalten mit Hilfe von Ansatz A3 nicht abgebildet werden, da mit Überschreitung der Schubfestigkeit τ_1 das sofortige Verbundversagen eintritt. Dies steht in Widerspruch zu den im Versuch gemessenen Kraft- bzw. Schubspannungsverläufen (vgl. Abbildung 6-20).

Den experimentell ermittelten Kraftverlauf zeichnet demzufolge eine hohe Verbundsteifigkeit im lastnahen Verbundbereich aus, welche mit zunehmender Verklebelänge signifikant abfällt. Dieses Verhalten ist in Übereinstimmung mit den in Abbildung 7-11 dargestellten $\tau(s)$ -Beziehungen. Es wurde ferner gezeigt, dass die Übereinstimmung der Kraftverläufe nicht allein durch Anpassung der Lastausbreitungsfunktion $A_H(x)$ herbeizuführen ist. Diese Zusammenhänge bekräftigen erneut die Notwendigkeit eines über die Verklebelänge (bzw. x-Koordinate) veränderlichen Verbundansatzes.

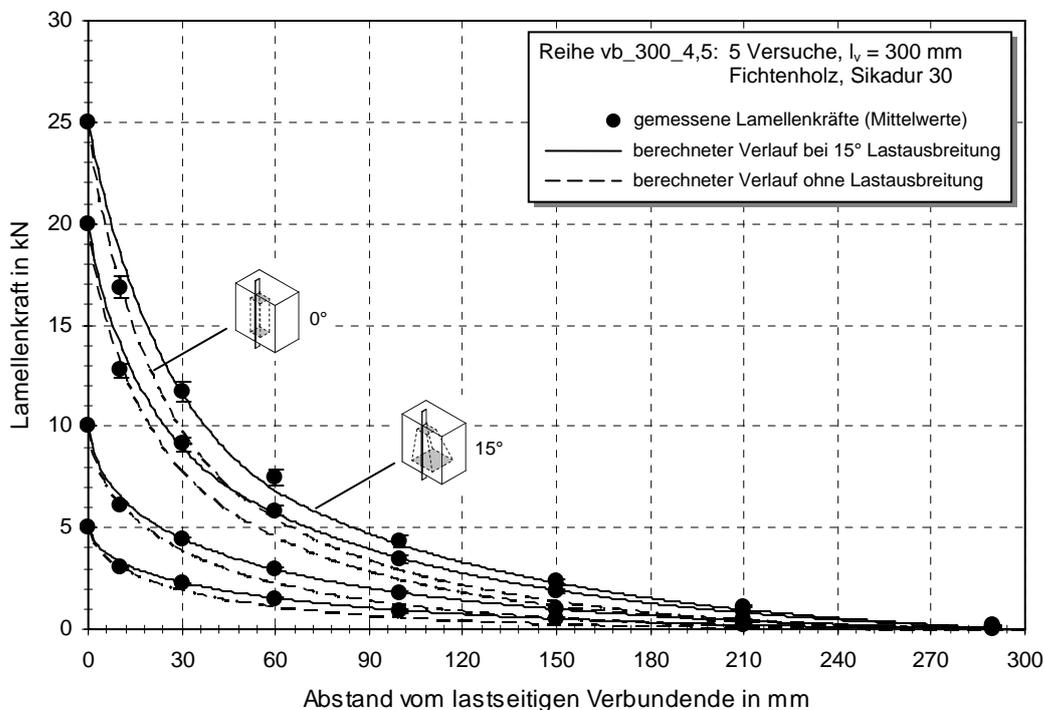


Abbildung 7-17: Vergleich der Lamellenkraftverläufe aus Rechnung und Versuch (vb_300_4,5)

In Abbildung 7-17 bis Abbildung 7-19 sind die nach Gleichung (7.44a) bis (7.44d) berechneten Kraftverläufe den im Auszugversuch gemessenen Mittelwerten für drei Versuchsreihen gegenübergestellt. Die Fehlerindikatoren geben die Standardabweichung an den jeweiligen Messstellen wieder. Die berechneten Verläufe wurden unter Lastausbreitungswinkeln von 0° und 15° ermittelt. Bei Letzterem konnte stets eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Messung erzielt werden.

Die Diagramme bestätigen, dass der in Abschnitt 7.2 hergeleitete Verbundansatz die experimentellen Verläufe bei einem Lastausbreitungswinkel von 15° mit guter Genauigkeit wiedergibt. Selbst der bei einer Lamellenstärke von $t_L = 1,2 \text{ mm}$ deutlich steilere Kraftgradient im lastnahen Verbundbereich (Versuche vb_300_3,2_D1,2) kann mit guter Übereinstimmung

abgebildet werden (Abbildung 7-19). Bei einer Lastausbreitung von 0° ergeben sich demgegenüber in Richtung des lastfreien Endes für alle Laststufen deutliche Abweichungen zwischen Rechnung und Versuch. Die Versuche mit erhöhter Schlitzbreite (vb_300_9,0) sowie einer randnahen Lamellenlage (vb_150_4,5_R20) wurden nicht dargestellt, da deren Kraftverläufe weitgehend mit den hier gezeigten Kurven übereinstimmen.

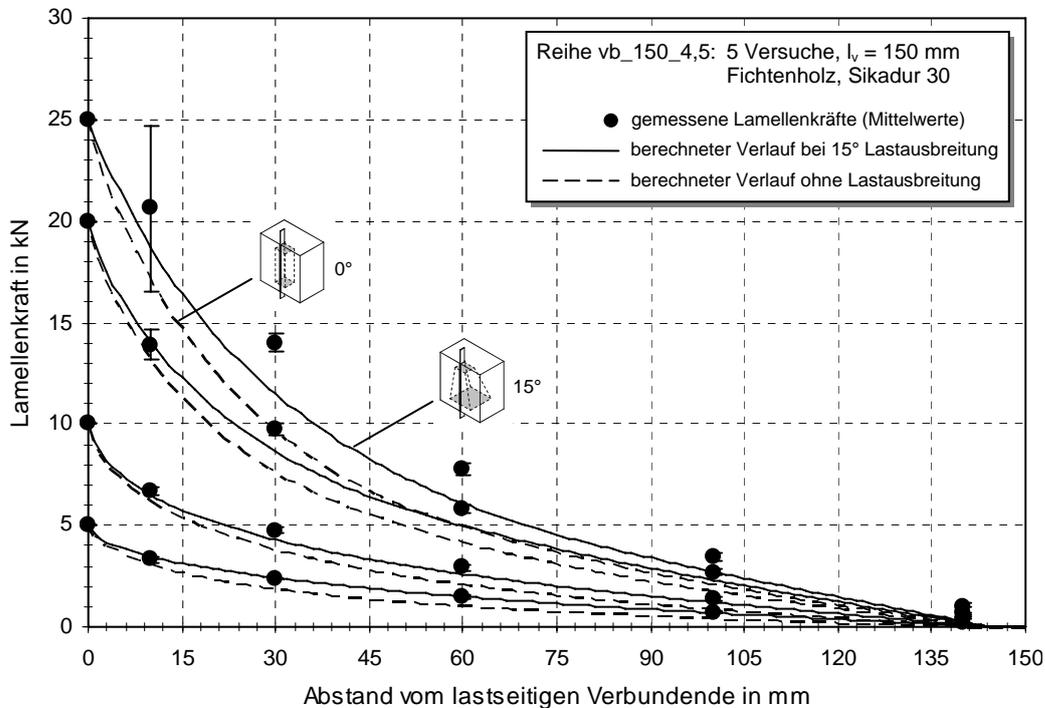


Abbildung 7-18: Vergleich der Lamellenkraftverläufe aus Rechnung und Versuch (vb_150_4,5)

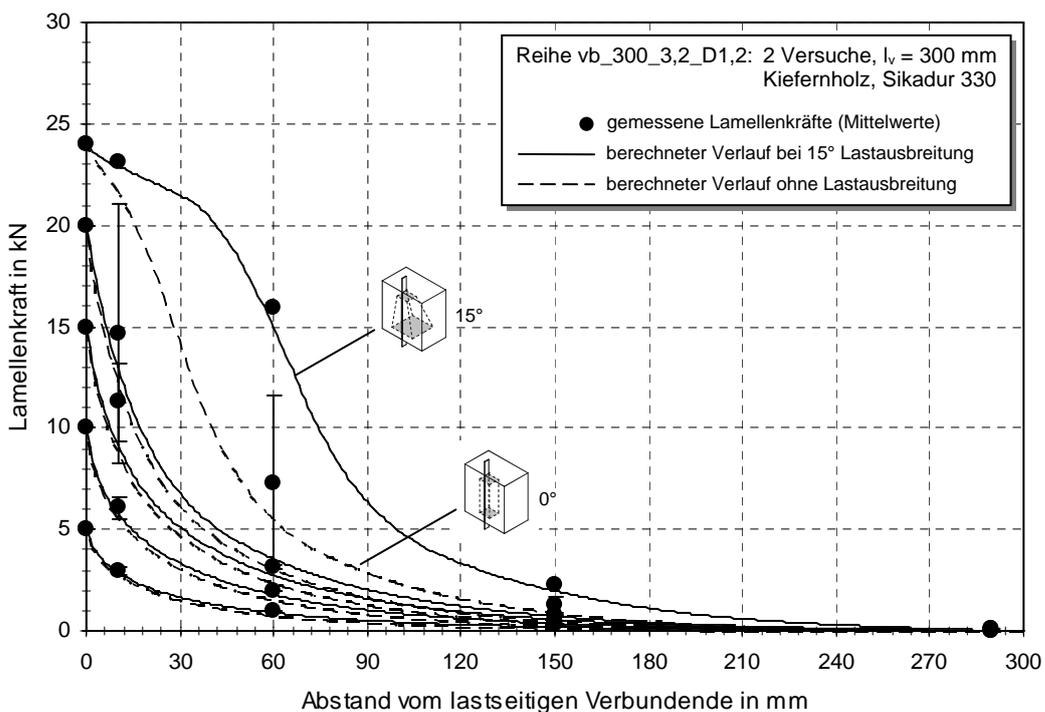


Abbildung 7-19: Vergleich der Lamellenkraftverläufe aus Rechnung und Versuch (vb_300_3,2_D1,2)

Für Verbundlasten oberhalb 25 kN ist die Nachrechnung des experimentellen Kraftverlaufs nur noch sehr eingeschränkt möglich. Dies ist unter anderem darauf zurückzuführen, dass der Verbundansatz nicht in der Lage ist, die natürlichen Streuungen des Holzes hinreichend abzubilden. Darüber hinaus ist die rechnerische Verbundbruchkraft in hohem Maße von der gewählten Verbundschubspannung τ_3 nach Abbildung 7-13 abhängig. Wie die gemessenen $\tau(s)$ -Beziehungen nach Abbildung 7-11 zeigen, weist τ_3 für Relativverschiebungen größer 0,3 mm insbesondere im lastnahen Verbundbereich erhebliche Abweichungen auf.

Die im Experiment beobachtete Entfestigung des Verbunds, deren Beginn durch den Abfall der Schubspannung am lastseitigen Verbundende gekennzeichnet ist, kann mit Hilfe des Modells hingegen mit guter Genauigkeit nachvollzogen werden. Bei der Mehrzahl der für die Modellierung ausgewerteten Versuche mit einer Verbundlänge von $l_v = 300$ mm setzte die Rissbildung bei einer Last von ca. 25 kN ein. Das Rechenmodell gibt hierfür einen Grenzwert von rund 24 kN an. Bei der in Abschnitt 7.3.3 durchgeführten Parameterstudie soll die Bewertung der Einflussgrößen deshalb auf Grundlage der beginnenden Entfestigung am lastseitigen Verbundende erfolgen.

7.3.3 Parameterstudie

Um eine Mathematisierung der über Klebeverbund verankerbaren Lamellenkraft zu ermöglichen, wird nachfolgend die Entwicklung des rechnerischen Verbundverhaltens in Abhängigkeit der maßgeblichen Einflussparameter untersucht. Ziel ist es, die im Experiment beobachteten Zusammenhänge auf in dieser Arbeit nicht untersuchte Materialeigenschaften bzw. Lamellenquerschnitte übertragen zu können. Dazu wird das in Abschnitt 7.2 hergeleitete Verbundmodell mit einem Lastausbreitungswinkel von 15° verwendet. Sofern möglich, werden die berechneten Verläufe mit experimentellen Daten verglichen.

Abbildung 7-20 zeigt die Entwicklung der relativen Verbundkräfte in Abhängigkeit der Lamellendicke t_L , der Lamellenbreite b_L , dem E-Modul der CFK-Lamelle E_L sowie der Verbundlänge l_v . In Abhängigkeit der veränderlichen Kenngröße wurden den Berechnungen Referenzwerte von $E_L = 170.000$ N/mm², $b_L = 20$ mm, $t_L = 2,5$ mm bzw. $l_v = 300$ mm zugrunde gelegt. Die Kurvenverläufe geben jeweils die rechnerische Verbundbruchlast sowie die am lastseitigen Verbundende wirkende Zugkraft beim Beginn der Entfestigung wieder. Für die im Experiment untersuchten Kenngrößen (Referenzwerte) ergibt sich stets ein Verhältniswert von 1. In den Diagrammen 1 und 2 wurden die Lastverläufe zum Zeitpunkt der Entfestigung zusätzlich durch Regressionskurven angenähert.

Der in Abhängigkeit der Lamellendicke t_L berechnete Verlauf (Diagramm 1) zeigt, dass die Entfestigung des Verbunds mit zunehmender Lamellendicke erst bei höheren Zugkräften einsetzt. Gleichzeitig nimmt die Steigerung des Relativwerts mit zunehmender Materialstärke ab. Der berechnete Entfestigungsverlauf kann durch die angegebene logarithmische Regressionsvorschrift nahezu deckungsgleich wiedergegeben werden. Bei einer Reduzierung der Lamellenstärke von 2,5 mm auf 1,2 mm müsste sich demzufolge eine um den Faktor 0,8 geringere Entfestigungslast ergeben. Zum Vergleich sind die Verhältnisse zwischen den im Auszugversuch ermittelten Verbundbruchlasten der Reihe vb_300_3,2_D1,2 und dem Mittelwert der Versuche vb_300_4,5 aufgetragen. Die Lage der Messpunkte ist in akzeptabler Übereinstimmung mit den Berechnungsergebnissen. Es

erscheint daher gerechtfertigt, den Einfluss der Lamellendicke näherungsweise durch die angegebene Regressionsvorschrift abzuschätzen.

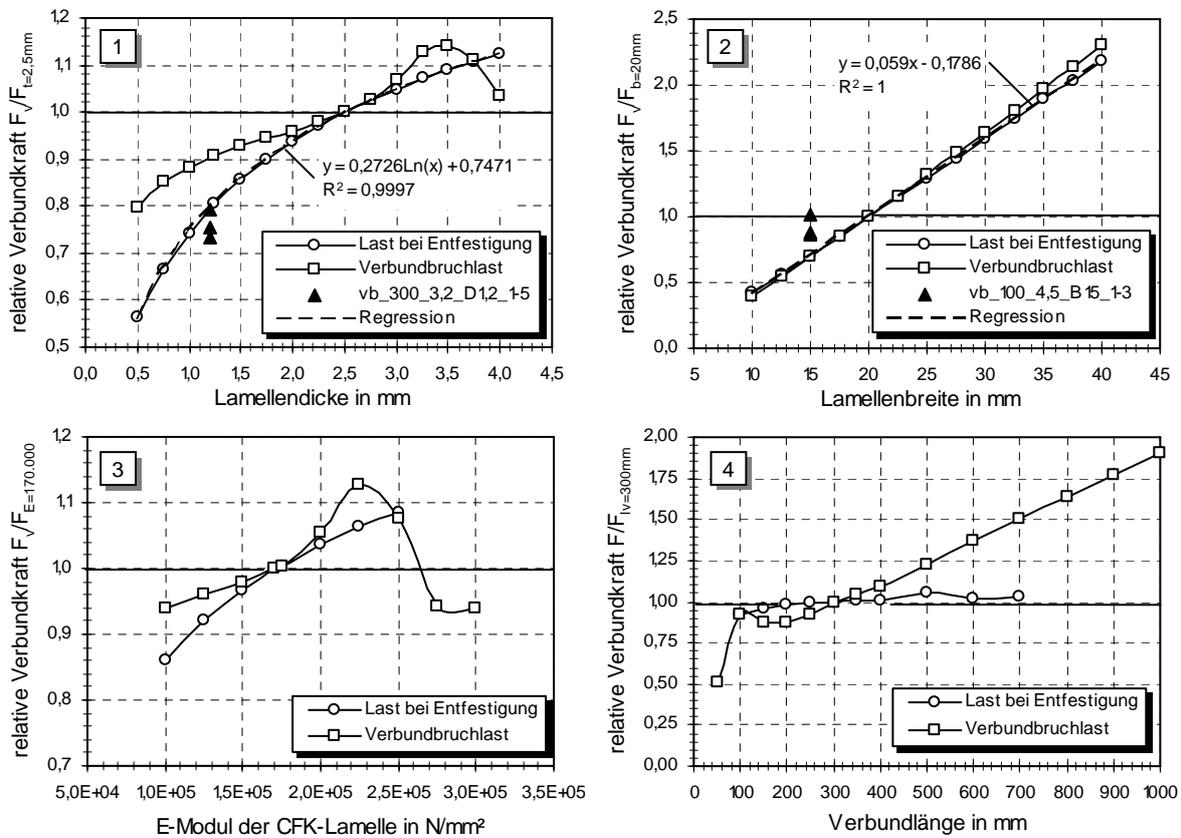


Abbildung 7-20: Verlauf der relativen Verbundkraft für unterschiedliche Einflussfaktoren

Diagramm 2 zeigt einen erwartungsgemäß linearen Zusammenhang zwischen der Lamellenbreite und den rechnerischen Verbundbruch- bzw. Entfestigungslasten. Bemerkenswert ist, dass eine Verdoppelung der Lamellenbreite zu einer mehr als zweifachen Laststeigerung führt. Dieses Ergebnis steht im Widerspruch zu den im Auszugversuch ermittelten Ergebnissen und ist vermutlich auf die dem Modell zugrunde gelegte Koppelung zwischen Lamellenbreite und mitwirkender Holzfläche A_H zurückzuführen.

Bei Verklebungen, deren Verbundtragverhalten allein der Klebstoffuge zugewiesen wird, kann in der Regel von einem linearen Zusammenhang zwischen Lamellenbreite und Verbundbruchkraft ausgegangen werden [Hol94, Bla01]. Die in dieser Arbeit durchgeführten Versuche mit einer Lamellenbreite von 15 mm (vb_100_4,5_B15) zeigten gegenüber den ansonsten identischen Referenzkörpern mit $b_L = 20$ mm (vb_100_4,5) jedoch nur eine um 7,5% niedrigere Verbundbruchlast. Diese vergleichsweise geringe Abnahme zeigen auch die in Diagramm 2 dargestellten Vergleichswerte, wobei die experimentelle Verbundkraft wiederum auf die Referenzversuche bezogen wurde. Die geringe Abnahme lässt vermuten, dass die Verbundbruchlast durch die Länge der Kontaktzone zwischen Klebstoff und Holz bestimmt wird, deren Umfang U_{ad} sich nach Abbildung 6-6 wie folgt ausdrücken lässt:

$$U_{ad} = b_s + 2 \cdot t_s = t_L + 2 \cdot t_{ad} + 2 \cdot (b_L + t_{ad}) \quad (7.47)$$

Wird ein linearer Zusammenhang zwischen dem Umfang U_{ad} und der Verbundbruchkraft F_v unterstellt, so führt die Verdoppelung der Lamellenbreite nach Gleichung (7.47) bei einer Lamellenstärke von 2,5 mm und einer Klebschichtdicke von 1 mm lediglich zu einer Erhöhung der Verbundbruchlast von 27%. Dieses Resultat steht in weitaus besserer Übereinstimmung mit den Messergebnissen. Bei geringeren Lamellenbreiten führt Gleichung (7.47) wiederum nicht zu einer deutlichen Unterschätzung der Verbundbruchkraft. Gleichzeitig würde für die durchaus praktikablen Lamellenbreiten von 25 bzw. 30 mm eine Überschätzung der verankerbaren Verbundkraft ausgeschlossen, was letztendlich der sicheren Bemessung des Klebeverbunds zugute kommt.

Es ist davon auszugehen, dass die Vergrößerung des E-Moduls der CFK-Lamelle zu einem Anstieg der Verbundbruchlast führt, da aufgrund der höheren Dehnsteifigkeit mehr Schubfläche aktiviert werden kann. Als Konsequenz tritt die Überschreitung der kritischen Schubspannung am lastnahen Verbundende erst bei einer höheren Laststufe ein. Wie die Kurvenverläufe in Diagramm 3 zeigen, ist bei E-Modulen zwischen 150.000 und 250.000 N/mm² allerdings nur ein geringer Einfluss der Lamellensteifigkeit auf die rechnerische Verbundtragfähigkeit zu erwarten. Da im Rahmen dieser Arbeit lediglich ein Lamellentyp untersucht wurde, ist eine Aussage über die Beeinflussung des Verbundverhaltens nur sehr begrenzt möglich. Aufgrund fehlender Versuchsdaten wird deshalb von der Berücksichtigung des E-Moduls in der Bemessungsgleichung abgesehen. Für die im Bauwesen üblicherweise eingesetzten Lamellensteifigkeiten sollte der hier verwendete E-Modul von 170.000 N/mm² dennoch eine repräsentative Bemessung der Verbundbruchkraft zulassen.

In Anlehnung an die in Abschnitt 6.7.5.1 durchgeführten Versuche stellt Diagramm 4 den Einfluss der Verbundlänge auf die rechnerische Verbundbruch- bzw. Entfestigungskraft dar. Wie im Experiment beobachtet, steigt die relative Verbundbruchkraft für $l_v \leq 100$ mm zunächst überproportional an. Ab einer Verbundlänge von 300 mm ist der Verlauf weitgehend linear, während die relative Entfestigungskraft mit einem Wert von ca. 1 nahezu unverändert bleibt. Die Zunahme der Verbundbruchkraft ist hierbei ausschließlich von der Reibungskraft abhängig, womit sich für Verbundlängen größer 300 mm eine hohe Abhängigkeit der verankerbaren Lamellenkraft von der gewählten Spannung τ_3 ergibt. Da die im Versuch gemessene Reibspannung wiederum erhebliche Streuungen aufzeigte (vgl. Abbildung 7-11), sollte der Einfluss der Verbundlänge nicht auf Grundlage der rechnerischen Verbundbruchkraft beurteilt werden.

7.4 Bestimmung der Verbundbruchkraft

Unter Berücksichtigung der in den vorangehenden Abschnitten dargestellten Zusammenhänge wird nachfolgend die Bemessungsgleichung der über Klebeverbund verankerbaren Zugkraft für in Holz eingeklebte CFK-Lamellen formuliert.

7.4.1 Ergebnisse des Verbundmodells

Aufgrund der hohen Abhängigkeit der rechnerischen Verbundbruchlast von der im Modell angesetzten Reibspannung τ_3 soll die Bewertung der Verbundlänge ausschließlich über die experimentellen Daten vorgenommen werden. Demgegenüber wird der Einfluss der Lamellendicke t_L und Lamellenbreite b_L mit Hilfe der in Abschnitt 7.3.3 beschriebenen

Zusammenhänge erfasst. Wie Vergleiche mit einzelnen Versuchsergebnissen gezeigt haben, geben die getroffenen Annahmen das im Experiment beobachtete Verbundverhalten mit guter Genauigkeit wieder.

7.4.2 Ergebnisse der Auszugversuche

In Abbildung 7-21 sind die im Versuch ermittelten Verbundbruchkräfte F_v bezogen auf den Umfang der Kontaktlänge U_{ad} zwischen Klebstoff und Holz in Abhängigkeit der Verbundlänge l_v wiedergegeben. Eine akzeptable Anpassung an die Messwerte kann mit Hilfe einer logarithmischen Funktionsvorschrift der Form:

$$\frac{F_v}{U_{ad}} = 0,1743 \cdot \ln(l_v) - 0,2256 \quad \text{für } l_v \geq 50 \text{ mm} \quad (7.48)$$

erfolgen. Für Verbundlängen $l_v < 10$ mm kann die Kurve im Ursprung durch einen linearen Funktionsverlauf ergänzt werden. Da der Verbundnachweis am zu verstärkenden Bauteil in der Regel für Verbundlängen $l_v \gg 50$ mm geführt wird, soll Gleichung (7.48) auf Werte größer 50 mm begrenzt werden.

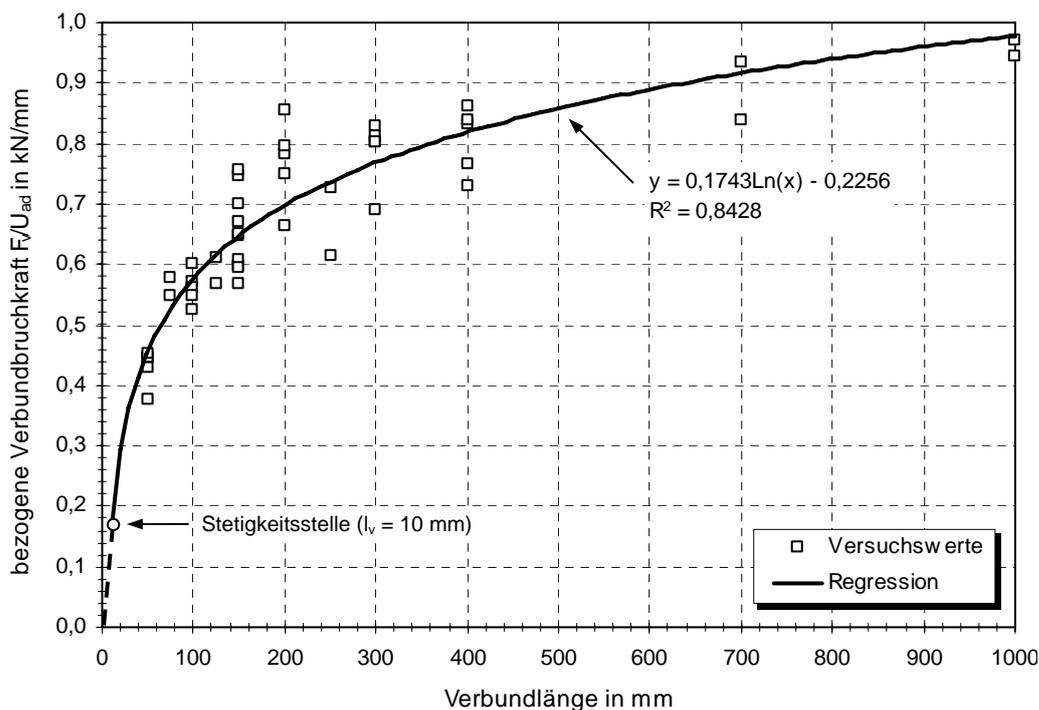


Abbildung 7-21: Vergleich der rechnerischen Verbundbruchkraft mit Versuchswerten

Die Korrelation der Versuchswerte mit den nach Gleichung (7.48) berechneten mittleren Verbundbruchkräften ist in Abbildung 7-22 dargestellt. Die 5%-Fraktile bei einer Aussagewahrscheinlichkeit von $W = 0,75$ sowie einem Stichprobenumfang von $n = 45$ ist durch die gestrichelte Gerade gekennzeichnet. Für die charakteristische Verbundbruchkraft gilt demnach:

$$F_{v,k} = 0,86 \cdot F_{v,m} \quad (7.49)$$

Nach Einsetzen von Gleichung (7.48) in (7.49) ergibt sich der charakteristische Wert der bezogenen Verbundbruchkraft zu:

$$\frac{F_{v,k}}{U_{ad}} = 0,149 \cdot \ln(l_v) - 0,194 \quad \text{für } l_v \geq 50 \text{ mm} \quad (7.50)$$

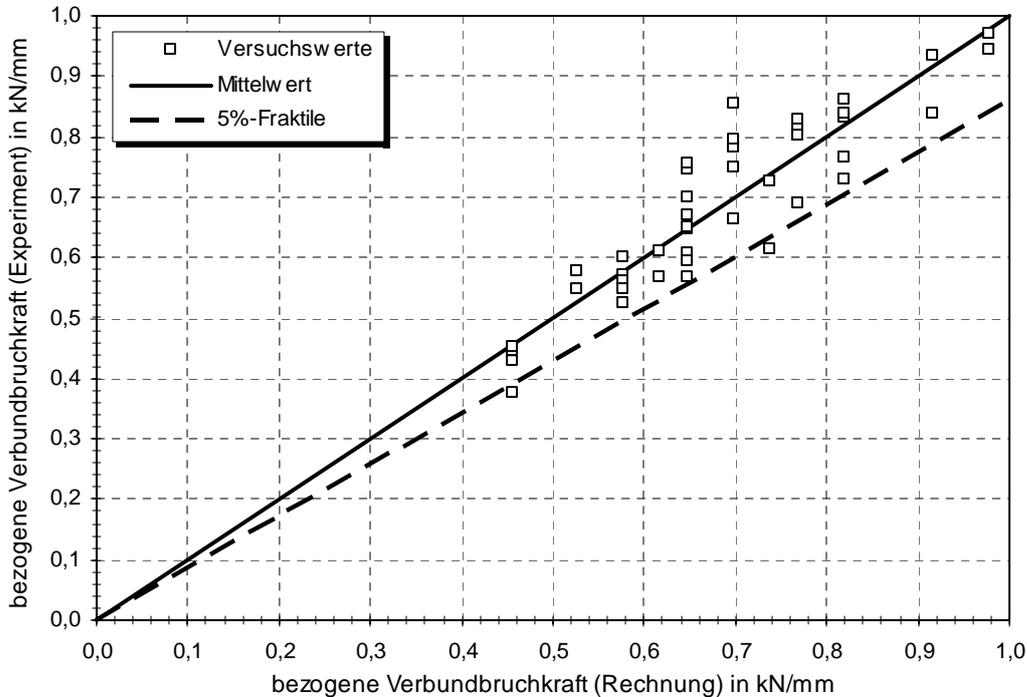


Abbildung 7-22: Ermittlung der 5%-Fraktile für den rechnerischen Verbundkraftverlauf

7.4.3 Bemessungsgleichung der Verbundbruchkraft

Um eine vereinfachte Bemessungsgleichung zu erhalten, wird die in Abbildung 7-20 angegebene Regressionsvorschrift zur rechnerischen Erfassung der Lamellendicke t_L durch eine Potenzfunktion ersetzt. Für die Bemessungsgleichung der Verbundbruchkraft ergibt sich zusammenfassend folgender Ausdruck:

$$F_{v,k} = U_{ad} \cdot t_L^{0,325} \cdot [0,110 \cdot \ln(l_v) - 0,143] \quad \text{für } l_v \geq 50 \text{ mm} \quad (7.51)$$

mit

$$U_{ad} = t_L + 2 \cdot b_L + 4 \cdot t_{ad} \quad (7.52)$$

Aufgrund fehlender Versuchsergebnisse darf Gleichung (7.51) ausschließlich für Verklebungen in Fichten- und Kiefernholz angewendet werden. Obwohl kein nachvollziehbarer Zusammenhang zwischen den Klebstoffeigenschaften und dem Verbundverhalten nachgewiesen wurde, sollten sich die mechanischen Eigenschaften der verwendeten Klebstoffe an den Kenngrößen der hier untersuchten Systeme orientieren.

Des Weiteren muss bei einer randnahen Verklebung der Lamellen im Bauteil stets eine Mindestbreite der Randleiste von $b_r \geq b_L$ gewährleistet werden. Der Abstand benachbarter Verstärkungselemente sollte sich ebenfalls an der Breite der CFK-Lamellen orientieren. Für

die Klebschichtdicke t_{ad} hat sich in den Auszugversuchen ein Wert von 1,0 mm als geeignet herausgestellt.

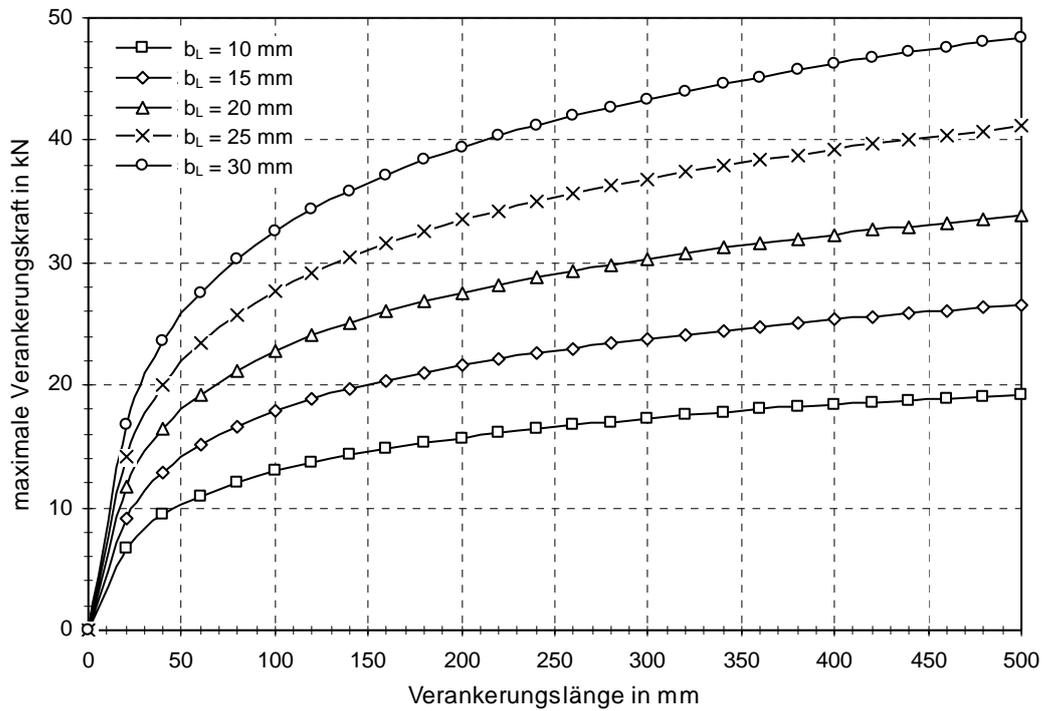


Abbildung 7-23: Charakteristische Verbundbruchlast in Abhängigkeit der Lamellenbreite
($t_L = 2,5$ mm; $t_{ad} = 1,0$ mm)

Die rechnerischen Verläufe der charakteristischen Verbundbruchlasten sind in Abbildung 7-23 in Anhängigkeit der Lamellenbreite exemplarisch für eine Lamellenstärke von 2,5 mm und eine Klebschichtdicke von 1,0 mm dargestellt.

8. Tragverhalten verstärkter Brettschichtholzträger

In diesem Kapitel werden die Versuche zur Ermittlung des Tragverhaltens von verstärkten und unverstärkten Brettschichtholzträgern vorgestellt. Im Rahmen der Untersuchungen kamen unterschiedliche Verstärkungskonzepte unter Verwendung unidirektionaler CFK-Lamellen der Firma Sika Deutschland GmbH zum Einsatz. Insgesamt wurden 26 großmaßstäbliche Versuche durchgeführt. Um die Effektivität der gewählten Verstärkungen, d. h. die Zunahme der Tragfähigkeit bzw. Biegesteifigkeit, beurteilen zu können, wurden vorab Referenzprüfungen an unverstärkten Holzträger durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Versuche dienen als Bewertungsgrundlage.

Nach einer Erläuterung der Materialauswahl sollen zunächst der gewählte Versuchsaufbau sowie die zur Beschreibung des Trag- und Verformungsverhaltens erforderlichen Messeinrichtungen beschrieben werden. Anschließend wird auf die Herstellung der Prüfkörper eingegangen, wobei der Herstellung der Schlitzes sowie der anschließenden Verklebung der CFK-Lamellen besondere Aufmerksamkeit gilt. Des Weiteren werden die im Versuch beobachteten Bruchmechanismen erläutert. Im Anschluss an das gewählte Prüfprogramm folgt die Beschreibung der einzelnen Trägerversuche.

8.1 Materialauswahl

Für die hier diskutierten Versuche kamen ausschließlich Brettschichtholzträger aus Kiefernholz der Festigkeitsklasse GL24h gemäß [DIN EN 408] zur Anwendung. Zu diesem Zweck wurden von der Firma Klenk Holz AG insgesamt 40 keingezinkte BSH-Träger mit einer Querschnittsfläche von $b \times h = 120 \times 360 \text{ mm}$, einer Lamellenstärke von $a = 40 \text{ mm}$, sowie einer Länge von 6,00 m zur Verfügung gestellt (Abbildung 8-1).



Abbildung 8-1: BSH-Träger aus Kiefernholz (Festigkeitsklasse GL24h)

Als Verstärkungsmaterial kamen vorrangig die bereits im Auszugversuch (vgl. Kapitel 6) verwendeten CFK-Lamellen der Firma Sika vom Typ S2.025/80 zum Einsatz. An einigen Trägern wurden darüber hinaus auch oberflächlich verklebte CFK-Lamellen vom Typ Sika CarboDur S812 ($b \times t = 80 \times 1,2 \text{ mm}$) erprobt. Aufgrund des in Abschnitt 6.8.1 untersuchten hygrothermischen Verhaltens erfolgte die Verklebung der Lamellen ausschließlich unter Verwendung des Epoxidharzklebstoffs Sikadur 330. Durch die geringere Viskosität gegenüber Sikadur 30 wurde hierdurch zusätzlich die Einbringung des Klebstoffs in den Schlitz begünstigt.

8.2 Versuchsaufbau und Messeinrichtungen

Die Bestimmung der Tragfähigkeit und der Biegesteifigkeit erfolgte im 4-Punkt-Biegeversuch in Anlehnung an [DIN EN 408] mit einer Spannweite von 5.500 mm. Die Last wurde mittels einer hydraulischen Plattenbiegemaschine aufgebracht. Um lokale Eindrückungen des Trägers an den Auflagern zu minimieren, wurden Stahlplatten zwischen den Prüfkörper und die Belastungspunkte gelegt. Das Kippen der Träger wurde durch zwei seitliche Stützvorrichtungen verhindert, welche eine Durchbiegung des Trägers ohne wesentlichen Reibungswiderstand zuließen. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 8-2 dargestellt.

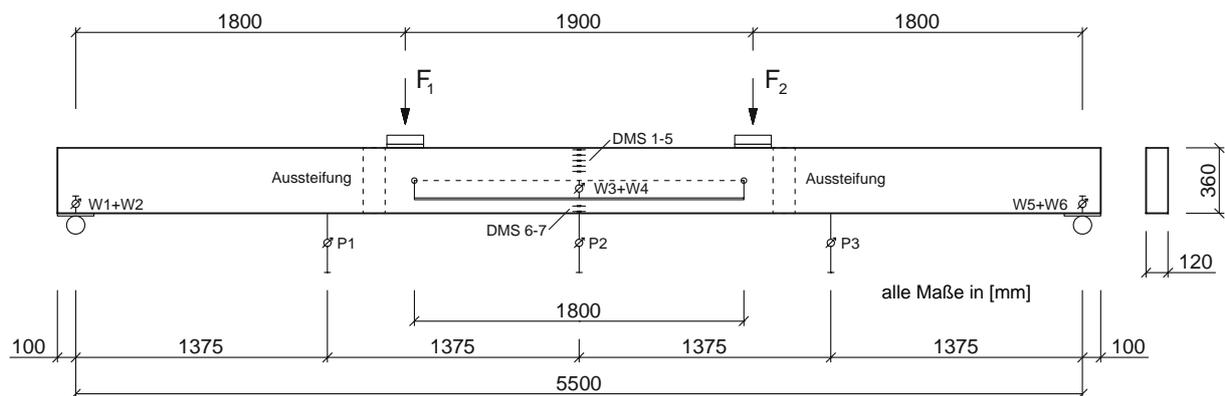


Abbildung 8-2: Versuchsaufbau und Messeinrichtungen der Trägerversuche

Zur Bestimmung der globalen Biegesteifigkeit wurde die Verformung auf Höhe der äußeren Zugfaser anhand eines in Versuchsmitte angeordneten Drehpotentiometers (P2) aufgezeichnet. Um lokale Eindrückungen des Trägers an den Auflagern zu berücksichtigen, wurden die vertikalen Verschiebungen mittels der induktiven Wegaufnehmer W1, W2 bzw. W5 und W6 auf beiden Seiten des Trägers gemessen. Zur genaueren Erfassung der Biegelinie wurden außerdem die Verformungen an den Viertelpunkten der Spannweite aufgezeichnet (P1 bzw. P3).

Die lokale Biegesteifigkeit wurde mit Hilfe von zwei an den Trägerseiten montierten Stahltraversen bestimmt, wobei die Durchbiegung über zwei in Trägermitte angebrachte, induktive Wegaufnehmer (W3 und W4) auf Höhe der neutralen Faser abgegriffen wurde. Hierbei entsprach die Messlänge dem fünffachen der Querschnittshöhe des Holzträgers. In Abbildung 8-3 sind die im Versuch eingesetzten Messeinrichtungen wiedergegeben.

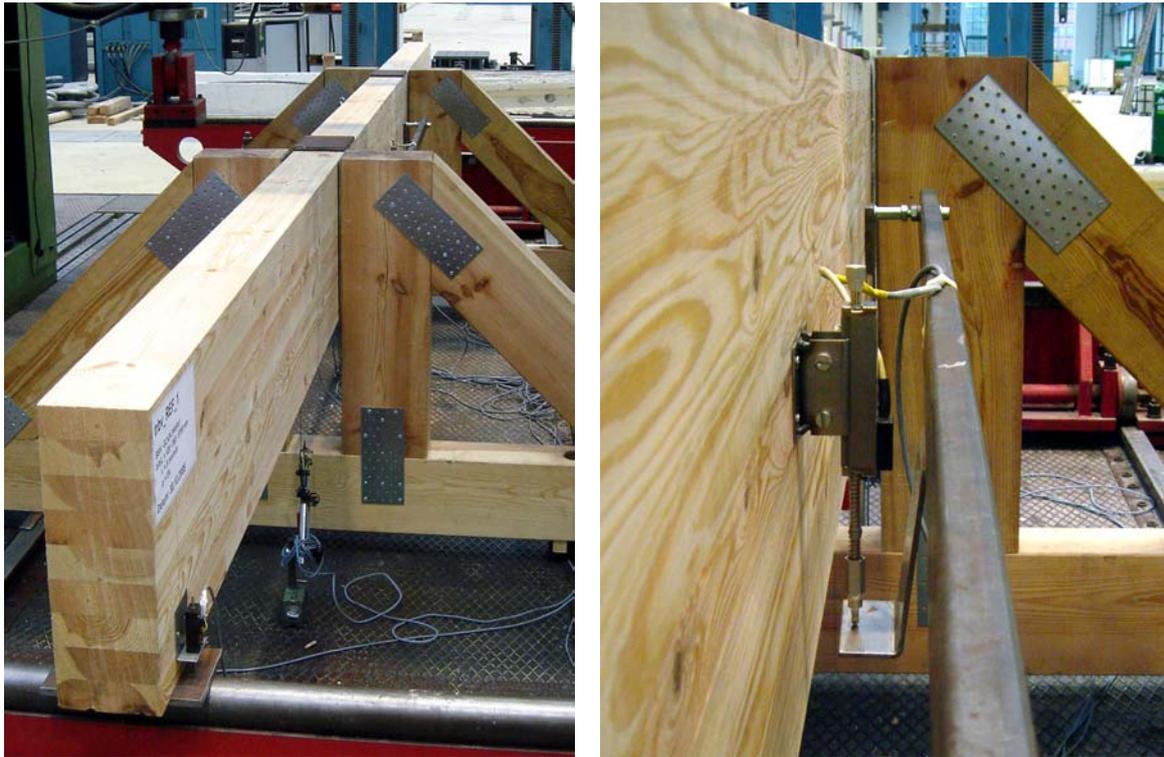
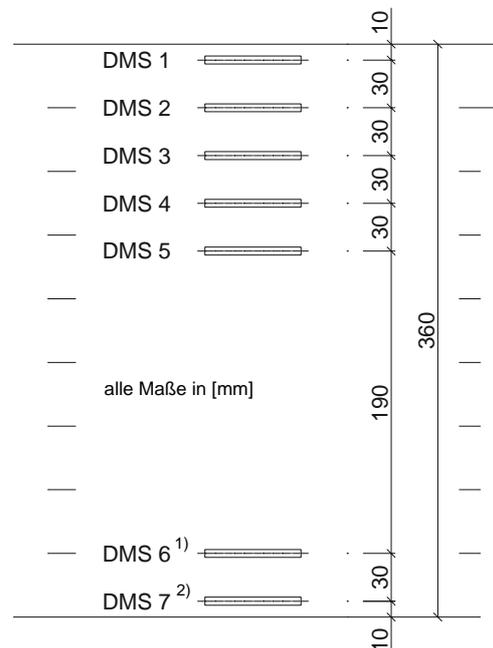
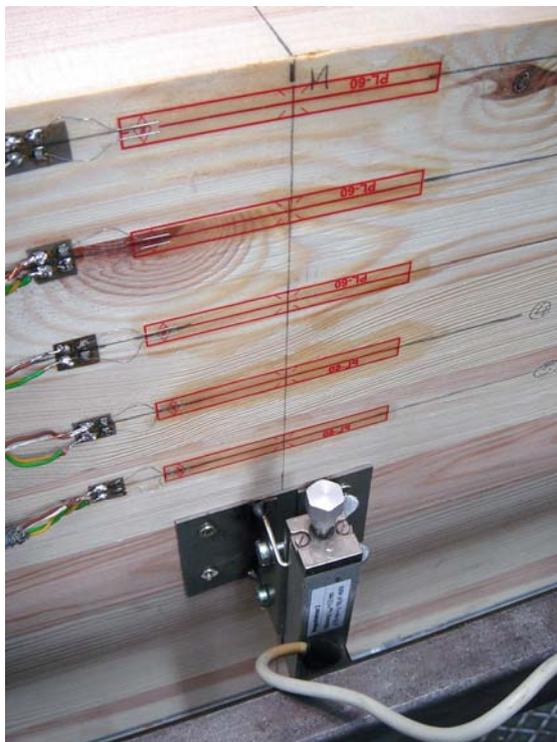


Abbildung 8-3: Messeinrichtungen: globale Verformung im Auflagerbereich und ¼-Punkt (links); lokale Verformung in Trägermitte (rechts)



- 1) DMS bei Reihe trv_0,91 aufgrund der Lamellenlage um 10 mm nach unten versetzt
 2) DMS bei Reihe trv_0,81 nicht vorhanden

Abbildung 8-4: Anordnung der Dehnungsmessstellen im maximalen Momentenbereich

Um das Verformungsverhalten und somit die Wirksamkeit einer nachträglichen Verstärkung beurteilen zu können, wurden Dehnungsmessstreifen auf dem Holz sowie auf der CFK-Lamelle angebracht. Bei allen Biegeversuchen wurde die Dehnungsverteilung des Trägers

über insgesamt zwei bis sieben DMS mit einer Gitternetzlänge von 60 mm aufgezeichnet. Die Dehnungsverteilung der CFK-Lamellen wurde in Abhängigkeit der Verstärkungsanordnung an unterschiedlichen Stellen gemessen. Um den Einfluss auf die Verbundeigenschaften gering zu halten, wurden hierfür DMS mit einer Gitternetzlänge von 5 mm verwendet. Abbildung 8-4 zeigt die Verteilung der DMS in der Biegedruckzone sowie die Lagen der einzelnen Messpunkte über die Querschnittshöhe.

Die Aufzeichnung der Messdaten erfolgte über einen externen Messverstärker vom Typ UPM 100 der Firma HBM sowie mit Hilfe der Software Catman Express mit einer Messrate von 1 Hz über alle Kanäle.

8.3 Herstellung der Referenz- und Verbundträger

Vor der Prüfung wurden die vom Hersteller angelieferten Holzträger mit einer Gesamtlänge von 6,00 m zunächst auf eine Länge von 5,70 m gekürzt. Aus den verbleibenden Endstücken wurden an 10 Trägern je zwei 2 cm breite Scheiben entnommen und die Holzfeuchte nach [DIN EN ISO 13183-1] bestimmt. Anhand der insgesamt 20 Darrproben ergab sich eine mittlere Holzfeuchte von $u = 13,2\%$ bei einer Varianz von 4,3%. Anschließend wurden die Träger für mindestens drei Monate im Normklima 20/65 gelagert.



Abbildung 8-5: Maschinen zur seitlichen (links) bzw. unterseitigen (rechts) Einschlitzung

Die unverstärkten Referenzträger wurden unmittelbar vor dem Versuch aus der Klimakammer entnommen und in die Prüfmaschine eingebaut. Um eine ausreichende Erhärtungsdauer des Epoxidharzklebers zu gewährleisten, wurden die zu verstärkenden Träger rund 7 bis 10 Tage vor der Prüfung aus der Klimakammer entnommen und in der Versuchshalle weiterbearbeitet. Hierbei wurde für die eingeschlitzte verklebten Lamellen ein Schlitz

ausreichender Breite bzw. Tiefe hergestellt. In Abhängigkeit der Lamellenposition erfolgte die Einschlitzung mit einer der in Abbildung 8-5 dargestellten Maschinen. Aufbauend auf den Ergebnissen von Kapitel 6 wurde eine Schlitzbreite von 5 mm und eine Schlitztiefe von rund 22 mm gewählt. Durch die seitlichen Anschläge der Einschlitzwerkzeuge konnte ein gerader und parallel zur Bauteilkante geführter Schlitzverlauf sichergestellt werden.

Vor dem Einkleben wurden an ausgewählten Stellen entlang der Lamelle Dehnmessstreifen aufgebracht. Die Vorgehensweise entsprach weitestgehend den Ausführungen in Abschnitt 6.4. In den meisten Fällen wurden die DMS im Bereich der Endverankerung sowie im maximalen Momentenbereich positioniert. Vereinzelt wurde zusätzlich die Dehnung der CFK-Lamelle auf Höhe der Keilzinken aufgezeichnet, um eventuelle Spannungsumlagerungen infolge des KZV-Versagens nachvollziehen zu können.

Für die Einbringung des Klebstoffs wurden handelsübliche Kartuschen mit einer speziellen Aufsatzdüse zur gleichmäßigen Verteilung des Klebers in der Fuge verwendet (vgl. Abbildung 8-6, links). Durch diese Vorgehensweise konnte der Schlitz vor dem Einbringen der Lamelle zu rund 60-70% verfüllt werden. Anschließend wurden alle 50 cm seitliche Abstandhalter in den frischen Klebstoff eingebracht, um eine gleichmäßige Dicke der Klebstoffschicht auf beiden Seiten der Lamelle sicherzustellen. Nach dem Eindrücken der Lamelle wurden der überschüssige Klebstoff sowie die Abstandhalter entfernt. Hohlstellen in der Klebefuge wurden mit dem verbleibenden Klebstoff verfüllt. Das rechte Bild in Abbildung 8-6 zeigt die verklebte CFK-Lamelle mit einzelnen DMS-Messstellen im Endverankerungsbereich.

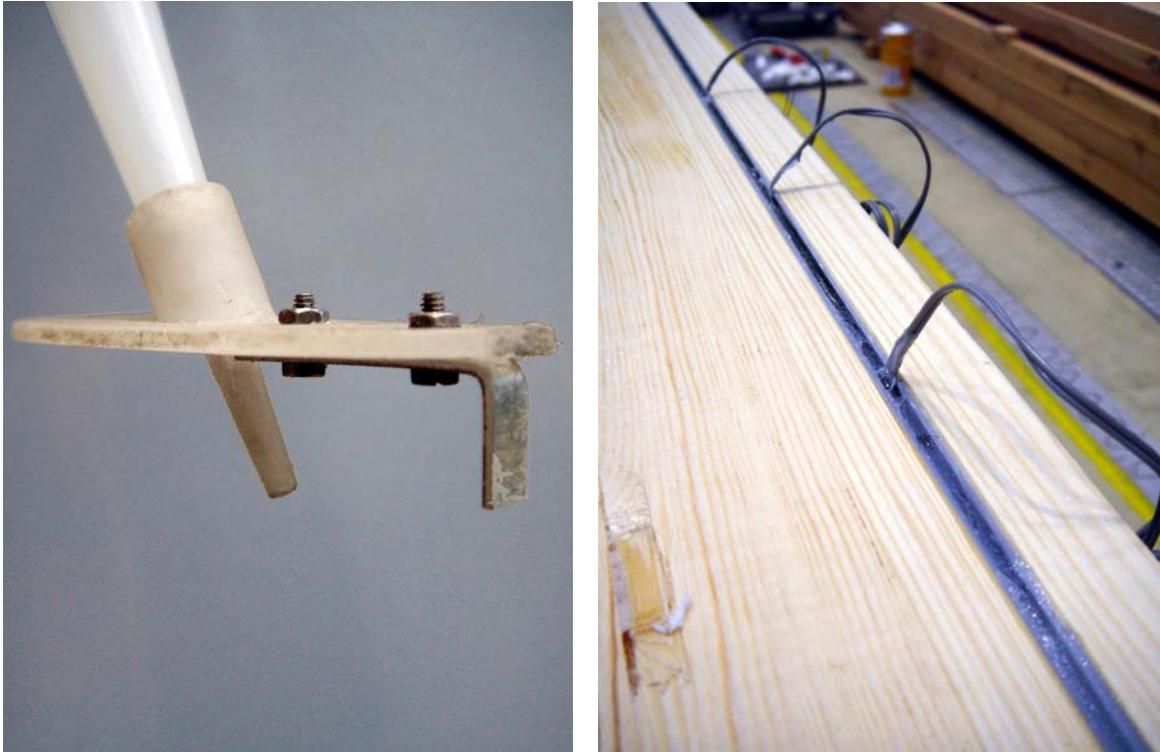


Abbildung 8-6: Einspritzdüse (links); DMS-Messstellen an eingeklebter CFK-Lamelle (rechts)

Auf den oberflächlich verklebten CFK-Lamellen vom Typ S812 wurde der Klebstoff mit Hilfe eines Kleberschlittens mit Dachprofil aufgebracht, so dass sich nach dem Andrücken eine

konstante Klebschichtdicke von rund 1 mm einstellte. Vor der Verklebung mehrerer übereinander angeordneter Lamellen wurde nach dem Aushärten der ersten Lage zunächst die darunter liegende Lamelle mechanisch angeraut und entfettet.

8.4 Bruchmechanismen

Aufgrund der unterschiedlichen Anordnung von Keilzinken, den natürlichen Wuchsunregelmäßigkeiten des Holzes, sowie den Schwankungen der mechanischen Eigenschaften wurden sowohl bei den verstärkten als auch bei den unverstärkten Trägern verschiedene Bruchmechanismen beobachtet. Bei einer Vielzahl der Versuche ging das Versagen entweder von Keilzinkenverbindungen und/oder Ästen in der untersten Holzlamelle der Biegezugzone aus. In mehreren Fällen wurde die Druckfestigkeit des Holzes erreicht, so dass sich eine deutlich sichtbare Plastifizierung der Druckzone ausbildete.

Durch den lamellenartigen Aufbau der BSH-Träger und die spröden Brucheigenschaften des Holzes unter Zug- bzw. Scherbeanspruchung führten lokale Anrisse häufig zu einer sofortigen Rissverzweigung parallel zur Faserrichtung, was in den meisten Fällen einen schlagartiges Verlust der Tragfähigkeit zur Folge hatte. Begünstigt durch die bei Maximallast gespeicherte Verformungsenergie stellten sich innerhalb weniger Sekundenbruchteile Rissverteilungen vergleichbar dem in Abbildung 8-7 dargestellten Bruchbild ein. Die KZV-Positionen sowie die Rissbilder aller Versuche sind in Anhang C dokumentiert.



Abbildung 8-7: Typisches Bruchbild eines unverstärkten Referenzträgers

8.4.1 Zugversagen der Keilzinkenverbindungen

Da die mittlere Zugfestigkeit von KZV deutlich unter der Zugfestigkeit nicht keilgezinkter Brettlamellen liegt [Ehl85b], ging das Bruchversagen häufig von den Verbindungsstellen zweier Brettlamellen aus. Hieraus resultierte in der Regel ein horizontales Schubversagen entlang der Klebfuge zweier übereinander angeordneter Holzlamellen, was zum vertikalen

Versatz des Holzes von mehreren Zentimetern führte (vgl. Abbildung 8-8, links). Damit ging gleichzeitig der schlagartige Verlust der Tragfähigkeit einher.

Selbst bei hochgradig verstärkten Trägern ging das Versagen in vielen Fällen letztendlich von den KZV aus. Bei dem im rechten Bild von Abbildung 8-8 gezeigten Träger trat das Zugversagen der KZV in der untersten Holzlamelle infolge der eingeschlizt verklebten CFK-Lamellen jedoch erst bei einem deutlich höheren Lastniveau auf.



Abbildung 8-8: Zugversagen der KZV: unverstärkter (links) bzw. verstärkter Träger (rechts)

8.4.2 Zugversagen an Wuchsunregelmäßigkeiten des Holzes

Als weiterer Versagensmechanismus trat ein Zugversagen der unteren Holzlamelle an Wuchsunregelmäßigkeiten auf, was auf die hohen Spannungskonzentrationen im Bereich von Ästen, etc. zurückzuführen ist. Der Bruchverlauf entsprach weitgehend den Ausführungen des vorangehenden Abschnitts, wobei sich in der Regel ein auf beiden Trägerseiten geringfügig versetzter Rissverlauf einstellte. Erneut kam es zu einer sofortigen Entstehung zahlreicher Horizontalrisse zwischen den Brettlamellen sowie einem schlagartigen Abfall der Traglast.

8.4.3 Druckversagen des Holzes

Ein Erreichen der Biegedruckfestigkeit der oberen Holzlamellen wurde nahezu ausschließlich bei Trägern mit einem Verstärkungsgrad von $\rho \geq 0,35\%$ beobachtet. Die Plastifizierung der Druckzone führte in den meisten Fällen jedoch nicht zu einem Abfall der Traglast, da sich die plastischen Verformungen in der Regel auf lokale Bereiche der Druckzone beschränkten (vgl. Abbildung 8-9, links). Nur bei einem Träger konnte die Plastifizierung der oberen

Holzlamelle über die gesamte Trägerbreite festgestellt werden (Abbildung 8-9, rechts). Infolge der weiterhin zunehmenden Beanspruchung der Biegezugzone ging der Verlust der Tragfähigkeit letztendlich auch hier von der Zugseite des Querschnitts aus. Dieser Versagensmechanismus verdeutlicht dennoch die Wirksamkeit einer nachträglichen Verstärkung zur Überführung des üblicherweise spröden Biegezugversagens in ein duktileres Versagen der Druckzone.



Abbildung 8-9: Plastisches Versagen der Holzdruckzone: $p = 0,81$ (links); $p = 0,91$ (rechts)

8.4.4 Zug- und Endverankerungsversagen der CFK-Lamelle

Bei keinem der hier untersuchten Träger ließ sich ein Zug- oder Endverankerungsversagen der CFK-Lamellen als Versagensursache feststellen. Obwohl die in Abbildung 8-10 dargestellten Versagensbilder diese Vermutung nahe legen, traten beide Schädigungsformen lediglich als Sekundäreffekt auf, wobei der Bruch der CFK-Lamelle (links) sowie der Versatz am Verbundende (rechts) aller Wahrscheinlichkeit nach auf den schlagartigen Abbau der im Verbundbauteil gespeicherten Verformungsenergie zurückzuführen sind. Das Abscheren der CFK-Lamelle in der linken Darstellung wurde vermutlich durch den relativen Versatz der Brettlamelle am Biegeriss zusätzlich begünstigt.

Lediglich bei Versuchen mit im maximalen Momentenbereich verankerten CFK-Lamellen (Versuche trv_0,35_K_1-3) konnte eine Überschreitung der aufnehmbaren Verbundspannung messtechnisch nachgewiesen werden. Auch hier kam es jedoch nicht zum Versagen der Endverankerung, sondern zum Schubversagen der untersten Holzlamelle unmittelbar hinter dem Verankerungsbereich.



Abbildung 8-10: Abscherversagen der CFK-Lamelle im Bereich des Biegebruchs (links);
Lamellenversatz im Endverankerungsbereich (rechts)

8.5 Versuchsprogramm

Zur Untersuchung des Biegetragverhaltens wurden insgesamt 26 Prüfungen an verstärkten und unverstärkten BSH-Trägern durchgeführt. Um die Effektivität unterschiedlicher Verstärkungen quantitativ beurteilen zu können, wurden insgesamt sieben unverstärkte Referenzträger unter quasi-statischer Beanspruchung bis zum Bruch getestet. Aufbauend auf diesen Ergebnissen wurden daraufhin verschiedene Verstärkungskonzepte unter Verwendung der CFK-Lamellen vom Typ S2.025/80 bzw. S812 untersucht. Die Bezeichnung der Trägerproben erfolgte nach der in Abbildung 8-11 angegebenen Vorgehensweise.

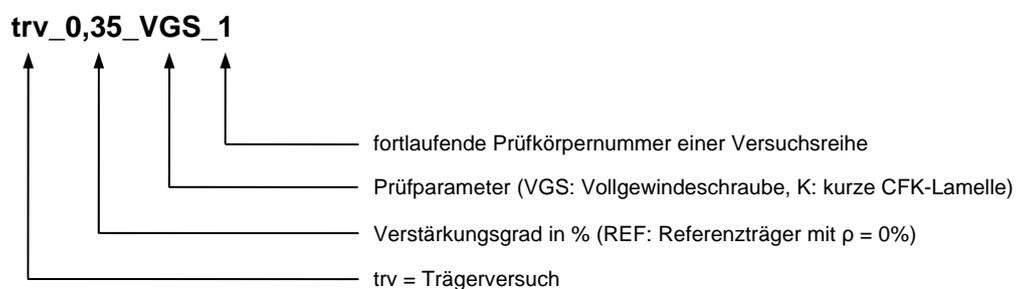


Abbildung 8-11: Probenbezeichnung der Trägerversuche

Mit Ausnahme der in Abschnitt 8.6.9 beschriebenen Versuche der Prüfreihe trv_0,91 erfolgte der Einbau in der Prüfmaschine in solcher Weise, dass ein Großteil der sichtbaren Wuchs-

unregelmäßigkeiten bzw. KZV im mittleren, hoch beanspruchten Biegebereich angeordnet waren. Hierbei wurde insbesondere die Lage potenzieller Schwachstellen in der untersten Holzlamelle berücksichtigt. Da mit den Prüfungen der Reihe trv_0,91 das Ziel verfolgt wurde, ein möglichst hohes Maß an plastischer Verformung in der Druckzone des Holzquerschnitts zu erwirken, wurde der überwiegende Teil der im Holz befindlichen Schwachstellen außerhalb des hoch beanspruchten Biegebereich angeordnet.

Anhand der anfänglichen Versuchsreihen trv_0,22 und trv_0,23 sollte die Effektivität niedriger Verstärkungsgrade unter Anwendung aufgeklebter bzw. seitlich eingeschlitzte verklebter CFK-Lamellen untersucht werden. Gleichzeitig galt es die charakteristischen Versagensbilder und insbesondere die Ablösemeechanismen beider Verstärkungstechniken gegenüberzustellen. Da diese Versuchsreihen nur zu geringen Tragfähigkeitssteigerungen führten, wurden anschließend höhere Verstärkungsgrade untersucht.

Bei den Trägern der Reihen trv_0,35 und trv_0,81 kamen ausschließlich in Schlitze verklebte CFK-Lamellen zum Einsatz. Aufgrund zufriedenstellender Versuchsergebnisse wurde an den Trägern der Reihe trv_0,35_VGS außerdem die Effektivität zusätzlicher Vollgewindeschrauben untersucht. Um darüber hinaus auch Erkenntnisse über das Verbundverhalten lokal verstärkter Träger zu erhalten, wurde die Versuchsreihe trv_0,35_K mit einer reduzierten Lamellenlänge ausgeführt.

Um einen oberen Grenzwert für den Verstärkungsgrad abschätzen zu können, sollte an den Probekörper der Versuchsreihe trv_0,91 ein ausgeprägt plastisches Versagen der Druckzone erzwungen werden. Zu diesem Zweck wurde eine Kombination aus unterseitig aufgeklebter und seitlich eingeschlitzte verklebter CFK-Bewehrung gewählt.

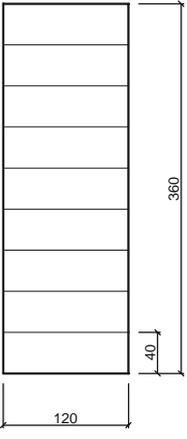
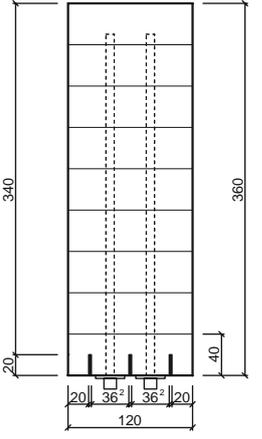
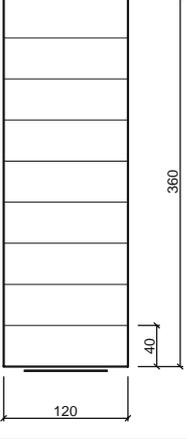
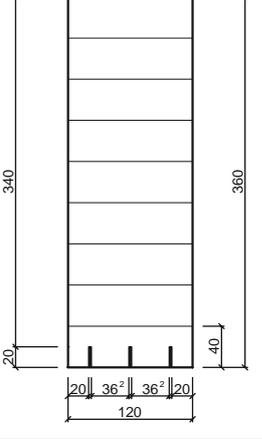
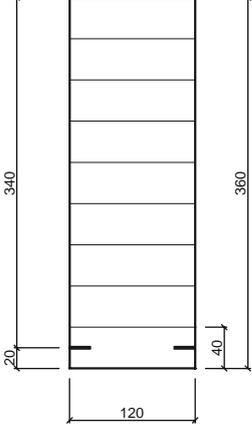
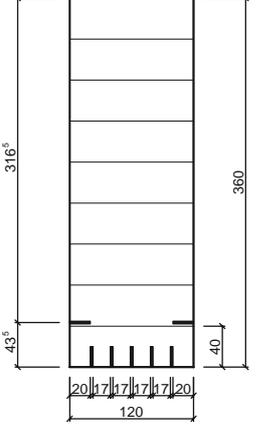
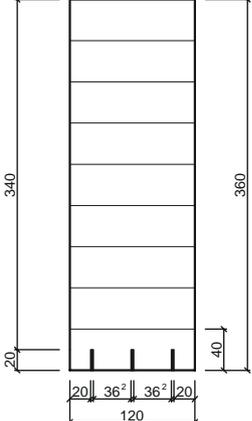
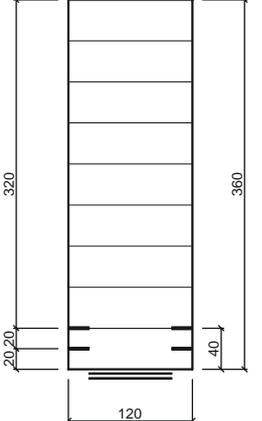
Alle 4-Punkt-Biegeversuche wurden positionsgesteuert mit einer Vorschubgeschwindigkeit von 5 mm/min gefahren. Durch diese Vorgehensweise stellten sich an den Prüfzylindern in der Regel geringfügig unterschiedliche Lasten ein. Aus diesem Grund sind bei den in Abschnitt 8.6 hergeleiteten Bestimmungsgleichungen im Gegensatz zu [DIN EN 408] beide Einzellasten zu berücksichtigen. Durch die gewählte Prüfgeschwindigkeit wurde das Versagen der Träger in der Regel innerhalb von 12 bis 15 Minuten erreicht. Eine Darstellung der untersuchten Querschnitte und Verstärkungsanordnungen sind in Tabelle 8-1 wiedergegeben. Der Einfluss der statischen Höhe z_L der Klebebewehrung wird über das Verhältnis der Flächenträgheitsmomente mit:

$$\rho_{\text{stat}} = \frac{\sum I_L}{I_H} = 12 \cdot \frac{\sum (n_i \cdot (z_{L,i} - z_H)^2 \cdot A_{L,i})}{b_H \cdot h_H^3} \quad (8.1)$$

berücksichtigt, wobei lediglich die Steiner-Anteile des CFK-Querschnitts einfließen sollen. Der Faktor ρ_{stat} wird im Folgenden als statischer Verstärkungsgrad bezeichnet.

In den weiteren Abschnitten werden die Ergebnisse der einzelnen Versuchsreihen separat vorgestellt und diskutiert. Als Vergleichskriterium dienen neben den im Experiment beobachteten Versagensmechanismen insbesondere die rechnerische Biegetragfähigkeit bzw. Biegesteifigkeit. Auf deren analytische Ansätze wird im folgenden Abschnitt eingegangen. Eine detaillierte Übersicht aller Einzelprüfungen inklusive der Last-Verschiebungskurven und Dehnungsverteilungen kann Anhang C entnommen werden.

Tabelle 8-1: Querschnitte der 4-Punkt-Biegeversuche

	<p>Reihe: trv_REF $\rho = 0,00\%$ $\rho_{\text{stat}} = 0,00 \text{ mm}^3/\text{mm}^2$ $n = 7$ $A_L = 0 \text{ mm}^2$</p>		<p>Reihe: trv_0,35_VGS $3 \times \text{S}2.025/80 +$ $2 \times \text{VGS } \text{Ø}8/360\text{mm}$ $L_{\text{CFK}} = 5.500 \text{ mm}$ $\rho = 0,35\%$ $\rho_{\text{stat}} = 0,96 - 0,98\%$ $n = 3$ $A_L = 150 \text{ mm}^2$</p>
	<p>Reihe: trv_0,22 $1 \times \text{S}812$ $L_{\text{CFK}} = 5.500 \text{ mm}$ $\rho = 0,22\%$ $\rho_{\text{stat}} = 0,69 - 0,70\%$ $n = 2$ $A_L = 96 \text{ mm}^2$</p>		<p>Reihe: trv_0,35_K $3 \times \text{S}2.025/80$ $L_{\text{CFK}} = 3.120 \text{ mm}$ $\rho = 0,35\%$ $\rho_{\text{stat}} = 0,95 - 0,97\%$ $n = 3$ $A_L = 150 \text{ mm}^2$</p>
	<p>Reihe: trv_0,23 $2 \times \text{S}2.025/80$ $L_{\text{CFK}} = 5.500 \text{ mm}$ $\rho = 0,23\%$ $\rho_{\text{stat}} = 0,56\%$ $n = 3$ $A_L = 100 \text{ mm}^2$</p>		<p>Reihe: trv_0,81 $7 \times \text{S}2.025/80$ $L_{\text{CFK}} = 5.500 \text{ mm}$ $\rho = 0,81\%$ $\rho_{\text{stat}} = 1,97 - 1,99\%$ $n = 2$ $A_L = 350 \text{ mm}^2$</p>
	<p>Reihe: trv_0,35 $3 \times \text{S}2.025/80$ $L_{\text{CFK}} = 5.500 \text{ mm}$ $\rho = 0,35\%$ $\rho_{\text{stat}} = 0,94 - 0,98\%$ $n = 3$ $A_L = 150 \text{ mm}^2$</p>		<p>Reihe: trv_0,91 $4 \times \text{S}2.025/80 +$ $2 \times \text{S}812$ $L_{\text{CFK}} = 5.500 \text{ mm}$ $\rho = 0,91\%$ $\rho_{\text{stat}} = 2,39 - 2,45\%$ $n = 3$ $A_L = 392 \text{ mm}^2$</p> <p>alle Maße in [mm]</p>

8.6 Trag- und Bruchverhalten der Trägerversuche

Die Berechnung der lokalen und globalen Biegesteifigkeiten erfolgte durch eine lineare Regressionsanalyse der Last-Verschiebungs-Kurven im Lastbereich zwischen 10 und 40% der Bruchlast. Unter Berücksichtigung eines Korrelationskoeffizienten von mindestens 0,99 berechnet sich die lokale Biegesteifigkeit in Anlehnung an [DIN EN 408] zu:

$$EI_{\text{lokal}} = \frac{a \cdot l_1^2}{16} \cdot K_l \quad (8.2)$$

wobei a den Abstand zwischen den äußeren Lastpunkten, l_1 die Messlänge der Traversen und K_l die Steigung der Regressionsgeraden an die lokale Last-Verschiebungs-Kurve mit

$$F_{\text{ges}} = F_1 + F_2 \quad (8.3)$$

darstellt. Unter Berücksichtigung des in Abbildung 8-2 gezeigten Versuchsaufbaus lässt sich Gleichung (8.2) folgendermaßen vereinfachen:

$$EI_{\text{lokal}} = \frac{1.800 \cdot 1.800^2}{16} \cdot K_l = 3,645 \cdot 10^8 \text{ mm}^3 \cdot K_l \quad (8.4)$$

In vergleichbarer Weise lässt sich die globale Biegesteifigkeit für den 4-Punkt-Biegeversuch ausdrücken durch:

$$EI_{\text{global}} = \frac{L^3}{12} \cdot \left[\frac{3 \cdot a}{4 \cdot L} - \left(\frac{a}{L} \right)^3 \right] \cdot K_g \quad (8.5)$$

Im Gegensatz zu Gleichung (8.2) stellt K_g die Steigung der Regressionsgeraden an die globale Last-Verschiebungs-Kurve dar. Nach Substitution der Größen a bzw. L vereinfacht sich Gleichung (8.5) zu:

$$EI_{\text{global}} = \frac{5.500^3}{12} \cdot \left[\frac{3 \cdot 1.800}{4 \cdot 5.500} - \left(\frac{1.800}{5.500} \right)^3 \right] \cdot K_g = 2,917 \cdot 10^9 \cdot K_g \quad (8.6)$$

Anhand der aus den Gleichungen (8.4) bzw. (8.6) zu ermittelnden Kennwerte lässt sich das Steifigkeitsverhalten von verstärkten und unverstärkten Brettschichtholzträgern quantitativ bewerten. Hierbei stellen die Steigungen der linearen Regressionsgleichungen an die jeweilige Last-Verschiebungs-Kurve die einzigen zu bestimmenden Kenngrößen dar.

Aufgrund der positionsgesteuerten Versuchsdurchführung berechnet sich die Biegezugfestigkeit $f_{\text{BZ,max}}$ eines unverstärkten Trägers in Abhängigkeit der maximalen Zylinderkraft nach folgender Gleichung:

$$f_{\text{BZ,max}} = \frac{\max\{F_1, F_2\} \cdot a}{W_y} \quad (8.7)$$

Nach der elastischen Biegetheorie führt eine in der Zugzone angeordnete Verstärkung zur Verschiebung der neutralen Achse in Richtung der Trägerunterseite. Hiermit geht eine Verlagerung der maximalen Biegespannung hin zur Druckfaser des Holzes einher. Für die Biegespannung an der Trägeroberseite gilt dann:

$$f_{\text{BZ,oben}} = \frac{\max\{F_1, F_2\} \cdot a}{W_{y,i,\text{oben}}} \quad (8.8)$$

In der vorliegenden Arbeit wurde das ideale Widerstandsmoment $W_{y,i,oben}$ über die Flächen- und Steifigkeitsverhältnisse zwischen Holz und CFK ermittelt. Der zunächst unbekannte E-Modul des Holzes wurde mit Hilfe eines iterativen Verfahrens aus der im Versuch bestimmten Last-Verschiebungs-Kurve näherungsweise berechnet. Da sich Gleichung (8.8) streng betrachtet nur auf den linear-elastischen Zustand anwenden lässt, soll auf das iterative Berechnungsverfahren an dieser Stelle nicht näher eingegangen werden. Um die in der Druckzone herrschenden Spannungen abschätzen zu können, wurden die Ergebnisse aus Gleichung (8.8) dennoch zu Vergleichszwecken herangezogen.

8.6.1 Last-Verschiebungs-Verläufe

Abbildung 8-12 zeigt beispielhaft die in Trägermitte gemessenen Last-Verschiebungs-Verläufe für unterschiedliche Verstärkungsgrade. Zur Verdeutlichung wurden die Kurven entlang der Abszisse in einem Abstand von 75 mm gegeneinander versetzt aufgetragen. Die unverstärkten Referenzträger zeigten in allen Fällen ein sprödes Verhalten, was durch den schlagartigen Abfall der Last-Verschiebungs-Kurve auf ein geringes Lastniveau gekennzeichnet war (linker Verlauf). Mit zunehmendem Verstärkungsgrad konnte sowohl ein duktilerer Kurvenverlauf als auch ein häufigeres Abfallen der Last-Verschiebungs-Kurve bei hohen Prüflasten beobachtet werden. Bei den hochgradig verstärkten Probekörpern mit $\rho = 0,91\%$ führten erste Schädigungen im Bereich der Zugzone nicht zwangsläufig zum kompletten Verlust der Tragfähigkeit.

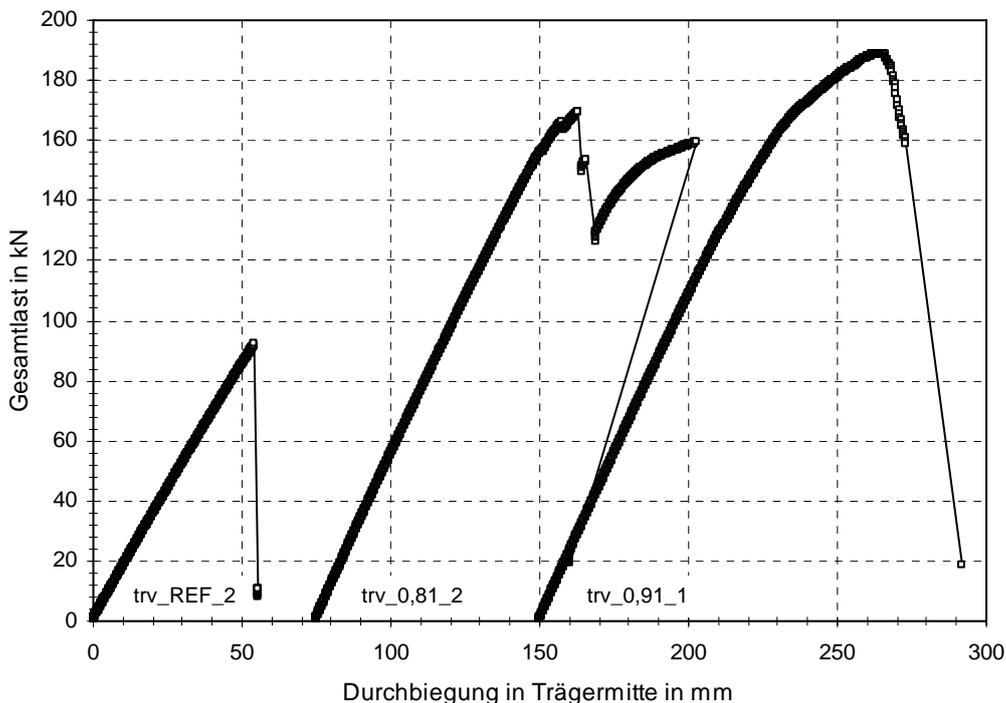


Abbildung 8-12: Last-Verschiebungs-Verläufe verschiedener Verstärkungsgrade

8.6.2 Dehnungsverläufe

Gemäß Abbildung 8-4 erfolgte die Bestimmung der Dehnungsverteilung am Holzquerschnitt über insgesamt sieben entlang der Mittelachse aufgeklebte DMS-Messstellen. Durch die fünf in der Druckzone angebrachten DMS konnte das Dehnungsverhalten der Biegedruckzone

mit ausreichender Genauigkeit abgebildet werden. An ausgewählten Trägern wurde zusätzlich die Dehnung der CFK-Lamelle in Trägermitte, auf Höhe der Keilzinken, sowie im Bereich der Endverankerung gemessen. Da die Messungen im Bereich der Endverankerung hauptsächlich zur Berechnung der Schubspannungen entlang der Klebefuge dienen, werden diese Ergebnisse in Abschnitt 8.6.3 gesondert diskutiert.

8.6.2.1 Messungen am Holzquerschnitt

In Abbildung 8-13 sind die in Trägermitte gemessenen Dehnungsverteilungen am Holzquerschnitt für drei unterschiedliche Verstärkungsgrade dargestellt. Die maximalen Laststufen entsprechen jeweils rund 90 bis 95% der im Versuch erzielten Bruchlast. Im linken Diagramm ist die Dehnungsverteilung des unverstärkten Referenzträgers `trv_REF_3` abgebildet. Die Verläufe weisen bis zur maximalen Laststufe ein weitgehend linear-elastisches Dehnungsverhalten auf. Eine deutliche Verschiebung der neutralen Achse in Richtung der Trägerunterseite ist nicht festzustellen. Gleiches gilt für die übrigen Referenzversuche. Die maximale Stauchung liegt mit 2,4‰ deutlich unterhalb der an Kiefernholz im einaxialen Druckversuch ermittelten mittleren elastischen Grenzdehnung von rund 4,2‰ (vgl. Tabelle A-4, Anhang A).

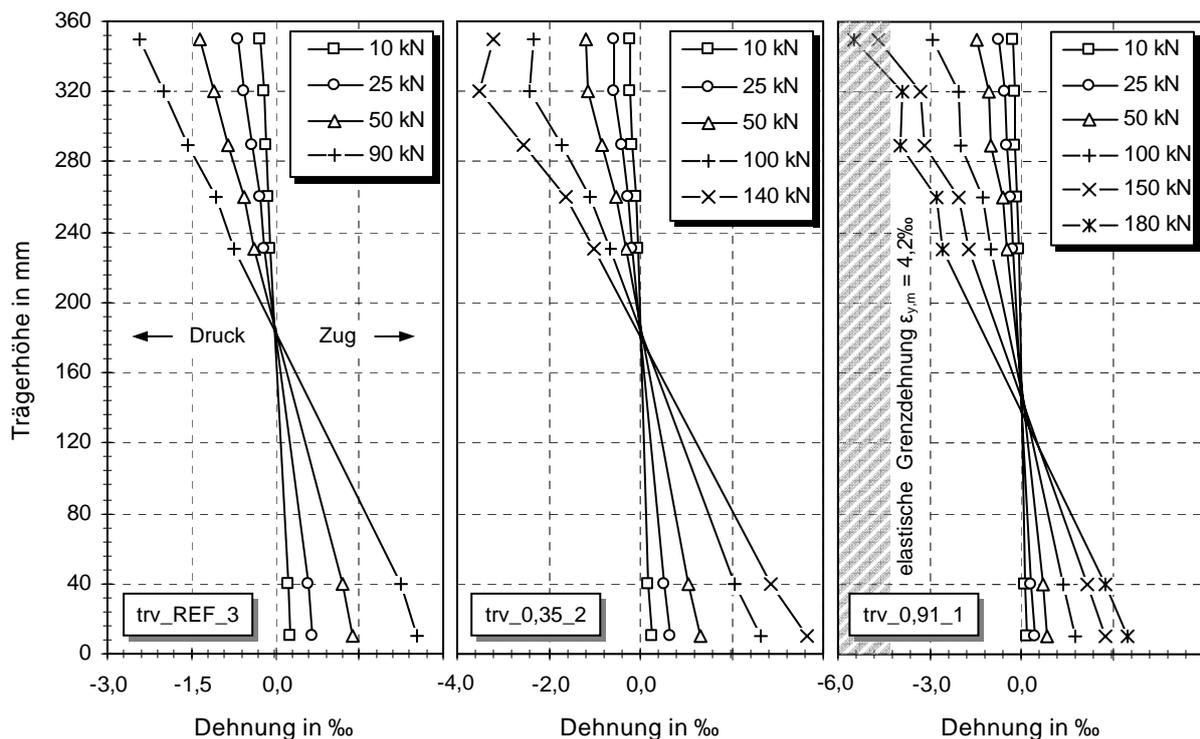


Abbildung 8-13: Dehnungsverteilungen in Abhängigkeit der Laststufe für unterschiedliche Verstärkungsgrade

Bei den Versuchen der Reihe `trv_0,35` konnte die elastische Grenzdehnung erreicht bzw. überschritten werden. Die in Abbildung 8-13 dargestellten Dehnungsverteilungen des Biegeversuchs `trv_0,35_2` lassen erkennen, dass die Linearitätsgrenze des Holzes im Bereich der äußeren Druckfaser nahezu erreicht wurde. Eine Verschiebung der neutralen Achse ist jedoch auch in diesem Fall nicht deutlich identifizierbar.

Demgegenüber zeigt das Diagramm des Versuchs trv_0,91_1 sowohl eine deutliche Verschiebung der neutralen Achse zur Trägerunterseite als auch eine Überschreitung der elastischen Grenzdehnung. Insbesondere bei hohem Lastniveau ist erkennbar, dass die gemessenen Dehnungsverläufe zum Teil erhebliche Abweichungen von der nach Balkentheorie zu erwartenden ebenen Dehnungsverteilung aufzeigen. Diese Diskrepanz wird vermutlich durch unterschiedliche Schubsteifigkeiten der übereinander verklebten Brettlamellen hervorgerufen bzw. begünstigt. Vergleichbare Abweichungen konnten bei einer Vielzahl der Biegeversuche beobachtet werden, wobei mit steigendem Lastniveau stets größere Abweichungen vom ebenen Dehnungszustand einhergingen (vgl. z. B. Abbildung C-36 oder Abbildung C-48 in Anhang C).

8.6.2.2 Messungen an der CFK-Lamelle

In Abbildung 8-14 sind am Beispiel des Versuchs trv_0,91_1 zusätzlich die in Trägermitte gemessenen Dehnungswerte der eingeschlitzt verklebten CFK-Lamelle S2.025/80 sowie der zwei unterseitig aufgeklebten CFK-Lamellen vom Typ S812 dargestellt. Bei allen Laststufen ergibt sich eine gute Übereinstimmung zwischen den Holz- und Lamellendehnungen. Die Ergebnisse verdeutlichen, dass von einem vollständigen Verbund zwischen den Fügeteilen ausgegangen werden kann.

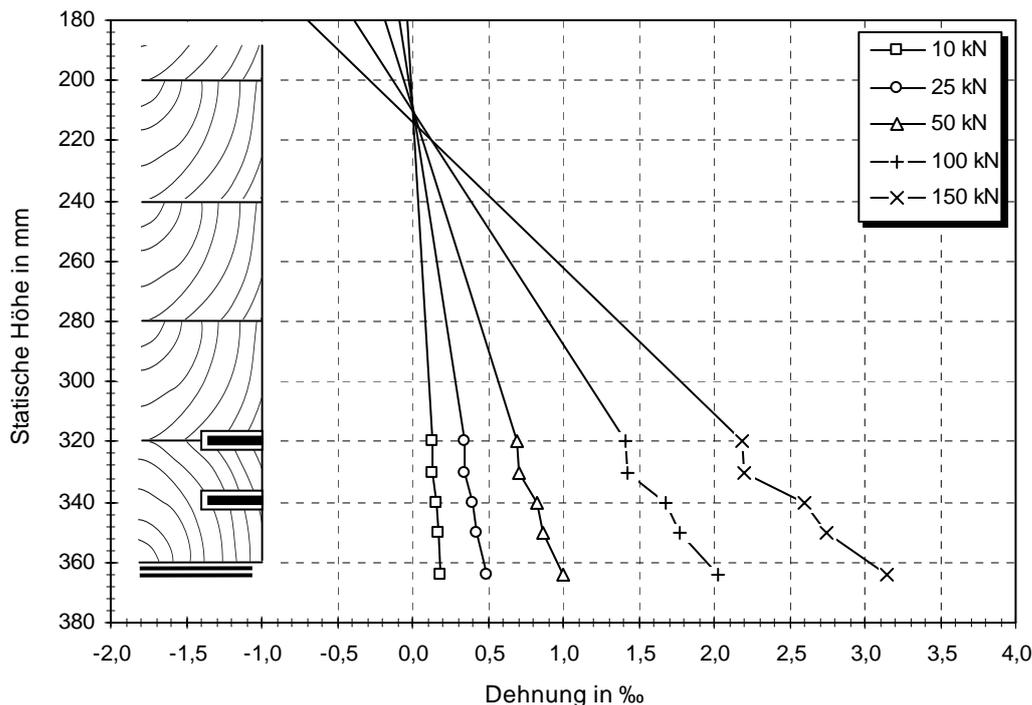


Abbildung 8-14: Dehnungsverteilung Holz/CFK in Trägermitte (Versuch trv_0,91_1)

Da das Biegeversagen in vielen Fällen durch ein Zugversagen der KZV initiiert wurde, waren an den Probekörpern der Reihe trv_0,35 auf Höhe der Keilzinken zusätzliche DMS auf der CFK-Lamelle angebracht. Hierdurch sollte geklärt werden, in welcher Weise sich eine Schädigung der KZV auf die Verbundtragfähigkeit der CFK-Lamellen an dieser Stelle auswirkt.

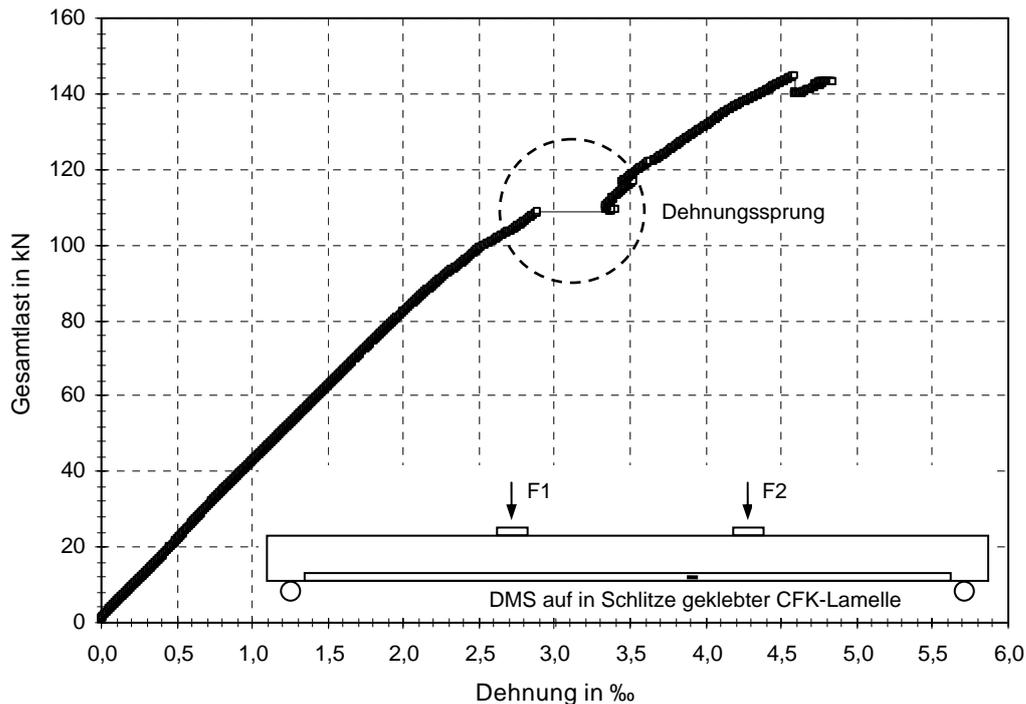


Abbildung 8-15: Dehnungsverlauf der CFK-Lamelle auf Höhe der KZV (trv_0,35_3)

Vor diesem Hintergrund ist in Abbildung 8-15 der Dehnungsverlauf einer CFK-Lamelle mit an der KZV angeordneter DMS-Messstelle wiedergegeben. Bei einer Gesamtlast von 110 kN erfuhr die Lamelle demnach einen Dehnungssprung von 2,9‰ auf 3,4‰, was einer Spannungszunahme von 85 N/mm² entspricht. Gleichzeitig konnte auf Höhe der untersten Brettlamelle ein Abfall der Holzdehnung gemessen werden, was auf ein beginnendes Zugversagen der KZV hindeutete. Nach dem Anreißen der KZV konnte die Gesamttraglast noch um über 30 kN gesteigert werden.

8.6.3 Schubspannungsverläufe

Mit Ausnahme der Probekörper trv_0,35_K wurden die CFK-Lamellen bei allen Versuchen bis 10 cm vor den Auflagerpunkt geführt. Bei den Versuchen der Reihe trv_0,35_K erfolgte die Endverankerung hingegen in Nähe des maximalen Momentenbereichs. Hierdurch sollte bewusst das vorzeitige Versagen der Endverankerung herbeigeführt werden. Gleichzeitig wurde an ausgesuchten Trägern die Dehnung der CFK-Lamelle mittels DMS innerhalb des Endverankerungsbereichs aufgezeichnet und die in der Klebefuge wirkende Verbundschubspannung berechnet. In Anlehnung an die Ergebnisse von Kapitel 6 wurde der angenommene Verankerungsbereich dabei mit einer Länge von 300 mm festgelegt.

8.6.3.1 Verankerung im Auflagerbereich

An den Trägern der Versuchsreihe trv_0,23 wurden auf die seitlich in Schlitzen geklebten CFK-Lamellen vom Typ S2.025/80 im Bereich der Endverankerung je drei DMS aufgebracht. Zwischen den Messstellen bzw. zum Lamellenende wurde ein Abstand von jeweils 100 mm gewählt. Die Berechnung der Verbundschubspannung erfolgte nach dem in Abschnitt 7.1.2.4 beschriebenen Verfahren an den Mittelpunkten zwischen zwei benachbarten Messstellen.

Da die Verbundschubspannung am freien Lamellenende zu Null abfällt, konnten mit dieser Messanordnung vier Einzelspannungswerte ermittelt werden.

In Abbildung 8-16 sind die aus den Lamellendehnungen berechneten Verbundschubspannungsverläufe in der Klebefuge für unterschiedliche Bruchlastanteile des Biegeversuchs dargestellt. Unmittelbar vor dem Lamellenende stellten sich erwartungsgemäß die größten Verbundspannungen ein. Aufgrund des geringen Biegemoments am Endauflager lag der Höchstwert von $0,62 \text{ N/mm}^2$ jedoch deutlich unterhalb der im Auszugversuch ermittelten Werte (ca. 15 bis 20 N/mm^2). Die Ergebnisse bestätigen, dass bei dem hier untersuchten Versuchsaufbau mit im Auflagerbereich verankerten CFK-Lamellen kein Endverankerungsversagen zu erwarten war.

Darüber hinaus stellte sich bei geringen Versuchslasten bereits ab einer Verbundlänge von 150 mm eine nahezu konstante Verbundschubspannung ein. Zur Abschätzung des weiteren Schubspannungsverlaufs sei angemerkt, dass das Integral

$$\int_0^{a'} 2 \cdot b_L \cdot \tau_{250} dx \quad (8.9)$$

mit der am Punkt $x = 250 \text{ mm}$ ermittelten Verbundschubspannung τ_{250} stets eine gute Annäherung an die im maximalen Momentenbereich gemessene Lamellenzugkraft $F_L(\epsilon_{\text{DMS}})$ lieferte. Demzufolge kann im Verbundbereich $250 < x < a'$ von einer weitgehend konstanten Schubspannung ausgegangen werden.

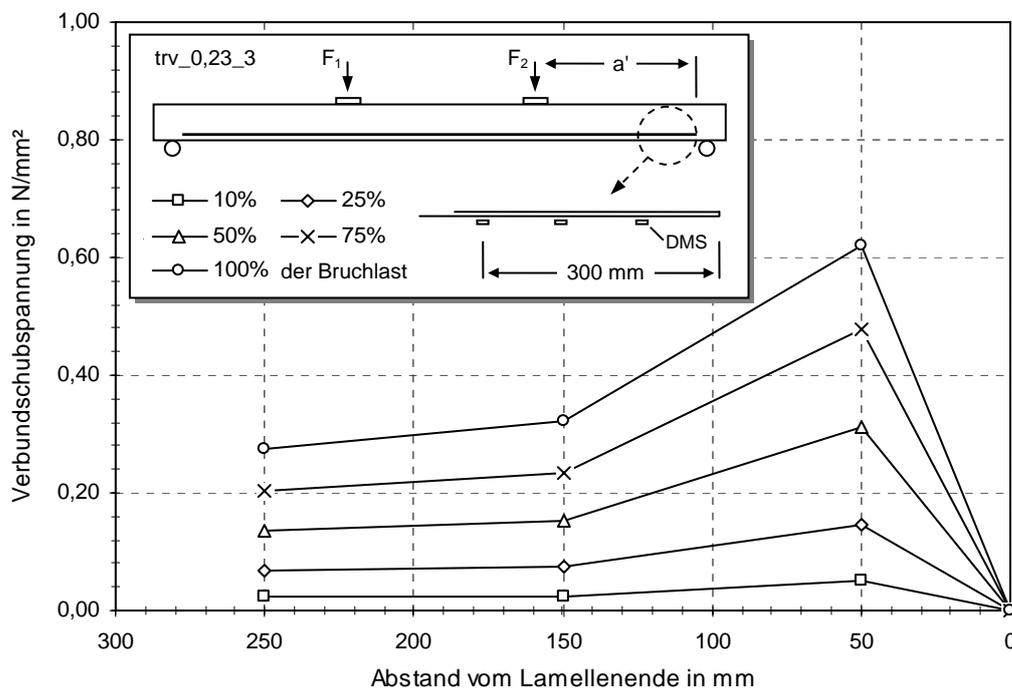


Abbildung 8-16: Schubspannungsverläufe bei Verankerung im Auflagerbereich

8.6.3.2 Verankerung im Bereich der Lasteinleitung

Gegenüber Abschnitt 8.6.3.1 wurden die Verbundschubspannungen der im Lasteinleitungsbereich verankerten CFK-Lamellen über insgesamt fünf DMS ermittelt. Anhand eines weiteren DMS wurde außerdem die Normalkraft in der Lamelle am lastseitigen Verbundende

gemessen. Um eine definierte Verbundlänge zu erhalten, wurden die Fügeiteile im Bereich der Kraftmessung durch zwei PTFE-Streifen lokal entkoppelt. Abbildung 8-17 zeigt die Messanordnung sowie die Berechnungsergebnisse der Verbundschubspannung für unterschiedliche Bruchlastanteile des Biegeversuchs.

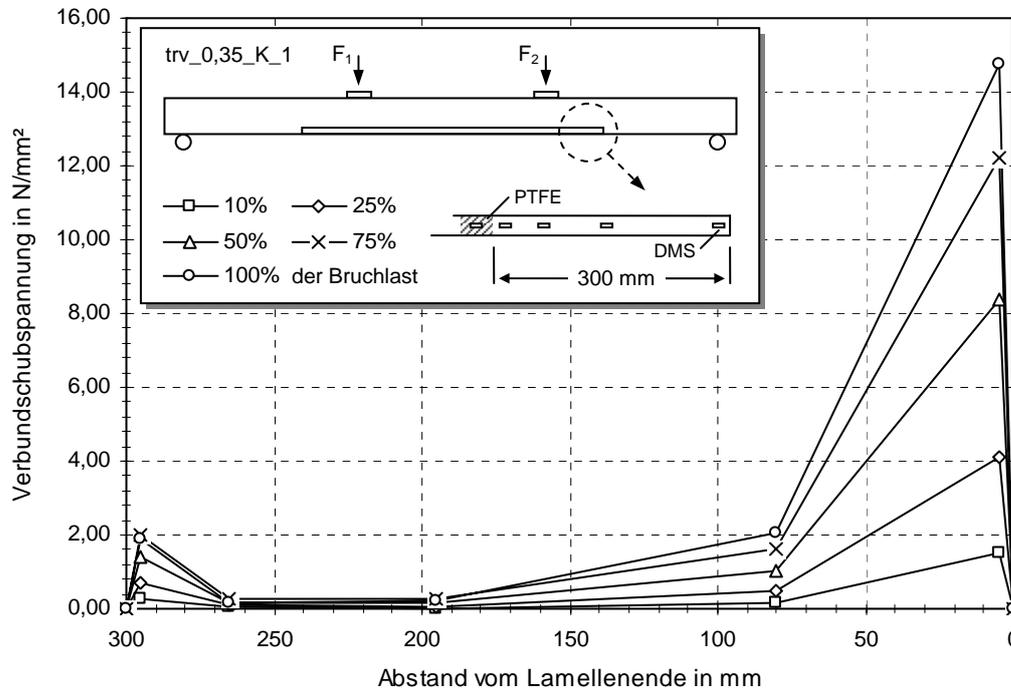


Abbildung 8-17: Schubspannungsverläufe bei Verankerung im Bereich der Lasteinleitung

Die Kurvenverläufe lassen erkennen, dass sich gegenüber den am Endauflager verankerten CFK-Lamellen erheblich größere Verbundschubspannungen einstellten. Die Schubspannungen lagen stets in einer vergleichbaren Größenordnung wie die im Auszugversuch gemessenen Spitzenwerte. Bei zwei der insgesamt drei Versuche wurde vor dem Biegeversagen ein Abfall der Verbundschubspannung am lastfreien Lamellenende beobachtet. Ob dieses auf ein Versagen des Verbunds oder die lokale Schädigung des Holzes hinter der Endverankerung zurückzuführen war, konnte anhand der Messergebnisse nicht geklärt werden. Da in allen drei Versuchen letztendlich Holz- bzw. KZV-Versagen eintrat, konnte trotz der vermeintlichen Schädigung des Klebeverbunds kein Endverankerungsversagen beobachtet werden.

8.6.4 Referenzversuche

Aus den an Referenzträgern durchgeführten 4-Punkt-Biegeversuchen ergab sich eine mittlere Gesamtbruchlast von 97,1 kN bei einer Varianz von 10,8%. Für die elastische Biegezugspannung wurde ein Mittelwert von 35,2 N/mm² erreicht, welcher erwartungsgemäß deutlich über den Angaben der [DIN 1052] mit 24,0 N/mm² lag. In Abbildung 8-18 sind die Last-Verschiebungs-Kurven der sieben Einzelversuche mit einem um 25 mm versetzten Abszissenursprung dargestellt. Die nach den Gleichungen (8.3) bzw. (8.5) berechneten lokalen bzw. globalen Biegesteifigkeiten sowie deren Mittelwert sind in Tabelle 8-2 angegeben.

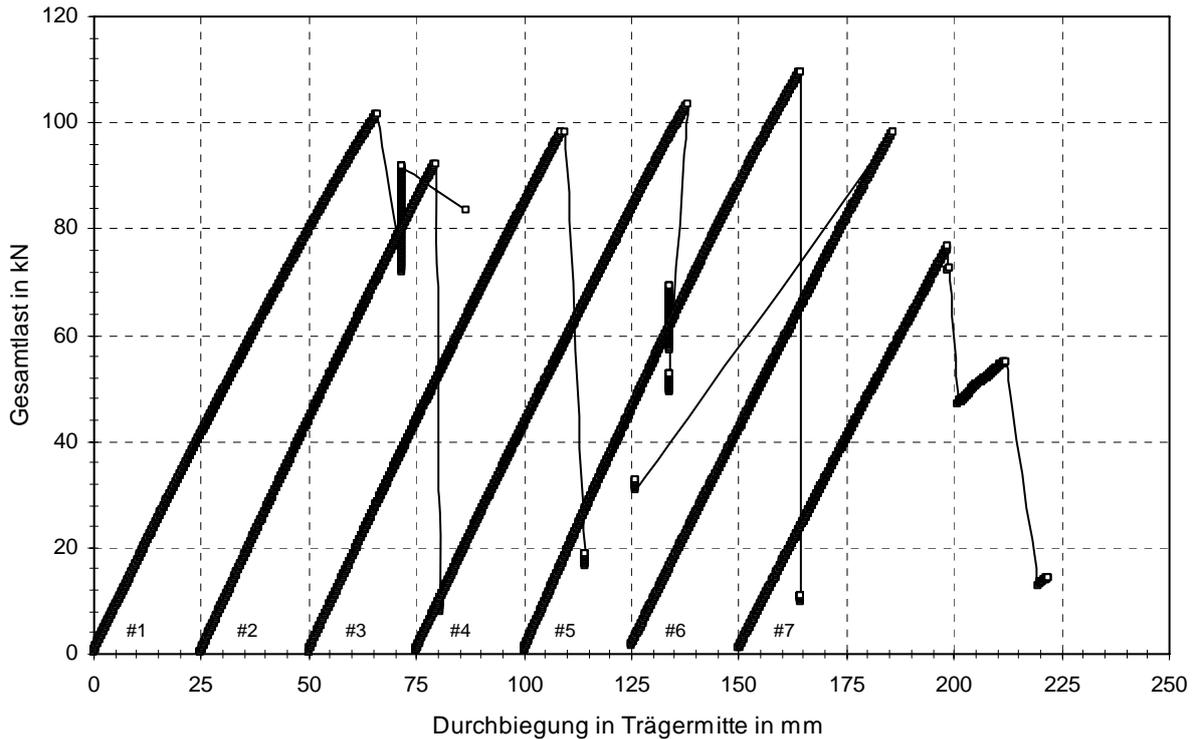


Abbildung 8-18: Versetzte Last-Verschiebungs-Kurven der Referenzträger

Tabelle 8-2: Ergebnisse der Biegeversuche an unverstärkten Referenzträgern

Bezeichnung	Anzahl	ρ [%]	Mittelwerte (VarK in %) der Einzelprüfungen				
			F_{\max} [kN]	$f_{BZ,\max}$ [N/mm ²]	EI_{lokal} [Nmm ²]	EI_{global} [Nmm ²]	EI_m [Nmm ²]
trv_REF	7	0,00	97,1 (10,8)	35,2 (11,4)	$5,32 \cdot 10^{12}$ (5,5)	$4,92 \cdot 10^{12}$ (4,7)	$5,12 \cdot 10^{12}$ (4,8)

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Biegeversuche an CFK-verstärkten BSH-Trägern vorgestellt. Die Beurteilung des Tragverhaltens erfolgt auf Grundlage der für die Referenzträger ermittelten mittleren Kenngrößen.

8.6.5 Versuche mit oberflächiger Verstärkung ($\rho = 0,22\%$)

An zwei Versuchen der Reihe trv_0,22 sollte das Trag- und Bruchverhalten von oberflächlich verstärkten Trägern untersucht werden. Zu diesem Zweck wurde je eine Lamelle vom Typ S812 mit einer Länge von 5,30 m mittig auf die Trägerunterseite geklebt. Die Lamellen wurden auf beiden Seiten bis 10 cm vor die Auflager geführt. Die Verklebung erfolgte nach der in Abschnitt 8.3 beschriebenen Vorgehensweise.

In beiden Versuchen trat das Biegeversagen schlagartig und ohne Ankündigung ein. Der Probekörper trv_0,22_1 versagte an einer KZV; der Versuch trv_0,22_2 an einem Astloch. In beiden Fällen gingen die Schädigungen von der untersten Brettlamelle aus. Durch das Zugversagen, mit dem ein relativer Versatz der angrenzenden Brettlamellen einherging, wurde

der Verbund zwischen Holz und Klebstoff derart beschädigt, dass sich die CFK-Lamelle augenblicklich über den gesamten Verbundbereich ablöste. Das linke Bild in Abbildung 8-19 zeigt die horizontalen Rissverläufe nach dem Bruchversagen mit der vollständig vom Träger abgelösten CFK-Lamelle. Im rechten Bild ist deutlich der Ausgangsbereich der Ablösung am vertikalen Versatz der Brettlamellen zu erkennen.



Abbildung 8-19: Versagensbilder von Trägern mit aufgeklebter CFK-Lamelle (S812)

Die Ergebnisse der Traglast- und Steifigkeitsmessungen sind in Tabelle 8-3 zusammengefasst dargestellt. Gegenüber den Referenzträgern konnte die Bruchlast im Mittel um rund 27% gesteigert werden; die Biegesteifigkeit lag ca. 10% über der der unverstärkten Träger.

Tabelle 8-3: Ergebnisse der Biegeversuche mit oberflächiger Verstärkung

Bezeichnung	Anzahl	ρ [%]	Mittelwerte (VarK in %) der Einzelprüfungen				
			F_{\max} [kN]	$f_{BZ,\max}$ [N/mm ²]	EI_{lokal} [Nmm ²]	EI_{global} [Nmm ²]	EI_m [Nmm ²]
trv_0,22	2	0,22	123,4 (8,0)	41,3 (7,9)	$5,94 \cdot 10^{12}$ (6,2)	$5,35 \cdot 10^{12}$ (6,0)	$5,65 \cdot 10^{12}$ (6,1)
<i>Steigerung gegenüber Referenz:</i>			+ 27,0%	+ 17,5%	+ 11,6%	+ 8,7%	+ 10,2%

8.6.6 Versuche mit seitlich eingeschlitzter Verstärkung ($\rho = 0,23\%$)

Die Träger mit seitlich in Schlitze geklebten CFK-Lamellen vom Typ S2.025/80 zeigten ein ähnlich sprödes Tragverhalten, wobei der Tragfähigkeitsverlust erneut durch ein Zugversagen der untersten Brettlamelle eingeleitet wurde. Gegenüber den im vorangehenden

Abschnitt beschriebenen Versuchen führte der vertikalen Versatz der untersten Brettlamelle jedoch zum Verbundversagen zwischen Klebstoff und CFK, woraufhin sich am Lamellenende eine Verschiebung der Füge-teile von mehreren Zentimetern einstellte (vgl. Abbildung 8-10, rechts). Durch die Klemmwirkung des Schlitzes kam es infolge des Aufreißens der Brettlamellen vereinzelt auch zum Abscheren der CFK-Lamelle quer zur Faserrichtung.

Tabelle 8-4: Ergebnisse der Biegeversuche mit seitlich eingeschlitzter Verstärkung

Bezeichnung	Anzahl	ρ [%]	Mittelwerte (VarK in %) der Einzelprüfungen				
			F_{\max} [kN]	$f_{BZ,\max}$ [N/mm ²]	EI_{lokal} [Nmm ²]	EI_{global} [Nmm ²]	EI_m [Nmm ²]
trv_0,23	3	0,23	100,3 (14,6)	34,4 (14,7)	$5,15 \cdot 10^{12}$ (7,5)	$4,80 \cdot 10^{12}$ (4,4)	$4,98 \cdot 10^{12}$ (6,0)
Steigerung gegenüber Referenz:			+ 3,3%	- 2,2%	- 3,2%	- 2,5%	- 2,8%

Die in Tabelle 8-4 angegebenen Mittelwerte zeigen, dass durch die seitliche Verklebung der Lamellen bei einem Verstärkungsgrad von lediglich 0,23% keine nachvollziehbare Tragfähigkeitssteigerung erreicht wurde. Bei den berechneten Biegesteifigkeiten wurde hingegen eine Abnahme von mehreren Prozent festgestellt. Dies legt die Vermutung nahe, dass die Holzeigenschaften der Stichprobe deutlich unter den Vergleichswerten der Referenzträger lagen. Ein Vergleich ist somit nur bedingt aussagekräftig.

8.6.7 Versuche mit unterseitig eingeschlitzter Verstärkung ($\rho = 0,35\%$)

Um dem frühen Zugversagen der untersten Brettlamelle entgegenzuwirken, wurden an der Trägerunterseite der Versuchsreihe trv_0,35 drei in Schlitze geklebte CFK-Lamellen vom Typ S2.025/80 appliziert. Die Breite der Randleiste wurde in Anlehnung an die Ergebnisse von Abschnitt 6.7.5.5 mit $b_r = 20$ mm gewählt.

Tabelle 8-5: Ergebnisse der Biegeversuche mit unterseitig eingeschlitzter Verstärkung

Bezeichnung	Anzahl	ρ [%]	Mittelwerte (VarK in %) der Einzelprüfungen				
			F_{\max} [kN]	$f_{BZ,\max}$ [N/mm ²]	EI_{lokal} [Nmm ²]	EI_{global} [Nmm ²]	EI_m [Nmm ²]
trv_0,35	3	0,35	150,1 (5,7)	50,6 (8,0)	$5,83 \cdot 10^{12}$ (6,9)	$5,28 \cdot 10^{12}$ (5,1)	$5,55 \cdot 10^{12}$ (5,9)
Steigerung gegenüber Referenz:			+ 54,5%	+ 44,0%	+ 9,5%	+ 7,3%	+ 8,4%

Bei allen drei Versuchen konnten signifikante Tragfähigkeitssteigerungen erzielt werden. Diese lagen im Mittel bei 54,5%, während die Gesamtbruchlast des Versuchs trv_0,35_1 sogar um 65% über der der Referenzträger lag. Obwohl die Zunahme der Biegesteifigkeit deutlich geringer war, lagen die Vergleichswerte im Mittel um 8,4% über den Ergebnissen der unverstärkten Träger. Bei zwei Prüfkörpern zeigten die Last-Verschiebungs-Kurven ab einer Gesamtlast von ca. 120 kN einen zunehmend nichtlinearen Verlauf. Gleichzeitig wurden im maximalen Momentenbereich der obersten Brettlamelle erste Ansätze einer plastischen

Druckzone beobachtet (siehe Abbildung 8-20, links). Die an der Trägeroberkante gemessenen Holzdehnungen lieferten Werte zwischen 3,5‰ und 4,5‰.

Wie das rechte Bild in Abbildung 8-20 exemplarisch zeigt, ging das Bruchversagen dieser Versuchreihe erneut von Fehlstellen bzw. KZV im Biegezugbereich aus. Auch hier kam es in Richtung eines Auflagers zum vollständigen Verbundversagen zwischen Klebstoff und CFK-Lamelle, was einen Versatz der Fügeiteile am Lamellenende mit sich brachte.

Bei dem Versuch *trv_0,35_3* fand gemäß Abschnitt 8.6.2.2 eine plötzliche Umlagerung der inneren Zugspannungen von der Brettlamelle auf die CFK-Lamelle statt (vgl. auch Abbildung 8-15). Die Schädigung der KZV führte jedoch lediglich zu einem geringen Abfall der Prüflast. Anschließend konnte auf den Träger bei annähernd konstanter Last für ca. 90 Sekunden noch eine zusätzliche Verformung aufgebracht werden. Das Versagen ging letztendlich von einer anderen KZV in der zweituntersten Brettlamelle aus.



*Abbildung 8-20: Versuch *trv_0,35_1*: plastische Verformung der obersten Brettlamelle (links); Biegezugversagen an lokaler Fehlstelle in der untersten Brettlamelle (rechts)*

Die Versuchsergebnisse bestätigen, dass mit der hier gewählten Lamellenanordnung bereits eine deutliche Verbesserung der Biegetrageigenschaften erzielt werden konnte. Aufgrund des moderaten Verstärkungsgrads von lediglich 0,35% sollte an dem gleichen Verbundquerschnitt zusätzlich die Effektivität von Vollgewindeschrauben untersucht werden (siehe Abschnitt 8.6.7.1). Anschließend wurde geprüft, inwiefern sich eine Reduzierung der Verklebelänge auf das Trag- bzw. Verbundverhalten auswirkt. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen werden in Abschnitt 8.6.7.2 diskutiert.

8.6.7.1 Versuche mit Vollgewindeschrauben

Die Träger der Reihe trv_0,35_VGS wurden zusätzlich durch je 28 Vollgewindeschrauben (VGS) vom Typ ASSY plus der Firma Würth GmbH & Co. KG verstärkt. Die Schrauben sind unter anderem für den Anschluss von Holzbauteilen aus Brettschichtholz unter der Nummer Z-9.1-614 allgemein bauaufsichtlich zugelassen. Der hier verwendete Schraubentyp hatte eine Länge von 330 mm und einen Kern- bzw. Gewindeaußendurchmesser von 5,0 bzw. 8,0 mm. Als Unterlegscheiben kamen Scheiben nach [DIN 440] mit einem Durchmesser von 28 mm zum Einsatz. In Anlehnung an die Versuche von Svecova und Eden [Sve04] wurde ein der Trägerhöhe entsprechender Schraubenabstand von $h = 360$ mm sowie eine zweireihige Anordnung gewählt. Die Schrauben wurden über eine Bohr- bzw. Montagevorrichtung von der Trägerunterseite zwischen den bereits verklebten CFK-Lamellen ohne Vorbohren eingeschraubt (vgl. Abbildung 8-21, links).

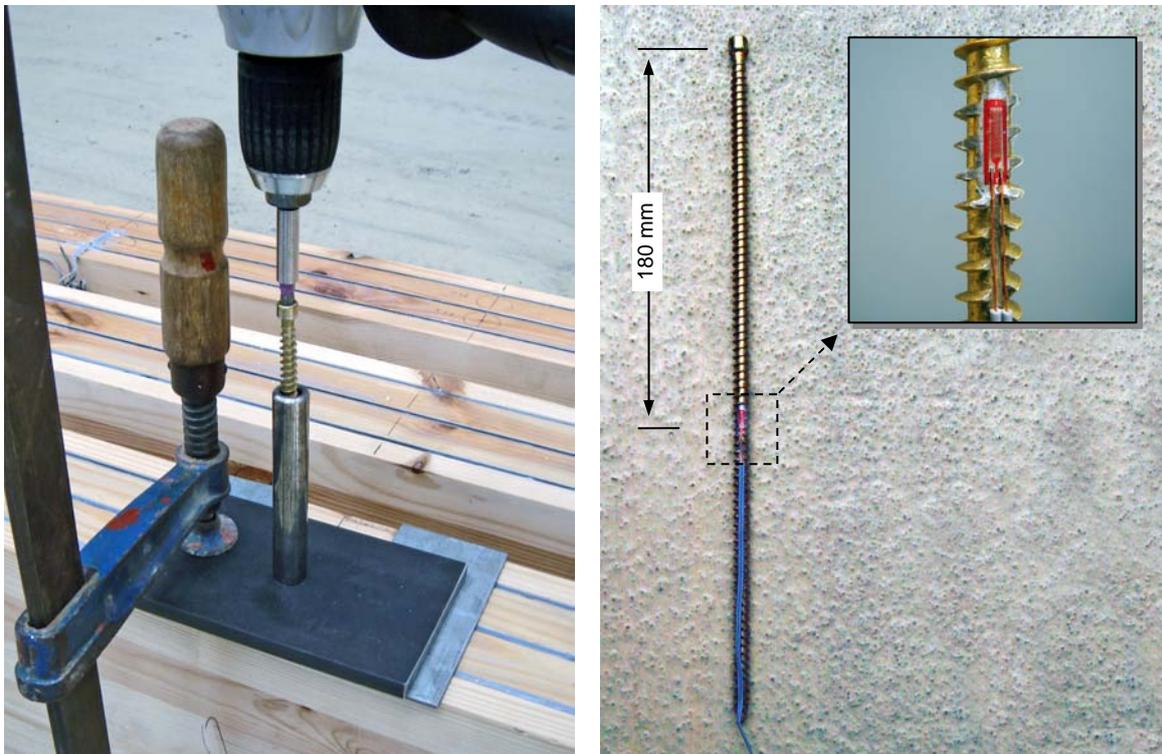


Abbildung 8-21: Bohr- bzw. Montagevorrichtung zum Einschrauben der VGS (links);
Schraube mit aufgeklebtem DMS (rechts)

Um die Tragwirkung nachvollziehen zu können, wurden im Bereich der maximalen Querkraft die Dehnungen einzelner Schrauben mittels DMS aufgezeichnet. Zu diesem Zweck wurde das Schraubengewinde in einem Abstand von $h/2 = 180$ mm hinter dem Zylinderkopf abgefräst und anschließend ein DMS auf dem Schraubenkern angebracht. Die Messzuleitung verlief durch eine in das Schraubengewinde gefräste Nut. Abbildung 8-21 (rechts) zeigt die VGS mit angeklebter Dehnmessstelle.

Da das Einschrauben zur Beschädigung der Messvorrichtung geführt hätte, wurden die Schrauben mittels Sikadur 330 in den Träger eingeklebt. Hierzu wurden sie in ein zunächst unverfülltes Bohrloch mit einem Durchmesser von 10 mm gesteckt und die Messzuleitung an der Trägeroberseite herausgeführt. Anschließend wurde der Klebstoff über eine Einspritz-

kartusche in das Bohrloch gespritzt. Durch das Herausquellen des Klebstoffs auf der gegenüberliegenden Trägerseite konnte die vollständige Verklebung sichergestellt werden. Die Lage der Messstellen können der Versuchsdokumentation in Anhang C entnommen werden. Die Ergebnisse der Biegeversuche sind in Tabelle 8-6 dargestellt

Tabelle 8-6: Ergebnisse der Biegeversuche mit unterseitig eingeschlitzter Verstärkung und Vollgewindeschrauben

Bezeichnung	Anzahl	ρ [%]	Mittelwerte (VarK in %) der Einzelprüfungen				
			F_{\max} [kN]	$f_{BZ,\max}$ [N/mm ²]	EI_{lokal} [Nmm ²]	EI_{global} [Nmm ²]	EI_m [Nmm ²]
trv_0,35_VGS	3	0,35	129,1 (14,1)	43,6 (14,7)	$5,86 \cdot 10^{12}$ (5,3)	$5,32 \cdot 10^{12}$ (2,3)	$5,59 \cdot 10^{12}$ (3,2)
Steigerung gegenüber Referenz:			+ 33,0%	+ 23,9%	+ 10,2%	+ 8,1%	+ 9,2%

Es ist anzumerken, dass die maximale Gesamttraglast der Versuche gegenüber baugleichen Trägern ohne VGS um rund 15% abfiel. Gleichzeitig nahm die Streuung der Einzelwerte um ein Vielfaches zu. Als eine mögliche Ursache für den deutlichen Rückgang der Traglast zeigt das linke Bild in Abbildung 8-22 das Biegezugversagen an der Trägerunterseite in unmittelbarer Nähe der Verschraubung. Die durch die VGS eingebrachten lokalen Fehlstellen haben vermutlich das Zugversagen des Holzes zusätzlich begünstigt.



Abbildung 8-22: Biegeriss an VGS (links); Behinderung der Rissausbreitung durch VGS (rechts)

Ein nachvollziehbarer Einfluss der VGS auf die Biegesteifigkeit konnte nicht festgestellt werden. Die Werte lagen mit Zunahmen zwischen 7% und 11% nur geringfügig über denen

der Reihe trv_0,35. Die relative Standardabweichung der globalen Biegesteifigkeiten lag mit nur 2,3% deutlich unter den Ergebnissen aller übriger Versuchsreihen, was auf eine Verringerung der natürlichen Streuungen der Brettschichtholzes hin zu einem homogeneren Trägeraufbau vermuten lässt. Eine Aussage über den tatsächlichen Einfluss von VGS ist aufgrund des geringen Stichprobenumfangs jedoch nur eingeschränkt möglich.

Eine Auswertung der im Querkraftbereich gemessenen Dehnungen hat ergeben, dass von den Schrauben selbst bei maximaler Trägerbeanspruchung lediglich Normalkräfte zwischen 0,3 und 0,9 kN aufgenommen wurden. Demzufolge muss die Funktion der VGS als tragendes Verstärkungselement für den hier untersuchten Anwendungsfall als vernachlässigbar angesehen werden.

Nichtsdestotrotz konnte ein positiver Einfluss der VGS auf die Rissverläufe festgestellt werden. So zeigten sich bei den Trägern mit VGS analog Abbildung 8-22 (rechts) deutlich geringere Rissverzweigungen. Die vielfach beobachteten, quer durch den Träger verlaufenden Horizontalrisse traten bei keiner der Proben auf.

8.6.7.2 Versuche mit lokaler Verstärkung

Auf die Dehnungs- und Schubspannungsverläufe der CFK-Lamelle im Endverankerungsbereich lokaler Verstärkungen wurde in Abschnitt 8.6.3.2 bereits ausführlich eingegangen. Im Folgenden sollen daher ausschließlich das Tragverhalten sowie die Bruchmechanismen der Versuchsreihe trv_0,35_K diskutiert werden.

Tabelle 8-7: Ergebnisse der Biegeversuche mit lokaler Verstärkung

Bezeichnung	Anzahl	ρ [%]	Mittelwerte (VarK in %) der Einzelprüfungen				
			F_{\max} [kN]	$f_{BZ,\max}$ [N/mm ²]	EI_{lokal} [Nmm ²]	EI_{global} [Nmm ²]	EI_m [Nmm ²]
trv_0,35_K	3	0,35	124,8 (16,2)	42,2 (18,5)	$5,99 \cdot 10^{12}$ (13,7)	$5,35 \cdot 10^{12}$ (10,5)	$5,67 \cdot 10^{12}$ (12,1)
<i>Steigerung gegenüber Referenz:</i>			+ 28,5%	+ 20,0%	+ 12,5%	+ 8,7%	+ 10,7%

In Tabelle 8-7 sind die Ergebnisse der Biegeprüfungen für BSH-Träger mit lokaler Verstärkung dargestellt. Aufgrund einer Reduzierung der Lamellenlänge von 5.300 mm auf 3.120 mm lag der Mittelwert der Tragfähigkeit mit 124,8 kN erwartungsgemäß deutlich unter den am vollständig verklebten Träger ermittelten Werten. Gegenüber den unverstärkten Trägern konnte dennoch eine um fast 30% höhere Gesamttraglast aufgenommen werden. Mit Steigerungen zwischen 8,7% bis 12,5% lagen die Biegesteifigkeiten in vergleichbaren Größenordnungen wie die Ergebnisse der Reihe trv_0,35.

Wie in Abschnitt 8.6.3.2 beschrieben, versagten zwei der drei Versuche in der untersten Brettlamelle unmittelbar hinter der Endverankerung. Das Zusammenwirken der Biegespannung mit einer zum Lamellenende stark zunehmenden Verbundschubspannung hat vermutlich zu dem in Abbildung 8-23 (links) dargestellten Bruchbild geführt. Dem lokalen Versagen der untersten Brettlamelle folgte schlagartiges Risswachstum über die gesamte Verklebelänge, was zum sofortigen Ausfall der Klebeverstärkung führte. Ein vergleichbarer

Mechanismus wurde in der rechten Darstellung beobachtet, wo sich von der KZV ausgehend die gesamte unterste Brettlamelle abschälte.



Abbildung 8-23: Bruchversagen unmittelbar hinter dem Lamellenende: Versagen im Holz, *trv_0,35_K_3* (links); Versagen an der KZV, *trv_0,35_K_1* (rechts)

8.6.8 Versuche mit umseitig eingeschlitzter Verstärkung ($\rho = 0,81\%$)

Unter Beachtung der statischen und verbundtechnischen Randbedingungen kam bei der Versuchsreihe *trv_0,81* die maximal im Querschnitt unterzubringende Lamellenanzahl des Typs S2.025/80 zum Einsatz. Von den insgesamt sieben in Schlitz gelebten Lamellen wurden fünf an der Unterseite und zwei an den Seiten appliziert. Der Stärke der Randleiste sowie der Achsabstand benachbarter Lamellen wurde mit $b_r = 20$ mm vorgegeben. Um eine Überschreitung der maximal aufnehmbaren Holzschubspannung im Bereich der Endverankerung zu vermeiden, wurde zwischen der untersten und der seitlich verklebten Lamellenlage wiederum ein Mindestabstand von 20 mm eingehalten.

Tabelle 8-8: Ergebnisse der Biegeversuche mit umseitig eingeschlitzter Verstärkung

Bezeichnung	Anzahl	ρ [%]	Mittelwerte (VarK in %) der Einzelprüfungen				
			F_{\max} [kN]	$f_{BZ,\max}$ [N/mm ²]	EI_{lokal} [Nmm ²]	EI_{global} [Nmm ²]	EI_m [Nmm ²]
<i>trv_0,81</i>	2	0,81	160,8 (7,8)	50,0 (9,2)	$6,65 \cdot 10^{12}$ (18,1)	$5,89 \cdot 10^{12}$ (12,5)	$6,27 \cdot 10^{12}$ (15,5)
Steigerung gegenüber Referenz:			+ 65,6%	+ 42,1%	+ 25,0%	+ 19,8%	+ 22,5%
Steigerung gegenüber <i>trv_0,35</i> :			+ 7,2%	- 1,3%	+ 14,1%	+ 11,6%	+ 12,9%

In Tabelle 8-8 sind die Steigerungen der Auswertungsergebnisse im Vergleich zu den Referenzträgern sowie den Versuchen der Reihe *trv_0,35* wiedergegeben. Während die Bruchlast gegenüber den unverstärkten Trägern im Mittel um 65,6% anstieg, wurde im Vergleich zur Reihe *trv_0,35* nur eine Zunahme von 7,2% erreicht. Bezüglich der mittleren Biegesteifigkeit lassen Vergleichswerte von +22,5% (Referenz) bzw. +12,9% (*trv_0,35*) erneut auf eine deutliche Verbesserung schließen.

Die vergleichsweise geringe Steigerung der Tragfähigkeit von nur 7,2% lässt sich unter anderem dadurch erklären, dass sowohl bei der Versuchsreihe *trv_0,35* als auch *trv_0,81* erste plastische Bereiche in der Biegedruckzone beobachtet wurden (vgl. Abbildung 8-9). Durch das Erreichen der Druckfestigkeit in der oberen Holzfaser erklärt sich ebenfalls die annähernd konstante Biegebruchspannung $f_{BZ,max}$, welche in guter Übereinstimmung mit den im einaxialen Druckversuch ermittelten Holzfestigkeiten ist (vgl. Anhang A).



Abbildung 8-24: Zugversagen an der KZV im maximalen Momentenbereich (*trv_0,81*)

Trotz des anfänglich duktilen Verhaltens versagten die Träger letztendlich durch sprödes Biegezugversagen in der untersten Brettlamelle. Abbildung 8-24 zeigt typische Versagensbilder an den KZV der Trägerunterseite.

8.6.9 Versuche mit kombinierter Verstärkung ($\rho = 0,91\%$)

Um einen oberen Grenzwert für den Verstärkungsgrad abzuschätzen, wurden in einer abschließenden Versuchsreihe drei Träger mit einer Kombination aus eingeschlitzter und aufgeklebter CFK-Bewehrung untersucht. Hierzu wurden vier in Schlitze geklebte CFK-Lamellen des Typs S2.025/80 unter Beachtung der Mindestabstände nach Abschnitt 8.6.8 in den Trägerseiten appliziert. Auf der Trägerunterseite wurden zusätzlich zwei übereinander

aufgeklebte CFK-Lamellen vom Typ S812 angebracht. Die Prüfergebnisse sind in Tabelle 8-9 dargestellt.

Tabelle 8-9: Ergebnisse der Biegeversuche mit kombinierter Verstärkung

Bezeichnung	Anzahl	ρ [%]	Mittelwerte (VarK in %) der Einzelprüfungen				
			F_{\max} [kN]	$f_{BZ,\max}$ [N/mm ²]	EI_{lokal} [Nmm ²]	EI_{global} [Nmm ²]	EI_m [Nmm ²]
trv_0,91	3	0,91	182,6 (4,2)	56,0 (6,5)	$7,22 \cdot 10^{12}$ (10,1)	$6,42 \cdot 10^{12}$ (5,6)	$6,82 \cdot 10^{12}$ (7,9)
<i>Steigerung gegenüber Referenz:</i>			+ 88,0%	+ 59,3%	+ 35,7%	+ 30,5%	+ 33,2%
<i>Steigerung gegenüber trv_0,35:</i>			+ 21,7%	+ 10,6%	+ 23,9%	+ 21,6%	+ 22,8%

Von allen durchgeführten Biegeversuchen konnten bei den Prüfungen der Reihe trv_0,91 die mit Abstand größten Steigerungen erzielt werden. Die Tragfähigkeiten lagen im Mittel um fast 90% über den Werten der Referenzträger. Gegenüber der Reihe trv_0,35 konnte die Bruchlast erneut um rund 22% gesteigert werden, was zum Teil auf die günstig wirkende Anordnung der Äste und KZV in der Biegezugzone zurückgeführt werden kann. Aufgrund des größeren statischen Hebelarms der an der Trägerunterseite verklebten CFK-Lamellen lagen die Biegesteifigkeiten um mehr als 30% über denen der unverstärkten Träger.

Bei allen drei Versuchen wurden teils erhebliche plastische Verformungen des Biegedruckbereichs festgestellt. Bei dem Prüfkörper trv_0,91_1, dessen Last-Verschiebungs-Kurve den duktilsten Verlauf aufwies, nahm die plastische Zone fast ein Drittel der Querschnittshöhe ein. Durch die großen Stauchungen trat über die gesamte Breite der obersten Brettlamelle eine sichtbare Ablösung vom übrigen Querschnitt ein. Insgesamt wurden an diesem Prüfkörper drei voneinander getrennte Plastizitätsbereiche beobachtet.

Die starken plastischen Verformungen der Druckzone lassen vermuten, dass für die hier untersuchte Holzqualität selbst bei höheren Verstärkungsgraden keine signifikante Zunahme der Biegetragfähigkeit zu erwarten gewesen wäre. Durch die infolge der Plastifizierung auftretenden hohen Krümmungen ging das Bruchversagen letztlich erneut von Astlöchern bzw. KZV in der untersten Brettlamelle aus.

8.7 Zusammenfassung zum Tragverhalten

An insgesamt 26 verstärkten und unverstärkten Biegeträgern aus BSH wurde das Kurzzeitverhalten im quasi-statischen 4-Punkt-Biegeversuch untersucht. In Abhängigkeit der eingesetzten Klebebewehrung konnten teils erhebliche Verbesserungen des Trag- und Bruchverhaltens festgestellt werden. Durch Aufzeichnung der Holzdehnungen über die Querschnittshöhe sowie entlang der Klebebewehrung konnte das Biege- bzw. Verbundverhalten der Füge-teile Holz bzw. CFK nachvollzogen werden. Gleichzeitig wurden die für BSH-Träger charakteristischen Versagensmechanismen identifiziert. Im Folgenden sollen die Ergebnisse zusammengefasst und bewertet werden.

In Abbildung 8-25 ist eine Übersicht der maximalen Bruchlasten und globalen Biegesteifigkeiten aller Einzelversuche dargestellt. Um den Einfluss der statischen Höhe der geklebten

Bewehrung zu berücksichtigen, sind die Ergebnisse in Abhängigkeit des statischen Verstärkungsgrads nach Gleichung (8.1) aufgetragen. Zum Vergleich ist zusätzlich die Steigerung gegenüber dem Mittelwert der unverstärkten Referenzträger angegeben. Mit Ausnahme der seitlich verstärkten Prüfkörper *trv_0,23* sowie je eines Versuchs der Reihen *trv_0,35_VGS* bzw. *trv_0,35_K* lassen die Diagramme eine mit steigendem statischem Verstärkungsgrad annähernd konstante Zunahme der Bruchlast erkennen. Eine ähnliche Tendenz ist bei den Ergebnissen der globalen Biegesteifigkeit zu beobachten. Es zeigt sich darüber hinaus eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen anderer Forschungsarbeiten (z. B. Blass et al. [Bla03]).

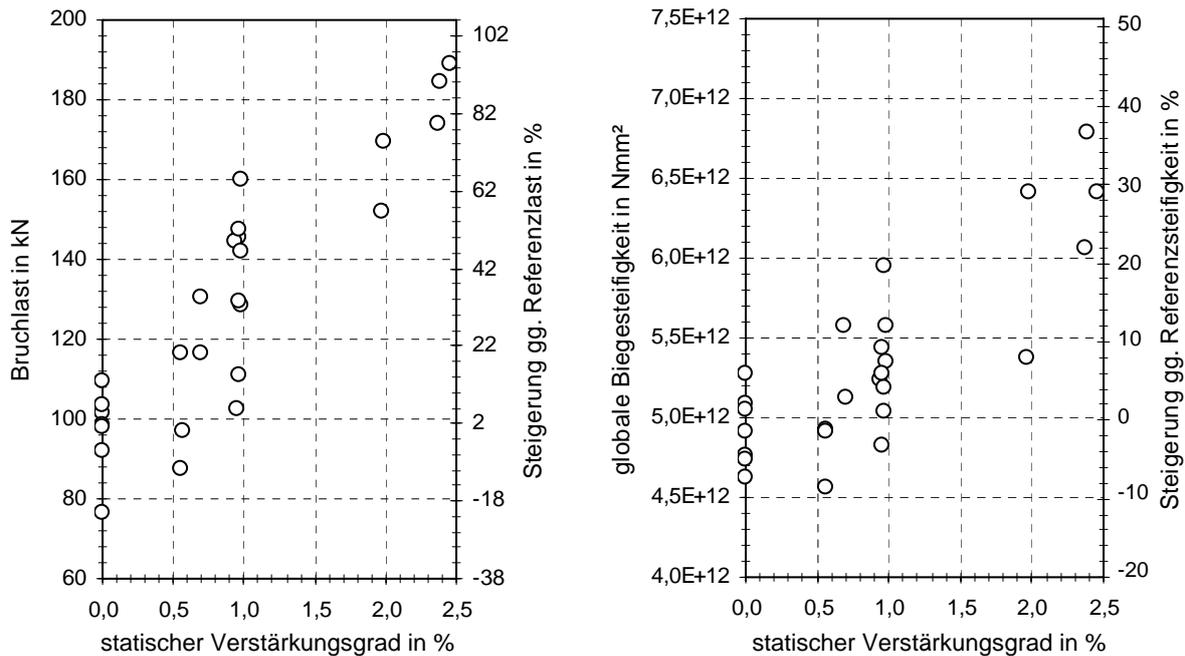


Abbildung 8-25: Übersicht der Prüfergebnisse in Abhängigkeit des statischen Verstärkungsgrads

Die vergleichsweise geringen Werte der Reihe *trv_0,23* ($\rho_{stat} = 0,56\%$) legen die Vermutung nahe, dass es bei einer an den Trägerseiten eingeklebten CFK-Bewehrung zur Schwächung des Verbundquerschnitts kommen kann, so dass sowohl mit einem Abfall der Traglast als auch der Biegesteifigkeit zu rechnen ist. In Kombination mit unterseitig eingeschlitzt verklebten oder oberflächlich aufgeklebten CFK-Lamellen konnte jedoch kein negativer Einfluss der seitlichen Einschlitzung festgestellt werden.

Das Bruchversagen ging bei nahezu allen Versuchen von Wuchsunregelmäßigkeiten und/oder KZV in der untersten Brettlamelle aus. In wenigen Fällen trat das Zugversagen des Holzes in astfreien Bereichen auf. Bei den unverstärkten Referenzträgern konnten an keiner Probe plastische Verformungen der Druckzone beobachtet werden. Erst bei Verstärkungsgraden ab 0,35% ließen sich erste plastische Bereiche dokumentieren. Bei $\rho = 0,91\%$ wurde bereits nahezu ein Drittel der Trägerhöhe vollständig plastifiziert.

Ein Endverankerungsversagen der Klebebewehrung wurde bei keinem der durchgeführten Versuche als Versagensursache identifiziert. Bei den im Auflagerbereich verankerten CFK-Lamellen trat der Verlust des Verbunds zwischen Lamelle und Klebstoff ausschließlich als sekundäre Versagensform auf. Hierbei kam es zu einem schlagartigen Relativversatz der

Fügeteile ausgehend vom Biegezugversagen im maximal beanspruchten Trägerbereich. Die im Verankerungsbereich mittels aufgeklebter DMS berechneten Verbundschubspannungen lagen mit weniger als $1,0 \text{ N/mm}^2$ deutlich unterhalb der zu erwartenden Verbundfestigkeit.

Weitaus höhere Verbundschubspannungen konnten bei den im stark biegebeanspruchten Trägerbereich verankerten Lamellen gemessen werden. Trotzdem trat auch hier kein Verbundversagen der Endverankerung auf. Stattdessen kam es zum Versagen der untersten Brettlamelle unmittelbar hinter dem Lamellenende, was vermutlich auf das ungünstige Zusammenwirken der Verbundschub- und Biegebeanspruchungen zurückzuführen ist. Abbildung 8-26 zeigt die Lage der in den Einzelversuchen aufgezeichneten Versagensstellen. Die reduzierte Lamellenlänge der Versuchsreihe trv_0,35_K ist gestrichelt dargestellt. Mit Ausnahme von zwei hinter dem Lamellenende dokumentierten Bruchstellen trat das Biegezugversagen stets innerhalb des maximal beanspruchten Momentenbereichs auf.

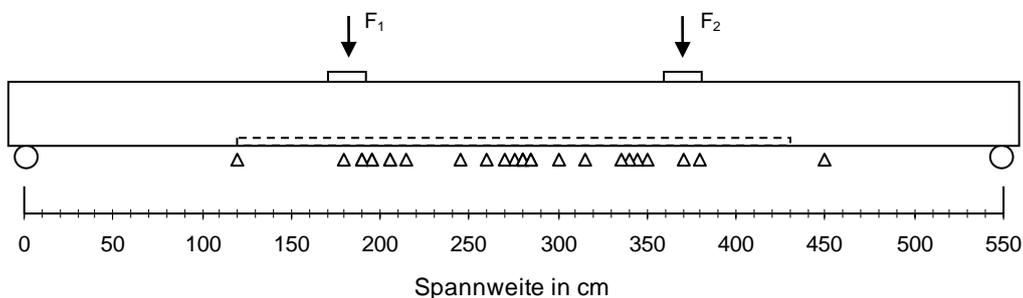


Abbildung 8-26: Lage der Versagensstellen im Biegezugbereich entlang der Spannweite

Entgegen erster Vermutungen führte der zusätzliche Einsatz vertikal eingeschraubter VGS nicht zu einer Verbesserung der Trageigenschaften. Durch die an mehreren Schrauben durchgeführten Dehnungsmessungen konnte außerdem gezeigt werden, dass die von den Schrauben aufgenommenen Kräfte als vernachlässigbar einzustufen sind. Es zeigte sich dennoch ein Einfluss auf die Rissverteilung im Bruchzustand, wobei an den mit VGS bestückten Trägern deutlich geringere Rissverzweigungen auftraten.

Hinsichtlich der Trag- und Biegesteifigkeitseigenschaften konnte bei den hier durchgeführten Versuchen kein nachteiliges Verhalten einer oberflächigen Klebebewehrung festgestellt werden. Die am CFK gemessenen Dehnungsverläufe bestätigten, dass bei beiden Lamellentypen, unabhängig von deren statischen Höhe, stets von einem vollständigen Verbund zwischen den Fügeteilen ausgegangen werden darf. Durch die vergleichbaren Kontaktflächen zwischen CFK und Holz erwiesen sich beide Lamellentypen als wirksame Überbrückung gegen vorzeitiges KZV-Versagen.

Demgegenüber ist das Nachbruchverhalten für in Schlitze geklebte Lamellen als weitaus günstiger zu bewerten, da es nach dem Versagen des Klebeverbunds nicht zu einer vollständigen Ablösung und somit zum kompletten Ausfall der Verstärkung kam. Aufgrund der Klemmwirkung einer in Schlitze geklebten Lamelle (vgl. Abschnitt 6.7.6) kann auch nach dem Verbundversagen von einer gewissen Resttragkraft ausgegangen werden. Eine quantitative Aussage über die tatsächlich verbleibende Tragwirkung kann anhand der vorliegenden Studie jedoch nicht getroffen werden.

Als weitere Vorzüge der in Schlitze geklebten Bewehrung sind der verbesserte Brandschutz, sowie der Erhalt des optischen Erscheinungsbilds zu nennen. Die ursprüngliche Ästhetik des Bauteils kann durch eine eingeschlitzte Verklebung weitgehend gewahrt werden. Erst bei der Notwendigkeit enorm hoher Verstärkungsgrade, welche nicht allein mit dem Einsatz in Schlitze geklebter Bewehrung zu erreichen sind, scheint daher der Einsatz einer zusätzlichen aufgeklebten Bewehrung als gerechtfertigt.

Obwohl sich aus den hier vorgestellten Versuchsergebnissen klare Tendenzen abzeichnen, weisen die Prüfergebnisse in Abbildung 8-25 ein hohes Maß an Streuung auf. Neben geringen Abweichungen in den Materialeigenschaften des Klebstoffs und der CFK-Lamelle, sowie herstellungsbedingten Toleranzen bei der Applizierung der Klebeverstärkung, unterliegen insbesondere die Materialeigenschaften des Holzes sowie der KZV erheblichen Schwankungen. Durch die Streuung dieser Eingangsparameter erklären sich die teils erheblichen Abweichungen der Einzelversuche.

Aufgrund des geringen Umfangs der in dieser Forschungsarbeit durchgeführten Prüfreihe soll das Biegeverhalten weiterer Trägerversuche mit Hilfe von stochastischen Simulationsrechnungen nachvollzogen werden. In Verbindung mit einem geeigneten Berechnungsmodell können die streuenden Eingangsgrößen erfasst und anschließend statistisch ausgewertet werden. Zur Bewertung des Berechnungsmodells werden die Simulationsdaten den experimentellen Ergebnissen gegenübergestellt. Auf dieser Grundlage soll anschließend ein Vorschlag für ein praxistaugliches Bemessungsmodell erarbeitet werden.

9. Stochastische Modellierung des Tragverhaltens

Da die in den vorangehenden Abschnitten beschriebenen Biegeversuche nur in begrenztem Umfang durchgeführt werden konnten, wurde für die Prüfung zusätzlicher Trägerkonfigurationen ein auf stochastischen Eingangsparametern basierendes Simulationsverfahren (Monte-Carlo-Simulation) entwickelt. Das reale Biegetragverhalten wurde hierbei durch ein diskretisiertes Balkenmodell angenähert.

Der Trägeraufbau sowie die Materialeigenschaften der einzelnen Brettlamellen wurden mit Hilfe von Zufallszahlen rechnergestützt simuliert. Zu diesem Zweck wurden die streuenden Eingangsparameter der maßgebenden geometrischen und physikalischen Versuchsgrößen durch statistische Verteilungsfunktionen beschrieben. Das ursprünglich deterministische Modell konnte somit in ein stochastisches überführt werden. Die Auswertung der Simulationsergebnisse erfolgte anschließend mit den Mitteln der beschreibenden Statistik. Zur Bewertung des Rechenmodells wurden die in Kapitel 8 durchgeführten Versuche mit den Simulationsergebnissen verglichen.

9.1 Ansatz und Modellannahmen

Im Zuge der Modellierung des Biegetragverhaltens wurden folgende vereinfachende Annahmen getroffen:

- Das Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Brettschichtholz kann mit Hilfe des bilinear entfestigenden Modells nach [Mal80, Baz90] beschrieben werden
- Der Spannungs-Dehnungs-Verlauf der Klebeverstärkung verhält sich linear-elastisch bis zum Bruch
- Es herrscht vollkommener Verbund zwischen CFK-Lamelle und Holz
- Schubverzerrungen bleiben unberücksichtigt (Ebenbleiben der Querschnitte)

Ziel der Berechnungen war zum einen die Gegenüberstellung der Ergebnisse mit den im Experiment beobachteten Kennwerten bzw. Versagensmechanismen. Darauf aufbauend sollten weitere, im Versuch nicht geprüfte Material- bzw. Verstärkungskonfigurationen untersucht werden. Dabei wurden vorrangig folgende Fragestellungen betrachtet:

- Einfluss des Verstärkungsgrads auf die Bruchlast und Biegesteifigkeit
- Umfang und Häufigkeit plastischer Bereiche in der Druckzone
- Häufigkeit des Zugversagens an Keilzinken
- Wirksamkeit hochsteifer Klebebewehrungen mit $E_L > 170.000 \text{ N/mm}^2$
- Einfluss des Abstands der Lamellenverankerung zum Endauflager
- Effektivität der Klebeverstärkung in Abhängigkeit der Holzfestigkeitsklasse

Die zur Bestimmung des Bruchzustands berücksichtigten Versagenskriterien umfassten:

- Zug- und Druckversagen der Brettlamelle
- Zugversagen der Keilzinkenverbindung
- Überschreitung der aufnehmbaren Verbundbruchlast am Lamellenende

- Schubversagen des Holzes unmittelbar hinter der Endverankerung

Die streuenden Materialkennwerte sowie die Anordnung und Länge der Brettlamellen wurden durch statistische Verteilungsfunktionen beschrieben. Im Rahmen der Simulation wurden die Eingangsparameter per Zufallsprinzip aus den Verteilungen entnommen. Die zugrunde gelegten Wahrscheinlichkeitsfunktionen basierten auf den an Ausgangsstoffen durchgeführten Materialprüfungen nach Anhang A sowie den geometrischen Abmessungen der zur Verfügung gestellten BSH-Träger. Die Bestimmung der Eingangsparameter wird in den Abschnitten 9.2.2 bis 9.2.4 ausführlich behandelt.

Stochastische Berechnungen keilgezinkter Holzträger wurden bereits in anderen Forschungsarbeiten erfolgreich angewendet (z. B. [Ehl85c] oder [Bla03]). Abweichend von der in dieser Arbeit verfolgten Vorgehensweise erfolgte die Bestimmung der Holzeigenschaften dabei über den Feuchtigkeitsgehalt u , die Rohdichte ρ_H und die Ästigkeit A . Mit Hilfe von Regressionsgleichungen wurden anschließend die für die Simulationsrechnung erforderlichen Kenngrößen des Elastizitätsmoduls und der Zug- bzw. Druckfestigkeit berechnet.

Da keine Informationen zur Ästigkeit der hier untersuchten BSH-Träger vorlagen, wurden die in [Ehl85b] angegebenen Regressionsgleichungen exemplarisch für verschiedene, der Güteklasse entsprechende Ästigkeiten ausgewertet und den Ergebnissen der einaxialen Druckversuche nach Anhang A gegenübergestellt. Dabei ergaben sich zum Teil deutliche Abweichungen von den im Versuch ermittelten Werten. Für die Bewertung des Rechenmodells sollten daher ausschließlich die in Versuchen ermittelten Werkstoffkennwerte herangezogen werden.

9.1.1 Simulation des Trägeraufbaus

Biegebrüche von BSH-Trägern sind in der Regel auf das Versagen von Keilzinkenverbindungen in hochbeanspruchten Bereichen zurückzuführen [Ehl85a]. Dieses konnte durch die in Kapitel 8 beschriebenen Versuchsergebnisse grundsätzlich bestätigt werden. Aus diesem Grund stellt die repräsentative Anordnung der KZV, aus der sich die Anordnung bzw. Länge der Brettlamellen innerhalb des Trägeraufbaus ergeben, ein entscheidendes Kriterium für die anschließenden Berechnungen dar. Der Simulation des Trägeraufbaus kommt somit eine besondere Bedeutung zu. Um eine repräsentative Datenbasis zu erhalten, wurde für alle in dieser Arbeit geprüften Träger der Abstand der ersten KZV zum Trägerrand sowie die Abstände benachbarten KZV dokumentiert und statistisch ausgewertet. Die Ergebnisse werden in Abschnitt 9.2.3.6 vorgestellt.

Auf Grundlage der so gewonnenen Datenbasis wurde der Trägeraufbau nach dem in Abbildung 9-1 dargestellten Prinzip rechnergestützt simuliert. Länge und Querschnitt der Träger wurden dabei in Anlehnung an den Versuchsaufbau nach Abschnitt 8.2 festgelegt. Einer Brettebene des Index n wurde zunächst die Position der ersten KZV entlang der vom linken Trägerrand ausgehenden x -Koordinate per Zufallsprinzip zugewiesen. Anschließend wurden die Positionen aller weiteren KZV bis zum Erreichen des Trägerendes festgelegt. Die Länge der Brettlamellen konnte dann aus den Abständen benachbarter KZV sowie den äußeren Randabständen berechnet werden.

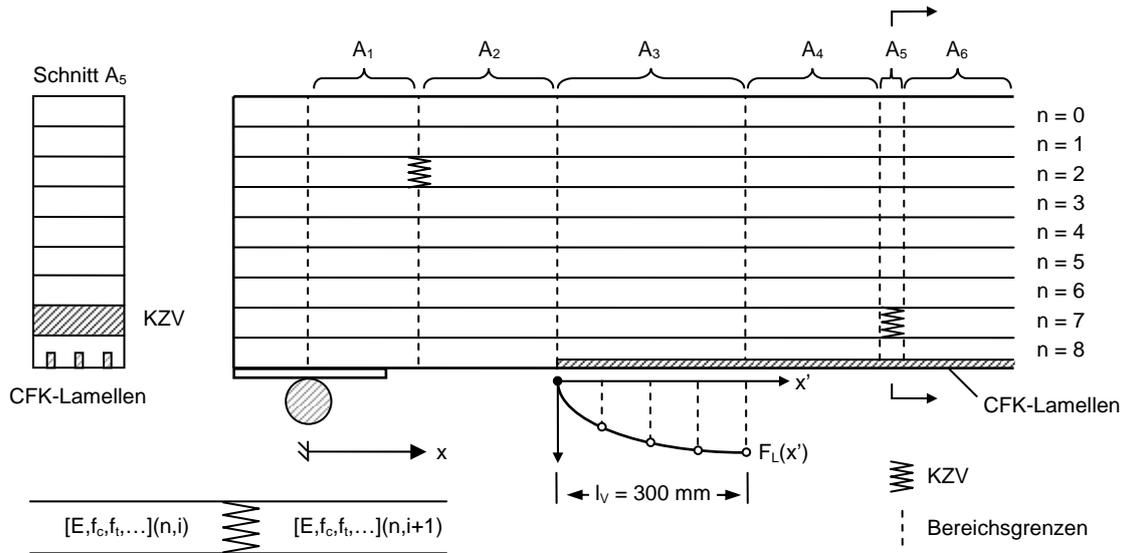


Abbildung 9-1: Simulation des Trägersaufbaus

Den Brettlamellen und KZV wurden folgende Werkstoffkennwerte zugewiesen:

- Druck- und Zugfestigkeit der Brettlamellen, f_c bzw. f_t
- Zugfestigkeit der KZV, f_{KZV}
- Elastizitätsmodul, E_H
- Steigung m des bilinearen Spannungs-Dehnungs-Modells, mit $E_2 = -m \cdot E_1$
- Scherfestigkeit, f_v
- Dichte des Holzes im klimatisierten Zustand (20/65), ρ_H

Eine gesonderte Betrachtung der Biegezugfestigkeit kann entfallen, da in den Randbereichen eines BSH-Trägers näherungsweise nur Normalspannungen auftreten und daher die Biegefestigkeit der einzelnen Brettlamellen nicht von unmittelbarer Bedeutung ist [Ehl85a]. Vereinfachend soll diese Annahme ebenfalls für die im Querschnittsinneren angeordneten Brettlamellen getroffen werden.

Mit Ausnahme der Zugfestigkeit f_{KZV} wurden die Materialeigenschaften der KZV über den Mittelwert der Kenngrößen der zwei angrenzenden Brettlamellen definiert. Da die Keilzinken nur einen sehr geringen Anteil der Brettlänge einnehmen, ist der Einfluss der Steifigkeit auf das Gesamttragverhalten von untergeordneter Bedeutung. In diesem Zusammenhang zeigten auch die von Ehlbeck et al. [Ehl85b] durchgeführten Versuche an keilgezinkten Zugproben einen praktisch unveränderten E-Modul gegenüber einer fehlerfreien Brettlamelle. Die Überschreitung der Zugfestigkeit einer KZV kann hingegen zum sofortigen Verlust der Tragfähigkeit führen.

Für die Traglastanalyse wurde der Träger anschließend entlang der x -Achse in mehrere Auswertebereiche A_i unterteilt (vgl. Abbildung 9-1). Innerhalb der gestrichelt dargestellten Bereichsgrenzen wurde das Biegetragverhalten nach dem in Abschnitt 9.1.2 beschriebenen Berechnungsverfahren numerisch approximiert. Aufgrund der über die Brettlänge konstanten Materialeigenschaften liegen in den Auswertebereichen stets gleiche Biegeeigenschaften

vor. Die Übergänge zwischen zwei Auswertebereichen ergeben sich aus folgenden Bedingungen:

- Beginn einer neuen Brettlamelle (KZV)
- Endverankerungsbereich der Klebeverstärkung
- Auflagerpunkte

Darüber hinaus wurde bei in der Zugzone angeordneten Keilzinken ein zusätzlicher Auswertebereich definiert. Mit dieser Vorgehensweise wurde der statistisch geringeren Biegefestigkeit des Verbundquerschnitts auf Höhe der KZV Rechnung getragen. Im Endverankerungsbereich der Lamelle (Region A3 nach Abbildung 9-1) wurde die Lamellenkraft in vorab festgelegten Abschnitten der maximal über Klebeverbund verankerbaren Verbundbruchlast gegenübergestellt (siehe Abschnitt 9.1.2.3).

In anderen Forschungsarbeiten (z. B. [Bla03]) wurden die Brettlamellen wiederum in 15 cm lange Zellen unterteilt, wobei den einzelnen Teilabschnitten erneut unterschiedliche Materialeigenschaften zugewiesen wurden. Die Festlegung der Eigenschaften erfolgte dabei auf Grundlage gegebener Autokorrelationsvorschriften entlang der Längsrichtung der Brettlamellen. Da für die in dieser Arbeit untersuchten BSH-Träger keine solche Datenbasis vorlag, wurde von einer zusätzlichen Unterteilung der Brettlamellen abgesehen.

9.1.2 Numerische Approximation des Biegetragverhaltens

Nachfolgend sollen die numerischen Verfahren zur Berechnung der experimentell ermittelten Kenngrößen:

- Bruchlast bzw. Biegetragfähigkeit
- Biegesteifigkeit

hergeleitet werden. Anhand dieser Parameter können die Simulationsrechnungen direkt den Ergebnissen der in Kapitel 8 beschriebenen Trägerversuche gegenübergestellt werden. Hierbei wird zunächst auf die Berechnung der Biegetragfähigkeit eingegangen. Auf Grundlage dieser Ergebnisse erfolgt anschließend die Bestimmung des Verformungsverhaltens.

Um den vorzeitigen Verlust der Klebebewehrung auszuschließen, soll an verstärkten Querschnitten zusätzlich das Verbundverhalten der Klebung im Endverankerungsbereich sowie das Schubversagen des Holzes unmittelbar hinter dem Lamellenende rechnerisch nachgewiesen werden. In Anlehnung an die Ergebnisse von Abschnitt 7.4.3 wird hierzu die über Klebeverbund maximal aufnehmbare Verbundbruchkraft herangezogen.

9.1.2.1 Berechnung der Biegetragfähigkeit

In Abschnitt 5.3.2 wurde bereits kurz auf das Vorgehen zur iterativen Berechnung der Biegetragfähigkeit eines mit CFK-verstärkten Vollholzträgers eingegangen. An dieser Stelle soll eine Erweiterung auf Verbundträger mit schichtweise variierenden Materialeigenschaften erfolgen. Zu diesem Zweck wird beispielhaft der in Abbildung 9-2 dargestellte BSH-Träger

mit einer unterseitig applizierten Klebeverstärkung betrachtet. Für die weitere Diskussion wird erneut von einem linearen Dehnungsverlauf ausgegangen.

Ausgehend vom spannungsfreien Querschnitt mit $\kappa = 0$ wird die Krümmung des Balkens in zuvor festgelegten Inkrementen $\Delta\kappa$ schrittweise gesteigert. Zu jedem Berechnungsschritt stellen sich in den Brettlamellen in Abhängigkeit der zugewiesenen Materialeigenschaften unterschiedliche Normalspannungszustände ein. Anhand des bilinear entfestigenden Spannungs-Dehnungs-Modells nach [Mal80, Buc90] lassen sich die Spannungsverläufe $\sigma_{H,n}(z)$ für jeden beliebigen Dehnungszustand berechnen. Mit Erreichen der Druckfestigkeit f_c tritt eine Entfestigung des Holzes ein, während die Überschreitung der Zugfestigkeit f_t ein sofortiges Versagen der Holzfasern nach sich zieht. Aufgrund der Verbundstruktur führt der Ausfall einer einzelnen Brettlamelle gegenüber Abbildung 5-18 jedoch nicht notwendigerweise zum Versagen des gesamten Trägers.

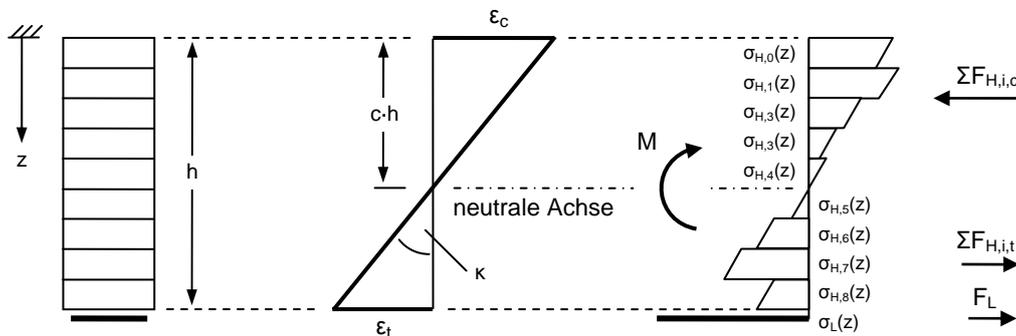


Abbildung 9-2: Ermittlung des Biegemoments am inhomogenen BSH-Verbundträger

Zur Ermittlung der Biegetragfähigkeit werden die Spannungsverteilungen $\sigma_{H,n}(z)$ mit Hilfe eines Schichtenmodells abgebildet. Um eine hohe Berechnungsgenauigkeit sicherzustellen, muss die Höhe der Schichten dz (vgl. Abbildung 5-19) hinreichend klein gewählt werden. Für die hier durchgeführten Simulationsrechnungen wurde der Holzquerschnitt in 100 Schichten unterteilt, was einer Schichtstärke von $dz = 3,6$ mm entspricht.

Bei gegebener Krümmung ergibt sich die Lage der neutralen Achse aus der Randbedingung

$$\int_A \sigma_H dA = 0, \quad (9.1)$$

welche mit Hilfe eines iterativen Berechnungsverfahrens gelöst werden kann. Über die inneren Hebelarme der Kraftresultierenden kann anschließend das Biegemoment $M(\kappa)$ nach Gleichung (5.22) berechnet werden.

Mit zunehmender Balkenkrümmung steigt das aufnehmbare Biegemoment zunächst bis zu einem Maximalwert an. Ab diesem Dehnungszustand kommt es zum Entfestigen der Druckzone und/oder dem Zugversagen unterer Brettlagen. Letzteres führt beim unverstärkten Querschnitt in der Regel zum sofortigen Abfall des aufnehmbaren Biegemoments. Bei verstärkten Querschnitten kann häufig ein weiterer Anstieg des Momentenverlaufs bei gleichzeitiger Abnahme der Biegesteifigkeit beobachtet werden. Die resultierenden Momenten-Krümmungs-Beziehungen sind in Abbildung 9-3 beispielhaft für drei unterschiedliche Querschnittsaufbauten wiedergegeben. Mit steigendem Verstärkungsgrad zeichnet sich ein zunehmend duktileres Biegetragverhalten ab.

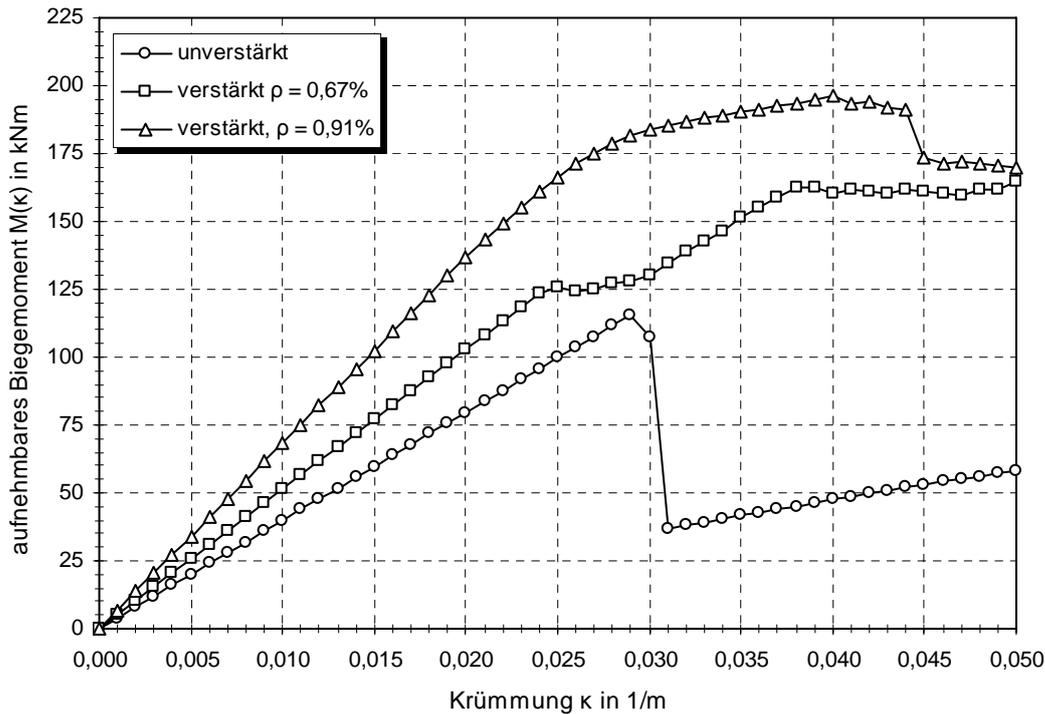


Abbildung 9-3: $M(\kappa)$ -Beziehungen unterschiedlich verstärkter Verbundquerschnitte

Durch den über die Trägerlänge veränderlichen Verbundaufbau müssen die Momenten-Krümmungs-Beziehungen $M_i(\kappa, x_i)$ für jeden der in Abbildung 9-1 dargestellten Auswertebereiche $A_i(x_i)$ gesondert ermittelt werden. Für Auswertebereiche mit in der Biegezugzone angeordneten KZV ergeben sich aufgrund der geringeren Zugfestigkeit tendenziell kleinere Versagensmomente. Unter Berücksichtigung der abschnittsweise definierten Momentengleichungen gemäß Abbildung 9-5 berechnet sich das Bruchmoment aus der Bedingung:

$$M_B = \max\{M_i(\kappa, x_i)\} \quad \text{mit } 0 \leq x \leq L \quad (9.2)$$

Die Maximallast F_{\max} ergibt sich aus den dem Bruchmoment zugeordneten Einzellasten.

Im Rahmen der Simulationsrechnungen wurde das Krümmungsinkrement zu $\Delta\kappa = 5 \cdot 10^{-4} \text{ 1/m}$ festgelegt, was bei der hier gewählten Versuchsanordnung einer Laststeigerung von rund 1,5 kN im linear-elastischen Regime entspricht. Da durch die Diskretisierung der $M(\kappa)$ -Verläufe eine Unterschätzung der tatsächlichen Bruchlast auftreten kann, liefert das Verfahren unter Umständen geringfügig kleinere Versagenslasten.

9.1.2.2 Berechnung der Biegeverformung

Um das im Experiment beobachtete Verformungsverhalten numerisch abzubilden, soll ein auf der Differentialgleichung der Biegelinie basierendes Rechenmodell verwendet werden. Für den speziellen Fall des homogenen, elastischen und schubstarrten Balkens gilt:

$$w''(x) = -\frac{M(x)}{EI_y} \quad (9.3)$$

Da sich das Verformungsverhalten der hier untersuchten Verbundträger nicht mit Hilfe von Gleichung (9.3) abbilden lässt, soll die Lösung der DGL über ein schrittweises Berechnungsverfahren angenähert werden. Bei den entlang der x -Achse verlaufenden Teilschritten wird dabei ein abschnittsweise konstantes Biegeverhalten vorausgesetzt. Unter Ansatz der Balkentheorie lässt sich die Krümmung $w''(x)$ nach Gleichung (9.3) gleichermaßen über den Dehnungsgradienten

$$w''(x) = -\frac{\varepsilon_t - \varepsilon_c}{h} \quad (9.4)$$

ausdrücken. Im Gegensatz zu Gleichung (9.3) können mit Hilfe von Gleichung (9.4) auch nichtlineare Verformungszustände abgebildet werden. Wie im vorangehenden Abschnitt erläutert, müssen die hierfür benötigten Momenten-Krümmungs-Verläufe $M_i(\kappa, x_i)$ vorab aus den Gleichungen (9.1) bzw. (9.2) ermittelt werden.

Um die $M(\kappa)$ -Beziehungen zur Lösung von Gleichung (9.4) heranziehen zu können, müssen anschließend die inverse Funktion $M_i^{-1}(\kappa, x_i)$ bestimmt werden. Da $M_i(\kappa, x_i)$ als Punktemenge vorliegt, wurde die Inverse $\kappa(M_i, x_i)$ anhand der in Abbildung 9-3 dargestellten Vorgehensweise berechnet. Dabei wurde das Biegemoment M_i an der Stelle x_i auf den Krümmungswert κ_i abgebildet. Die zu verwendende $M(\kappa)$ -Beziehung richtet sich nach dem der Stelle x_i zugehörigen Auswertebereich A_i .

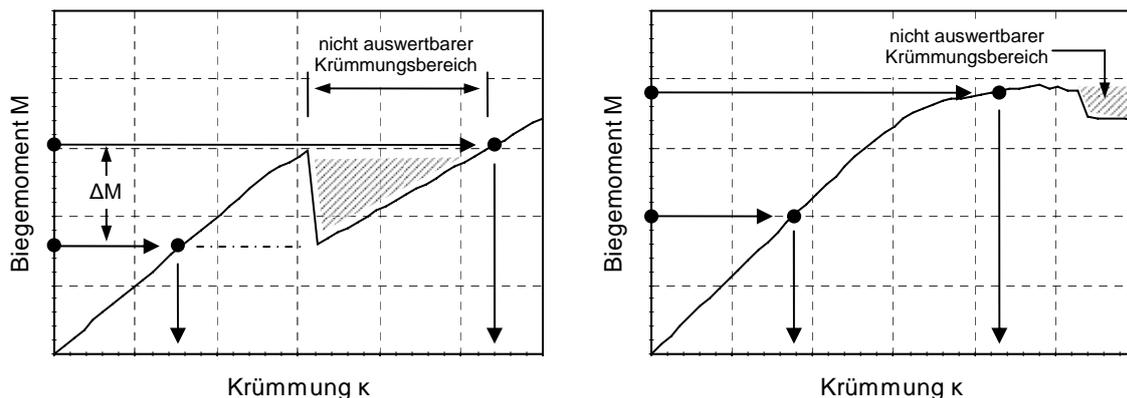


Abbildung 9-4: Vorgehensweise zur numerischen Ermittlung der Umkehrfunktion $M_i^{-1}(\kappa, x_i)$

Aus den in Abbildung 9-4 gezeigten Diagrammen lässt sich erkennen, dass eine Abbildung der im schraffierten Bereich liegenden Krümmungswerte nicht möglich ist. Da die im Momentenbereich ΔM liegenden Eingangswerte nicht eindeutig zugewiesen werden können, findet stets eine Abbildung auf den geringeren Krümmungswert statt.

Durch diese Vorgehensweise kommt der Berechnungsalgorithmus dem Verhalten einer kraftgesteuerten Versuchsdurchführung gleich. Aus diesem Grund können Lastabfälle mit gleichzeitiger Kraftumlagerung, ähnlich den in Kapitel 8 beschriebenen, positionsgesteuerten Trägerversuchen, nicht simuliert werden. Da die Trägerverformung $w(x)$ sowohl im Experiment als auch bei der Simulation in der Mitte der Spannweite ermittelt wurde, liefern beide Ansätze unter der Annahme gleicher Gesamtlasten jedoch identische Ergebnisse.

Für die allgemeine Differentialgleichung 2. Ordnung mit:

$$y''(x) = f[x, y(x), y'(x)] \quad (9.5)$$

gilt unter Berücksichtigung von Gleichung (9.4) und mit $y = w$:

$$f[x, y(x), y'(x)] = f[w(x)] = -\frac{\epsilon_t - \epsilon_c}{h} = -\kappa[x, M(x)] \quad (9.6)$$

Für Gleichung (9.5) können folgende Anfangsbedingungen festgelegt werden:

$$y(x = 0) = 0, \quad y'(x = 0) = y'_0 \quad (9.7)$$

Die Lösung der DGL 2. Ordnung wird anschließend auf ein Anfangswertproblem 1. Ordnung zurückgeführt. Hierbei geht Gleichung (9.5) in ein System von zwei DGL 1. Ordnung über. Anschließend werden die Ableitungen durch Integration eliminiert. Das Problem verlagert sich somit auf die Berechnung des Integrals. Für die Integration wurde in dieser Arbeit das vierstufige Runge-Kutta-Verfahren verwendet [Col66, S.61 ff.].

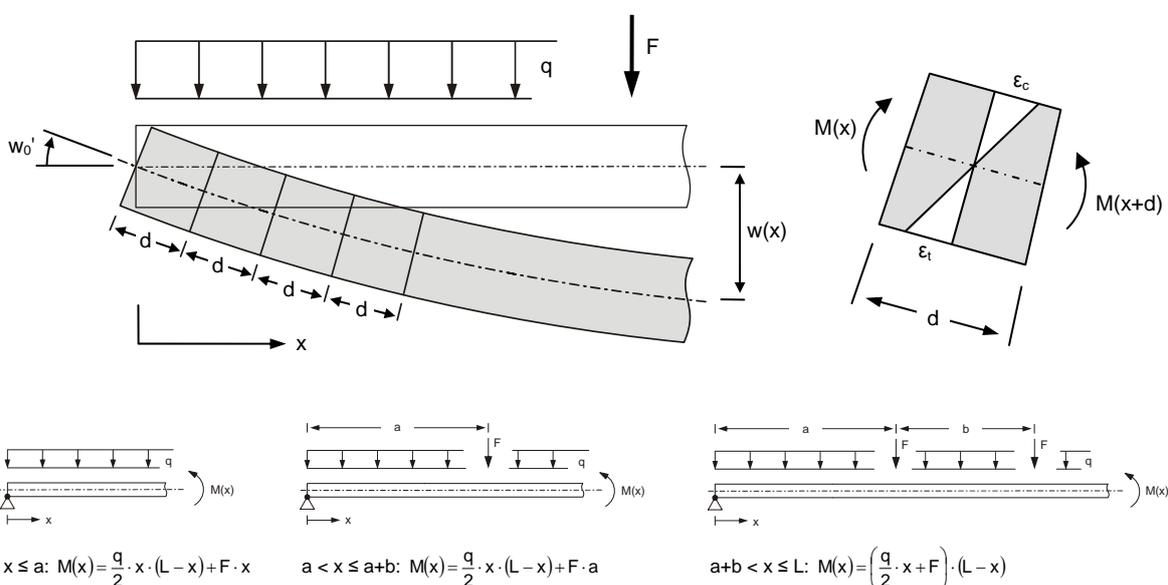


Abbildung 9-5: Schrittweise Berechnung der Biegelinie

Für das weitere Vorgehen seien die x -Position entlang der Balkenlängsachse, der Funktionswert $f[w(x)]$, sowie die Durchbiegung $w_{x=0}$ bekannt. Die Balkenneigung w'_0 am linken Auflager wird zunächst geschätzt. Ausgehend von der Stelle $x_0 = 0$ wird unter Verwendung der Schrittweite d der nächste Funktionswert an der Stelle $x_{i+1} = x_i + d$ angenähert. Ergibt die Berechnung am rechten Auflager eine Durchbiegung $w_{x=L} \neq 0$, so wird die Anfangsneigung w'_0 entsprechend korrigiert. Dieser Vorgang wird solange wiederholt, bis die Randbedingung $w_{x=L} = 0$ am rechten Auflager erfüllt ist. Das Verfahren liefert bereits bei einer moderaten Schrittweite hohe Genauigkeiten.

9.1.2.3 Nachweis der Endverankerung

Im Bereich der Endverankerung muss die Zugkraft der CFK-Lamellen über Klebeverbund in das Bauteil eingeleitet werden. Der grundsätzliche Verlauf der im Endverankerungsbereich wirkenden Lamellenkraft $F_L(x')$ ist in Abbildung 9-1 wiedergegeben. Die Berechnung der maximalen Verbundbruchkraft erfolgte nach Gleichung (7.51), wobei der charakteristische Wert durch den Mittelwert ersetzt wurde.

Im Rahmen der Simulation wurde die maximal aufnehmbare Verbundkraft F_V der nach Biegetheorie wirkenden Zugkraft F_L an mehreren Stellen innerhalb der Verbundlänge l_V gegenübergestellt. Hierzu wurde die Verbundlänge in je 50 mm lange Abschnitte unterteilt. Die maximale Verbundlänge wurde mit $l_V = 300$ mm festgelegt. Der Nachweis der Endverankerung war erfüllt, sofern die maximal aufnehmbare Lamellenkraft in keinem der Teilbereiche überschritten wurde.

9.1.2.4 Lokaler Nachweis der Holzschubfestigkeit

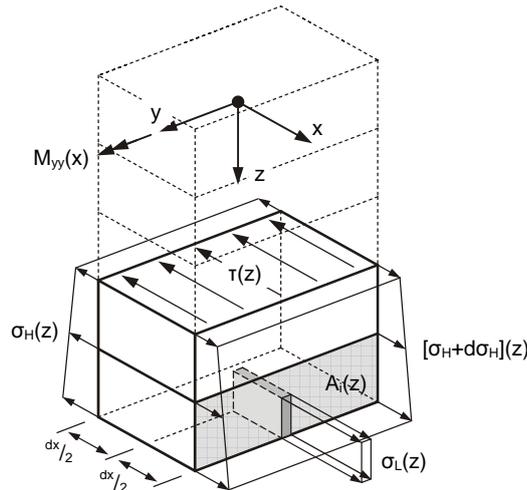


Abbildung 9-6: Spannungen am Teilelement im Endverankerungsbereich der CFK-Lamellen

In Abschnitt 8.6.7.2 wurde gezeigt, dass es bei im Feld verankerten CFK-Lamellen vermehrt zum Schubversagen des Holzes unmittelbar hinter der Endverankerung kommen kann. Aus diesem Grund wurde bei den Simulationen zusätzlich die Schubspannung im Holz berechnet und der Scherfestigkeit f_v der betroffenen Brettlamelle gegenübergestellt. An dem in Abbildung 9-6 dargestellten Teilelement berechnet sich die Schubspannung über die Gleichgewichtsbedingung der in x-Richtung wirkenden Kräfte zu:

$$\tau(z) = \frac{1}{b} \cdot \int_A \frac{\partial \sigma}{\partial x} dA \quad (9.8)$$

Wird die Trägerhöhe h in eine ausreichende Anzahl an Schichten der Stärke dz unterteilt, so kann die Schubspannung an dem in Abbildung 9-2 dargestellten Träger näherungsweise durch folgenden Ausdruck berechnet werden:

$$\tau(z) \approx \frac{1}{b \cdot dx} \cdot \sum_{z_i=h}^z \Delta \sigma(z_i) \cdot dA(z_i) \quad (9.9)$$

Für das gezeigte Teilelement der Breite dx berechnet sich die Differenz $\Delta \sigma(z)$ über die an den Schnittflächen wirkenden Normalspannungen, wobei im Endbereich der Lamelle die tendenziell größten Normalspannungsdifferenzen auftreten.

Aus Gleichung (9.9) geht hervor, dass die Schubspannung im Bereich der Endverankerung maßgeblich durch die Elementbreite dx beeinflusst wird. Für den Grenzwert $dx \rightarrow 0$ würden sich demzufolge unendlich hohe Schubspannungen einstellen. Da ein Großteil der Lamellen-

zugkraft $F_L(x)$ erst ab einer Verbundlänge von ca. 50 bis 100 mm wirksam ist (vgl. Abschnitt 8.6.3), wurde bei den Simulationsrechnungen eine diesen Randbedingungen entsprechende Elementbreite von $dx = 55$ mm gewählt. Sie entspricht zugleich der zur Diskretisierung der Balkenlänge verwendeten Schrittweite d nach Abschnitt 9.1.3.

9.1.3 Software zur Durchführung von Monte-Carlo-Simulationen

Die Durchführung der Simulationsberechnungen erfolgte mit der im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Software *BSH-NONLIN*. Für die Eingabe der stochastischen Simulationsparameter sowie die Ausgabe der Berechnungsergebnisse stellt das Programm eine grafische Benutzeroberfläche zur Verfügung (Abbildung 9-7).

Vor jeder Berechnung wird der Trägersaufbau nach der in Abschnitt 9.1.1 beschriebenen Vorgehensweise simuliert und anschließend die Werkstoffkennwerte den jeweiligen Brettlamellen zugewiesen. Das Eigengewicht wird anhand einer über alle Brettlamellen gemittelten Rohdichte näherungsweise errechnet. Die relevanten Kenngrößen der Klebeverstärkung (statischer Hebelarm, Querschnitt, E-Modul, etc.) können in nahezu beliebiger Weise festgelegt werden. Zur Durchführung von Parameterstudien können die zu variierenden Kenngrößen mit Hilfe einer gesonderten Eingabemaske in vorab festgelegten Simulationsintervallen schrittweise angepasst werden. In Abbildung 9-7 sind der stochastisch simulierte Trägersaufbau sowie die Berechnungsergebnisse für eine einzelne Simulation beispielhaft wiedergegeben.

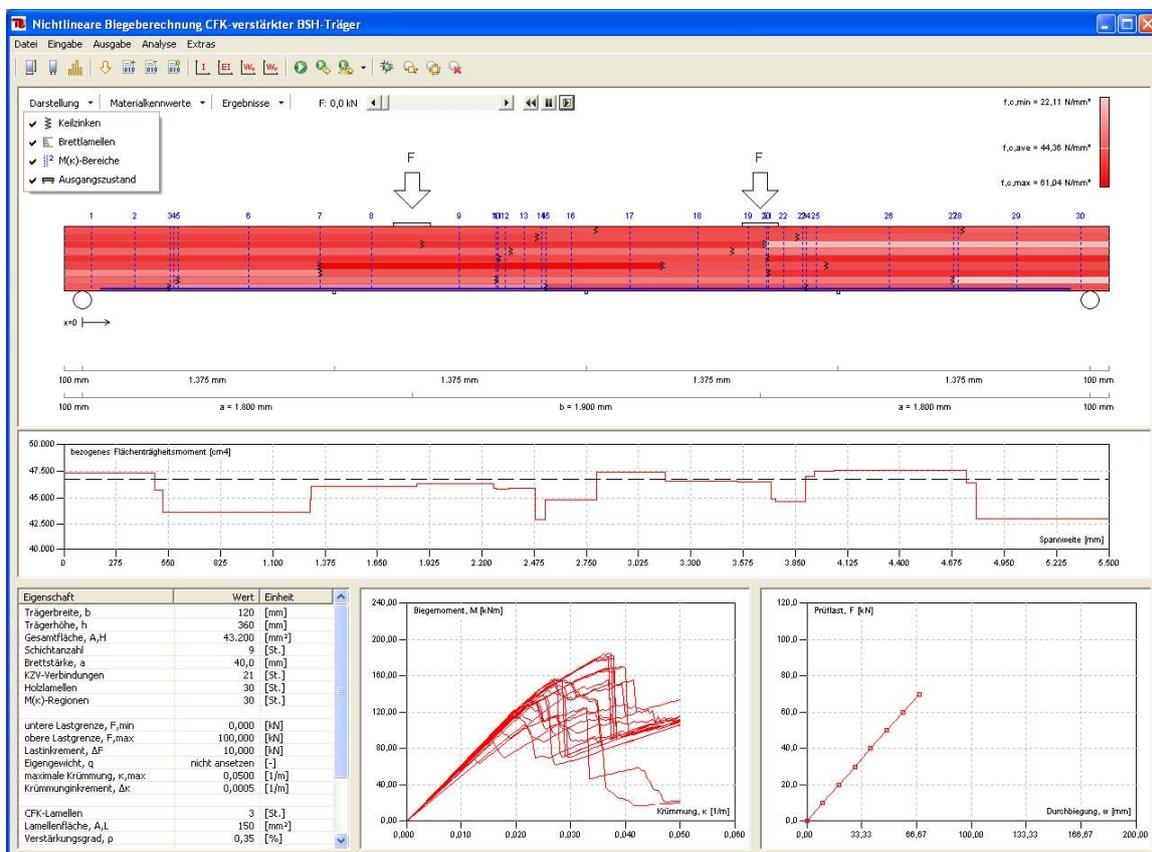


Abbildung 9-7: Programm BSH-NONLIN zur Durchführung stochastischer Simulationsrechnungen von BSH-Verbundträgern

Durch den Benutzer können darüber hinaus folgende Simulationsparameter eingestellt werden:

- Laststufe ΔF zwischen zwei Berechnungsschritten
- Diskretisierung der Trägerlänge (Schrittweite der numerischen Approximation)
- Krümmungsincrement der $M(\kappa)$ -Berechnungen
- Genauigkeit bzw. Abbruchkriterium der numerischen Approximationsrechnungen
- Gesamtanzahl der Simulationen

Bei den in dieser Arbeit durchgeführten Simulationsrechnungen wurden die Einzellasten in Schritten von 10 kN gesteigert. Sobald die maximale Tragfähigkeit in einem der Auswertebereiche überschritten wurde, wurde der Algorithmus auf die zuletzt erreichte Laststufe zurückgesetzt. Anschließend erfolgte mit Hilfe eines iterativen Verfahrens eine schrittweise Annäherung an die Bruchlast. Der lokale und globale E-Modul wurden in Anlehnung an [DIN EN 408] innerhalb des linear-elastischen Bereichs ausgewertet.

Zur Diskretisierung wurde die Balkenlänge in insgesamt 100 Schnittebenen mit einer Schrittweite von $d = 55$ mm unterteilt. Vergleichsrechnungen an homogenen Trägern haben gezeigt, dass das verwendete Approximationsverfahren die DGL der Biegelinie bei einer derartigen Segmentierung mit ausreichender Genauigkeit annähert. Für die Beurteilung des Tragverhaltens wurden für jeden Trägeraufbau insgesamt 1.000 Einzelsimulationen durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Berechnungen werden in Abschnitt 9.3 vorgestellt.

9.2 Statistische Eingangsparameter

Nachfolgend soll kurz auf die zur Beschreibung der streuenden Eingangsparameter verwendeten statistischen Verteilungsfunktionen eingegangen werden. Sie bilden die Grundlage der stochastischen Simulation sowie der in Abschnitt 9.2.2 beschriebenen Vorgehensweise zur Bestimmung der Zufallsgrößen.

9.2.1 Statistische Verteilungen

Zur Beschreibung der experimentell ermittelten Häufigkeitskurven (Histogramme) sollen folgende statistische Verteilungsfunktionen herangezogen werden:

- Normalverteilung (Gauß-Verteilung)
- Logarithmischen Normalverteilungen
- Zweiparametrische Weibull-Verteilung

Die Übereinstimmung der Stichproben mit der angenommenen Verteilungsfunktion wurde anhand eines einseitigen Kolmogorov-Smirnov-Tests [Pla93] mit einem Signifikanzniveau von $\alpha = 0,05$ bewertet. Zum Vergleich sind die 95%-Grenzen des Kolmogorov-Smirnov-Tests den jeweiligen Verteilungsfunktionen in Abschnitt 9.2.3 gegenübergestellt.

9.2.1.1 Normalverteilung

Die Normalverteilung nimmt eine Sonderstellung in der Statistik ein, da viele Verteilungen für bestimmte Parameteransätze asymptotisch normalverteilt sind. Darüber hinaus streben die Summen von stochastisch unabhängigen und beliebig verteilten Zufallsvariablen bei einer großen Anzahl von Berechnungen einer Normalverteilung zu [Pla93]. Sie besitzt die Dichtefunktion:

$$f(x) = \frac{1}{\sigma \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} \cdot e^{-\frac{(x-\mu)^2}{2\sigma^2}} \quad (9.10)$$

mit dem Mittelwert μ und der Standardabweichung σ .

9.2.1.2 Logarithmische Normalverteilung

Die logarithmische Normalverteilung mit zwei Parametern, welche durch die Transformation $y = \ln(x - x_0)$ aus der standardisierten Normalverteilung abgeleitet werden kann, wird häufig für praktische Probleme angewendet, da sie im Gegensatz zur Normalverteilung keine negativen Werte annimmt. Sie strebt für unendlich große Werte ebenfalls asymptotisch gegen Null und entspricht damit dem Verhalten vieler physikalisch auftretender Größen [Pla93]. Ihre Dichtefunktion ist definiert durch:

$$f(x) = \frac{1}{\sigma \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} \cdot e^{-\frac{(\ln(x)-\mu)^2}{2\sigma^2}} \quad (9.11)$$

wobei μ und σ durch Transformation der Parameter nach Gleichung (9.10) bestimmt werden können.

9.2.1.3 Zweiparametrische Weibull-Verteilung

Die Weibull-Verteilung wird unter anderem zur Untersuchung von Lebensdauern in der Qualitätssicherung oder zur Beschreibung von Materialermüdung spröder Werkstoffe eingesetzt. Ähnlich der logarithmischen Normalverteilung kann sie keine negativen Werte annehmen und strebt für unendlich große Werte asymptotisch gegen Null. Die Dichtefunktion wird beschrieben durch:

$$f(x) = \frac{m}{b} \cdot \left(\frac{x}{b}\right)^{m-1} \cdot e^{-\left(\frac{x}{b}\right)^m} \quad (9.12)$$

Die Parameter b und m stehen für den Weibull-Modul bzw. die charakteristische Lebensdauer. Für $m = 3,4$ ergibt sich eine Verteilung ähnlich der Normalverteilung.

9.2.2 Ermittlung der Zufallsgrößen

Die Bestimmung der geometrischen und physikalischen Eingangsgrößen erfolgte mit Hilfe eines Zufallsgenerators nach der in Abbildung 9-8 dargestellte Vorgehensweise. Hierbei wurden durch einen deterministischen Rechenalgorithmus gleichverteilte Zufallszahlen im Wertebereich $0 \leq z < 1$ erzeugt und auf die Summenkurve $F(z)$ abgebildet. Über die Inverse

der Verteilungsfunktion $F(x)$ wurde anschließend ein in der Dichtefunktion $f(x)$ liegender Wert der gewünschten Eingangsgröße erzeugt. Die Häufigkeit der zufällig erzeugten Eingangsparameter wird somit durch die Verteilungsfunktion $F(x)$ festgelegt. Bei der Erzeugung großer Zahlenmengen nähert sich die Häufigkeitskurve an die statistische Verteilungsfunktion $f(x)$ an (Gesetz der großen Zahlen).

Als primäre Eingangsgröße kommt der Bestimmung der Zufallszahl demzufolge eine zentrale Bedeutung zu. Für die hier durchgeführten Simulationsrechnungen wurde der in Java™ implementierte lineare Kongruenzgenerator mit einer Periodenlänge von 2^{48} verwendet.

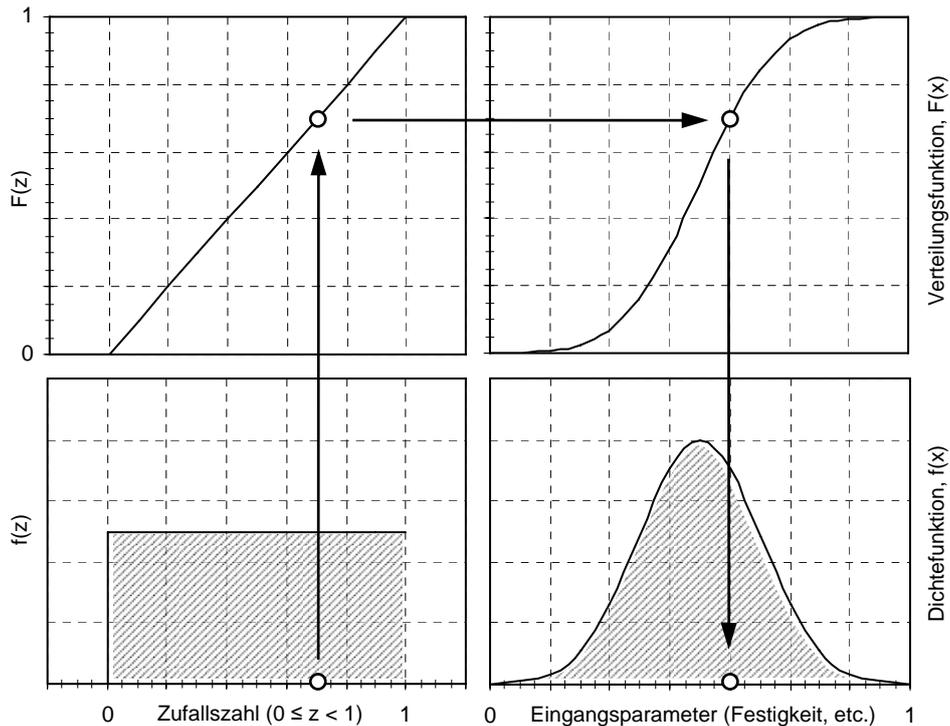


Abbildung 9-8: Zufallsbestimmung der stochastischen Eingangsparameter

9.2.3 Eigenschaften des keilzinkenfreien Brettschichtholzes

In den folgenden Abschnitten werden die statistischen Verteilungen der Eingangsparameter für keilzinkenfreie Brettlamellen vorgestellt. Zum direkten Vergleich werden dabei die Dichtefunktionen $f(x)$ und Verteilungsfunktionen $F(x)$ den Histogrammen $h(x)$ bzw. Summenhäufigkeiten $H(x)$ gegenübergestellt. Der Stichprobenumfang n und die Anpassungsparameter der entsprechenden Wahrscheinlichkeitsverteilung sind in den Diagrammen der Dichtefunktion $f(x)$ wiedergegeben.

9.2.3.1 Druckfestigkeit

Als Datenbasis dienen die Ergebnisse von insgesamt 67 an Kiefernholz durchgeführten einaxialen Druckprüfungen nach Anhang A. Die Probenentnahme erfolgte in den Endbereichen der vom Hersteller angelieferten BSH-Träger. Um die Simulation negativer Druckfestigkeiten auszuschließen, erfolgte die Anpassung unter Verwendung der zweiparameterischen Weibull-Verteilung gemäß Abbildung 9-9 mit einem Mittelwert von $44,3 \text{ N/mm}^2$.

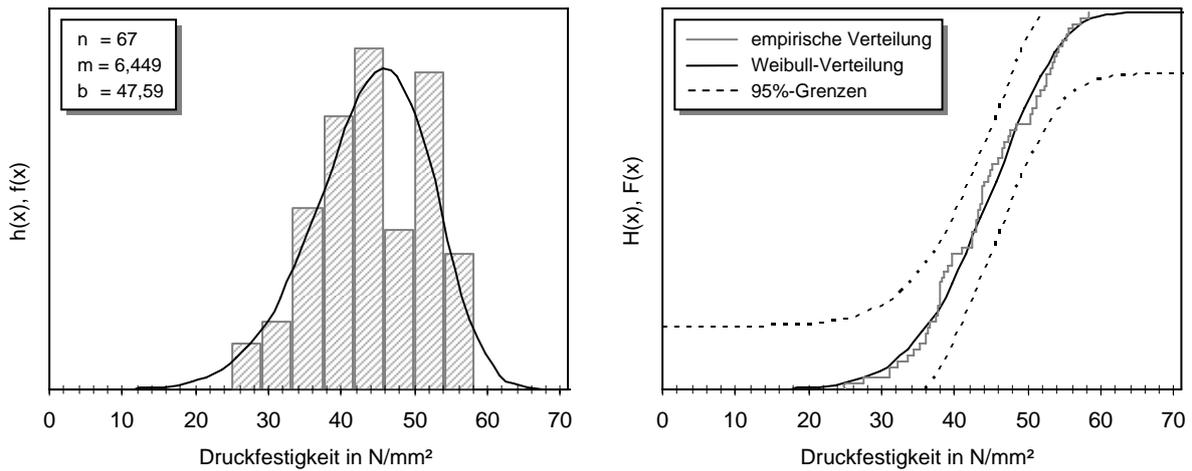


Abbildung 9-9: Weibull-Verteilung der Druckfestigkeit von BSH-Kiefernholz

9.2.3.2 Zugfestigkeit

Da im Rahmen dieser Arbeit keine Zugversuche an keilzinkenfreien Holzproben durchgeführt wurden, musste für die Bestimmung der statistischen Parameter auf in der Literatur veröffentlichte Daten zurückgegriffen werden. Zu diesem Zweck wurden die von Ehlbeck et al. [Ehl85b] bei Simulationsrechnungen eingesetzten Parameter nach Glos [Glo78] herangezogen. Glos gibt für die Zugfestigkeit f_t einen Mittelwert von $\mu = 50,2 \text{ N/mm}^2$ bei einer Standardabweichungen von $\sigma = 16,4 \text{ N/mm}^2$ an.

9.2.3.3 Elastizitätsmodul

Für die Simulationsrechnungen wurden dem Brettschichtholz vereinfachend gleiche Zug- und Druck-Elastizitätsmodule zugewiesen. Diese Annahme erscheint gerechtfertigt, da die in der Literatur veröffentlichten Werte zeigen, dass nur mit geringen Abweichungen zwischen beiden Materialkennwerten zu rechnen ist [Ehl85b]. Wie in anderen Veröffentlichungen (z. B. [Hei80]), konnte auch bei den in dieser Arbeit durchgeführten Materialprüfungen eine deutliche Korrelation zwischen der Druckfestigkeit und dem Elastizitätsmodul festgestellt werden.

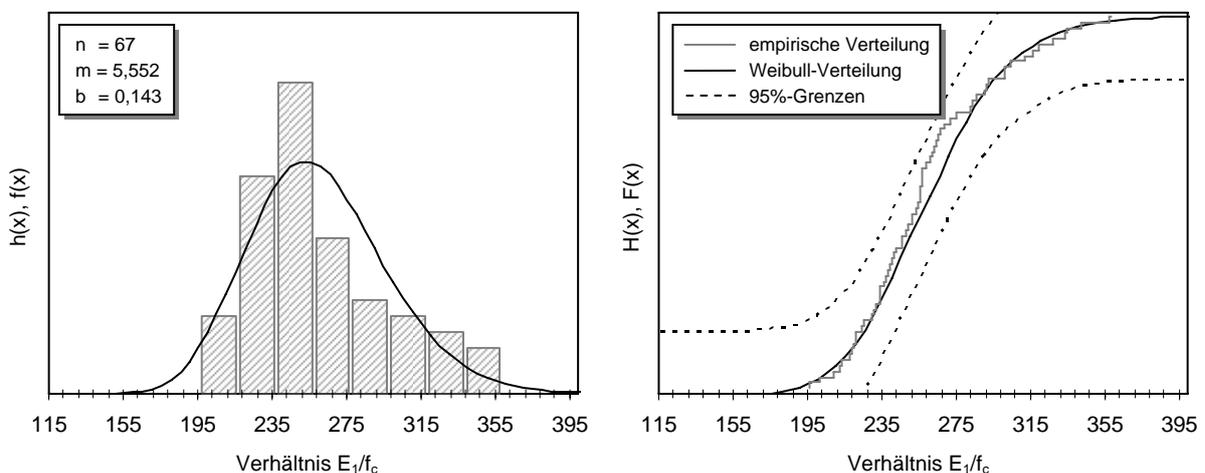


Abbildung 9-10: Logarithmische Normalverteilung des Verhältnswerts E_1/f_c

Zur Berechnung des E-Moduls aus der Druckfestigkeit soll an dieser Stelle der Verhältniswert E_1/f_C eingeführt werden. Der Parameter E_1 stellt dabei den ansteigenden Ast des idealisierten bilinearen Spannungs-Dehnungs-Diagramms nach Abbildung 4-3 dar. Um die Streuungen des Verhältniswertes E_1/f_C rechnerisch zu erfassen, wurde von der Bestimmung einer Regressionsgleichung in der Form $E_1 = f(f_C)$ abgesehen. Stattdessen wurden die gemessenen Verhältniswerte über eine logarithmischen Normalverteilung gemäß Abbildung 9-10 mit einem Mittelwert von 260,4 angenähert.

9.2.3.4 Rohdichte

Die zur näherungsweisen Bestimmung des Eigengewichts herangezogene Rohdichte im normalklimatisierten Zustand wurde durch eine Normalverteilung nach Abbildung 9-11 angepasst. Für die Rohdichte der darrtrockenen Proben ergab sich im Gegensatz zum feuchten Holz ein Mittelwert von $\mu = 0,498 \text{ g/cm}^3$ und eine Standardabweichung von $\sigma = 0,044 \text{ g/cm}^3$. Um negative Dichten auszuschließen, wurde bei der Simulation des Trägeraufbaus die zusätzliche Bedingung $\rho_H > 0$ eingeführt.

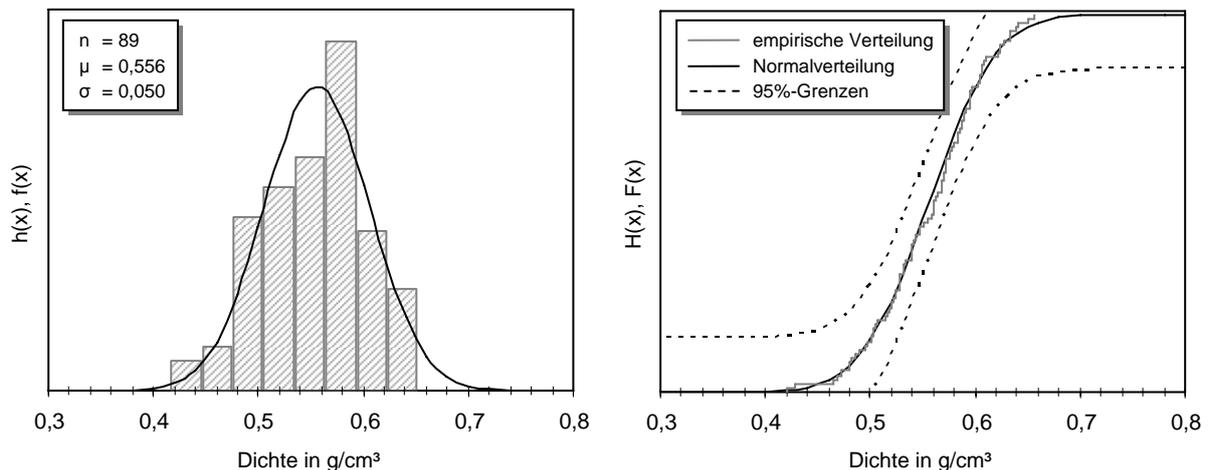


Abbildung 9-11: Normalverteilung der Holzdichte

9.2.3.5 Entfestigungsverhalten

Bei Überschreitung der elastischen Proportionalitätsgrenze geht das bilineare Spannungs-Dehnungs-Modell nach [Mal80, Baz90] unter Druckbeanspruchung in einen linear entfestigenden Ast über. Im einaxialen Druckversuch konnte dieser Spannungsabfall bei nahezu allen Probekörpern beobachtet werden. Das Entfestigungsverhalten kann durch den Quotienten der E-Module durch den Faktor $m = -E_2/E_1$, im Folgenden als Entfestigungsfaktor bezeichnet, beschrieben werden. Da negative m -Werte einer Verfestigung des Holzes gleichkämen, wurde der in Abbildung 9-12 gezeigten Häufigkeitsverteilung eine logarithmische Normalverteilung mit einem Mittelwert von 0,149 zugrunde gelegt.

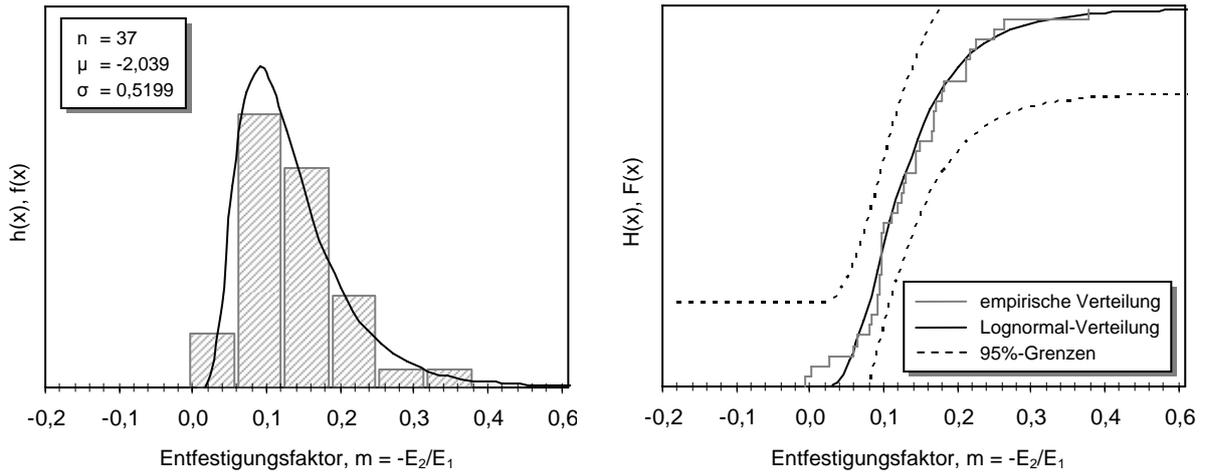


Abbildung 9-12: Logarithmische Normalverteilung des Entfestigungsfaktors

9.2.3.6 Anordnung und Länge der Brettlamellen

Auf die zur Simulation des Trägersaufbaus erforderlichen Eingangsparameter wurde bereits in Abschnitt 9.1.1 ausführlich eingegangen. In Abbildung 9-13 sind die angepassten Weibull-Verteilungen der x-Position der ersten KZV sowie der Länge der Brettlamellen dargestellt.

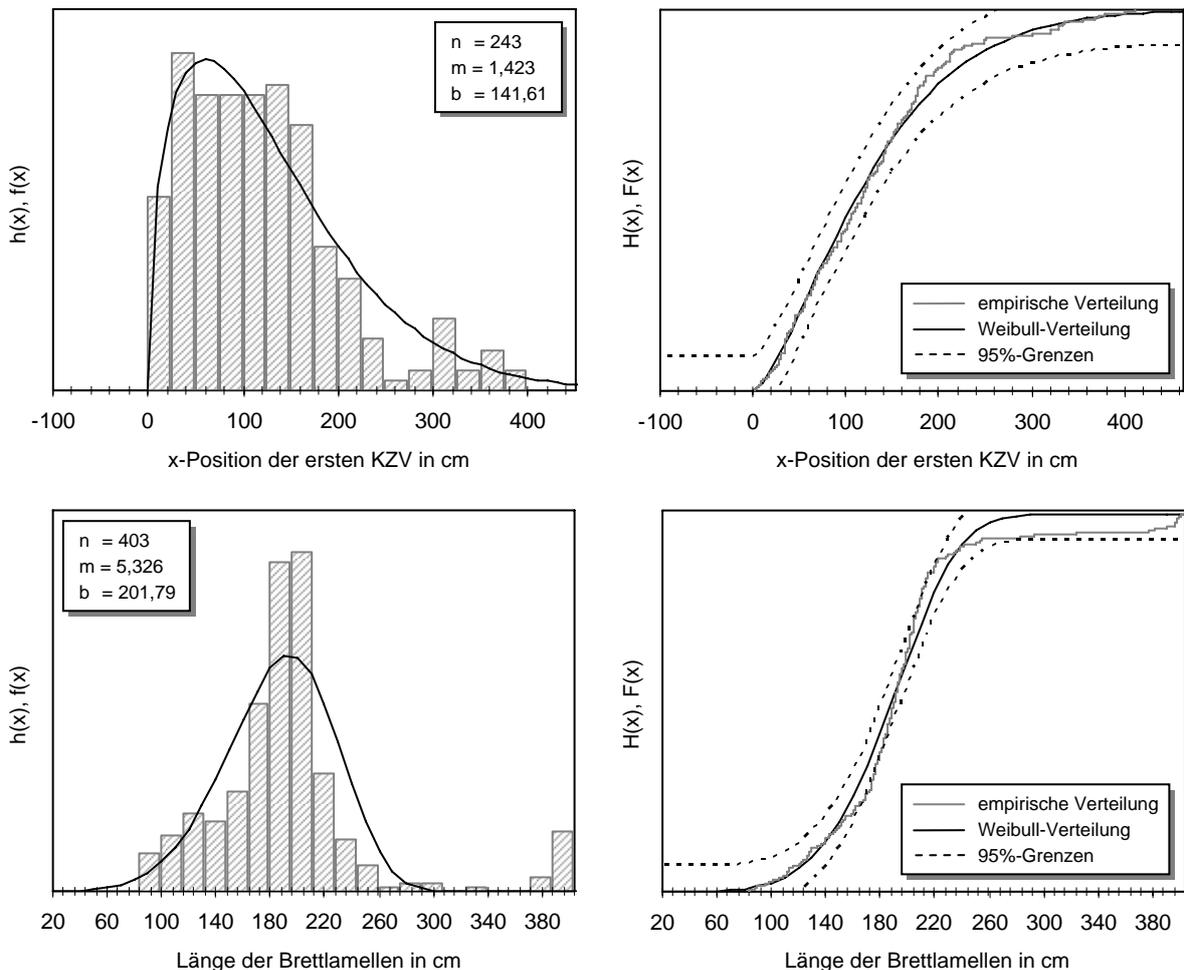


Abbildung 9-13: Weibull-Verteilungen der Anordnung und Länge von Brettlamellen

Für die gezeigten Verteilungsverläufe ergeben sich Mittelwerte von 128,75 cm bzw. 185,95 cm. Letzterer liegt nur geringfügig unter dem arithmetischen Mittel der Einzelmessungen von 193,2 cm.

Wie die empirische Verteilungsfunktion der Brettlänge in Abbildung 9-13 zeigt, konnte die Nullhypothese des Kolmogorov-Smirnov-Tests auf dem betrachteten Signifikanzniveau nicht gesichert werden. Bei der Weibull-Verteilung ergaben sich dennoch die günstigsten Werte aller hier untersuchten Verteilungen. Ein Vergleich der Dichte- bzw. Histogrammverläufe zeigt, dass bei der Simulation tendenziell weniger Bretter mit einer Länge von mehr als 300 cm ausgewählt werden. Dies führt wiederum zum vermehrten Auftreten von KZV, deren geringere Zugfestigkeit letztendlich in einer Unterschätzung der Tragfähigkeiten resultiert. Durch dieses Vorgehen wird bei den Simulationsrechnungen ein auf der sicheren Seite liegendes Ergebnis begünstigt.

9.2.4 Eigenschaften der Keilzinkenverbindungen

Für die Festlegung der Eingangsparameter keilgezinkter Holzlamellen soll aufgrund fehlender Untersuchungsergebnisse erneut auf Literaturwerte verwiesen werden. In diesem Zusammenhang veröffentlichten Ehlbeck et al. [Ehl85b] die Ergebnisse von insgesamt 239 Zugversuchen an keilgezinkten Brettlamellen. Das Ausgangsmaterial wurde aus 18 deutschen Holzleimbaubetrieben entnommen. Für die Zugfestigkeit der KZV geben Ehlbeck et al. einen Mittelwert von $\mu = 34,8 \text{ N/mm}^2$ sowie eine Standardabweichung von $\sigma = 8,4 \text{ N/mm}^2$ an.

9.3 Nachrechnung von Trägerversuchen

Mit Hilfe des in Abschnitt 9.1.3 vorgestellten Simulationsprogramms *BSH-NONLIN* wurden das Trag- und Verformungsverhalten der Biegeversuche aus Kapitel 8 nachgerechnet. Zur Beurteilung wurden die Mittelwerte der berechneten Bruchlasten, der globalen und lokalen Biegesteifigkeiten sowie der Verformung im Bruchzustand mit den experimentellen Ergebnissen verglichen. Als Versagensmechanismen wurden die plastische Verformung der Druckzone, das Versagen der Endverankerung, sowie Schubversagen des Holzes unmittelbar hinter dem Lamellenende berücksichtigt. Für jede Versuchsreihe wurden je 1.000 Einzelsimulationen durchgeführt.

9.3.1 Bruchlasten und Biegesteifigkeiten

Im linken Diagramm von Abbildung 9-14 sind die Mittelwerte der rechnerischen Gesamtbruchlasten den Einzelergebnissen der im Experiment ermittelten Maximallasten gegenübergestellt. Anhand der Fehlerindikatoren ist die Standardabweichung wiedergegeben. Die Lage der Messergebnisse relativ zur simulierten Häufigkeitsfunktion $h(x)$ sowie der daraus berechneten Dichtefunktion $f(x)$ einer Gaußschen Normalverteilung ist in den rechten Diagrammen dargestellt. Die Ergebnisse der Versuchsreihe *trv_0,35_K* wurden dabei nicht berücksichtigt, da auf den Einfluss der Lamellenlänge in den Abschnitten 9.3.3.2 und 9.4.2 gesondert eingegangen wird.

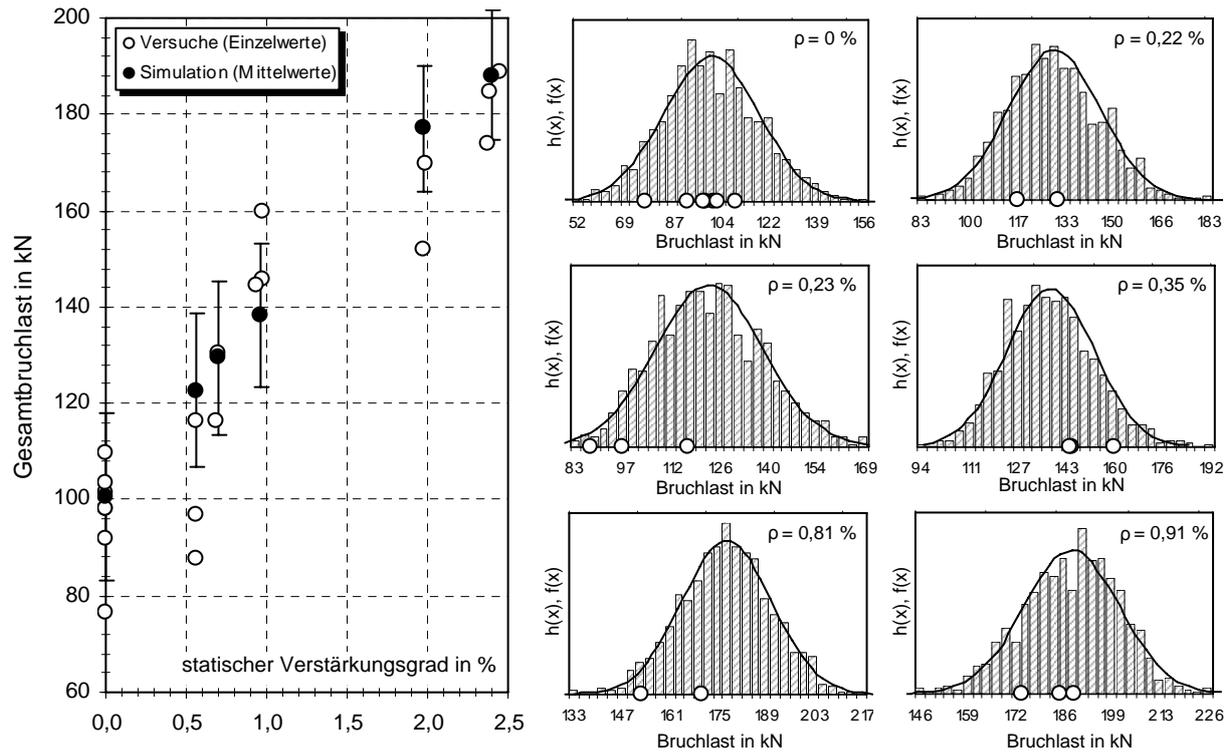


Abbildung 9-14: Vergleich der Bruchlasten aus Simulation und Versuch

Anhand Abbildung 9-14 ist zu erkennen, dass die rechnerische Entwicklung der Bruchlast in Abhängigkeit des statischen Verstärkungsgrads ρ_{stat} in akzeptabler Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen ist. Lediglich bei den Versuchsreihen trv_0,23 und trv_0,81 sind deutliche Abweichungen zwischen Rechnung und Versuch festzustellen. Da die Ergebnisse der Reihe trv_0,91 erneut eine gute Korrelation aufweisen, können die Abweichungen einzelner Versuche mit hoher Wahrscheinlichkeit auf die Streuung der Holzeigenschaften zurückgeführt werden.

Bei den globalen Biegesteifigkeiten liegen die Simulationswerte nach Abbildung 9-15 für alle Verstärkungsgrade rund 5 bis 10% über den Versuchsergebnissen. Die Einzelmessungen der Reihe trv_0,23 weisen mit ca. 15% Abweichung erneut die größten Unterschiede zu den simulierten Werten auf. Da die Gegenüberstellung der lokalen Biegesteifigkeiten nach Abbildung 9-16 eine erheblich bessere Übereinstimmung aufweist, ist zu vermuten, dass die Schubverformung einen nicht unerheblichen Anteil zur Gesamtdurchbiegung beiträgt. Eine Abschätzung der Schubverformung w_s kann über die Betrachtung der Balkenneigung erfolgen, für die nach Balkentheorie gilt:

$$w'_s = \frac{Q}{G_H \cdot A_H} \tag{9.13}$$

Im Bruchzustand berechnet sich die Neigung eines unverstärkten Trägers nach Gleichung (9.13) bei einer mittleren Querkraft von $Q \approx 50 \text{ kN}$, einem Schubmodul von $G_H = 720 \text{ N/mm}^2$ sowie einer Querschnittsfläche von $A_H = 43.200 \text{ mm}^2$ zu $w'_s \approx 1,61 \cdot 10^{-3} \text{ mm/mm}$. Auf Höhe der Kräfteinleitung ergibt sich die Durchbiegung aus Schub zu:

$$w_s(x = 1.800) = w'_s \cdot x = 1,16 \cdot 10^{-3} \cdot 1.800 \approx 3 \text{ mm} \tag{9.14}$$

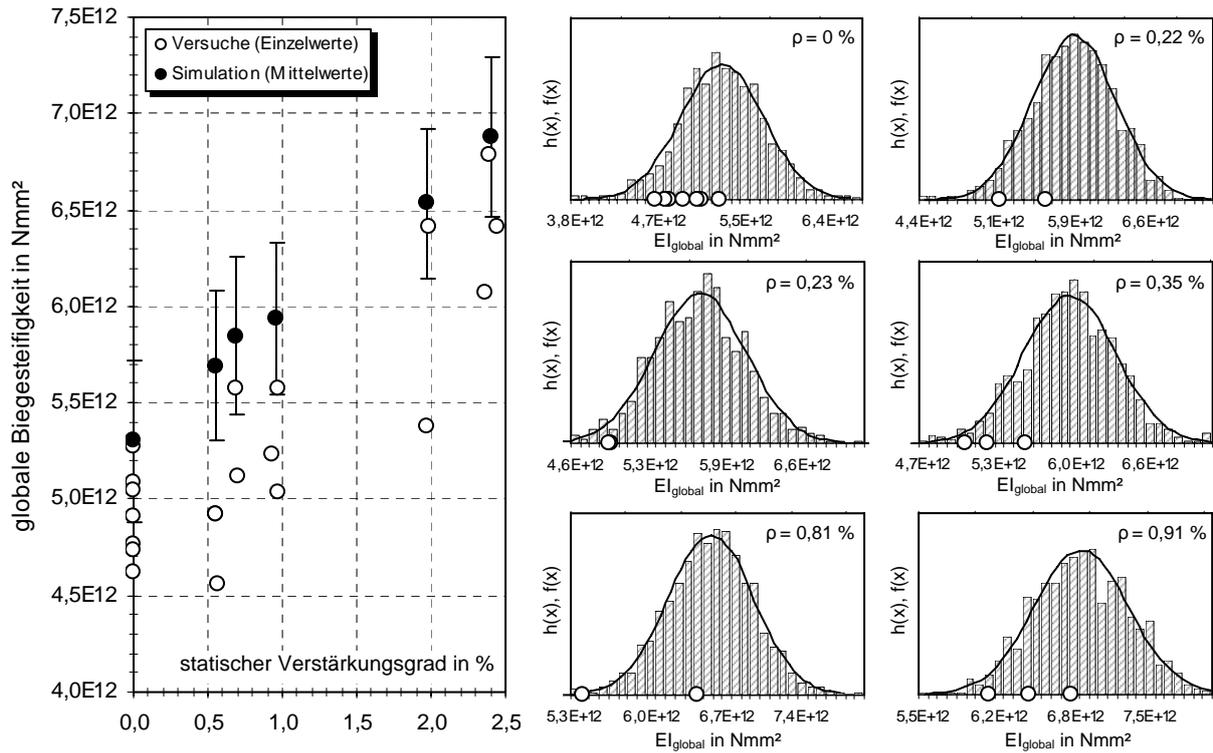


Abbildung 9-15: Vergleich der globalen Biegesteifigkeiten aus Simulation und Versuch

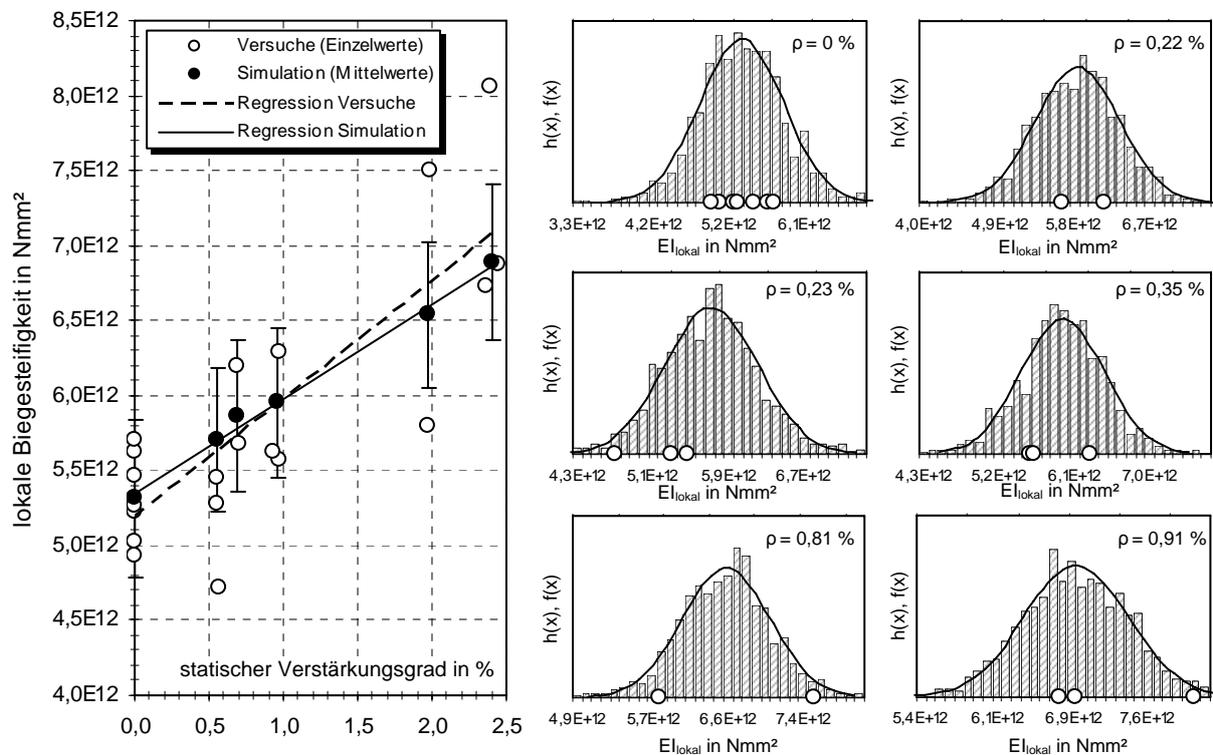


Abbildung 9-16: Vergleich der lokalen Biegesteifigkeiten aus Simulation und Versuch

Bezogen auf den Mittelwert der in Trägermitte gemessenen Durchbiegung von $w = 61,4$ mm beträgt der Anteil der Schubverformung bei den unverstärkten Trägern demzufolge rund 5%. Am verstärkten Querschnitt dürfte dieser Anteil geringfügig höher liegen, da die in Balken-

längsrichtung angeordnete Klebebewehrung einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Schubsteifigkeit ausübt. Für zukünftige Untersuchungen erscheint es daher durchaus angebracht, die bei den Simulationsrechnungen verwendete DGL der Biegelinie um den Schubanteil nach Gleichung (9.13) zu ergänzen.

9.3.2 Verformungsverhalten im Bruchzustand

Abbildung 9-17 zeigt einen Vergleich der in Trägermitte gemessenen Biegeverformungen bei Erreichen der Bruchlast. Mit Ausnahme der Versuchsreihe trv_0,81 sind Simulation und Versuch in akzeptabler Übereinstimmung. Für Verstärkungsgrade von $\rho \leq 0,35\%$ liefern die in den rechten Diagrammen dargestellten Simulationsrechnungen stets linksschiefe Häufigkeitsverteilungen, was bedeutet, dass der Bruchzustand bei einem überwiegenden Teil der Versuche bereits bei geringen Verformungen erreicht wurde. Bei Verstärkungsgraden ab 0,81% zeigt sich demgegenüber eine deutlich bessere Übereinstimmung mit der Gaußschen Normalverteilungsfunktion.

Die von der Simulation nur unzureichend wiedergegebene Bruchverformung der Versuchsreihe trv_0,81 weist darauf hin, dass die eingeschlitzte Verklebung mehrere Lamellen zu einer signifikanten Duktilitätssteigerung führen kann. Auf die Gründe für dieses Tragverhalten wurden bereits in Kapitel 8 ausführlich eingegangen.

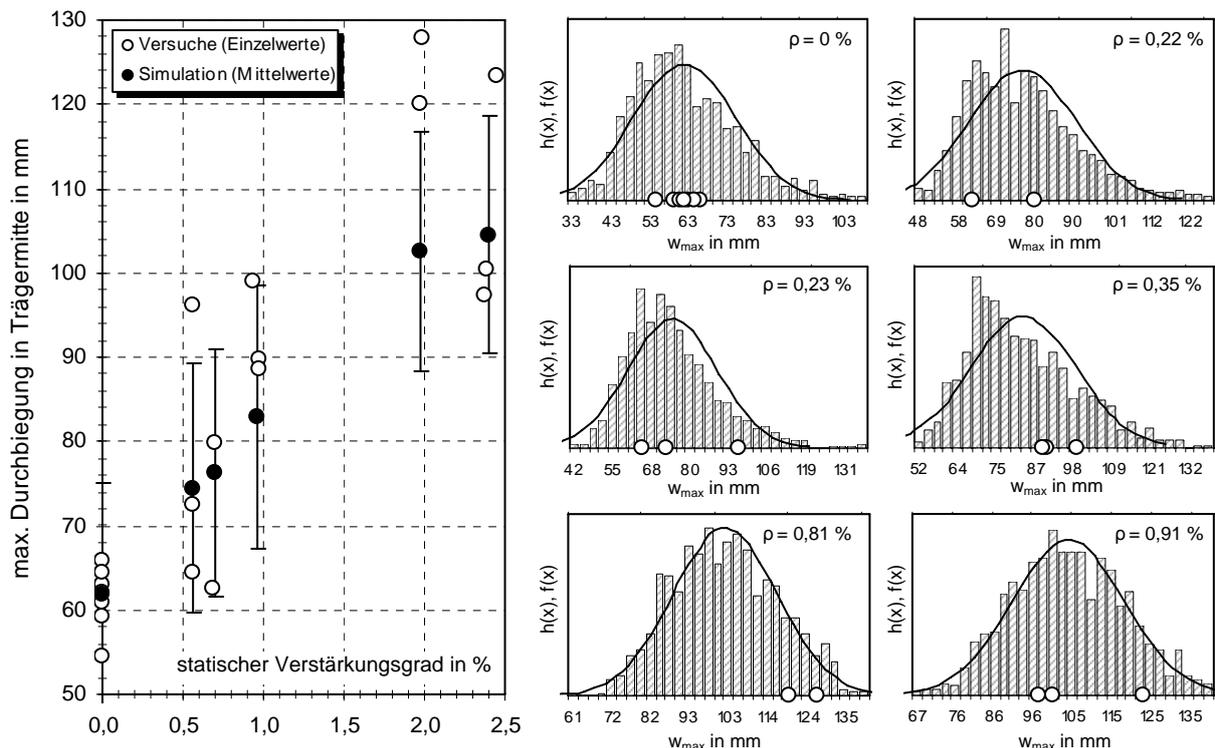


Abbildung 9-17: Vergleich der max. Durchbiegung in Trägermitte aus Simulation und Versuch

In Abbildung 9-18 sind die Momenten-Verformungs-Verläufe exemplarisch anhand der Versuche trv_REF und trv_0,91 aufgetragen. Die gestrichelt dargestellten Kurven zeigen die Ergebnisse der entsprechenden Simulationsrechnungen. Als Eingangsparameter wurden die Mittelwerte der statistischen Verteilungsfunktionen nach den Abschnitten 9.2.3 und 9.2.4 gewählt. Unter Berücksichtigung der in Abschnitt 9.3.1 angesprochenen Differenzen

zwischen berechneter und simulierter Biegesteifigkeit lassen sich die im Versuch ermittelten Kurvenverläufe mit hinreichender Übereinstimmung nachrechnen.

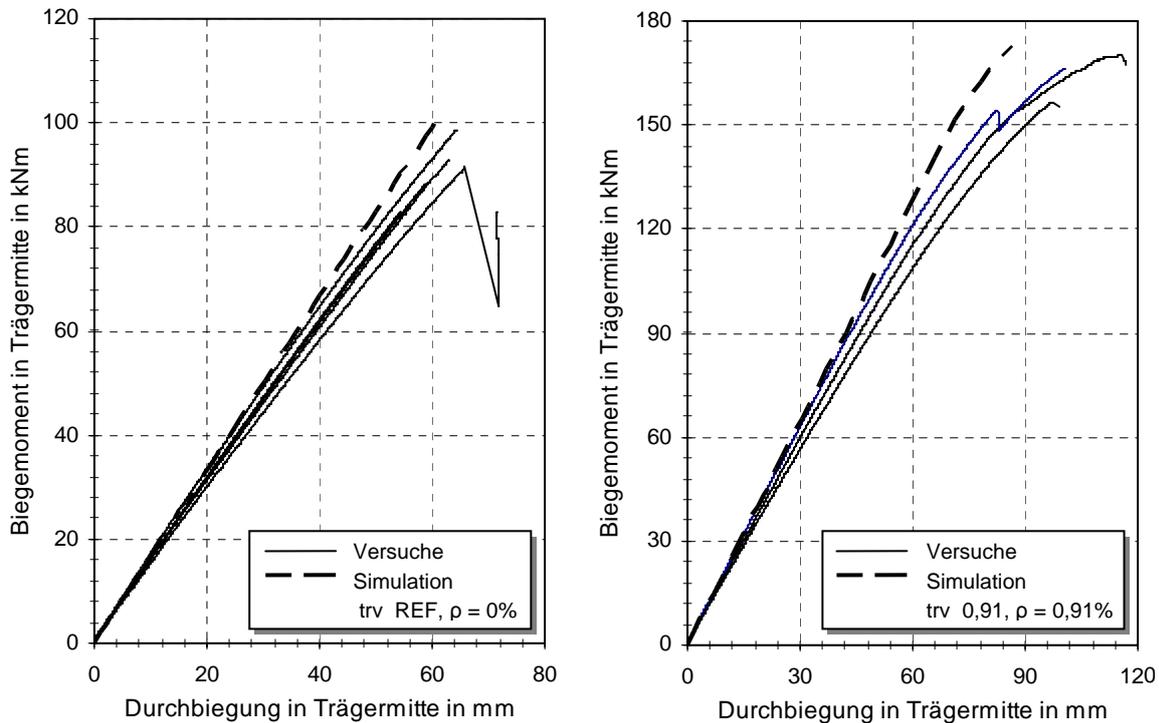


Abbildung 9-18: Vergleich der Biegemoment-Verformungs-Beziehungen aus Simulation und Rechnung

9.3.3 Versagensmechanismen

Im Rahmen der Simulationsrechnungen wurden die plastische Verformung der Holzdruckzone, die Überschreitung der verankerbaren Lamellenkraft und das Schubversagen des Holzes in unmittelbarer Nähe des Endverankerungsbereichs berücksichtigt. Da die experimentellen Untersuchungen keine quantitative Auswertung der Versagensformen zulassen, werden die Ergebnisse der Simulationen den Versuchsbeobachtungen ausschließlich qualitativ gegenübergestellt.

9.3.3.1 Plastische Verformung der Druckzone

Abbildung 9-19 zeigt die Häufigkeitsverteilungen der plastisch verformten Trägerbereiche in Abhängigkeit des Verstärkungsgrads für die Versuche trv_REF, trv_0,35, trv_0,81 und trv_0,91. Die Prozentwerte geben den Anteil der Trägerbereiche wieder, bei denen die elastische Grenzdehnung der Brettlamellen zum Zeitpunkt des Versagens überschritten wurde. Für die Bestimmung des plastischen Anteils wurde der Träger entlang der x-Koordinate in 100 Segmente unterteilt und anschließend über die im Bruchzustand ermittelten Balkenkrümmungen die Dehnung der Brettlamellen berechnet. Bei den hier untersuchten Querschnitten mit neun übereinander verklebten Holzlamellen ergaben sich demzufolge 900 Auswertungsbereiche. Für die Bestimmung der Histogramme wurden wiederum 1.000 Einzelsimulationen durchgeführt.

Die Diagramme zeigen eine deutliche Zunahme der plastischen Verformung in Abhängigkeit des Verstärkungsgrads. Bei den unverstärkten Trägern wurde die elastische Grenzdehnung der Brettlamellen bei lediglich 0,5% aller Auswertungsbereiche überschritten. Dieses Ergebnis ist in guter Übereinstimmung mit den in Abschnitt 8.6.4 beschriebenen Versuchen, bei denen keine plastischen Verformungen identifiziert werden konnten. Ab einem Verstärkungsgrad von 0,35% steigt der Anteil der plastisch verformten Bereiche auf einen Mittelwert von 2,8% an, wobei der überwiegende Anteil aller simulierten Träger nach wie vor in einem linear-elastischen Zustand versagt.

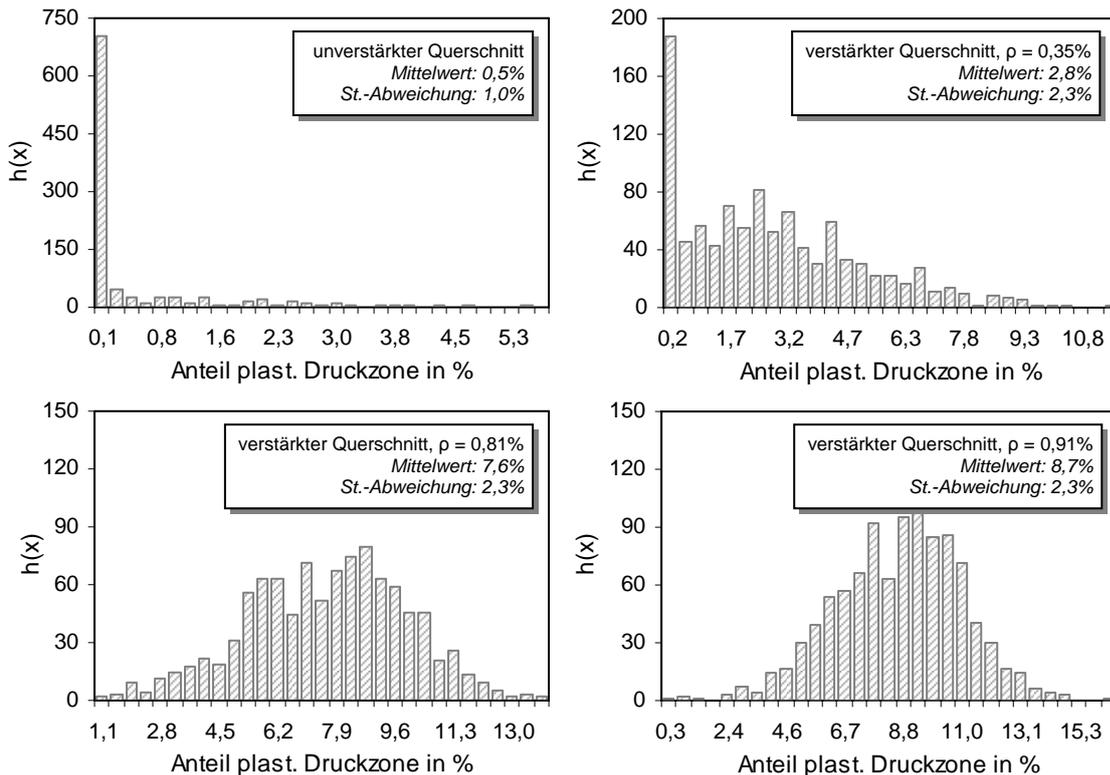


Abbildung 9-19: Häufigkeit plastischen Druckversagens in Abhängigkeit des Verstärkungsgrads

Erst bei Verstärkungsgraden von 0,81 bzw. 0,91% ergeben die Simulationsrechnungen eine signifikante Zunahme der plastisch verformten Bereiche auf 7,6 bzw. 8,7%. Dieses Verhalten stimmt tendenziell mit den Versuchsbeobachtungen überein, da erst bei hohen Verstärkungsgraden eine maßgebliche Zunahme der plastischen Druckbereiche festgestellt werden konnte.

9.3.3.2 Schub- und Endverankerungsversagen

Bei in Auflagernähe verankerten CFK-Lamellen der Länge $l_L = 5.300$ mm ergaben weniger als 0,5% aller Berechnungen ein Versagen der Endverankerung; Schubversagen trat an keinem der Verbundträger auf. Die Simulationsrechnungen der Versuchsreihe *trv_0,35_K* führten demgegenüber bei 29,8% aller Versuche zum Versagen der Endverankerung und bei 61,7% zum Schubversagen des Holzes unmittelbar hinter dem Lamellenende. Bei lediglich 8,5% aller Simulationen konnte die Prüflast bis zum Biegebruchversagen gesteigert werden.

Abbildung 9-20 zeigt eine Gegenüberstellung der Gesamtbruchlasten sowie der globalen Biegesteifigkeiten aus Simulation und Versuch für die Reihe trv_0,35_K. Ohne Berücksichtigung des Schub- und Endverankerungsnachweises (EV-Nachweis) folgt aus den Simulationsrechnungen eine mittlere Gesamtbruchlast von 136,9 kN, was einer Abnahme von lediglich 1% gegenüber den simulierten Tragfähigkeiten der Reihe trv_0,35 entspricht. Demgegenüber lassen die im Experiment erzielten Prüflasten einen nicht unerheblichen Einfluss der Lamellenlänge vermuten. Dies wird auch dadurch bekräftigt, dass der Verlust der Tragfähigkeit bei zwei von drei Versuchen infolge des Schubversagens der unteren Brettlamelle hervorgerufen wurde.

Bei zusätzlicher Berücksichtigung des Schub- und EV-Nachweises fällt die Gesamtbruchlast auf einen Mittelwert von 105,8 kN ab. Gleichzeitig bleiben die Streuungen der Einzelwerte in vergleichbaren Größenordnungen. Die im Versuch ermittelten Versagenslasten werden dabei um rund 20 kN (15%) unterschätzt, was vermutlich auf die Wahl der Elementbreite dx gemäß Abschnitt 9.1.2.4 zurückgeführt werden kann. Bei dem in Abschnitt 9.4.2 untersuchten Einfluss der Lamellenlänge sind daher tendenziell konservative Bruchlasten zu erwarten.

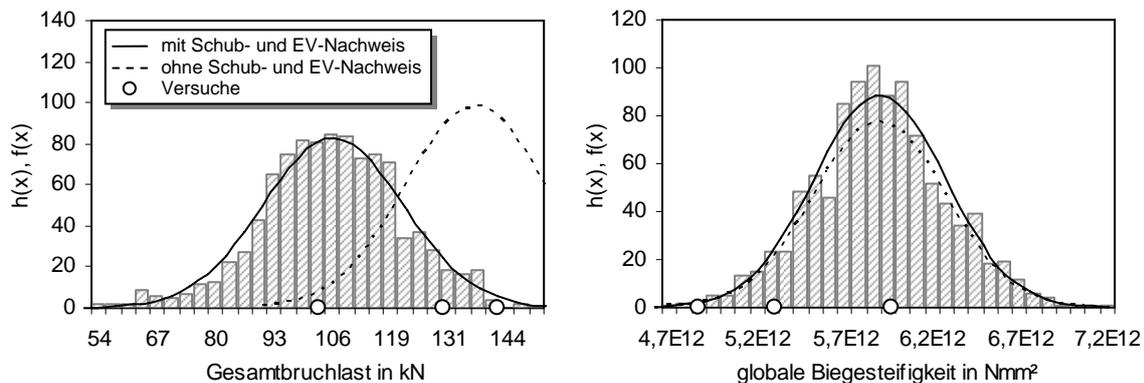


Abbildung 9-20: Einfluss des Schub- und Endverankerungsversagens (trv_0,35_K)

Die globalen Biegesteifigkeiten der Reihen trv_0,35 bzw. trv_0,35_K zeigen demgegenüber nur eine geringe Abhängigkeit von der Länge der Klebebewehrung. Bei der hier gewählten Versuchsanordnung zeigt sich ein deutlicherer Einfluss erst bei einem Verstärkungsgrad von $\rho > 0,5\%$ bzw. einer Verklebelänge von weniger als 3.000 mm (vgl. Abschnitt 9.4.2). Wie bei den übrigen Versuchsreihen lagen die globalen Biegesteifigkeiten der Simulation erneut um rund 10% über den experimentellen Ergebnissen.

9.4 Parameterstudie

Die Simulationsrechnungen belegen, dass sich die im Experiment beobachteten Trag- bzw. Verformungseigenschaften von verstärkten und unverstärkten BSH-Trägern anhand des stochastischen Rechenmodells hinreichend genau nachvollziehen lassen. Um zusätzliche Vergleichswerte für die Herleitung der allgemeingültigen Bemessungsvorschriften zu erhalten, wurden mit Hilfe der Simulationssoftware nachfolgend auch solche Verbundträger berechnet, für die keine experimentellen Ergebnisse vorlagen. Zu diesem Zweck wurde im

Rahmen einer Parameterstudie anhand von 122.000 Simulationsrechnungen die Abhängigkeit der Trag- bzw. Verformungseigenschaften von den folgenden Einflussgrößen untersucht:

- Verstärkungsgrad, ρ
- Abstand zum Endauflager bzw. Länge der CFK-Lamellen, l_L
- Festigkeitsklasse GL24h bis GL36h nach [DIN 1052]
- E-Modul der CFK-Lamellen, E_L
- Länge der Brettlamellen, l_{Brett}
- Entfestigungsverhalten der Biegedruckzone ($m = -E_1/E_2$)

Für die Berechnungen wurde wiederum der Versuchsaufbau nach Abbildung 8-2 gewählt. Mit Ausnahme von Abschnitt 9.4.2 endete die Verklebung der CFK-Lamellen stets 10 cm vor den Endauflagern. Die konstanten Eingangsgrößen wurden in Anlehnung an die statistischen Verteilungen nach Abschnitt 9.2.3 bzw. 9.2.4 festgelegt. Eine Übersicht der Mittelwerte ist in Tabelle 9-1 angegeben. Auf die Parametrisierung der veränderlichen Kenngrößen wird in den folgenden Abschnitten gesondert eingegangen.

Tabelle 9-1: Mittelwerte der stochastischen Eingangsgrößen für die Parameterstudie

Parameter	Mittelwerte der statistischen Verteilungsfunktionen nach Abschnitt 9.2.3 bzw. 9.2.4								
	ρ [%]	l_{Brett} [cm]	f_c [N/mm ²]	f_t [N/mm ²]	E_L [N/mm ²]	l_L [cm]	m [-]	f_{kzv} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]
ρ	0,0-2,0	193,2	44,4	50,2	170.000	530	0,149	34,8	6,4
l_{Brett}	0,0-1,0	55-330							
GL (f_c, f_t)		44,4-57,4	56,7-100						
E_L	0,5-1,0	193,2	44,4	50,2	150.000-300.000	200-525	0,0-0,75	34,8	6,4
l_L	0,2-1,0				170.000				
$m = -E_1/E_2$	0,0-1,0					530			

9.4.1 Einfluss des Verstärkungsgrads

Abbildung 9-21 zeigt die Ergebnisse von fünf Einzelsimulationen mit einer unterseitig applizierten Klebarmierung bei Verstärkungsgraden von $\rho \leq 2\%$. Gegenüber dem unverstärkten Querschnitt steigt die Gesamttragfähigkeit für Verstärkungsgrade unterhalb 1% zunächst nahezu linear an. Eine deutliche Abnahme des Gradienten ist erst ab einem Verstärkungsgrad von $\rho > 1,5\%$ erkennbar, was auf die zunehmende Plastifizierung der Druckzone zurückzuführen ist. Bei den in dieser Arbeit untersuchten BSH-Trägern mit einer mittleren Druckfestigkeit von rund 44 N/mm² wäre demzufolge eine weitere Steigerung der Tragfähigkeit möglich gewesen.

Mit der Steigerung des Verstärkungsgrads geht gleichzeitig eine Zunahme der plastisch verformten Druckbereiche einher. Der maximale Verstärkungsgrad, ab welchem nur noch eine vernachlässigbare Zunahme der Tragfähigkeit festzustellen ist, wird somit maßgeblich

von der Holzdruckfestigkeit beeinflusst. Vergleichsrechnungen zeigen, dass bei einer angenommenen Druckfestigkeit von nur 20 N/mm² bereits ab $p = 0,5\%$ kaum noch Tragfähigkeitssteigerungen erzielt werden können. Mit zunehmender Druckfestigkeit lassen sich hingegen auch für Verstärkungsgrade größer 2% noch deutliche höhere Gesamtbruchkräfte erzielen.

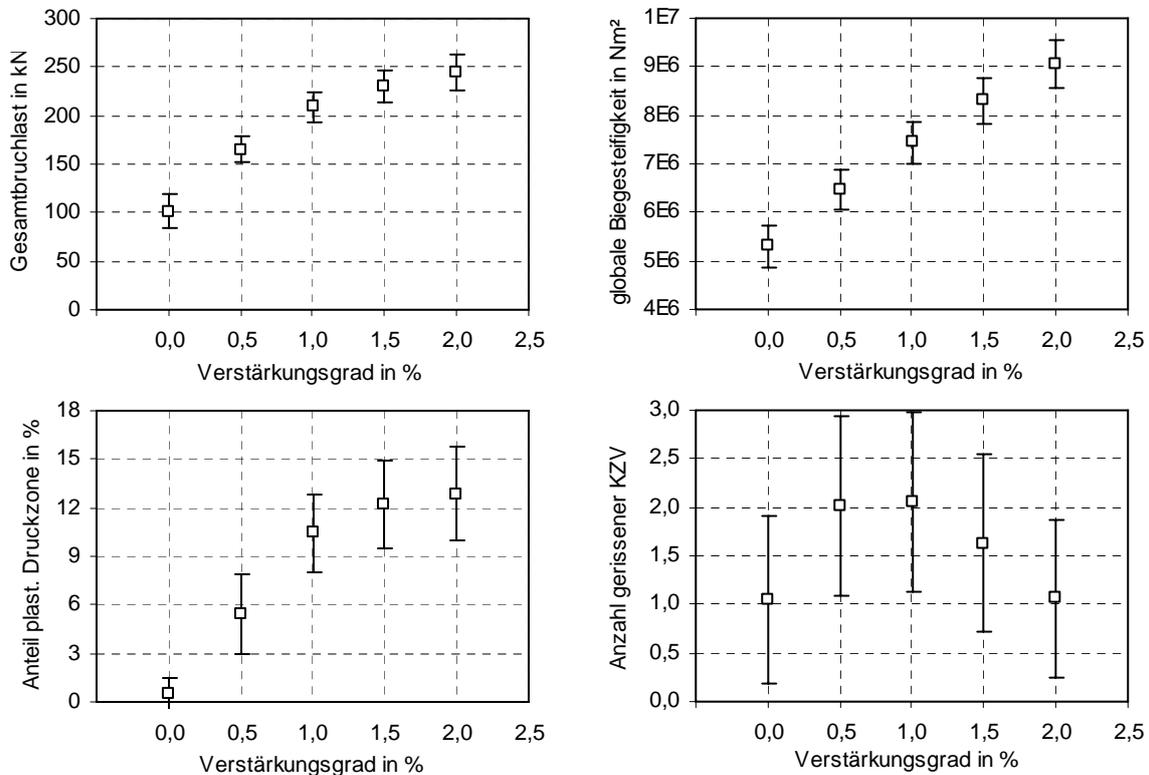


Abbildung 9-21: Einfluss des Verstärkungsgrads (aus Simulationsrechnungen)

Für die globale Biegesteifigkeit EI_g ergibt sich nach Abbildung 9-21 eine weitgehend lineare Abhängigkeit vom Verstärkungsgrad. Dies lässt vermuten, dass die Biegesteifigkeit des Holz/CFK-Verbundquerschnitts näherungsweise durch Überführung der Lamellenfläche in eine Holzfläche entsprechender linearer Dehnsteifigkeit ermittelt werden kann. Durch die Diagrammverläufe der nachfolgenden Abschnitte wird diese Annahme weitgehend bestätigt.

Interessanterweise führt die Erhöhung des Verstärkungsgrads nicht zu einer proportionalen Zunahme der im Bruchzustand gerissenen KZV. Am unverstärkten BSH-Querschnitt versagt durchschnittlich nur eine einzelne Keilzinke, während bei Verstärkungsgraden von 0,5% bzw. 1% der Bruchzustand erst nach dem Versagen von durchschnittlich zwei Keilzinken erreicht wird. Die erneute Abnahme der gerissenen KZV für Verstärkungsgrade größer 1% lässt sich unter anderem darauf zurückführen, dass es vermehrt zu einem Versagen der Druckzone kommt.

Die mittels Fehlerindikatoren dargestellten Standardabweichungen belegen, dass sich die Streuungen der Ergebnisse mit zunehmendem Verstärkungsgrad nur unwesentlich ändern. Ein ähnliches Verhalten konnte für die Mehrzahl der übrigen Einflussgrößen festgestellt werden. Zur besseren Übersichtlichkeit werden die Streuungen der Einzelberechnungen in den nachfolgenden Abschnitten deshalb nicht explizit dargestellt.

9.4.2 Einfluss der Lamellenlänge

Um den Einfluss der Lamellenlänge (bzw. des Abstands zwischen Lamellenende und Endauflager) auf das Trag- und Verformungseigenschaften zu untersuchen, wurden insgesamt 50 Versuchskonfigurationen simuliert. Im Rahmen der Berechnung wurden Lamellenlängen zwischen 2.000 und 5.250 mm mit Verstärkungsgraden zwischen 0,2% und 1% betrachtet. Aufgrund der im Experiment beobachteten Versagensmechanismen wurde bei allen Verklebelängen zusätzlich das Schub- und Endverankerungsverhalten ausgewertet.

Abbildung 9-22 zeigt die Ergebnisverläufe in Abhängigkeit des Abstands zwischen Lamellenende und Endauflager. Wie im vorangehenden Abschnitt liefert das Rechenmodell bei einer in Auflagernähe verankerten Klebebewehrung und maximalem Verstärkungsgrad erneut die erwartungsgemäß höchsten Ergebniswerte für Bruchlast, Biegesteifigkeit und Plastifizierung der Druckzone. Ein Schub- bzw. Enverankerungsversagen konnte bei keiner derartigen Simulation festgestellt werden.

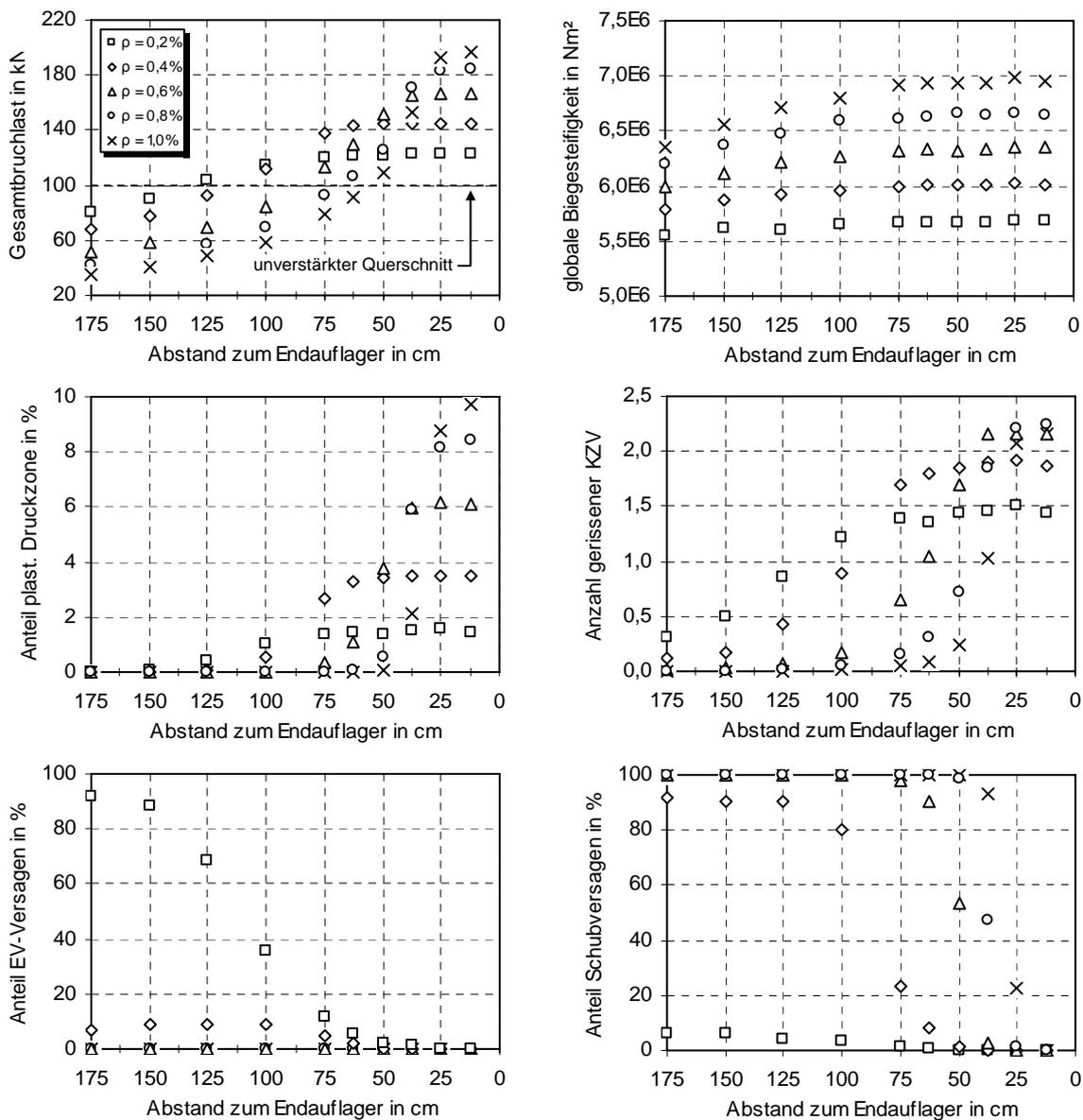


Abbildung 9-22: Einfluss der Lamellenlänge (aus Simulationsrechnungen)

Mit zunehmendem Abstand zum Endauflager ist demgegenüber ein schlagartiger Wechsel zwischen Biegeversagen und Schubversagen hinter dem Lamellenende zu beobachten. Insbesondere bei hohen Verstärkungsgraden ($\rho \geq 0,6\%$) kommt es vermehrt zur Überschreitung der Holzschubfestigkeit. Mit abnehmendem Verstärkungsgrad verlagert sich der für das Schubversagen maßgebliche Endverankerungspunkt in Richtung Trägermitte. Erst bei einem Verstärkungsgrad von 0,2% versagt der überwiegende Teil aller simulierten Träger durch ein Versagen der Endverankerung. Der Verlust der Tragfähigkeit eines lokal verstärkten Trägers wird somit in der Regel durch die Überschreitung der Holzschubfestigkeit hervorgerufen.

Das mit abnehmender Lamellenlänge rasch eintretende Schubversagen kann vorrangig auf die Anwendung mehrerer, gleichlanger Lamellenlagen zurückgeführt werden. Durch den Verlust der Normalspannungskomponente aus der Klebebewehrung treten nach Gleichung (9.9) im Übergangsbereich vom verstärkten zum unverstärkten Querschnitt grundsätzlich lokale Schubspannungsspitzen auf. Demzufolge steigt mit zunehmendem Verstärkungsgrad auch die Schubbeanspruchung, während die in der Klebefuge wirkende Verbundspannung mit steigender Anzahl an Lamellen abnimmt. Dies verdeutlicht, dass mit einem Versagen der Endverankerung in der Regel nur dann zu rechnen ist, wenn die im Verankerungsbereich wirkende Zugkraft von einer geringen Anzahl an Lamellen aufgenommen werden muss. Letzteres trat bei den hier durchgeführten Berechnungen erst ab einem Verstärkungsgrad von rund 0,4% auf.

Darüber hinaus zeigen die Diagramme in Abbildung 9-22, dass für Abstände von weniger als 75 cm zum Endauflager nur eine geringfügige Beeinflussung der Biegesteifigkeit vorliegt. Die Ausbildung plastischer Druckzonen fällt erst bei Verstärkungsgraden oberhalb 0,6% signifikant ab. Dass die Gesamtbruchlast eines lokal verstärkten Trägers ($l_L \leq 3.000$ mm) mit zunehmendem Verstärkungsgrad deutlich unter die eines unverstärkten Querschnitts abfällt, lässt sich durch das Überschreiten der rechnerischen Schubfestigkeit erklären. Bei derartigen Anordnungen würde es demzufolge zum frühzeitigen Versagen der untersten Brettlamelle und somit zum Ausfall der Klebeverstärkung kommen. Die verbleibende Resttragfähigkeit des übrigen Holzquerschnitts blieb dabei unberücksichtigt.

Die Resultate verdeutlichen, dass im Holzbau neben den für statische Verstärkungen üblichen Nachweisen der Biegetragfähigkeit und Endverankerung zusätzlich auch die Schubtragfähigkeit des Holzes in den Endbereichen der Klebearmierung nachzuweisen ist. Dies gilt insbesondere bei lokalen Verstärkungen mit gleichzeitig hohen Verstärkungsgraden. Obwohl anfänglich nur die unterste Brettlamelle betroffen ist, muss davon ausgegangen werden, dass sich am verbleibenden Restquerschnitt infolge des schlagartigen Rissfortschritts weitere Schädigungen einstellen. Eine Reduzierung der im Endbereich auftretenden Schubspannungsspitzen könnte beispielsweise durch die versetzte Anordnung der Lamellenenden analog einer gestaffelten Bewehrung im Stahlbetonbau erreicht werden.

9.4.3 Einfluss der Festigkeitsklasse

Für homogenes Brettschichtholz der Festigkeitsklassen GL24h bis GL36h liegt die charakteristische Druckfestigkeit nach [DIN 1052] zwischen 24 N/mm² bzw. 31 N/mm². Unter der Annahme eines annähernd konstanten Variationskoeffizienten lassen sich die mittleren

Druckfestigkeiten über das Verhältnis der charakteristischen Werte nach folgender Vorschrift abschätzen:

$$f_{c,0,m}(GLx) = f_{c,0,m}(GL24h) \cdot \frac{f_{c,0,k}(GLx)}{f_{c,0,k}(GL24h)} \quad (9.15)$$

Für die mittlere Druckfestigkeit der Festigkeitsklasse GL24h soll der im einaxialen Druckversuch nach Anhang A ermittelte Wert in Höhe von 44,4 N/mm² mit einem Variationskoeffizienten von 18,1% angesetzt werden. Die Größe GLx in Gleichung (9.15) stellt die jeweilige Festigkeitsklasse nach [DIN 1052] dar.

Da mit zunehmender Druckfestigkeit in der Regel auch eine Erhöhung der Zugfestigkeit einhergeht, wird der Zusammenhang beider Kenngrößen in Anlehnung an [DIN EN 1094] berechnet. Hiernach gilt:

$$f_{t,0,k} = \left(\frac{f_{c,0,k}}{7,2} \right)^{2,22} \quad (9.16)$$

Es soll zudem davon ausgegangen werden, dass Gleichung (9.16) in analoger Weise zur Abschätzung der Mittelwerte herangezogen werden kann. Mit dem von Ehlbeck [Ehl85b] angegebenen Variationskoeffizienten in Höhe von 32,7% ergeben sich hieraus die in Tabelle 9-2 dargestellten Verteilungsparameter der Druck- und Zugfestigkeit für BSH-Brettlamellen. Die Zugfestigkeit der Keilzinken wird erneut nach Abschnitt 9.2.4 berechnet. Die Ermittlung des Verhältniswerts zwischen Druckfestigkeit und Elastizitätsmodul der Brettlamellen erfolgt unter Verwendung der in Abschnitt 9.2.3.3 angegebenen Verteilungsfunktion. Die Ergebnisse der Simulationsrechnungen sind in Abbildung 9-23 für Verstärkungsgrade von 0%, 0,5% und 1% dargestellt.

Tabelle 9-2: Statistische Verteilungsparameter zur Untersuchung des Festigkeitseinflusses

Festigkeitsklasse	Druckfestigkeit ¹⁾			Brett-Zugfestigkeit ²⁾		KZV-Zugfestigkeit ²⁾	
	m	b	$f_{c,0,m}$ ³⁾	μ	σ	μ	σ
GL24h	6,449	47,67	44,4	56,7	18,5	34,8	8,4
GL28h		52,61	49,0	70,6	23,1		
GL32h		57,66	53,7	86,6	28,3		
GL36h		61,63	57,4	100,4	32,8		

¹⁾ Weibull-Verteilung

²⁾ Normalverteilung

³⁾ Werte in N/mm²

Im Vergleich zur Festigkeitsklasse GL24h erfährt ein unverstärkter Träger der Klasse GL36h eine Tragfähigkeitssteigerung von rund 50%. Diese Zunahme entspricht gleichzeitig dem Verhältnis der Biegefestigkeiten nach [DIN 1052] und zeigt, dass die relativen Tragfähigkeiten von BSH-Trägern unterschiedlicher Festigkeitsklasse mit guter Übereinstimmung wiedergegeben werden. Die gegenüber Abbildung 9-21 geringfügig höhere Tragfähigkeit der Festigkeitsklasse GL24h lässt sich dabei auf die Berechnung der mittleren Zugfestigkeit der Holzlamellen nach Gleichung (9.16) zurückführen. Aufgrund der konstanten KZV-Zugfestigkeit nimmt mit steigender Festigkeitsklasse auch die Anzahl der im Bruchzustand gerissenen

Keilzinken zu. Eine maßgebliche Beeinflussung der plastisch verformten Druckbereiche findet nicht statt.

Erwartungsgemäß ist mit zunehmendem Verstärkungsgrad eine deutliche Steigerung der Gesamtbruchlast zu beobachten. Hierbei sind die relativen Zuwächse weitgehend unabhängig von der betrachteten Festigkeitsklasse ($\Delta F_{24} \approx \Delta F_{36}$). Die steigende Anzahl der im Bruchzustand gerissenen KZV lässt vermuten, dass der Verlust der Tragfähigkeit erneut durch das Versagen der Keilzinken eingeleitet wird. Folglich kann auch bei hohen Festigkeitsklassen noch eine Verbesserung des Tragverhaltens erzielt werden.

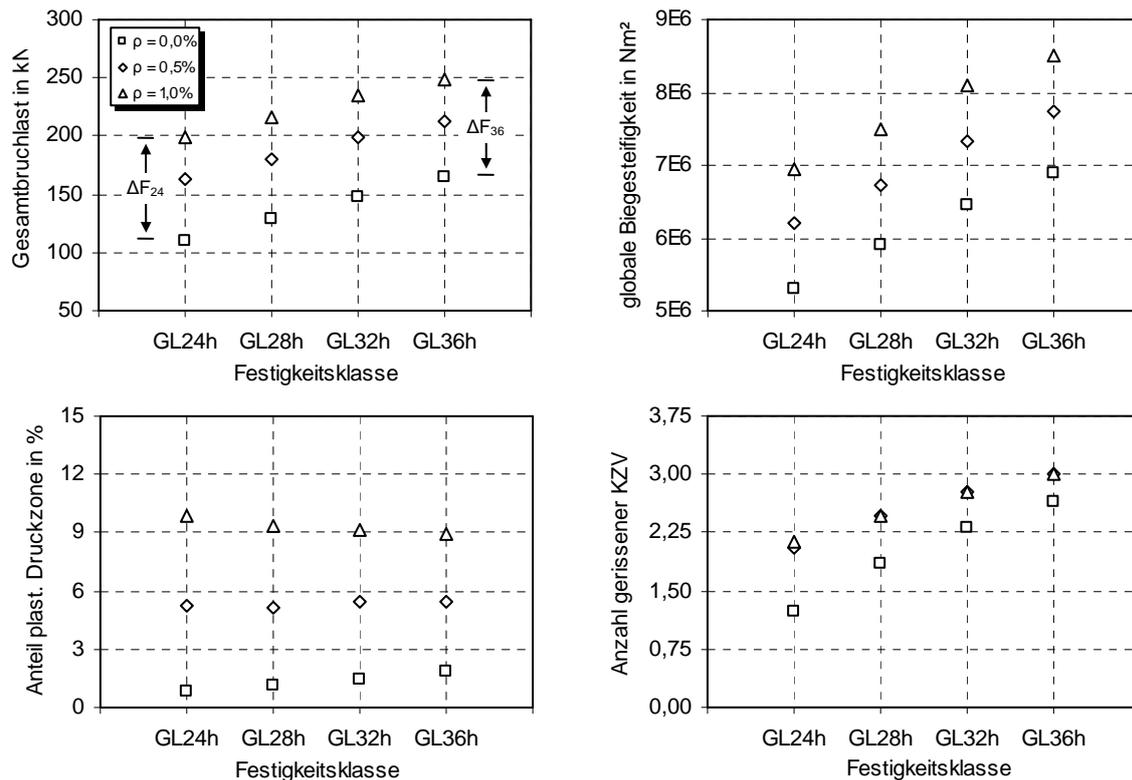


Abbildung 9-23: Einfluss der Holzdruckfestigkeit (aus Simulationsrechnungen)

9.4.4 Einfluss des E-Moduls der Klebeverstärkung

Um den Einfluss der Lamellensteifigkeit zu untersuchen, wurden 12 Simulationsrechnungen für praxisübliche Lamellentypen mit E-Modulen zwischen 150.000 und 300.000 N/mm² durchgeführt. Abbildung 9-24 zeigt die Ergebnisse für Verstärkungsgrade von 0,5 und 1%.

Für E-Module bis ca. 250.000 N/mm² kommt es aufgrund der höheren Ausnutzung der Biegedruckzone zu einer stetigen Zunahme der Gesamtbruchlast. Gleichzeitig nimmt der Anteil des plastisch verformten Druckbereichs gegenüber einem E-Modul von 150.000 N/mm² bei beiden Verstärkungsgraden um rund 3% zu. Analog Abschnitt 9.4.1 weist die Entwicklung der globalen Biegesteifigkeit erneut auf einen weitgehend linearen Zusammenhang hin.

Bei Verwendung hochmoduliger CFK-Lamellen mit $E_L > 250.000$ N/mm² ist für den Verstärkungsgrad $\rho = 0,5\%$ ein erneuter Rückgang der Gesamtbruchlast, der Plastifizierung der Druckzone, sowie der Anzahl gerissener KZV zu beobachten. Für $\rho = 1\%$ tritt dieses erst bei

E-Modulen oberhalb 270.000 N/mm² ein. Diese Entwicklungen sind darauf zurückzuführen, dass die Bruchdehnung des CFK-Werkstoffs mit zunehmendem E-Modul abnimmt. Für CFK-Lamellen des Herstellers Sika gilt nach [Sik01] näherungsweise:

$$\varepsilon_{L,u} = -9,4 \cdot 10^{-8} \cdot E_L + 0,0325 \quad (9.17)$$

Gegenüber der Standardlamelle ($E_L = 170.000 \text{ N/mm}^2$ und $\varepsilon_{L,u} \approx 1,7\%$) fällt die Bruchdehnung bei $E_L = 300.000 \text{ N/mm}^2$ nach Gleichung (9.17) auf lediglich rund 0,45% ab. Dieser Wert entspricht in etwa den im Bruchzustand gemessenen Lamellendehnungen. Trotz des verbesserten Biegesteifigkeitsverhaltens muss beim Einsatz hochmoduliger CFK-Lamellen somit mit einem zunehmend spröden Zugversagen der Klebebewehrung gerechnet werden. In Abhängigkeit der Holzqualität führt dies in der Regel zu einer geringeren Ausnutzung bzw. plastischen Verformung der Holzdruckzone.

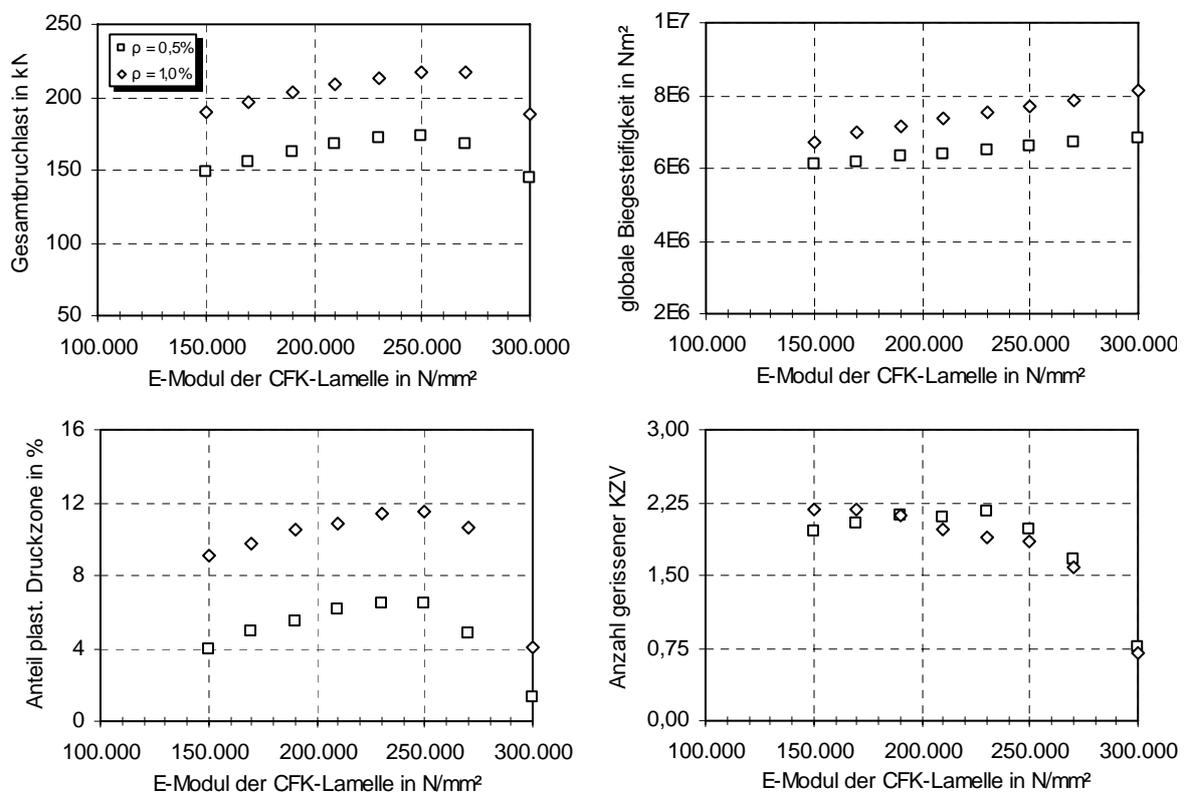


Abbildung 9-24: Einfluss des E-Moduls der CFK-Lamellen (aus Simulationsrechnungen)

Gemäß der im Stahlbetonbau [Deu04] vorgeschriebenen Ausnutzungsgrenze für in Schlitze geklebte CFK-Lamellen von ca. 80% der rechnerischen Bruchdehnung käme es darüber hinaus zu einer weiteren Verschärfung der Spröbruchgefahr. Unter Berücksichtigung dieser Umstände, sowie der aufgezeigten Simulationsergebnisse, sollte sich der Einsatz hochmoduliger CFK-Lamellen auf Spezialanwendungen beschränken.

9.4.5 Einfluss der Brettlänge

Nach Ehlbeck et al. [Ehl85b] liegt die mittlere Zugfestigkeit der Keilzinken deutlich unter der einer keilzinkenfreien Brettlamelle. Da sich die Anzahl der über die Trägerlänge

angeordneten KZV aus der statistischen Verteilung der Brettängen abgeleitet, ist mit abnehmender Brettlänge grundsätzlich von einer Reduzierung der Tragfähigkeit auszugehen. Colling [Col90a] führt diesen Umstand darauf zurück, dass bei kleineren Brettängen bzw. größeren Trägerlängen häufiger Keilzinkenverbindungen in den hoch beanspruchten Bereichen auftreten. Im Folgenden soll daher der Begriff der relativen Brettlänge verwendet werden, welche sich aus dem Quotienten aus Brett- und Trägerlänge (l_{Brett}/L) berechnet.

Eine Übersicht typischer Brettängen in deutschen Leimbaubetrieben geben Wenzel et al. [Wen05] unter Verweis auf die von Colling [Col90b] untersuchten Brettabschnitte an. Hiernach weichen die Brettängen je nach Leimbaubetrieb erheblich voneinander ab, wobei sich im allgemeinen jedoch Längen zwischen 1 und 5 m ergeben. Für die in dieser Arbeit untersuchten BSH-Träger wurde für einen Stichprobenumfang von 403 Holzlamellen eine mittlere Brettlänge von 193,2 cm ermittelt. Bei einer Spannweite von 550 cm folgt hieraus eine relative Brettlänge von $l_{\text{Brett}}/L = 0,35$.

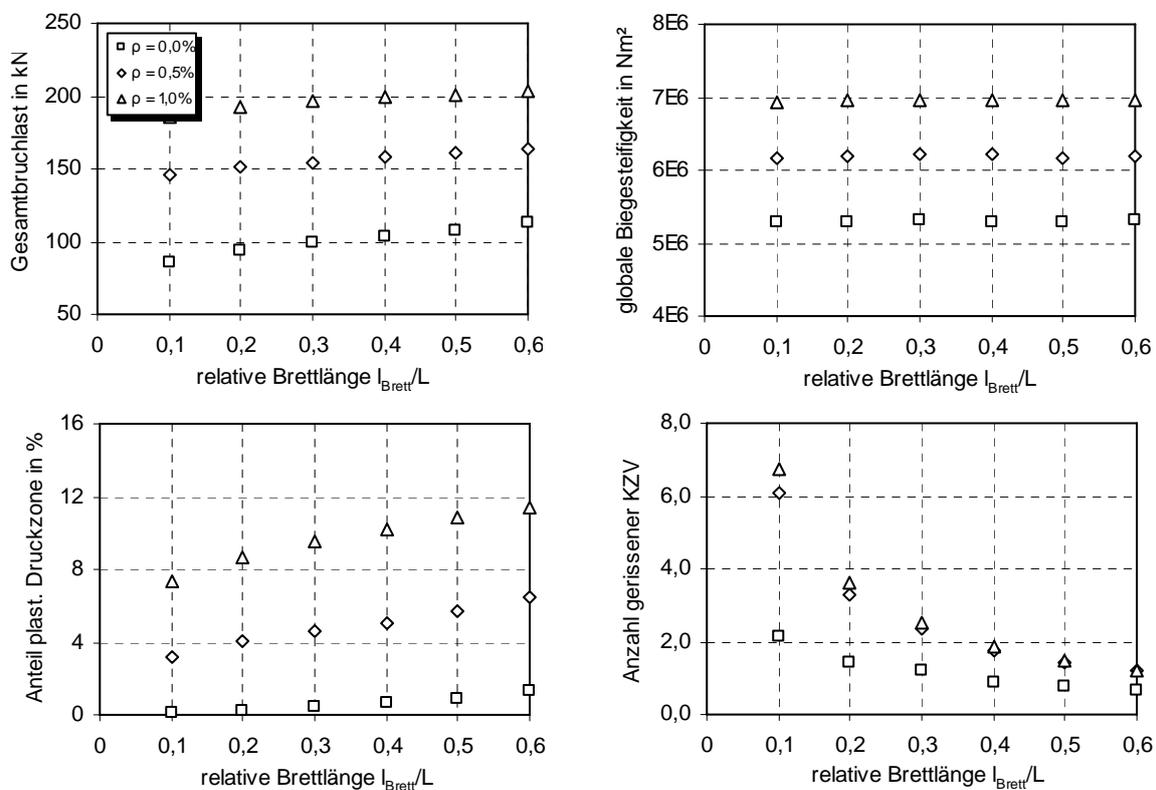


Abbildung 9-25: Einfluss der relativen Brettlänge (aus Simulationsrechnungen)

Um den Einfluss der relativen Brettlänge zu analysieren, erfolgte die Simulation des Trägersaufbaus mit den in Abbildung 8-2 gezeigten Versuchsabmessungen für sechs verschiedene Brettängen zwischen 55 cm und 330 cm. Für die x-Koordinate der ersten KZV wurden gleichzeitig die statistischen Parameter der Weibull-Verteilung entsprechend einem Verhältnis der Mittelwerte in Höhe von $x_{\text{KZV},m}/l_{\text{Brett},m} = 0,66$ angepasst. Die statistischen Parameter der Verteilungsfunktionen sind in Tabelle 9-3 angegeben. Abbildung 9-25 zeigt die Simulationsergebnisse für Verstärkungsgrade von 0%, 0,5% und 1%.

Gegenüber dem unverstärkten Referenzträger mit $l_{\text{Brett}}/L = 0,35$ zeigen die Ergebnisverläufe bei minimaler Brettlänge den erwartungsgemäß größten Rückgang der Gesamtbruchlast von

100 kN auf rund 86,5 kN (-13,5%). Bei maximaler Brettlänge ergibt sich eine Tragfähigkeitszunahme in vergleichbarer Größenordnung. Durch die vergleichsweise hohe Anzahl an Brettlamellen kommt es im Fall der minimalen Brettlänge vermehrt zum Versagen der Keilzinken sowie einer vergleichsweise geringen plastischen Ausnutzung der Holzdruckzone. Eine Beeinflussung der Biegesteifigkeit ist für keinen der hier betrachteten Verstärkungsgrade festzustellen.

Tabelle 9-3: Statistische Verteilungsparameter zur Untersuchung des Brettlängeinflusses

l_{Brett}/L	Länge der Brettlamellen ¹⁾			x-Position der ersten KZV ¹⁾			$\chi_{\text{KZV},m}/l_{\text{Brett},m}$
	m	b	$l_{\text{Brett},m}$ ²⁾	m	b	$\chi_{\text{KZV},m}$ ²⁾	
0,1	5,326	0,0168	55	1,423	39,93	36,3	0,66
0,2		0,0084	110		79,85	72,6	
0,3		0,0056	165		119,78	108,9	
0,4		0,0042	220		159,71	145,2	
0,5		0,0034	275		199,63	181,5	
0,6		0,0028	330		239,56	217,8	

¹⁾ Weibull-Verteilungen

²⁾ Werte in cm

Mit zunehmendem Verstärkungsgrad nimmt der Einfluss der relativen Brettlänge auf die Gesamtbruchlast sichtbar ab. Im Vergleich zu dem in dieser Arbeit untersuchten Trägeraufbau fällt die Gesamtbruchlast bei relativen Brettlängen von 0,1 und einem Verstärkungsgrad von $\rho = 1\%$ um nur 5,6% ab. Bei ausreichender Verstärkung und unter Berücksichtigung der im Holzhallenbau üblichen Trägerlängen von ca. 15 bis 30 m ist aufgrund der relativen Brettlänge nicht mit einer signifikanten Abnahme der Tragfähigkeit zu rechnen.

9.4.6 Einfluss des Entfestigungsverhaltens der Druckzone

Für einen unverstärkten Vollholzträger liefert das in den Simulationsrechnungen verwendete Spannungs-Dehnungs-Modell nach [Mal80, Baz90] mit zunehmender Neigung des entfestigenden Astes eine Abnahme des maximalen Bruchmoments (vgl. Abbildung 5-15). Durch die in der Regel deutliche Plastifizierung der Biegedruckzone müsste dieser Zusammenhang in ähnlicher Weise auch für einen CFK-verstärkten Brettschichtholzträger zutreffen. Um die Beeinflussung des Rechenmodells durch das Entfestigungsverhalten der Holzdruckzone zu untersuchen, wurden insgesamt 21 Simulationsrechnungen mit Verstärkungsgraden von 0%, 0,5% und 1% durchgeführt.

Abbildung 9-26 zeigt die Ergebnisverläufe für Mittelwerte zwischen $m = 0$ und $m = 0,75$ bei einem konstanten Variationskoeffizienten von 55,7%. Der untere Grenzwert entspricht dabei exakt dem linear-elastisch ideal-plastischen Modellverhalten nach Thunell [Kol82] (vgl. Abbildung 5-11) und näherungsweise dem von Bazan [Baz90] vorgeschlagenen Wert von $m = 0,02$, bei welchem nur eine sehr geringe Entfestigung der Druckzone stattfindet. Der obere Grenzwert liegt deutlich über dem im einaxialen Druckversuch ermittelten Entfestigungs-

faktor von $m \approx 0,15$ und soll ausschließlich einer Veranschaulichung des tendenziellen Modellverhaltens dienen.

Das Entfestigungsverhalten des Brettschichtholzes wurde im Experiment nach der in Anhang A beschriebenen Vorgehensweise an Proben mit einer rechteckigen Grundfläche von ca. 50 x 50 mm bestimmt. Dabei entsprach die Beanspruchung näherungsweise einem einaxialen Spannungszustand. In diesem Zusammenhang weist Glos [Glo78] darauf hin, dass die zur Untersuchung des plastischen Druckverhaltens gewählte Versuchsanordnung so weit wie möglich eine Annäherung an die tatsächliche Beanspruchung des Bauteils zulassen sollte. Er schlägt deshalb die Aufprägung eines ebenen Verformungszustands vor. Gegenüber dem einaxialen Spannungszustand kann bei einer derartigen Versuchsanordnung grundsätzlich von einer geringeren Entfestigung im plastischen Regime ausgegangen werden, da z. B. das seitliche Ausknicken der Holzfasern nach Überschreitung der linearen Festigkeitsgrenze behindert wird. Dies legt die Vermutung nahe, dass bei einer im Trägerinneren angeordneten Druckprobe ebenfalls ein geringeres Entfestigungsverhalten zu beobachten wäre. Unter Berücksichtigung der am Biegeträger wirkenden Spannungszustände müsste demzufolge eine Reduzierung des im einaxialen Druckversuch bestimmten Entfestigungsfaktors vorgenommen werden.

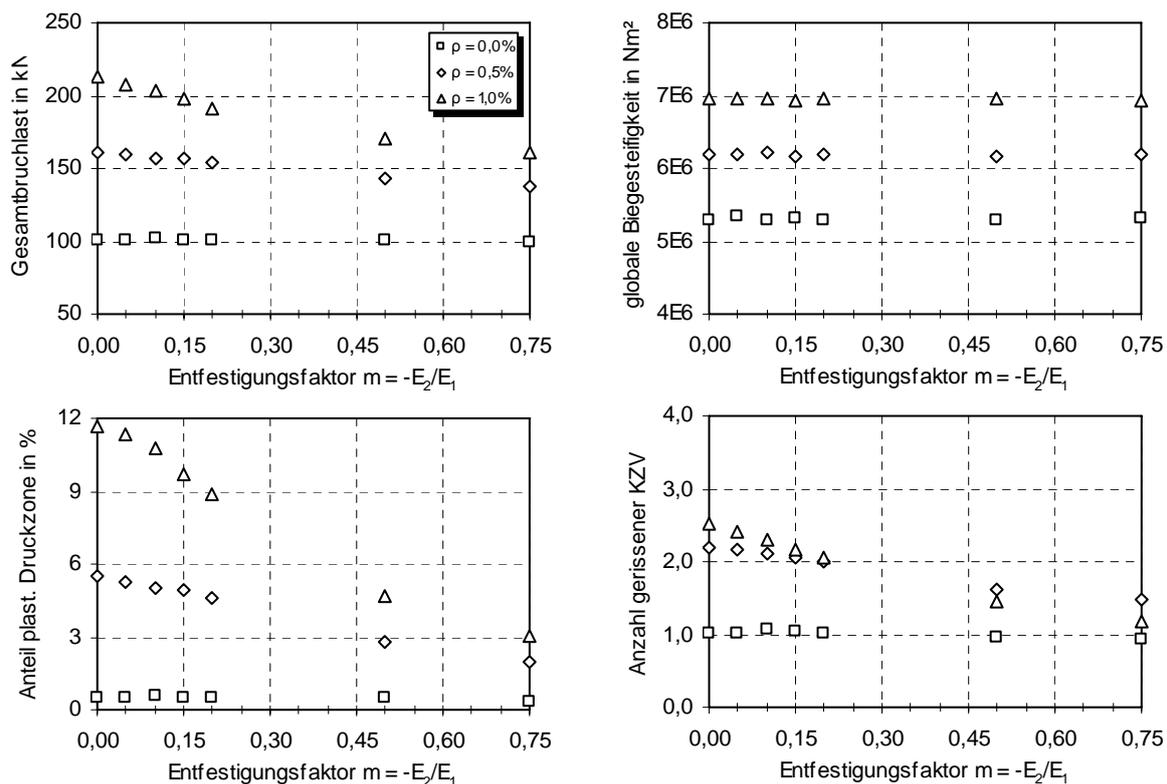


Abbildung 9-26: Einfluss des Entfestigungsfaktors (aus Simulationsrechnungen)

Nach Abbildung 9-26 kann für den unverstärkten Träger zunächst kein Zusammenhang zwischen Entfestigung der Druckzone und dem Trag-, Verformungs- oder Bruchverhalten festgestellt werden, was sich durch das nahezu vollständige Fehlen plastisch verformter Druckbereiche erklären lässt. Mit steigendem Verstärkungsgrad und zunehmender Entfestigung ist sowohl eine Abnahme der Gesamtbruchlast als auch der plastischen

Druckbereiche zu beobachten. Das Steifigkeitsverhalten bleibt für die hier betrachteten Entfestigungsfaktoren erneut nahezu unverändert.

Trotz der aufgezeigten Tendenzen liegt die rechnerische Gesamtbruchlast bei einem Entfestigungsfaktor von $m \approx 0,15$ und Verstärkungsgraden zwischen 0,5% und 1% lediglich 3% bis 7% unterhalb der Gesamtbruchlast des linear-elastisch ideal-plastischen Spannungsmodells. Wie bereits erwähnt, kann darüber hinaus am realen Biegebauteil von einem geringeren Entfestigungsfaktor ausgegangen werden. Zur Herleitung einer vereinfachten Bemessungsvorschrift erscheint es daher gerechtfertigt, die Tragfähigkeit CFK-verstärkter Brettschichtholzträger näherungsweise unter Ansatz des linear-elastisch, ideal-plastischen Spannungsmodells nach Thunell [Kol92] zu berechnen.

9.5 Bestimmung des Biegetragverhaltens

Aufbauend auf den Versuchs- und Simulationsergebnissen sollen nachfolgend die maßgeblichen Bemessungsgleichungen zur Beschreibung des Biegetragverhaltens CFK-verstärkter Brettschichtholzträger hergeleitet werden. Aufgrund der bereits genannten Vorzüge wird dabei ausschließlich auf den Spezialfall der in Schlitze geklebten CFK-Lamelle eingegangen. Unter der Annahme eines vollkommenen Verbunds zwischen den Fügebauteilen können die zur Ermittlung der Biegesteifigkeit und Biegetragfähigkeit vorgestellten Berechnungsverfahren jedoch grundsätzlich auch für oberflächige CFK-Verstärkungen angewendet werden. Der rechnerische Nachweis der Endverankerung, welcher in Abschnitt 7.4 für die eingeschlitzte Lamelle hergeleitet wurde, kann für oberflächige Verklebungen z. B. nach der von Blaß et al. [Bla03] vorgeschlagenen Verfahrensweise geführt werden. Für den Schubnachweis liegen derzeit keine vergleichbaren Prüfergebnisse vor.

9.5.1 Berechnung der Biegetragfähigkeit

Um die Übereinstimmung der Simulationsergebnisse mit in der Praxis üblichen Bemessungsverfahren abzuschätzen, soll im Folgenden zunächst die Biegetragfähigkeit des unverstärkten BSH-Trägers betrachtet werden. Zu diesem Zweck erfolgt eine Gegenüberstellung der charakteristischen Biegetragfähigkeit nach [DIN 1052] mit den Ergebnissen aus Abschnitt 9.3.1. Nach [DIN 1052], Tabelle F.9 berechnet sich die charakteristische Biegetragfähigkeit des in dieser Arbeit untersuchten BSH-Querschnitts mit der Festigkeitsklasse GL24h zu:

$$M_k = f_{m,k} \cdot W_y = 24 \cdot \frac{120 \cdot 360^2}{6} = 62,2 \text{ kNm} \quad (9.18)$$

Bei zusätzlicher Berücksichtigung des Beiwerts $k_n = 1,07$ nach [DIN 1052] Tabelle F.9 kann die Biegetragfähigkeit auf $M_k = 66,6 \text{ kNm}$ erhöht werden.

Im Vergleich hierzu berechnet sich die 5%-Fraktile des Bruchmoments der insgesamt 1.000 Simulationsrechnungen mit Hilfe der statistischen Parameter einer an die Histogramme $h(x)$ angepassten Normalverteilung zu:

$$M_{5\%,\text{sim}} = \mu - 1,65 \cdot \sigma = 90,6 - 1,65 \cdot 15,6 = 64,9 \text{ kNm} \quad (9.19)$$

Die Ergebnisse zeigen, dass die Normwerte in guter Übereinstimmung mit der 5%-Fraktile der simulierten Bruchmomente sind. Darüber hinaus ist anzumerken, dass der Variationskoeffizient des simulierten Bruchmoments mit zunehmendem Verstärkungsgrad von ca. 17% (unverstärkt) auf ca. 7% ($\rho = 0,91\%$) abnimmt. Für hochgradig verstärkte Querschnitte ergibt sich demzufolge ein überproportionaler Anstieg des charakteristischen Bruchmoments. Bei einem Verstärkungsgrad von $\rho = 0,91\%$ nimmt die 5%-Fraktile den Wert:

$$M_{5\%,\text{sim}} = \mu - 1,65 \cdot \sigma = 169,3 - 1,65 \cdot 12,2 = 149,2 \text{ kNm} \quad (9.20)$$

an, was einer Steigerung von rund 130% gegenüber dem unverstärkten Querschnitt entspricht. Mit zunehmendem Verstärkungsgrad wird somit tendenziell ein geringerer Lamellenquerschnitt erforderlich.

9.5.1.1 Berechnung des effektiven Verstärkungsgrads

Um ein praxisgerechtes Bemessungsverfahren zu erarbeiten, soll die Berechnungsvorschrift für das charakteristische Bruchmoment im Folgenden ausschließlich für den Spezialfall einer an der Trägerunterseite applizierten Klebeverstärkung hergeleitet werden. Diese Vorgehensweise führt einerseits zu einer deutlichen Vereinfachung der Gleichgewichtsbedingungen am Verbundquerschnitt. Andererseits ist für in Schlitze geklebte CFK-Lamellen, deren Schwerachse oberhalb der Trägerunterkante angeordnet ist, eine Anpassung der statischen Kennwerte erforderlich. Hierbei sind die Lamellenflächen (bzw. deren Verstärkungsgrad) so umzurechnen, dass ihr Beitrag zum Biegetragverhalten näherungsweise dem einer an der Trägerunterseite verklebten Verstärkungslage entspricht. Diese Projizierung auf die Trägerunterkante führt bei im Querschnitt angeordneten Lamellen zur Verringerung der effektiven Fläche und demzufolge zu einer Abnahme des Verstärkungsgrads.

Der Verstärkungsgrad ρ_{eff} , welcher einer unterseitig applizierten Lamelle entspricht und im Folgenden als effektiver Verstärkungsgrad bezeichnet wird, lässt sich über den quadratischen Zusammenhang zwischen Biegemoment und innerem Hebelarm der Lamellenkräfte ausdrücken. Die statische Höhe $z_{L,i}$ der Klebebewehrung wird hierbei auf die Lage der Nulllinie gemäß Abbildung 9-28 bezogen. Für den Bemessungsquerschnitt gilt dann näherungsweise:

$$\rho_{\text{eff}} = \frac{1}{A_H} \cdot \sum_{i=1}^n \left[A_{L,i} \cdot \frac{(z_{L,i} - c \cdot h)^2}{(h - c \cdot h)^2} \right] \quad (9.21)$$

Für $z_{L,i} = h$ entspricht ρ_{eff} dem geometrischen Verstärkungsgrad, d. h. dem Quotienten der Flächenanteile von CFK- und Holzquerschnitt. Im linear-elastischen Zustand nach Abbildung 9-28 berechnet sich der dimensionslose Faktor c in Gleichung (9.21) bei einer an der Trägerunterseite angeordneten Verstärkungslage wie folgt:

$$c = \frac{1}{2} \cdot \left(1 + \frac{\eta_E \cdot \rho_{\text{eff}}}{\eta_E \cdot \rho_{\text{eff}} + 1} \right) \quad (9.22)$$

Im Fall einer teilweise plastifizierten Druckzone gemäß Abbildung 9-29 gilt für den dimensionslosen Faktor c hingegen:

$$c = 1 - 2 \cdot \frac{\epsilon_c \cdot \epsilon_t - \epsilon_t^2 \cdot \eta_E \cdot \rho_{\text{eff}}}{(\epsilon_c + \epsilon_t)^2} \quad \text{mit } \epsilon_c = \frac{f_{c,k}}{E_H} \quad (9.23)$$

Der Übergang vom linear-elastischen zum linear-elastisch, ideal-plastischen Zustand ergibt sich dabei in Abhängigkeit der im Bemessungszustand angenommenen Holzdehnung ϵ_t an der Trägerunterseite. Mit Erreichen der charakteristischen Holzdruckfestigkeit $f_{c,k}$ an der Trägeroberseite gilt für die Dehnungen ϵ_t und ϵ_c zusätzlich folgender Zusammenhang:

$$\epsilon_t = \epsilon_c \cdot \left(\frac{1}{c} - 1 \right) \quad (9.24)$$

Durch Einsetzen von Gleichung (9.22) in Gleichung (9.24) ergibt sich die Grenzdehnung der unteren Holzfasern bei Einsetzen des Plastifizierens der Druckzone zu:

$$\epsilon_{t,\text{grenz}} = \epsilon_c \cdot \left(\frac{1}{1 + 2 \cdot \eta_E \cdot \rho_{\text{eff}}} \right) \quad (9.25)$$

Für $\epsilon_t < \epsilon_{t,\text{grenz}}$ liegt die Dehnung der oberen Holzfasern unterhalb der elastischen Grenzdehnung ϵ_c , wohingegen für $\epsilon_t > \epsilon_{t,\text{grenz}}$ eine teilweise Plastifizierung der Druckzone stattfindet.

Durch Einsetzen von Gleichung (9.22) bzw. (9.23) in Gleichung (9.21) erhält man einen quadratischen Ausdruck, dessen Lösung durch Umstellen nach ρ_{pr} berechnet werden kann. Alternativ kann ρ_{pr} mit Hilfe eines iterativen Verfahrens bestimmt werden, wobei zunächst ein Startwert geschätzt und die Höhe der Druckzone nach Gleichung (9.22) bzw. (9.23) ermittelt wird. Anschließend wird der effektive Verstärkungsgrad nach Gleichung (9.21) berechnet. Weicht dieser von dem geschätzten Startwert ab, so ist ein weiterer Iterationsschritt durchzuführen. Das Iterationsverfahren ist in Abbildung 9-27 schematisch wiedergegeben.

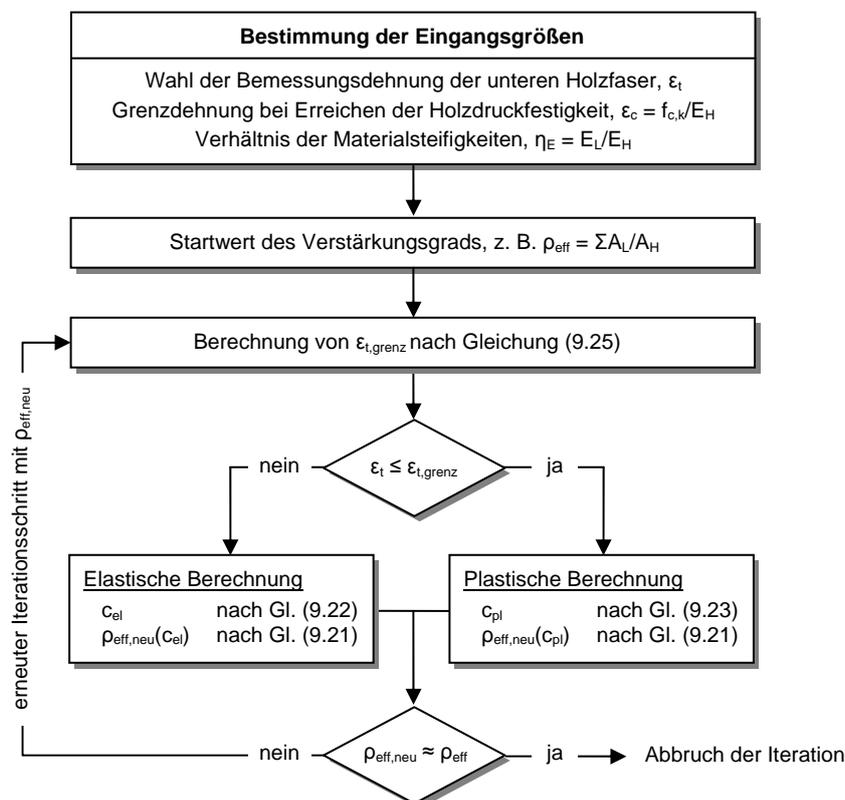


Abbildung 9-27: Flussdiagramm zur iterativen Berechnung des effektiven Verstärkungsgrads

Bei schlanken Querschnitten und einer geringen plastischen Druckzone stimmt die Lage der Nulllinie $c-h$ am ideellen Querschnitt näherungsweise mit der neutralen Achse des unverstärkten Querschnitts mit $z_H = h/2$ überein. Unter dieser Annahme vereinfacht sich Gleichung (9.21) zu:

$$\rho_{\text{eff}} = \frac{1}{A_H} \cdot \sum_{i=1}^n \left[A_{L,i} \cdot \frac{\left(z_{L,i} - \frac{h}{2} \right)^2}{\left(\frac{h}{2} \right)^2} \right] \quad (9.26)$$

Tabelle 9-4 zeigt eine Gegenüberstellung des geometrischen Verstärkungsgrads ρ mit den effektiven Verstärkungsgraden ρ_{eff} nach Gleichungen (9.21) bzw. (9.26) für die in Tabelle 8-1 dargestellten Verstärkungsschemata. Um den Einfluss der plastischen Druckzone zu verdeutlichen, wurde die Berechnung nach Gleichung (9.21) sowohl für den elastischen Fall als auch für den plastischen Grenz Zustand unter maximalem Biegemoment ermittelt. Die Klammerwerte geben den prozentualen Fehler zwischen der Approximation nach Gleichung (9.26) und der exakten Berechnung nach Gleichung (9.21) wieder.

Tabelle 9-4: Gegenüberstellung des geometrischen und effektiven Verstärkungsgrads

Versuchsreihe	$\rho = \Sigma A_L / A_H$	effektiver Verstärkungsgrad ρ_{eff}		
		Gl. (9.26)	Gl. (9.21), elastisch	Gl. (9.21), plastisch
trv_0,22	0,2222%	0,2272%	0,2274% (+0,07%)	0,2276% (+0,16%)
trv_0,23	0,2315%	0,1829%	0,1817% (-0,66%)	0,1805% (-1,33%)
trv_0,35	0,3472%	0,3097%	0,3181% (-0,53%)	0,3054% (-1,40%)
trv_0,81	0,8102%	0,6493%	0,6359% (-2,07%)	0,5951% (-8,35%)
trv_0,91	0,9074%	0,7773%	0,7645% (-1,64%)	0,7185% (-7,57%)

Für die Versuchsreihe trv_0,22 mit einer an der Trägerunterseite applizierten CFK-Lamelle ergibt sich unter Berücksichtigung der Lamellen- und Klebschichtdicke die nach Gleichung (9.26) betragsmäßig kleinste Abweichung zum geometrischen Verstärkungsgrad. Die exakten Ergebnisse weichen in diesem Fall nur geringfügig von den approximierten Werten ab. Für die übrigen Versuchsreihen ergeben sich aufgrund der im Querschnitt angeordneten Lamellenlagen zum Teil deutlich größere Unterschiede zwischen dem geometrischen und effektiven Verstärkungsgrad. Im elastischen Zustand bleiben die Abweichungen zwischen der approximierten und der exakten Berechnung erneut in vertretbaren Größenordnungen, wohingegen die zunehmende Verschiebung der Nulllinie im teilweise plastifizierten Bruchzustand zu Differenzen von bis zu 8,35% führt.

Die Ergebnisse zeigen, dass der effektive Verstärkungsgrad bei linear-elastischer Beanspruchung mit Hilfe von Gleichung (9.26) mit guter Genauigkeit berechnet werden kann. Demgegenüber ist für $\epsilon_t \gg \epsilon_{t,\text{grenz}}$ dem exakten Berechnungsverfahren nach Gleichung (9.21) der Vorzug zu geben.

9.5.1.2 Bemessung bei elastischer Druckzone

Abbildung 9-28 zeigt die Dehnungs- und Spannungsverteilung eines mit in Schlitze geklebten CFK-Lamellen verstärkten Bemessungsquerschnitts bei linear-elastischer Biegebeanspruchung. Die Gesamtfläche der innenliegenden Bewehrungslagen wurde zuvor in eine effektive Lamellenfläche A_{eff} nach Abschnitt 9.5.1.1 umgerechnet. Die Dehnung der äußeren Holzzugfaser ε_t liegt unterhalb der Grenzdehnung $\varepsilon_{t,\text{grenz}}$ nach Gleichung (9.25).

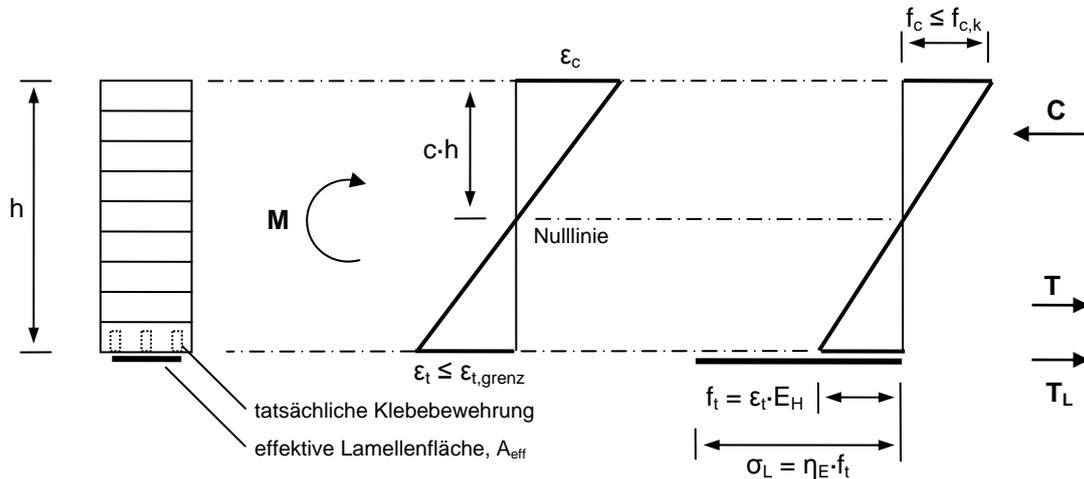


Abbildung 9-28: Dehnungs- und Spannungsverteilung am linear-elastischen Bemessungsquerschnitt

Über die Hebelarme der inneren Kräfte nach Abbildung 9-28 kann das charakteristische Bruchmoment im linear-elastischen Fall wie folgt ausgedrückt werden:

$$M_{B,k} = E_H \cdot b \cdot h^2 \cdot \frac{C \cdot (3 - c) - T \cdot (1 - c)}{3} \quad (9.27a)$$

mit:

$$C = \frac{c^2}{2 \cdot (1 - c)} \cdot \varepsilon_t \quad (9.27b)$$

$$T = \frac{1 - c}{2} \cdot \varepsilon_t \quad (9.27c)$$

Der dimensionslose Faktor c ist nach Gleichung (9.22) zu bestimmen. Auf die Bestimmung der Dehnung ε_t auf Höhe der äußeren Holzzugfaser wird im Folgenden Abschnitt eingegangen.

9.5.1.3 Bemessung bei plastischer Druckzone

Überschreitet die obere Biegespannung die charakteristische Holzdruckfestigkeit, so stellt sich der in Abbildung 9-29 dargestellte Spannungsverlauf ein. Infolge der fortschreitenden Plastifizierung der Druckzone verschiebt sich die Nulllinie mit zunehmender Biegebeanspruchung deutlich stärker in Richtung der Trägerunterseite. Durch dieses Verhalten erklären sich z. B. die überproportional hohen Abweichungen des effektiven Verstärkungsgrads für die Versuchsreihen trv_0,81 und trv_0,91 nach Tabelle 9-4.

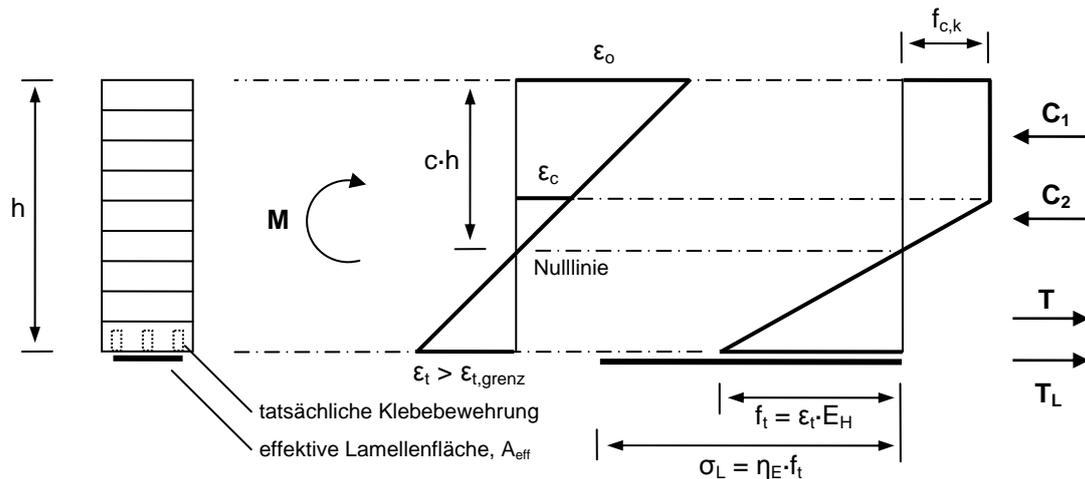


Abbildung 9-29: Dehnungs- und Spannungsverteilung am plastifizierten Bemessungsquerschnitt

Gegenüber Gleichung (9.27a) ist der dimensionslose Faktor c bei der plastischen Bemessung nach Gleichung (9.23) zu bestimmen. Das plastische Moment ergibt sich in diesem Fall zu:

$$M_{B,k} = E_H \cdot b \cdot h^2 \cdot \left[\frac{C_1}{2} \cdot \left(2 - c + \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_t} \cdot (1 - c) \right) + C_2 \cdot (1 - c) \cdot \left(1 + \frac{2}{3} \cdot \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_t} \right) - \frac{T}{3} \cdot (1 - c) \right] \quad (9.28a)$$

mit:

$$C_1 = \varepsilon_c \cdot \left(c - \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_t} \cdot (1 - c) \right) \quad (9.28b)$$

$$C_2 = \frac{\varepsilon_c^2}{2 \cdot \varepsilon_t} \cdot (1 - c) \quad (9.28c)$$

$$T = \frac{\varepsilon_t}{2} \cdot (1 - c) \quad (9.28d)$$

Für einen BSH-Querschnitt mit den Abmessungen $b \times h$ können die Eingangsparameter ε_c , E_H und η_E mit Hilfe der Materialkennwerte des Brettschichtholzes nach [DIN 1052] bzw. der CFK-Lamellen (z. B. nach [Sik01]) berechnet werden. Demzufolge stellt die Dehnung ε_t der äußeren Holzzugfaser den einzigen unbekanntenen Eingangsparameter dar. Sie soll aus diesem Grund als die primäre Bemessungsgröße herangezogen werden.

Wie die am Holzquerschnitt gemessenen Dehnungsverteilungen nach Anhang C zeigen, ist mit steigendem Verstärkungsgrad tendenziell eine Zunahme der an der Trägerunterseite aufnehmbaren Grenzdehnung im Bruchzustand zu beobachten. Ziel ist somit die Herleitung eines funktionalen Zusammenhangs zwischen dem effektiven Verstärkungsgrad ρ_{eff} und der im Bruchzustand anzusetzenden Dehnung ε_t auf Höhe der äußeren Holzzugfaser.

Zu diesem Zweck wurde das charakteristische Bruchmoment (5%-Fraktile) aller simulierten Versuchsnachrechnungen nach Gleichung (9.19) bestimmt. Anschließend wurden mit Hilfe

von Gleichungen (9.27a) bzw. (9.28a) die Grenzdehnungen ε_t ermittelt, für welche sich ein der 5%-Fraktile entsprechendes Bruchmoment ergab. Die Ergebnisse dieser Analyse sind in dem rechten Diagramm in Abbildung 9-30 wiedergegeben. Als Bezugsgröße wurde dabei die rechnerische Bruchdehnung des unverstärkten Querschnitts verwendet. Für sie gilt nach [DIN 1052]:

$$\varepsilon_{t,0} = \frac{f_{m,k}}{E_H} = \frac{24}{11.600} = 0,00207 \quad (9.29)$$

Nach Gleichung (9.27a) ergibt sich für den unverstärkten BSH-Träger der Festigkeitsklasse GL24h ein charakteristisches Bruchmoment in Höhe von $M_{B,k} = 62,2$ kNm, was mit dem Ergebnis von Gleichung (9.18) übereinstimmt.

Mit Hilfe der in Abbildung 9-30 angegebenen Regressionsvorschrift kann eine Approximation der rechnerischen Dehnungszuwächse $\Delta\varepsilon_t(\rho_{\text{eff}})$ auf Höhe der äußeren Holzzugfaser erfolgen. Da sich nach Gleichung (9.28a) für kleinere Grenzdehnungen stets geringere Bruchmomente ergeben, liefert eine untere Anpassung an die Grenzwerte stets ein auf der sicheren Seite liegendes Bemessungsergebnis. Hieraus ergibt sich folgender funktionaler Zusammenhang zwischen den Parametern ε_t und ρ_{eff} :

$$\varepsilon_t = \varepsilon_{t,0} + \Delta\varepsilon_t(\rho_{\text{eff}}) = \frac{f_{m,k}}{E_H} + 0,0034 \cdot \rho_{\text{eff}} \quad (9.30)$$

Das linke Diagramm in Abbildung 9-30 zeigt die relativen charakteristischen Bruchmomente aus Versuch, Simulation und Bemessung bezogen auf das Bruchmoment des unverstärkten Querschnitts mit $M_0 = 62,2$ kNm. Der gestrichelt dargestellte Regressionsverlauf für die nach Gleichung (9.30) berechneten Bemessungswerte stellt mit guter Annäherung eine untere Einhüllende an die Versuchs- und Simulationsergebnisse dar. Zum Vergleich sind zusätzlich die relativen Bruchmomente unter Annahme einer konstanten Dehnung der unteren Holzzugfaser mit $\varepsilon_{t,0} = 0,00207$ nach Gleichung (9.29) dargestellt. Wie sich zeigt, führt dieser Ansatz zu einer deutlichen Unterschätzung der experimentellen und simulierten Biegetragfähigkeiten.

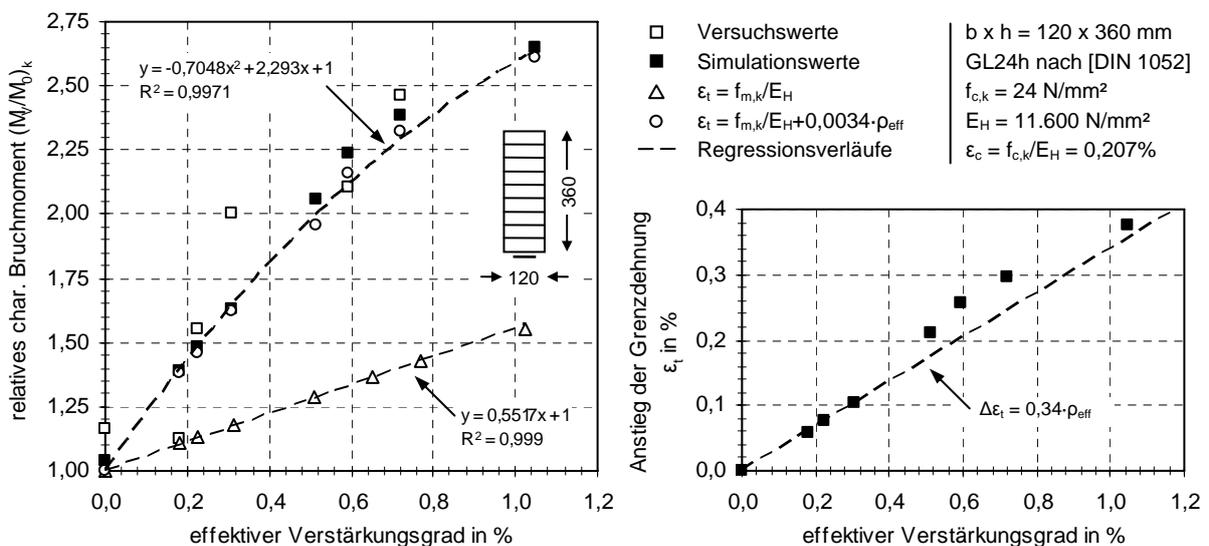


Abbildung 9-30: Verlauf der relativen Bruchmomente für unterschiedliche Bemessungsansätze

9.5.2 Berechnung der Biegesteifigkeit

Die Bestimmung der Biegesteifigkeit eines linear-elastischen Holz/CFK-Verbundträgers kann unter Annahme der in Abschnitt 9.1 genannten Voraussetzungen nach Abbildung 9-31 berechnet werden. Hierzu wird der verstärkte BSH-Querschnitt in einen ideellen Querschnitt mit konstantem E-Modul E_H überführt.

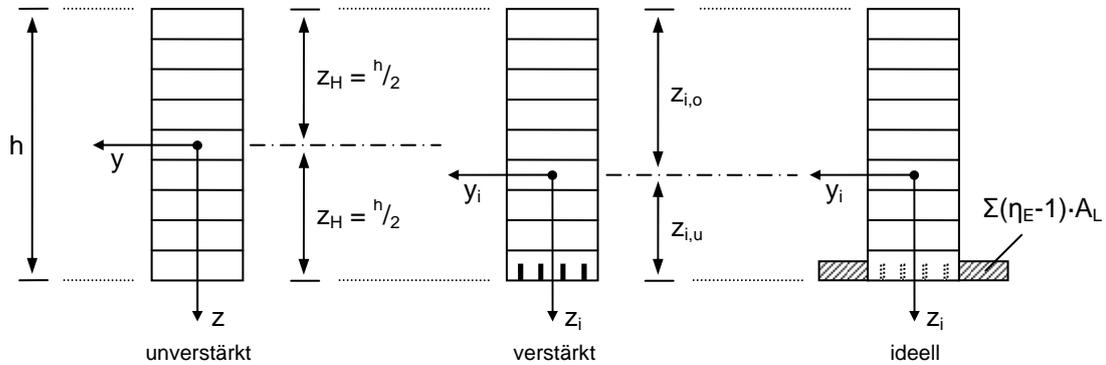


Abbildung 9-31: Ermittlung der statischen Kennwerte am verstärkten BSH-Querschnitt

Gegenüber dem unverstärkten Querschnitt verschiebt sich die Lage des Schwerpunkts am ideellen Querschnitt in Richtung der Trägerunterseite. Unter Berücksichtigung des Steifigkeitsverhältnisses η_E nach Gleichung (7.8a) und des zur Verklebung erforderlichen Lamellenquerschnitts A_L berechnet sich die Lage des ideellen Schwerpunkts zu:

$$z_{i,o} = \frac{z_H \cdot A_H + \sum (\eta_E - 1) \cdot z_L \cdot A_L}{A_H + \sum (\eta_E - 1) \cdot A_L} \quad (9.31)$$

In Gleichung (9.31) können Verstärkungslagen gleicher statischer Höhe z_L mit ihrer Gesamtfläche berücksichtigt werden. Mit dem Moment zweiter Ordnung folgt für die ideale Biegesteifigkeit:

$$EI_i = E_H \cdot \left[I_H + (z_H - z_{i,o})^2 \cdot A_H + (\eta_E - 1) \cdot \sum \left[I_L + (z_L - z_{i,o})^2 \cdot A_L \right] \right] \quad (9.32)$$

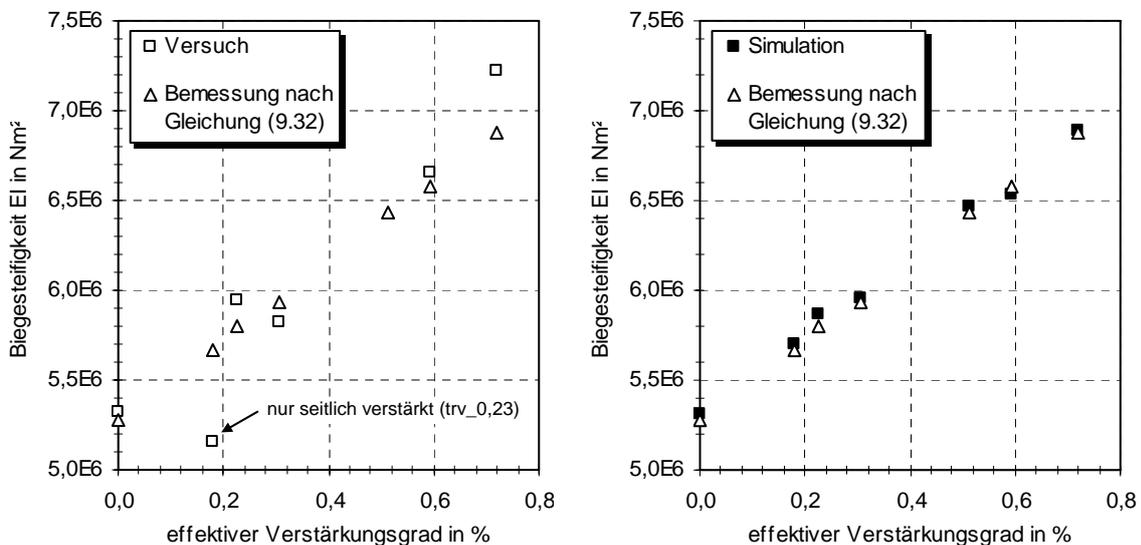


Abbildung 9-32: Vergleich der Biegesteifigkeit aus Versuch, Simulation und Bemessung

Abbildung 9-32 zeigt die rechnerischen Biegesteifigkeiten nach Gleichung (9.32) sowie die Mittelwerte aus Versuch und Simulation in Abhängigkeit des effektiven Verstärkungsgrads. Mit Ausnahme der Probekörper trv_0,23, welche ausschließlich an den unteren Seiten des Querschnitts verstärkt wurden, zeigen die Bemessungswerte der Biegesteifigkeiten eine zufriedenstellende Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. Die Mittelwerte der Simulationsrechnungen können ebenfalls mit guter Genauigkeit wiedergegeben werden. Es erscheint daher angemessen, die Biegesteifigkeit eines mit CFK-Lamellen verstärkten BSH-Trägers näherungsweise nach der in Gleichung (9.32) angegebenen Bemessungsvorschrift zu ermitteln.

9.5.3 Nachweis der Verbundspannungen

Die Vorgehensweise zur Bestimmung der charakteristischen Verbundbruchlast $F_{v,k}$ einer in Schlitze geklebten CFK-Lamelle wurde in Abschnitt 7.4.3 vorgestellt. Für den Nachweis der Endverankerung ist sicherzustellen, dass die Verbundbruchlast nach Gleichung (7.51) in jedem Querschnitt größer als die Zugkraft F_L der CFK-Lamellen ist. Das Nachweisverfahren soll anhand des in Abbildung 9-33 gezeigten Biegeträgers veranschaulicht werden.

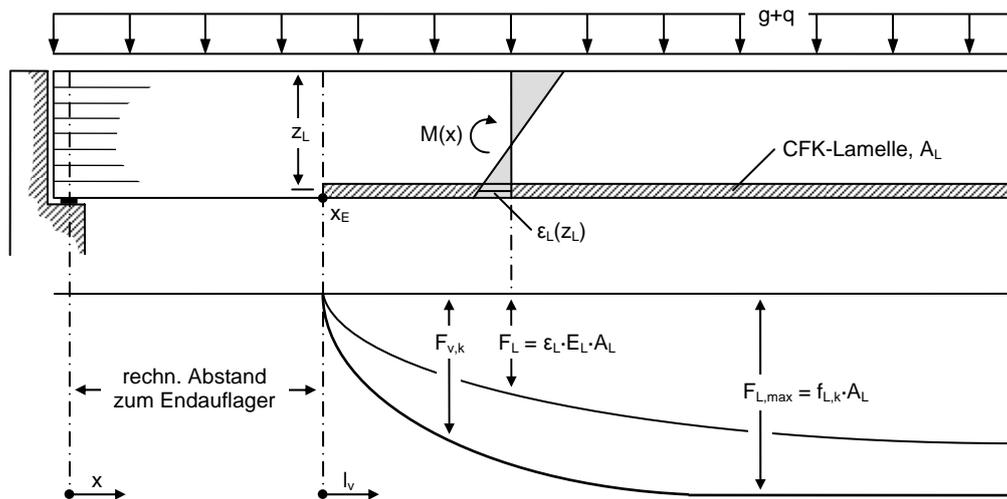


Abbildung 9-33: Zugkraftverlauf der CFK-Lamellen am verstärkten BSH-Träger

In Nähe des Endauflagers wird die Biegetragfähigkeit zunächst allein durch den unverstärkten BSH-Querschnitt bereitgestellt. Ab dem Punkt x_E wird ein gewisser Anteil der Biegespannungen durch die CFK-Lamellen aufgenommen, was bei der hier gewählten Belastungsart zu dem in Abbildung 9-33 qualitativ dargestellten Kraftverlauf F_L führt. Die charakteristische Verbundbruchspannung $F_{v,k}$ stellt den maximal von der Klebebewehrung aufnehmbaren Kraftanteil dar. Sie darf in keinem Bereich des Trägers von der Zugkraftlinie geschnitten werden.

Für ein gegebenes Moment $M(x)$ berechnet sich die Lamellenkraft F_L aus der Dehnung ε_L auf Höhe der Schwerachse z_L . Aufgrund der Forderung des Gleichgewichts der inneren Kräfte gilt:

$$M(x) = b \cdot \int_z \sigma(z) \cdot z \, dz \quad (9.33)$$

$$b \cdot \int_z \sigma(z) dz = 0 \quad (9.34)$$

Die Normalspannungen $\sigma(z)$ ergeben sich aus den zugrunde gelegten Spannungs-Dehnungs-Verläufen der Werkstoffe BS-Holz bzw. CFK. Für die Berechnung kann ein vollkommener Verbund der Fügeiteile, d. h. $\varepsilon_H = \varepsilon_L$, sowie eine ebene Dehnungsverteilung angenommen werden. Die Lösung der Gleichungen (9.33) und (9.34) kann z. B. mit Hilfe einfacher Rechenalgorithmen oder konventioneller Tabellenkalkulationsprogramme erfolgen.

9.5.4 Nachweis der Schubspannungen

Um ein frühzeitiges Versagen der untersten Brettlamelle zu unterbinden, sollen die unmittelbar hinten dem Lamellenende auftretenden Schubspannungen im Holz durch ein geeignetes Bemessungsverfahren rechnerisch abgeschätzt werden. Zu diesem Zweck wird auf das in Abschnitt 9.5.4 beschriebene Rechenmodell verwiesen. In Abbildung 9-34 sind die zur Bemessung erforderlichen Schnittgrößen exemplarisch für einen mit drei CFK-Lamellen verstärkten Brettschichtholzträger veranschaulicht. Die in der untersten Brettlamelle auftretende Schubspannung wird hierbei für ein Teilelement der Breite dx hergeleitet.

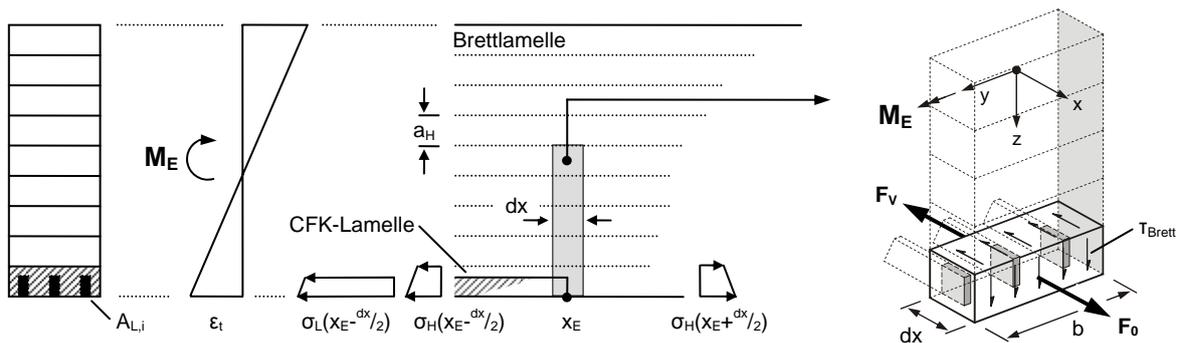


Abbildung 9-34: Abschätzung der Schubbeanspruchung in der untersten Brettlamelle

Im Folgenden sei das äußere Biegemoment M_E am Punkt x_E gegeben. Die resultierenden Spannungen in der Verstärkungslage sowie in der untersten Brettlamelle im Abstand $\pm dx/2$ zum Lamellenendpunkt sind in Abbildung 9-34 qualitativ wiedergegeben. Die Berechnung der Spannungen $\sigma_H(x_E \pm dx/2)$ und $\sigma_L(x_E - dx/2)$ kann nach den Gleichungen (9.33) und (9.34) erfolgen, wobei die rechnerische Lamellenkraft durch die nach Gleichung (7.51) maximal über Klebeverbund aufnehmbare Verbundbruchlast begrenzt ist. Für die Schnittebene des unverstärkten Querschnitts ergibt sich die resultierende Gesamtkraft F_0 zu:

$$F_0 = \sigma_H(x_E + dx/2) \cdot A_{\text{Brett}} \quad (9.35)$$

An der verstärkten Schnittebene berechnet sich die Gesamtkraft F_V zu:

$$F_V = \sigma_H(x_E - dx/2) \cdot (A_{\text{Brett}} - \sum A_{L,i}) + \sigma_L(x_E - dx/2) \cdot \sum A_{L,i} \quad (9.36)$$

Alternativ zu den Gleichungen (9.35) und (9.36) kann die Bestimmung der resultierenden Spannungen am ideellen Querschnitt nach Abbildung 9-31 durchgeführt werden. Da eine Plastifizierung der Holzdruckzone im Bereich der Endverankerung in der Regel ausgeschlossen werden kann, liefert das linear-elastische Modell eine hinreichend genaue

Annäherung an die tatsächlichen Spannungsverhältnisse. Nach der klassischen Balkentheorie berechnet sich die Normalspannung der äußeren Faser am unverstärkten Querschnitt zu:

$$\sigma_0 = \frac{M_E}{I} \cdot z_H \quad (9.37)$$

Für die Unterseite des verstärkten Querschnitts gilt analog:

$$\sigma_v = \frac{M_E}{I_i} \cdot z_{i,u} \quad (9.38)$$

Die resultierenden Kräfte der Schnittebenen berechnen sich folglich zu:

$$F_0 = \sigma_0 \cdot A_{\text{Brett}} \quad (9.39)$$

$$F_v = F_{\text{Brett}} + F_L \quad (9.40)$$

mit:

$$F_{\text{Brett}} = \sigma_v \cdot (A_{\text{Brett}} - \sum A_{L,i}) \quad (9.41)$$

$$F_L = \eta_E \cdot \sigma_v \cdot \sum A_{L,i} \quad (9.42)$$

Durch Einsetzen von Gleichung (9.41) und (9.42) in Gleichung (9.40) erhält man:

$$F_v = \sigma_v \cdot [A_{\text{Brett}} + (\eta_E - 1) \cdot \sum A_{L,i}] \quad (9.43)$$

Für die absolute Schubspannung in der untersten Brettlamelle gilt dann:

$$T_{\text{Brett}} = \frac{|F_v - F_0|}{b \cdot dx} \quad (9.44)$$

Gleichung (9.44) zeigt, dass sich die rechnerische Schubspannung in der untersten Brettlamelle umgekehrt proportional zur gewählten Elementbreite dx verhält. Um die Schubspannung an einem quadratischen Teilelement der Höhe a_H zu ermitteln, wird für die Elementbreite dx ein der Brettdicke entsprechender Wert vorgeschlagen, d. h.:

$$dx \approx a_H \quad (9.45)$$

In Abbildung 9-35 sind die Ergebnisse der Schubbemessung beispielhaft für drei unterschiedliche Beanspruchungssituationen dargestellt. Der Querschnitt der BSH-Träger entspricht den Angaben aus Abschnitt 8.1. Als eingeschlitze Verstärkung wurden drei bzw. fünf auf der Trägerunterseite eingeklebte CFK-Lamellen vom Typ Sika CarboDur S2.025 mit Verstärkungsgraden von 0,35% bzw. 0,57% gewählt. Die Elementbreite dx wurde nach Gleichung (9.45) zu $a_H = 40$ mm festgelegt. Bei einer Verbundlänge von $l_v = \frac{dx}{2} = 20$ mm ergibt sich nach Gleichung (7.51) eine charakteristische Verbundbruchlast von ca. 11,7 kN.

In den Diagrammen sind die rechnerischen Schubspannungen am Ende der CFK-Verstärkung unter Einwirkung des jeweiligen charakteristischen Bruchmoments $M_{B,k}$ nach Gleichung (9.28a) wiedergegeben. Die durchgezogenen Linien stellen die theoretische Schubspannungsentwicklung ohne Berücksichtigung der maximalen Verbundbruchlast der CFK-Lamellen dar. Bei Begrenzung der aufnehmbaren Lamellenkraft auf 11,7 kN ergeben sich zum Vergleich die gestrichelten dargestellten Kurvenverläufe.

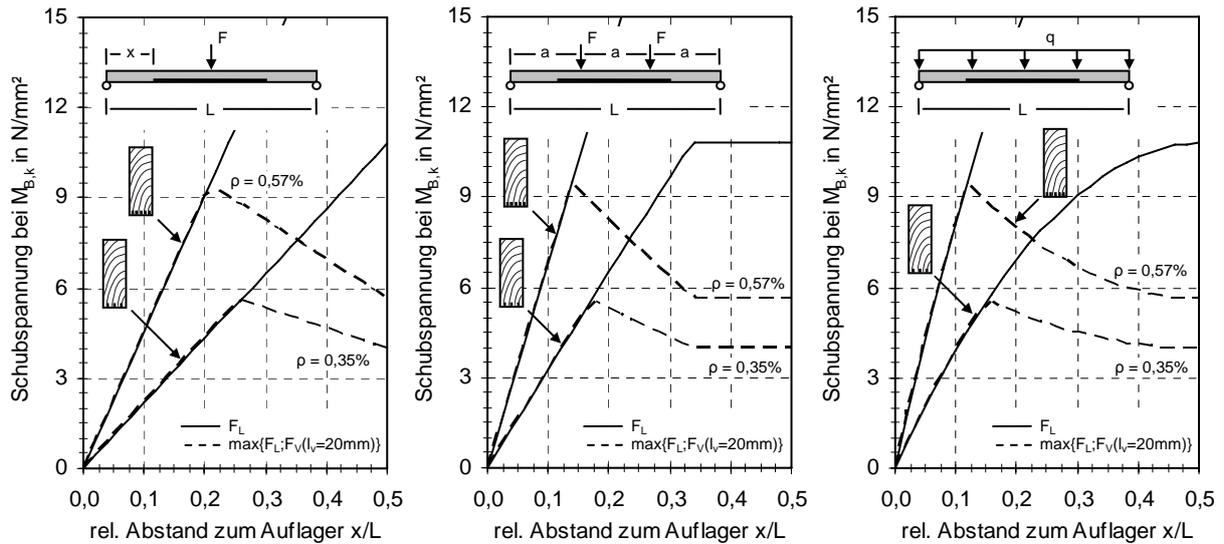


Abbildung 9-35: Nachweis der Schubspannungen in der untersten Brettlamelle

Unabhängig von der gewählten Belastungsart liegen die Schubspannungen in der untersten Brettlamelle für einen Verstärkungsgrad von 0,57% stets über den Ergebnissen des geringer verstärkten Querschnitts. Mit Erreichen der maximalen Verbundbruchkraft fallen die Schubspannungen der gestrichelt dargestellten Verläufe ab, was auf den Verlust des vollkommenen Verbunds zwischen den Fügeiteilen zurückzuführen ist.

Unter Berücksichtigung einer charakteristischen Holzschubfestigkeit von $f_{v,k} = 2,5 \text{ N/mm}^2$ [DIN 1052] bzw. $2,7 \text{ N/mm}^2$ nach [DIN EN 1194] würde das Versagen der untersten Brettlamelle im Fall $\rho = 0,35\%$ unter Einzellast bereits bei einem relativen Abstand von $x/L = 0,11$ eintreten. Dem Verbundversagen zwischen den Fügeiteilen, welches bei $x/L = 0,26$ und einer Schubspannung von rund $5,5 \text{ N/mm}^2$ auftritt, geht somit rechnerisch stets das Schubversagen der untersten Brettlamelle voran. Mit abnehmendem Verstärkungsgrad ist hingegen mit einem Übergang vom Schub- zum Endverankerungsversagen zu rechnen.

10. Untersuchungen zur Aussteifung der Dachebene

Im Rahmen einer ergänzenden Modellstudie sollte die Anwendbarkeit von CFK-Lamellen zur Herstellung leichter und hochfester Aussteifungssysteme für Hallendächer in Brett-schichtholzbauweise untersucht werden. Als Grundlage dieser Versuchsreihe dienten die statischen Berechnungen einer im Vorfeld durchgeführten Wirtschaftlichkeitsstudie an der Technischen Universität Berlin [Hil07]. In Anlehnung an das hierin betrachtete Hallen-tragwerk wurden anschließend die für den Lastabtrag maßgebenden Konstruktionselemente in einen Modellversuch im Maßstab 1:6 überführt. Mit Hilfe einer versuchsbegleitenden Tragwerksanalyse wurde das im Experiment beobachtete Tragverhalten des Gesamt-systems rechnerisch nachvollzogen.

10.1 Ausgangssituation

Für die vorliegende Modellstudie wurde ein Tragwerk in Anlehnung an das einer bestehenden Holzbinderhalle in Norddeutschland gewählt. Die Halle mit einer Grundfläche von 88 x 45 m wurde vor einigen Jahren mit einer Photovoltaikanlage ausgestattet. Die Montage der Solarpanelle erfolgte auf dem mit 3° gegenüber der Horizontalen geneigten Flachdach zunächst parallel zur Dachneigung. Um einen verbesserten Stromertrag zu erzielen, wurde durch den Betreiber nachträglich das Anstellen der Panelle in einem Winkel von ca. 30° angestrebt.

Die als Einfeldträger mit Kragarm ausgebildeten Holzleimbinder mit einem Querschnitt von 90 x 16 cm und einer Feldlänge von 15 m sind gelenkig und horizontal unverschieblich auf Stahlbetonstützen gelagert, deren Lasten über eine Einspannung in Köcherfundamente in den Baugrand abgeleitet werden. Die Dacheindeckung ist mehrschichtig aufgebaut und besteht aus tragenden Stahltrapezblechen, einer zweischichtigen Wärmedämmung, sowie einer abschließenden Dacheindeckung aus verzinkten Falzblechen. Die Eigenlasten der Dacheindeckung zuzüglich der in Dachneigung angebrachten Sonnenkollektoren können allein durch die vorhandenen Holzleimbinder aufgenommen werden. Die Konstruktion wird ausschließlich durch die im Baugrund eingespannten Stützen sowie die Außenwände der Halle ausgesteift. Zusätzliche Dachverbände sind nicht vorhanden.

Durch das nachträgliche Anstellen der Kollektorflächen hätte sich für das Tragwerk zum einen eine größere Windangriffsfläche und somit eine höhere Windbeanspruchung ergeben. Gleichzeitig würde sich neben der Windbelastung auch die Belastungsrichtung ändern. Ungeachtet der bei geneigten Dachaufbauten in der Regel zunehmenden Vertikallasten träten in jedem Fall Horizontalkräfte auf, welche bei schwach geneigten Dächern im Normalfall nicht entstehen. Sofern genügend aussteifende Elemente vorhanden sind, ist zu prüfen, ob diese die horizontalen Zusatzlasten aufnehmen können. In besonderen Fällen kann der Einbau zusätzlicher Verbände erforderlich sein.

Am Beispiel der vorliegenden Konstruktion werden zunächst die getroffenen Lastannahmen sowie das zur Aussteifung vorgeschlagene statische System erläutert. Unter Anwendung der Modelltheorie erfolgt anschließend eine Überführung der gegebenen Beanspruchungen und Konstruktionselemente in ein geeignetes Maßstabsmodell. Hierbei soll insbesondere auf die Anwendung von CFK-Zugbändern sowie mögliche Anschluss- bzw. Verankerungs-mechanismen für in der Dachebene gespannte Zugbänder eingegangen werden. Anhand

einer Gegenüberstellung des im Modellversuch ermittelten Tragverhaltens mit den Ergebnissen statischer Berechnungen soll die grundsätzliche Anwendbarkeit eines solchen Aussteifungssystems experimentell und analytisch nachgewiesen werden.

10.1.1 Lastannahmen

Die auf Grundlage von [DIN 1055-4] ermittelten Lastannahmen der ursprünglichen Hallenkonstruktion wurden dem Original der statischen Berechnung entnommen. Die Zusatzlasten aus der Photovoltaikanlage wurden in [Hil07] am Beispiel der in Abbildung 10-1 exemplarisch dargestellten Halle ermittelt. Für das in der Windlastzone 3 gelegene Bauwerk ergibt sich unter Berücksichtigung der Geländekategorie II nach [DIN 1055-4] ein vereinfachter Staudruck von $q = 1,05 \text{ kN/m}^2$. Auf die mit einem rückseitigen Windschott versehenen Kollektoren wirkt bei einem Anstellwinkel von 30° gegenüber der Horizontalen sowie einer Anströmrichtung von 180° eine maßgebende horizontale Belastung aus Wind in Höhe von $w_{h,s} = 0,42 \text{ kN/m}$.

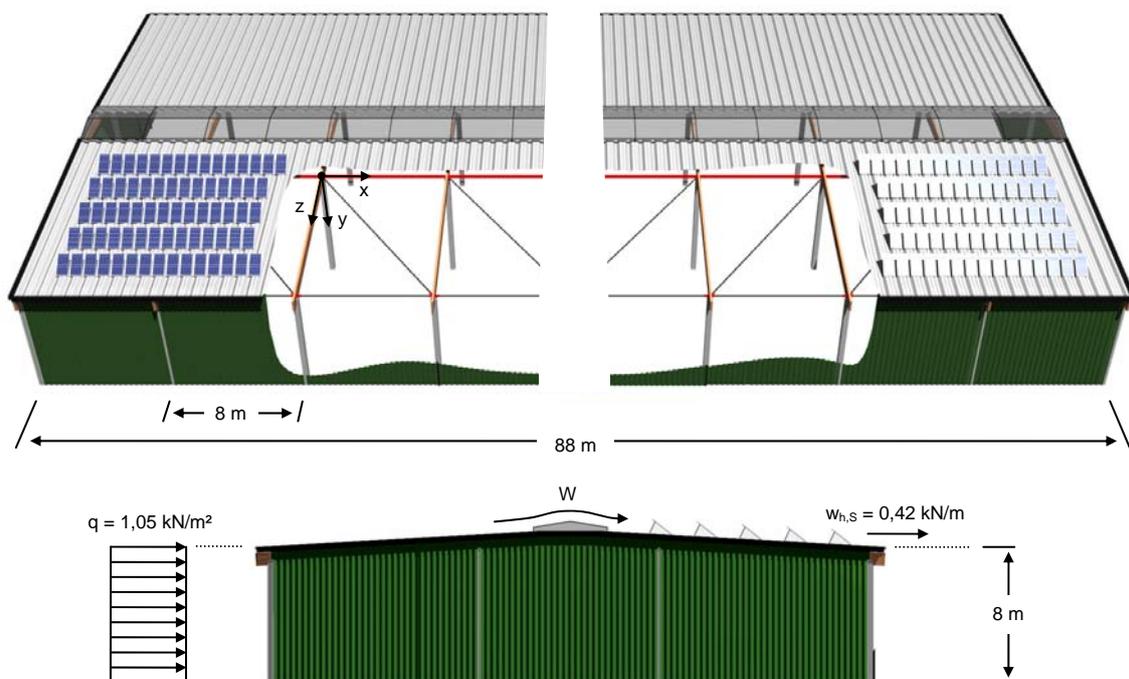


Abbildung 10-1: Aussteifungsverband am Beispiel einer solargenutzten Hallenkonstruktion

Das Eigengewicht der Photovoltaikanlage sowie die zusätzlichen Vertikallasten aus Wind sollen in der weiteren Diskussion unberücksichtigt bleiben. Auf die Dimensionierung des in Abbildung 10-1 schematisch dargestellten Aussteifungssystems und die hierauf wirkenden Beanspruchungen aus Wind wird im Folgenden Abschnitt eingegangen.

10.1.2 Aussteifungskonzept

Die zusätzlichen Horizontallasten, welche sich infolge des Anstellens der Solarkollektoren ergeben, würden große Zusatzmomente in den im Baugrund eingespannten Stützen hervorrufen. Da diese nach der Originalstatik zu rund 100% ausgenutzt sind, wurde in [Hil07] der

Einbau eines Windverbands vorgeschlagen, mit dessen Hilfe die Horizontallasten zu den steifen Giebelwänden abgeführt werden können. Die Länge des Windverbands wurde dabei gleich der Gebäudelänge gewählt. Um Zusatzlasten in den Kragarmen der Holzleimbinder zu vermeiden, wurden die Anschlusspunkte entsprechend dem vorhandenen Stützenraster von 8 x 15 m festgelegt. Abbildung 10-2 zeigt die Abmessungen des statischen Aussteifungssystems, die in [Hil07] ermittelten Querschnittsprofile, sowie die an den Trägerenden einwirkenden Horizontallasten (für Fassade und Kollektoren) aus Wind. Bei der Berechnung wurde vereinfachend davon ausgegangen, dass die Horizontallasten nicht durch die Stützen sondern ausschließlich durch den Aussteifungsverband aufgenommen werden.

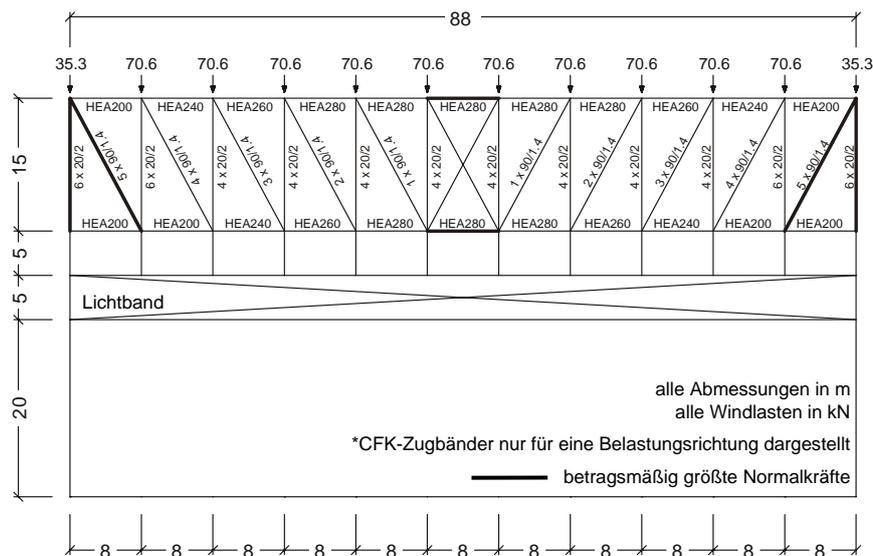


Abbildung 10-2: Windlasten und Querschnittsprofile des Aussteifungsverbands

Durch ein in Gebäudelängsrichtung angeordnetes Lichtband, welches das Tragwerk in zwei geschlossene statische Systeme unterteilt, mussten beide Dachabschnitte separat aussteift werden. Um den Lastabtrag zu den Giebelwänden für Anströmrichtungen von 0° bzw. 180° zu gewährleisten und gleichzeitig das Gewicht der Zusatzkonstruktion zu minimieren, wurden Kreuzverbände aus leichten und hochfesten CFK-Zugbändern gewählt. Aufgrund der Wechselbeanspruchung mussten an den kurzen Seiten der Verbandsfelder je zwei biegesteife Druck-Zug-Elemente (HEA-Profile) angeordnet werden. Zur übersichtlicheren Darstellung sind in Abbildung 10-2 lediglich die diagonalen CFK-Zugbänder für eine Beanspruchungsrichtung wiedergegeben.

Ungeachtet des hier vorliegenden Spezialfalls soll im Folgenden davon ausgegangen werden, dass in der Regel eine Übertragung der Horizontalkräfte zwischen den Dachhälften realisiert werden kann. Dies erlaubt, dass die in Abhängigkeit der Anströmrichtung wirkenden Horizontalkräfte durch je einen der beiden Dachverbände aufgenommen werden, was zu einer deutlichen Reduzierung der auf Druck beanspruchten Tragelemente führt. Da hierfür zumeist großformatige Stahlprofile zum Einsatz kommen, ergibt sich eine deutliche Verringerung des zusätzlichen Eigengewichts. Eine mögliche Ausführungsvariante ist in Abbildung 10-1 exemplarisch wiedergegeben. Die Anschlusspunkte der CFK-Zugbänder (schwarz) und der Stahl-Druckstreben (rot) wurden erneut auf Höhe des vorhandenen Stützenrasters gewählt.

10.2 Modellierung der Dachaussteifung

Um die Effektivität des in [Hil07] vorgeschlagenen Aussteifungskonzepts experimentell zu überprüfen, wurde in Anlehnung an Abbildung 10-2 ein Modellversuch im Maßstab 1:6 entworfen. Neben Kraftfluss und Verformungsverhalten des Gesamtsystems sollte hierbei insbesondere die Verankerung der CFK-Zugbänder unter Verwendung eines geeigneten Anschlussmechanismus untersucht werden.

Nach Abbildung 10-2 treten die betragsmäßig größten Aussteifungskräfte in den fett dargestellten Konstruktionselementen auf. Um die Komplexität des Modells und den damit verbundenen experimentellen Aufwand zu minimieren und gleichzeitig einen hinreichend großen Modellmaßstab zu ermöglichen, wurde das aus ursprünglich 11 Feldern bestehende Aussteifungssystem in einen 4-Feld-Verband umgewandelt. Dabei wurden die Windlasten derart angepasst, dass sich in den maßgebenden Konstruktionselementen (diagonale CFK-Zugbänder) eine annähernd gleiche Maximalbeanspruchung einstellt. Abbildung 10-3 zeigt die im Originalmaßstab resultierenden Windlasten des vereinfachten 4-Feld-Verbands sowie die absoluten und relativen Normalkräfte der Einzelstäbe.

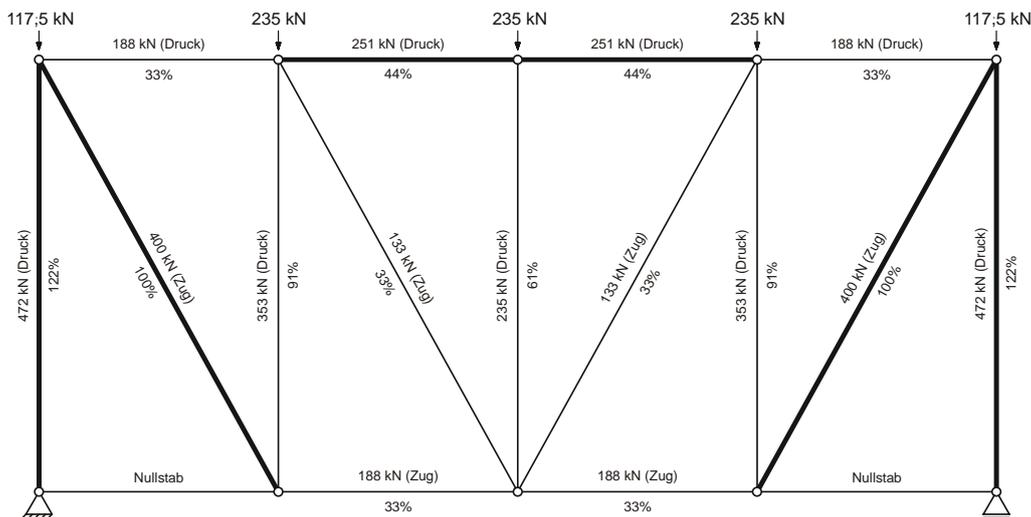


Abbildung 10-3: Beanspruchung und Kraftfluss des vereinfachten Aussteifungsverbands

Es zeigt sich, dass die horizontal angeordneten Druckgurte lediglich 33% bzw. 44% der im Originaltragwerk wirkenden Normalkräfte aufnehmen müssen. Da für quer zur Trägerlängsachse angreifende Druckstreben eine Vielzahl praxiserprobter Anschlusslösungen vorliegen und darüber hinaus die Knicknachweise hinreichend bekannt sind, kann von einer Untersuchung unter Maximallast, d. h. 100%, abgesehen werden. Bei den äußeren Holzdruckgurten werden die Bemessungslasten gegenüber dem Original hingegen um 22% überschritten. Um einem vorzeitigen Ausknicken der Holzträger entgegenzuwirken, wurde der in Abschnitt 10.2.2.2 beschriebene Modellquerschnitt durch geeignete Maßnahmen ausgesteift.

Wie vorgesehen, sind die diagonal verlaufenden CFK-Zugbänder in den äußeren Verbandsfeldern nach Abbildung 10-3 zu 100% ausgenutzt. Die Anschlüsse und Zugbänder werden somit einer dem Originalsystem entsprechenden Beanspruchungssituation ausgesetzt.

10.2.1 Grundlagen der statischen Modellierung

Die Übertragung der Originalstruktur in ein geeignetes Modell erfolgt unter Berücksichtigung von Ähnlichkeitsbedingungen, mit deren Hilfe sich der Entwurf, die Beanspruchung, sowie die Auswertung des statischen Modells bestimmen lassen. Die Ähnlichkeitstheorie (auch Modelltheorie) erlaubt hierbei die Rückführung eines physikalischen Vorgangs auf einen Modellvorgang mit Hilfe dimensionsloser Kennzahlen. Die aus der Dimensionsanalyse resultierenden Beziehungen sind dabei vom Absolutmaß unabhängig und somit gleichermaßen für kleinmaßstäbliche Modelle wie für Naturabmessungen gültig [Kob74].

Bei statischen Problemstellungen kann man sich in der Regel auf ein {F,L,T}-System beschränken, welches die Dimensionen Kraft (F), Länge (L) und Zeit (T) umfasst. Das Verhältnis zwischen Original und Modell wird hierbei mit Hilfe unabhängiger Skalierungsfaktoren S beschrieben, wobei üblicherweise die Faktoren S_E (E-Modul) und S_I (Geometrie) als unabhängige Größen gewählt werden. Die verbleibenden Skalierungsfaktoren sind dann Eins oder können als Funktion der Faktoren S_E und S_I ausgedrückt werden. In Tabelle 10-1 sind die Dimensionen im {F,L,T}-System, die Skalierungsfaktoren, sowie die gewählten Modellverhältnisse verschiedener Kenngrößen für die statische, elastische Modellierung wiedergegeben [Har99].

Tabelle 10-1: Ähnlichkeitsbedingungen für statische, elastische Modellierung nach [Har99]

Kenngröße	Dimension {F,L,T}	Skalierungsfaktor	Modellverhältnis
Spannung bzw. E-Modul	FL^{-2}	S_E	$1/1$
Dehnung, ε	-	1	-
Abmessung bzw. Verschiebung	L	S_I	$1/6$
Querschnittsfläche, A	L^2	S_I^2	$1/36$
Flächenträgheitsmoment, I	L^4	S_I^4	$1/1296$
Einzellast, F	F	$S_E S_I^2$	$1/36$

Die im Modell auftretenden Spannungen stimmen nur dann mit dem Original überein, wenn $S_E = 1$ gilt. Dies setzt voraus, dass der E-Modul des im Modell verwendeten Materials dem der ursprünglichen Konstruktion entspricht. Die Dehnungen des Modells entsprechen hingegen stets den Dehnungen des Originals. Eine genauere Betrachtung der Modelltheorie soll an dieser Stelle nicht erfolgen. Die Grundlagen der statischen Modellierung sowie der Dimensionsanalyse werden z. B. in [Har99] oder [Gör75] ausführlich behandelt.

10.2.2 Definition der Modellquerschnitte

Um einen Skalierungsfaktor $S_E = 1/1$ ansetzen zu können, wurden die Werkstoffe des Modells entsprechend den in der Originalstatik vorgesehenen Materialien gewählt. Unter Berücksichtigung eines geometrischen Skalierungsfaktors von $S_I = 1/6$ ergeben sich hieraus die zur Modellierung erforderlichen Kennwerte für die Querschnittsfläche A, das Flächenträgheitsmoments I, sowie die Einzellast F nach Tabelle 10-1. Eine Gegenüberstellung von Original

und Modell ist in Tabelle 10-2 auf Grundlage der tatsächlichen geometrischen Kennwerte wiedergegeben. Insbesondere bei den Stahl- und Holzbauteilen ergeben sich zum Teil deutliche Abweichungen zwischen den Soll- und Istwerten, wohingegen die Geometrie der CFK-Zugbänder mit guter Übereinstimmung modelliert werden konnte. Auf die Wahl der jeweiligen Querschnitte wird in den Abschnitten 10.2.2.1 bis 10.2.2.3 ausführlich eingegangen. Die zum Anschluss der CFK-Zugbänder eingesetzten Modellprofile werden in Abschnitt 10.2.3 beschrieben.

Tabelle 10-2: Kenngrößen und Skalierungsfaktoren für den Modellversuch

Kenngrößen		Stahlprofile	Brettschichtholzträger	CFK-Zugbänder	
Original- querschnitte ¹⁾	Profil	HEA 280	BSH 90/16	5 St. S914 (90x1,4 mm)	
	A_0 [cm ²]	97,3	1.440	6,3	
	$I_{y,0}$ [cm ⁴]	13.670	972.000	-	
	$I_{z,0}$ [cm ⁴]	4.760	30.720	-	
Modell- querschnitte ¹⁾	Profil	SHP 50/25/3	BSH 15/4	0,3xS512 (15x1,2 mm)	
	A_M [cm ²]	4,0	60	0,18	
	$I_{y,M}$ [cm ⁴]	11,8	1.125 bzw. 1.184 ²⁾	-	
	$I_{z,M}$ [cm ⁴]	3,82	80 bzw. 192 ²⁾	-	
Skalierungs- faktoren ³⁾	Modell		$S_I = 1/6$		
	A_M/A_0	Soll	$S_I^2 = 1/36$	$S_I^2 = 1/36$	$S_I^2 = 1/36$
		Ist	$1/24,3$	$1/24$	$1/35$
	$I_{y,M}/I_{y,0}$	Soll	$S_I^4 = 1/1296$	$S_I^4 = 1/1296$	-
		Ist	$1/1158$	$1/864$ bzw. $1/821$ ²⁾	-
	$I_{z,M}/I_{z,0}$	Soll	$S_I^4 = 1/1296$	$S_I^4 = 1/1296$	-
		Ist	$1/1246$	$1/384$ bzw. $1/160$ ²⁾	-

¹⁾ die Werte I_y beziehen sich stets auf das größere Flächenträgheitsmoment

²⁾ mit zwei seitlichen, in Längsachse verschieblichen T-Profilen

³⁾ Indizes: 0 = Originalquerschnitt / M = Modellquerschnitt

Eine schematische Darstellung der gewählten Modellquerschnitte und Anschlussdetails ist in Abbildung 10-4 wiedergegeben. Die Bezeichnungen der Hauptachsen entsprechen dem Koordinatensystem in Abbildung 10-1. Die Stirnbleche der Anschlussvorrichtungen wurden mit Zylinderschrauben der Größe M4 x 70 befestigt; für die Klemmplatten wurden Zylinderschrauben der Größe M4 x 20 verwendet (beide Ausführungen mit Regelgewinde nach [DIN EN ISO 4762]). Um ein Herausziehen der Schrauben aus den Holzträgern zu verhindern, wurden sämtliche Anschlüsse mit Hilfe der gestrichelt dargestellten Konstruktionselemente gekontert. Die Abmessungen der Modellprofile können den Ausführungszeichnungen in Anhang D entnommen werden.

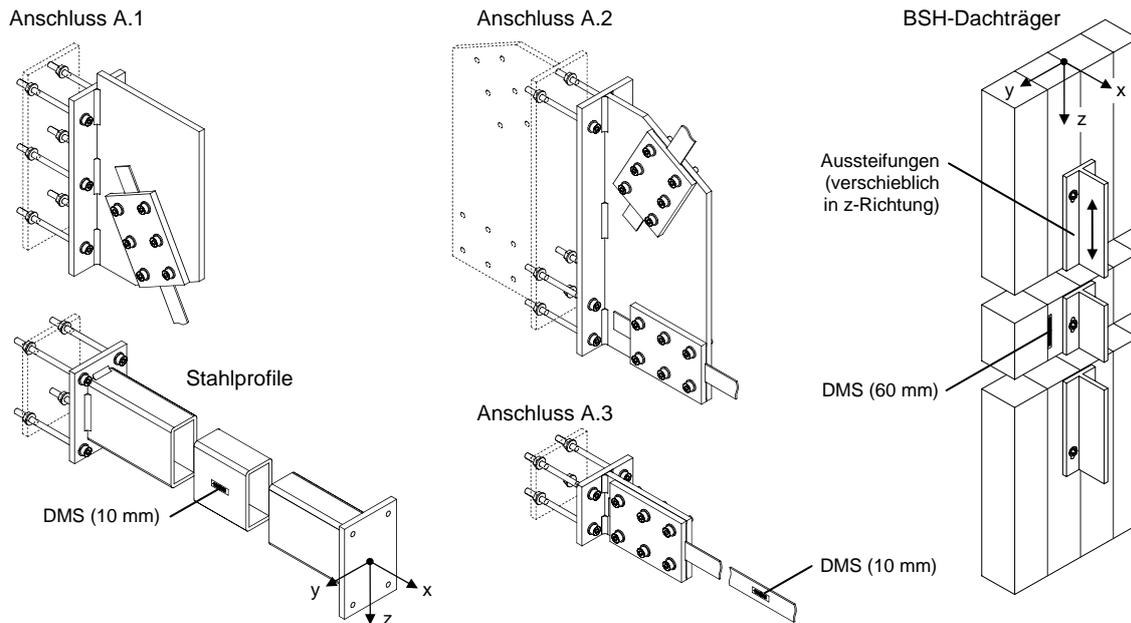


Abbildung 10-4: Schematische Darstellung der Modellquerschnitte und Anschlussdetails

10.2.2.1 Stahlprofile

Die Modellierung des Originalquerschnitts vom Typ HEA-280 erfolgte durch ein Stahlhohlprofil SHP 50 x 25 x 3 mm nach [DIN EN 10219-2]. An den Stirnseiten der 1.325 mm langen Profile wurden 5 mm starke Stirnplatten angeschweißt, deren Verschraubung über das in Abbildung D-5 dargestellte Lochraster erfolgte. Aufgrund des gewählten Anschlusses konnten neben Normalkräften zusätzlich auch Biegemomente übertragen werden. Eine rechnerische Abschätzung der Drehfedersteifigkeit kann Anhang D.4 entnommen werden.

Die Skalierungsfaktoren nach Tabelle 10-2 zeigen, dass die Biegesteifigkeiten EI_y bzw. EI_z in guter Übereinstimmung mit einem angestrebten Modellverhältnis von $S_E S_I^4 = 1/1296$ sind. Bei der Querschnittsfläche liegt der Modellwert hingegen rund 50% über dem gewünschten Verhältnis von $S_I^2 = 1/36$. Diese Abweichung erscheint jedoch vernachlässigbar, da das Ausknicken der auf Biegedruck beanspruchten Stahlstreben den maßgebenden Versagensfall darstellt.

10.2.2.2 Brettschichtholzträger

Die Herstellung der modellierten Brettschichtholzträger erfolgte unter Verwendung der in Abschnitt 8.1 beschriebenen Ausgangsmaterialien. Aus den im Normklima 20/65 gelagerten Trägern wurden je vier Teilstücke entnommen, welche auf ein Endmaß von $b \times h \times l = 40 \times 150 \times 2.700$ mm gehobelt wurden. Aufgrund der um 22% höheren Normalbeanspruchung sowie des aus den Stahlstreben übertragenen Biegemoments wurde bei der Skalierung der Trägerbreite lediglich ein Verhältnis von $S_I = 1/4$ angesetzt.

Um einem vorzeitigen Stabilitätsverlust entgegenzuwirken, wurde der Holzquerschnitt im mittleren Bereich zusätzlich durch die in Abbildung 10-2 schematisch dargestellten T-Profile ausgesteift (vgl. auch Abbildung D-6). Mit Hilfe von insgesamt sechs Langlöchern wurde eine in z-Richtung verschiebliche Lagerung der aussteifenden Profile sichergestellt, so dass

ausschließlich eine Erhöhung der Biegetragfähigkeit erreicht werden konnte. Die Dehnsteifigkeit blieb hingegen unverändert. Diese Anpassung des Modellverhaltens erscheint gerechtfertigt, da ein Stabilitätsverlust um die schwache Achse am Originalbauwerk z. B. durch die in der Dachebene montierten Stahltrapezbleche der Dacheindeckung unterbunden wird.

10.2.2.3 CFK-Zugbänder

Zur Herstellung der Zugbänder wurden unidirektionale CFK-Lamellen vom Typ Sika CarboDur S512 mit einer Breite von 50 mm in faserparalleler Richtung durchtrennt und jeweils 15 mm breite Teilstücke entnommen. Um Spannungsspitzen zu minimieren, wurden die Schnittflächen mit Schmirgelpapier egalisiert. Bei einem mittleren Querschnitt von $b \times h = 15 \text{ mm} \times 1,2 \text{ mm}$ entspricht das Flächenverhältnis von $1/35$ nach Tabelle 10-2 weitgehend den Modellvorgaben.

10.2.3 Klemmverankerung für CFK-Zugbänder

Gegenüber Stahllamellen stellt die Verankerung von CFK-Zugbändern grundsätzlich höhere Anforderungen an die verwendeten Anschlusssysteme, da eine mechanische Bearbeitung der CFK-Oberfläche nur begrenzt möglich ist und Verankerungskräfte dementsprechend nur über den Haftverbund zur Matrix in das Fasermaterial eingeleitet werden können. Aufgrund des orthotropen Materialverhaltens und der gleichzeitig geringen Querdruckfestigkeit setzt die Forderung „Spanngliedbruch vor Verankerungsbruch“ die Einhaltung genauer Grenzwerte für die in der Klebefuge aufgebrachtene Scherspannungen bzw. Querpressungen voraus [And05b]. Um den vorzeitigen Auszug aus der Verankerung zu verhindern, ist gleichzeitig ein gewisses Maß an Querdruck erforderlich [Kol05].

Seit einigen Jahren existieren praxistaugliche Klemmverankerungen für CFK-Lamellen, mit deren Hilfe die auftretenden Spannungsspitzen reduziert und möglichst gleichmäßig über die Verankerungslänge verteilt werden können. Die Entwicklung dieser Systeme wurde maßgeblich durch die Technologie der vorgespannten Verstärkung im Stahlbetonbau vorangetrieben. Das Hauptbestreben besteht in einer verbesserten Ausnutzung des CFK-Werkstoffs oberhalb des für schlaff verklebte Verstärkungen üblichen Dehnungsregimes von lediglich rund 4 bis 6%. Die Wirkungsweise einiger im Markt verfügbarer Vorspannsysteme wird unter anderem in [And01, And05b, Ham05, Sut01] beschrieben.

Aufgrund der hohen Komplexität dieser Vorspannsysteme und den zum Teil mehrstufigen Klemmvorgängen stellt sich bei Aussteifungsverbänden jedoch grundsätzlich die Frage nach der Notwendigkeit eines bis zur maximalen Bruchdehnung beanspruchbaren Zuelements. Wie die adhäsionsfrei ausgeführten Zugversuche in Abschnitt 4.3.1 zeigen, kann es aufgrund hoher Querpressungen an den Klemmflächen und den damit verbundenen Spannungsspitzen zu einem Abfall der charakteristischen Zugfestigkeit von bis zu 40% kommen. Derartige Spannungsverluste sind unter optimaler Ausnutzung des Klebeverbands und einer gleichzeitigen Reduzierung der Querpressungen hingegen selbst bei einfachen Klemmungen nicht zu erwarten.

Es erscheint somit zweckmäßig, die im Aussteifungsverband verwendeten CFK-Zugbänder in Anlehnung an [Deu02] auf lediglich 50% der rechnerischen Bruchdehnung zu bemessen. Diese Vorgehensweise wurde bereits in der ursprünglichen statischen Berechnung ange-

wendet und erlaubt den Einsatz vergleichsweise einfacher Verankerungsmechanismen [Hil07]. Dem Verankerungsbruch kann auf diese Weise effektiv entgegengewirkt werden. Aus den genannten Gründen wurde bei der Konzipierung der hier verwendeten Lamellenverankerung auf spezielle Maßnahmen zur Reduzierung lastseitiger Spannungsspitzen verzichtet.

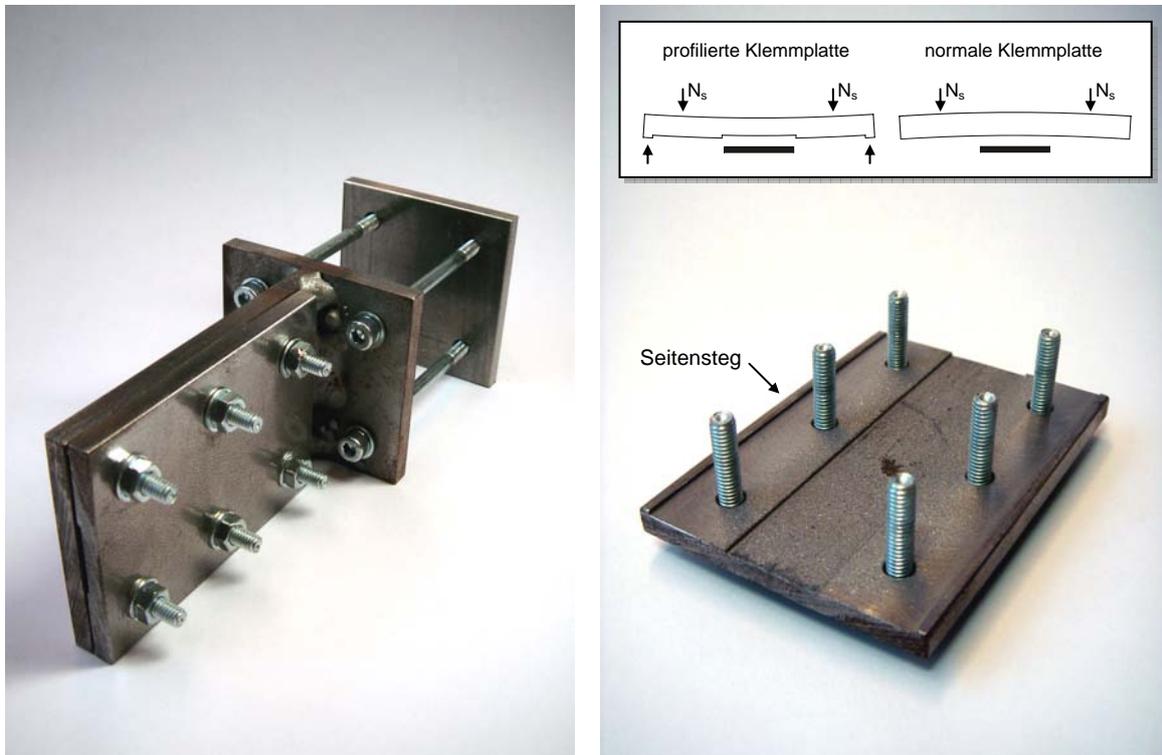


Abbildung 10-5: Modellierter Klemmverankerungsmechanismus für CFK-Zugbänder: Anschluss mit montierter Klemmplatte (links); profilierte Innenfläche mit sandgestrahltem Kontaktbereich (rechts)

In Abbildung 10-5 ist der in dieser Arbeit verwendete Anschlussmechanismus A.3 inklusive Grund- und Klemmplatte exemplarisch dargestellt. Sämtliche Stahlteile wurden aus gezogenem Flachstahl nach [DIN EN 10277] mit einer Materialstärke von 5 mm gefertigt. Die Kraftübertragung aus den CFK-Zugbändern erfolgte über zwei sandgestrahlte Kontaktflächen mit Abmessungen von jeweils rund 15 x 75 mm. Die Querpressung wurde mit Hilfe von sechs Zylinderschrauben der Größe M4 x 20 aufgebracht.

Um einen möglichst gleichmäßigen Anpressdruck zwischen CFK und Stahl zu erzielen, wurde die Innenfläche der Klemmplatte derart profiliert, dass ein direkter Kontakt zur Grundplatte ausschließlich über die in der rechten Darstellung erkennbaren Seitenstege zustande kam. Bei der Verspannung kommt es zu einer konkaven Verformung der Klemmplatte, wodurch lokale Spannungsspitzen an den Lamellenkanten reduziert und ein größerer Kontaktbereich zwischen den Fügeteilen erzielt werden kann. Mit Hilfe der in Plattenmitte verlaufenden Ausfräsung lässt sich gleichzeitig eine lotrechte Ausrichtung der Zugbänder erzielen.

Mit Ausnahme der Kontaktflächen zwischen CFK und Stahl musste die Dimensionierung der modellierten Klemmverankerungen weitestgehend unter Berücksichtigung fertigungstechnischer Randbedingungen erfolgen. Hierzu zählten unter anderem die zur Herstellung der

Schweißverbindungen erforderliche Mindeststärke der Stahlplatten sowie die bei der Profilierung eingesetzten Frästiefen. Eine Rückskalierung der Modellquerschnitte auf Originalmaßstab, d. h. 6:1, kann somit nur bedingt vorgenommen werden. Stattdessen sind die statischen Nachweise (Schweißverbindungen, Lochleibung, Plastifizierung der Stirnplatte, etc.) unter Berücksichtigung der am Originaltragwerk herrschenden Lastbedingungen zu führen. Ausgehend von den Ergebnissen der Modellversuche wird in Abschnitt 10.4.1 beispielhaft auf die Bemessung eines großmaßstäblichen Zugbandanschlusses eingegangen.

Die zur Kraftübertragung erforderliche Kontaktfläche wurde unter Annahme einer bei 50% der rechnerischen Bruchdehnung wirkenden Lamellenkraft bestimmt. Für den in Abschnitt 10.2.2.3 beschriebenen Lamellenquerschnitt folgt nach [Sik01] eine reduzierte Bemessungskraft von:

$$F_L = 0,5 \cdot \varepsilon_{L,u} \cdot E_L \cdot A_L = 0,5 \cdot 0,017 \cdot 170.000 \cdot 1,2 \cdot 15 = 26 \text{ kN} \quad (10.1)$$

Bei trockener Klemmung, d. h. ohne eine Verklebung der Fügeiteile, sowie einer maximalen Vorspannkraft N_s von je 4,3 kN [VDI 2230-1] lässt sich die erforderliche Haftreibungszahl des beidseitig geklemmten Zugbands in Anlehnung an Anhang D.3 wie folgt abschätzen:

$$\mu_{H, \text{erf}} = \frac{F_L}{2 \cdot \eta \cdot \Sigma N_s} = \frac{26}{2 \cdot 0,56 \cdot 6 \cdot 4,3} = 0,92 \quad (10.2)$$

Der hohe Reibungskoeffizient legt die Vermutung nahe, dass es bei trockener Klemmung zu einem vorzeitigen Herausrutschen der Zugbänder kommt.

Bei Verwendung des ungefüllten Epoxidharzklebstoffs Sikadur 330 mit einer charakteristischen Scherfestigkeit von 27,1 N/mm² (vgl. Abschnitt 4.2.2) sowie der Annahme einer näherungsweise konstanten Schubspannungsverteilung ergibt sich die erforderliche Kontaktfläche zu:

$$A_{\text{erf}} = \frac{F_L}{T_{\text{ad,k,S330}}} = \frac{26.000}{27,1} = 960 \text{ mm}^2 \quad (10.3)$$

Aufgrund der gewählten Klemmfläche von $2 \times (15 \text{ mm} \times 75 \text{ mm}) = 2.250 \text{ mm}^2$ ist selbst bei einer ungleichmäßigen Schubspannungsverteilung entlang der Kontaktlänge folglich nicht mit einem vorzeitigen Verankerungsversagen zu rechnen. Durch das Zusammenwirken von Klebeverbund und Querpressung kann darüber hinaus von einer weiteren Zunahme der verankerbaren Lamellenkraft ausgegangen werden.

Die charakteristische Modelllast der diagonalen Zugbänder berechnet sich nach Abbildung 10-3 bzw. Tabelle 10-2 zu:

$$F_{L,M} = F_{L,0} \cdot S_L^2 = 400 \text{ kN} \cdot \frac{1}{36} = 11,1 \text{ kN} \quad (10.4)$$

Der Unterschied zwischen den nach Gleichung (10.1) bzw. Gleichung (10.4) berechneten Zugkräften resultiert aus den in [Hil07] angesetzten Teilsicherheitsbeiwerten ($\gamma_Q = 1,5$ und $\gamma_{CFK} = 1,2$) sowie einem Ausnutzungsgrad der Zugbänder von lediglich 79%.

10.2.4 Versuchsaufbau

In Abbildung 10-6 ist der gewählte Versuchsaufbau für den modellierten 4-Feld-Dachverband wiedergegeben. Die Belastung des vertikal eingebauten Aussteifungsverbands erfolgte mit Hilfe einer hydraulischen Plattenbiegemaschine. Die Lasten der beiden Prüfzylinder wurden über gelenkig gelagerte Stahltraversen in solcher Weise auf die oberen Trägerenden aufgeteilt, dass sich ein der Windbeanspruchung entsprechendes Kräfteverhältnis einstellen konnte. Um ein seitliches Kippen der Gesamtkonstruktion in y -Richtung zu verhindern, wurde der Modellverband durch den in Abbildung 10-7 d) dargestellten Aussteifungsrahmen stabilisiert.

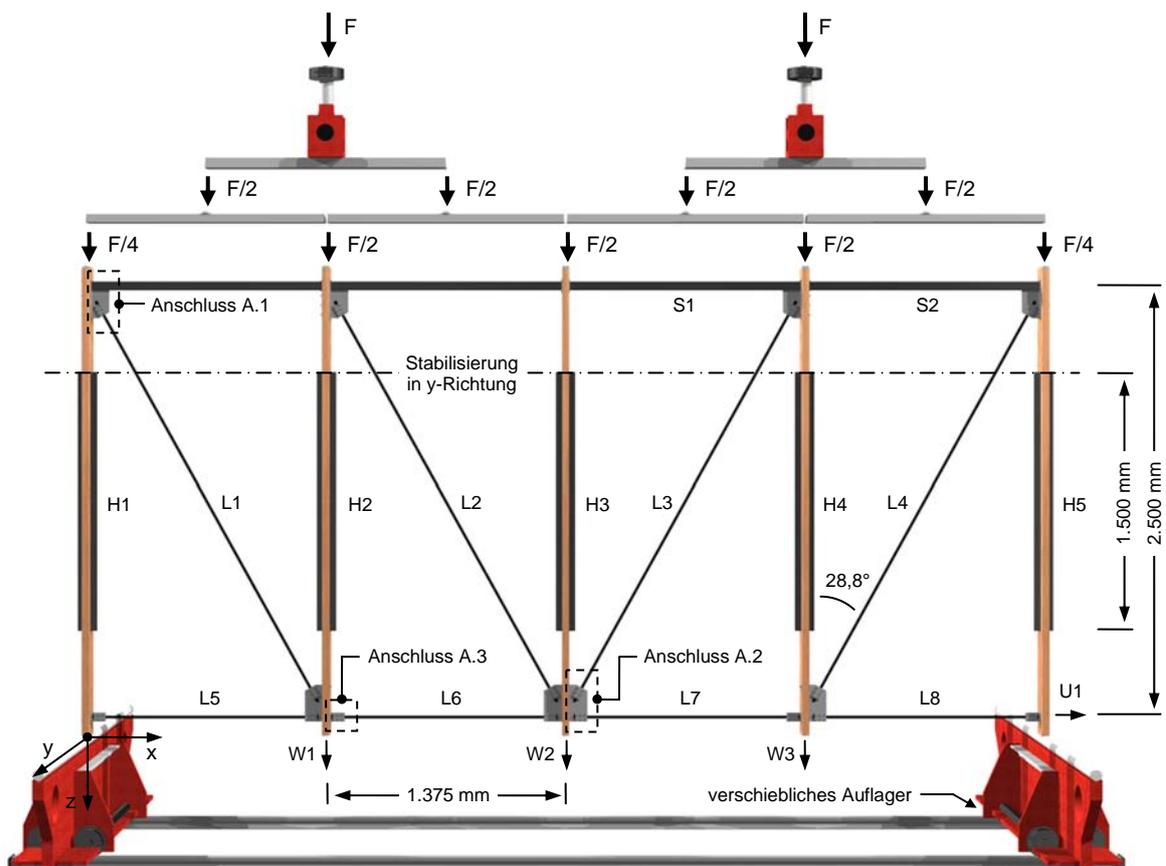


Abbildung 10-6: Abmessungen und Messstellen des modellierten Dachverbands im Maßstab 1:6

Vor dem Zusammenbau wurden die Holzträger mit sämtlichen Anschlussbohrungen ($\varnothing 4$ mm) versehen. An den oberen Stirnseiten wurden Stahlplatten zur Aufnahme der Traversen angebracht; die unteren Stirnseiten der äußeren Träger wurden mit speziell ausgefrästen Auflagerplatten bestückt. Um eine exakte Ausrichtung der Modellquerschnitte zu gewährleisten, erfolgte der Aufbau außerhalb der Prüfeinrichtung. Die Schrauben der Zugband- und Stahlstrebenanschlüsse wurden handfest angezogen; auf die Klemmschrauben der CFK-Zugbänder wurde ein Drehmoment von mindestens 4 Nm aufgebracht. Bei einer geschätzten Gleitreibungszahl von $\mu_G = 0,14$ entspricht dies einer Vorspannkraft von rund 4,3 kN je Schraube [VDI 2230-1]. Um eine geringe Klebschichtdicke zu erhalten, wurden die CFK-Lamellen unmittelbar nach Aufbringung des Klebstoffs verspannt. In Abbildung 10-7 sind verschiedene Ausführungsdetails des Versuchsaufbaus beispielhaft wiedergegeben.

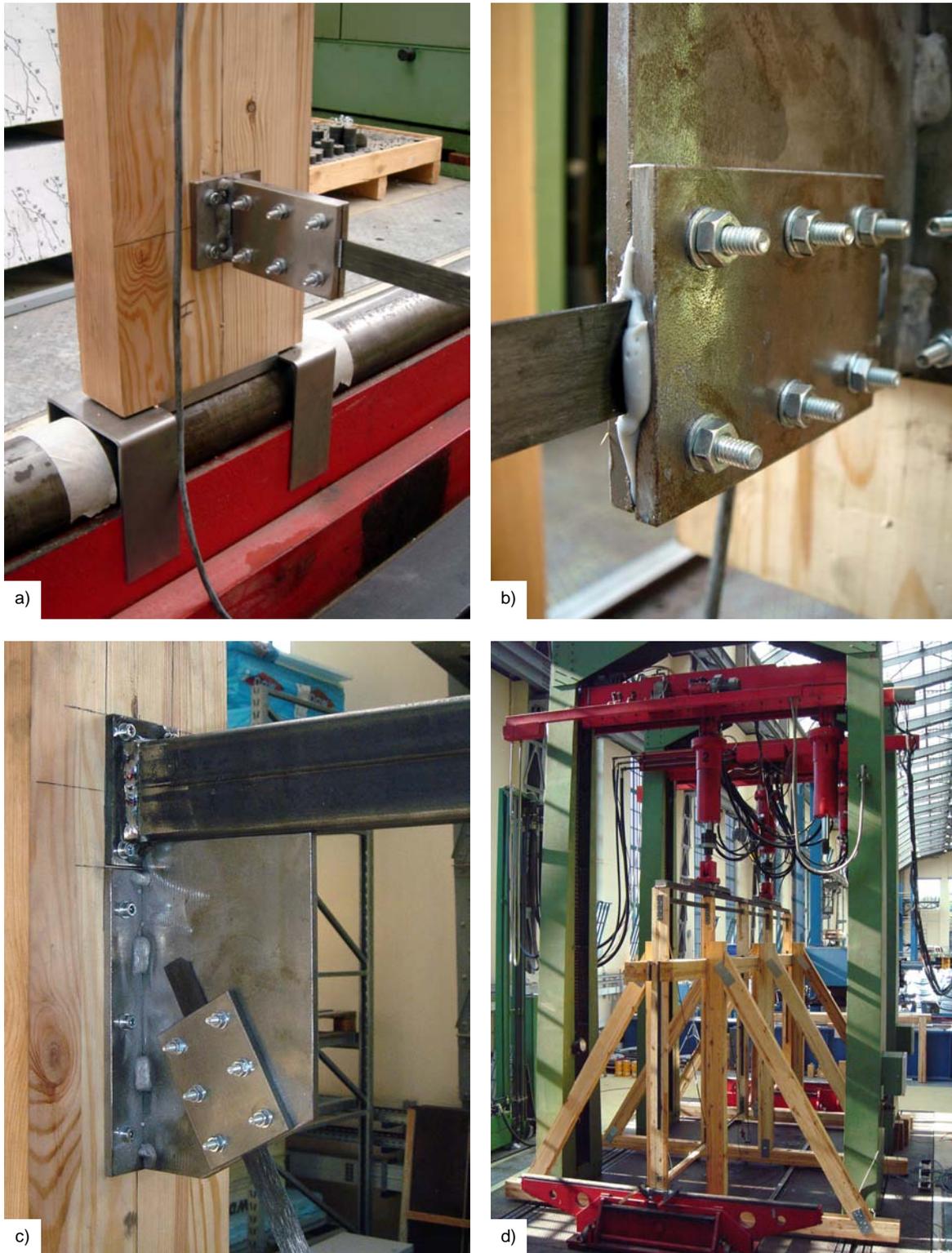


Abbildung 10-7: Versuchsaufbau: a) drehbare Lagerung des Aussteifungsrahmens; b) geklebte Klemmverankerung; c) oberes Anschlussdetail; d) Modellversuch mit seitlicher Stabilisierung

10.2.5 Messeinrichtungen

Während des Versuchs wurden die Prüflasten der Hydraulikzylinder sowie die Dehnungen und Verformungen an den in Abbildung 10-6 dargestellten Messstellen mit Hilfe des in Abschnitt 8.2 beschriebenen Messsystems kontinuierlich aufgezeichnet. Neben der horizon-

talene Verschiebung U_1 am verschieblichen Auflager sowie den vertikalen Verschiebungen W_1 bis W_3 der inneren Holzträger wurden die Dehnungen der Stahl- (S), Holz- (H) und CFK-Querschnitte (L) mittels DMS gemessen. Auf den Stahl- und CFK-Querschnitten wurden die DMS an den in y-Richtung zeigenden Oberflächen parallel zur Bauteilachse angebracht. Hierdurch konnte die Aufzeichnung von in der Aussteifungsebene auftretenden Biegeverformungen weitgehend ausgeschlossen werden. Bei den Holzquerschnitten lagen die Messpunkte an den in x-Richtung zeigenden Oberflächen. Aufgrund gegensinniger Biegemomente an den Stellen H1 und H5 bzw. H2 und H4 konnten somit die Dehnungsanteile aus Normal- und Biegebeanspruchung getrennt ausgewertet werden.

Um eine visuelle Überprüfung des Verankerungsversagens vornehmen zu können, wurden die trocken geklemmten CFK-Lamellen gemäß Abbildung 10-7 a) unmittelbar vor der Verankerung mit einer weißen Linie markiert.

10.2.6 Versuchsprogramm

Im Rahmen der Modellversuche sollte das Tragverhalten sowohl unter Verwendung geklemmter als auch geklebter CFK-Zugbänder untersucht werden. Um eine gleichmäßige Lastverteilung sicherzustellen, wurden die Versuche kraftgesteuert mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 1,2 kN/min (0,02 kN/s) gefahren. In Anlehnung an Gleichung (10.4) lässt sich die Zylinderkraft, bei welcher die charakteristische Modelllast der diagonalen CFK-Zugbänder erreicht wird, mit Hilfe der Bedingung:

$$F_{M,Zyl.}/2 = F_0 \cdot S_L^2 \quad (10.5)$$

nach Abbildung 10-3 wie folgt berechnen:

$$F_{M,Zyl.} = 2 \cdot 235 \text{ kN} \cdot 1/36 = 13,1 \text{ kN} \quad (10.6)$$

Aufgrund eines vergleichsweise hohen Fertigungs- und Montageaufwands sollten die experimentellen Untersuchungen zum Tragverhalten mit Hilfe eines einzigen Modellverbands durchgeführt werden. Es wurde daher angestrebt, ohne nachhaltige Schädigung der Einzelbauteile eine möglichst umfangreiche Anzahl an Versuchen durchführen zu können. Vor diesem Hintergrund galt es zunächst die bei trockener Klemmung maximal aufnehmbare Windlast zu ermitteln (Versuch asv_1). Da von einer Haftreibungszahl $\mu_H \ll 1,0$ zwischen CFK-Oberfläche und Stahl ausgegangen werden konnte, war nach Gleichung (10.2) von einem frühzeitigen Herausrutschen der CFK-Zugbänder auszugehen.

Für den nachfolgenden Versuch (Versuch asv_2) wurden die Kontaktflächen der Zugbänder L1-4 bzw. L6+7 mit Sikadur 330 bestrichen und in den Klemmplatten verspannt. Wie Abbildung 10-7 b) zeigt, wurde durch den hohen Querdruck ein Großteil des Klebers aus den Klemmflächen herausgepresst. Nach einer Erhärtungsdauer von 24 Stunden wurde der Versuch erneut unter identischen Randbedingungen gestartet. Dabei kam es zu einem unberücksichtigten Stabilitätsverlust, der durch die Verdrehung der inneren Holzträger (H2 bis H4) quer zur Belastungsebene hervorgerufen wurde (vgl. Abbildung 10-12, links).

Aus diesem Grund wurde der Versuchsaufbau vor der abschließenden Prüfung (Versuch asv_3) unterhalb der am Holzträger angreifenden CFK-Zugbänder mit einer zusätzlichen Aussteifung versehen (siehe Abbildung 10-12, rechts). Da dieser Versuch unter anderem zum Bruch der verklebten CFK-Zugbänder führte, konnten keine weiteren Prüfungen durchgeführt werden.

Hilfe einer linearen Regressionskurve angepasst. Demzufolge ergibt sich ein annähernd konstanter Wert von $k_M = 688 \text{ N/mm}$.

Das rechte Diagramm zeigt die Verläufe der relativen Modelllasten der Stahl-, Holz- und CFK-Bauteile in Abhängigkeit der Zylinderkraft. Eine relative Modelllast von 100% entspricht dabei dem S_i^2 -fachen ($1/_{36}$) der in Abbildung 10-2 zugrunde gelegten Bemessungskräfte. Zur besseren Übersichtlichkeit sind lediglich die Ergebnisverläufe der jeweils maximal beanspruchten Elemente einer Bauteilgruppe (CFK, Stahl, bzw. Holz) dargestellt.

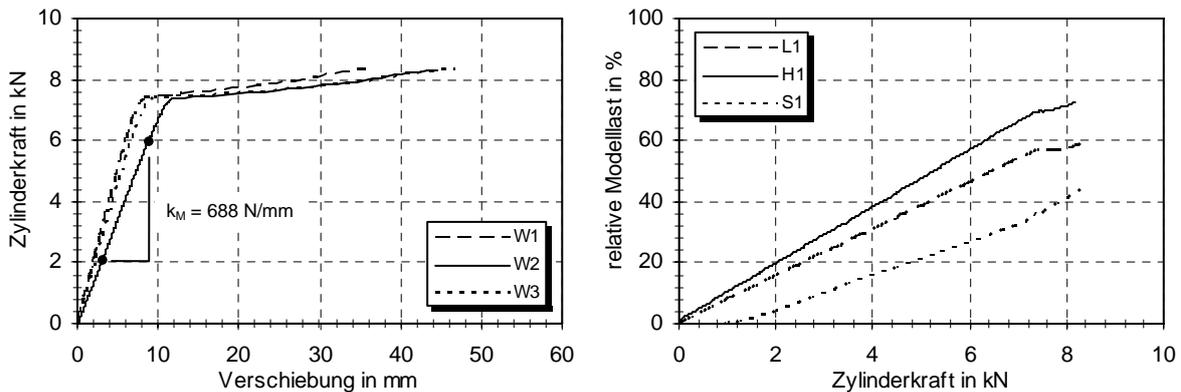


Abbildung 10-9: Verschiebungen und relative Modelllasten, Versuch asv_1

Bei einer Prüflast von ca. 7,5 kN bzw. einer Lamellenkraft von ca. 6,5 kN wurde das Herausrutschen der diagonalen CFK-Zugbänder in den äußeren Feldern beobachtet, was zu einem schlagartigen Anstieg der Gesamtverformung führte. Anhand der in Abbildung 10-10 gezeigten Markierung lässt sich eine Relativverschiebung des CFK-Zugbandes von mehreren Zentimetern ablesen. Durch den hiermit verbundenen Ausfall der Diagonalkomponente kam es darüber hinaus zum Versagen der biegesteifen Anschlüsse der Stahl-Druckstreben. Die rechte Darstellung zeigt die plastische Verformung der oberen Anschlusspunkte, welche sich aufgrund des Abscherens der Schraubengewinde einstellte.

Wie das rechte Diagramm in Abbildung 10-9 zeigt, konnte für die CFK-Zugbänder lediglich eine relative Modelllast von rund 58% erreicht werden. Der Maximalwert des äußeren Holzträgers H1 liegt mit 70% erwartungsgemäß höher, wohingegen die Stahl-Druckkomponente S1 mit lediglich 40% die vergleichsweise geringste Beanspruchung aufweist. Der nichtlineare Verlauf der Stahlstrebenkraft lässt außerdem auf eine Verformung der Druckstrebe aus der Belastungsebene schließen.

Der zwischen CFK-Zugband und Klemmverankerung wirkende Haftreibungskoeffizient kann für eine Versagenslast von 6,5 kN nach Gleichung (10.2) wie folgt abgeschätzt werden:

$$\mu_H = \frac{F_{L,max}}{2 \cdot 0,56 \cdot \Sigma N_s} = \frac{6,5}{1,12 \cdot 6 \cdot 4,3} = 0,23 \quad (10.7)$$

Dieses Ergebnis entspricht in etwa den im Stahlbau üblichen Höchstwerten für trockene Haftreibung [VDI 2230-1]. Durch die sandgestrahlte Stahloberfläche kommt es demnach nicht zu einer maßgeblichen Verbesserung der Kontakteigenschaften. Die Ergebnisse bestätigen, dass die Aufnahme der zugrunde gelegten Bemessungslasten mit Hilfe einer adhäsionsfreien Klemmverankerung nicht sichergestellt werden kann.



*Abbildung 10-10: Versuch asv_1: Herausrutschen der geklemmten CFK-Zugbänder (links);
plastische Verformung am Druckstrebenanschluss (rechts)*

10.3.3 Adhäsionsverankerte CFK-Zugbänder

Für die nachfolgenden Versuche wurde der Modellverband zunächst in seinen unverformten Ausgangszustand zurückgebracht. Anschließend wurden die Klemmplatten sukzessive gelöst und die CFK-Zugbänder nach der in Abschnitt 10.2.6 beschriebenen Vorgehensweise verklebt bzw. verspannt. Um den kraftschlüssigen Einbau der Zugbänder während des Klemmvorgangs zu gewährleisten, wurden diese mit Hilfe einer Spezialvorrichtung geringfügig vorgespannt. Des Weiteren wurde durch den Austausch der plastisch beanspruchten Verbindungsmittel der biegesteife Anschluss der Stahl-Druckstreben wiederhergestellt.

10.3.3.1 Versuch asv_2

In Abbildung 10-11 sind die Kraft-Verschiebungs-Verläufe für den Versuch asv_2 wiedergegeben. Bis zu der Maximallast von ca. 20 kN pro Zylinder zeigen die Messkurven erneut ein annähernd linear-elastisches Verformungsverhalten. Die Modellsteifigkeit liegt mit 717 N/mm geringfügig über der des Versuchs asv_1, was vermutlich auf die zusätzliche Vorspannung der CFK-Zugbänder zurückgeführt werden kann. Die charakteristischen Modelllasten der Zugdiagonalen (L4) sowie des äußeren Holzträgers (H5) werden mit 160% bzw. 190% deutlich überschritten.

Unmittelbar vor Erreichen der Maximallast weist der Kurvenverlauf der inneren Stahl-Druckstrebe (S1) einen deutlichen Abfall der relativen Modelllast auf. Dies lässt auf eine um die schwache Querschnittsachse (z-Achse) wirkende Biegebeanspruchung im Augenblick des

Stabilitätsverlusts schließen. Aufgrund einer Verdrehung der Holzträger H2 bis H4 aus der Belastungsebene musste der Versuch vorzeitig abgebrochen werden.

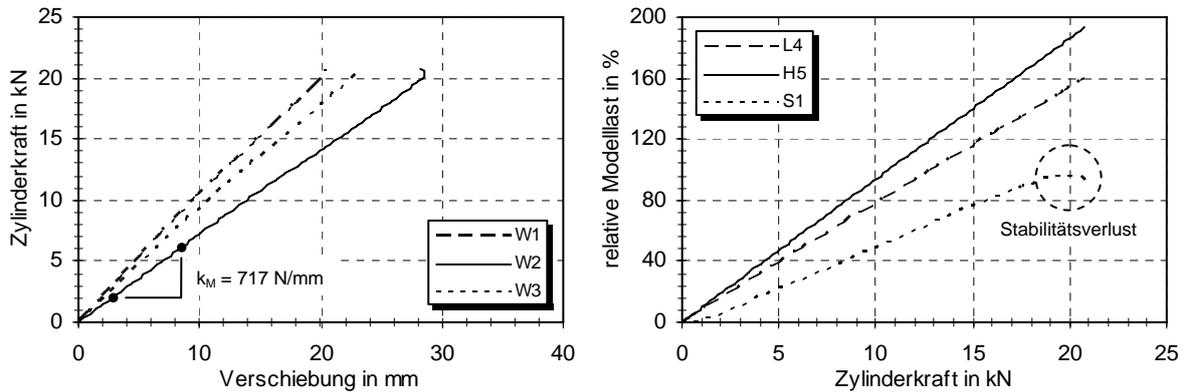


Abbildung 10-11: Verschiebungen und relative Modelllasten, Versuch asv_2

Abbildung 10-12 zeigt qualitativ die im Augenblick des Stabilitätsverlusts wirkenden Kräfteverhältnisse am mittleren Holzträger (H3). Die nichtlinearen Federsteifigkeiten k_h und k_v resultieren aus den horizontalen bzw. vertikalen Komponenten der am unteren Knotenpunkt angreifenden CFK-Zugbänder. Im Versagensfall kann die horizontal wirkende Rückstellkraft F_h das aus dem Kräftepaar $F/2$ und F_h resultierende Kippmoment nicht mehr ausgleichen. Am realen Tragwerk kann die Exzentrizität e , welche das Kippmoment bestimmt, aufgrund des zugfesten Anschlusses zwischen Dachebene und Unterkonstruktion in der Regel jedoch nicht auftreten. Um diesen Umstand im Modell zu berücksichtigen, wurde der untere Anschlusspunkt des Trägers H3 nachträglich mit der in Abbildung 10-12 dargestellten Aussteifungskonstruktion versehen.

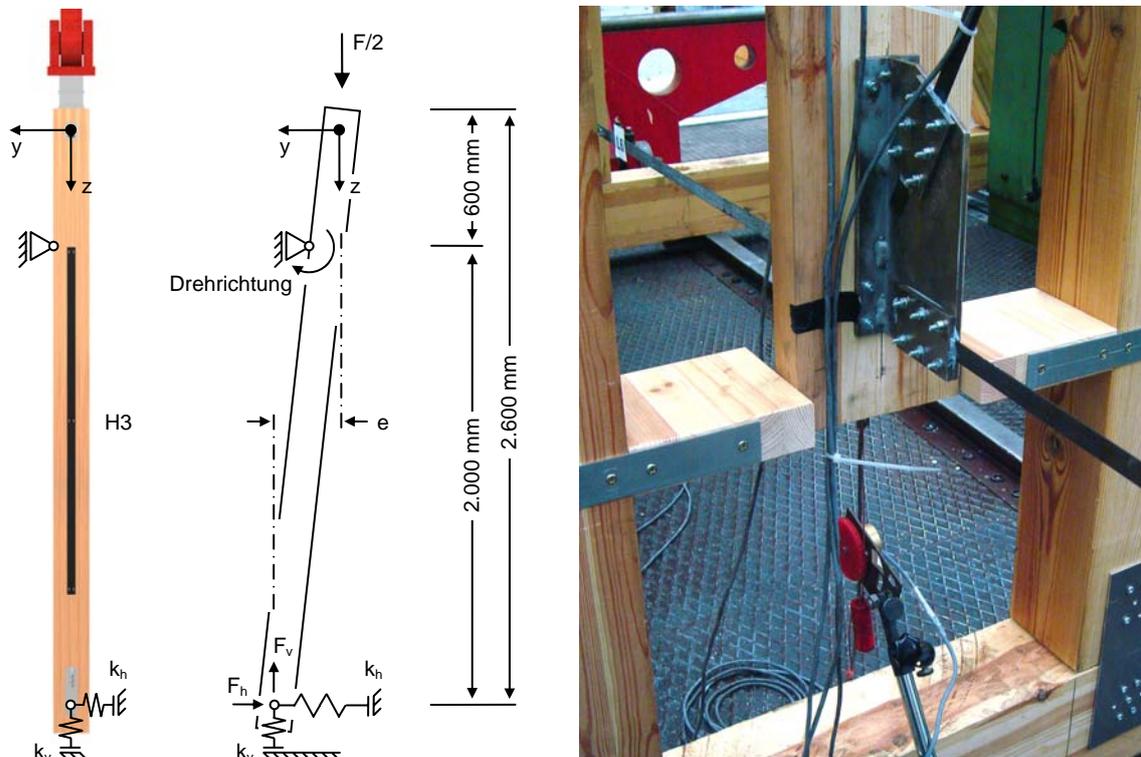


Abbildung 10-12: Versuch asv_2: globaler Stabilitätsverlust des Aussteifungsverbands (links); seitliche Aussteifung am mittleren Holzträger (rechts)

10.3.3.2 Versuch asv_3

Trotz des im vorangehenden Versuch erzielten Lastniveaus zeigt der in Abbildung 10-13 dargestellte Kraft-Verschiebungs-Verlauf erneut eine nahezu identische Modellsteifigkeit von 716 N/mm. Erst bei einer Zylinderkraft von 24 kN findet ein plötzlicher Abfall der Gesamtsteifigkeit auf ca. 450 N/mm statt. Die relativen Modelllasten der Zugbänder und Holzträger liegen mit 260% bzw. 320% wiederum um mehr als 60% über den Maximalwerten des Versuchs asv_2. Bei den auf Stabilitätsversagen bemessenen Stahl-Druckstreben ist selbst unter einer Maximallast von ca. 200% kein Biegeeinfluss erkennbar.

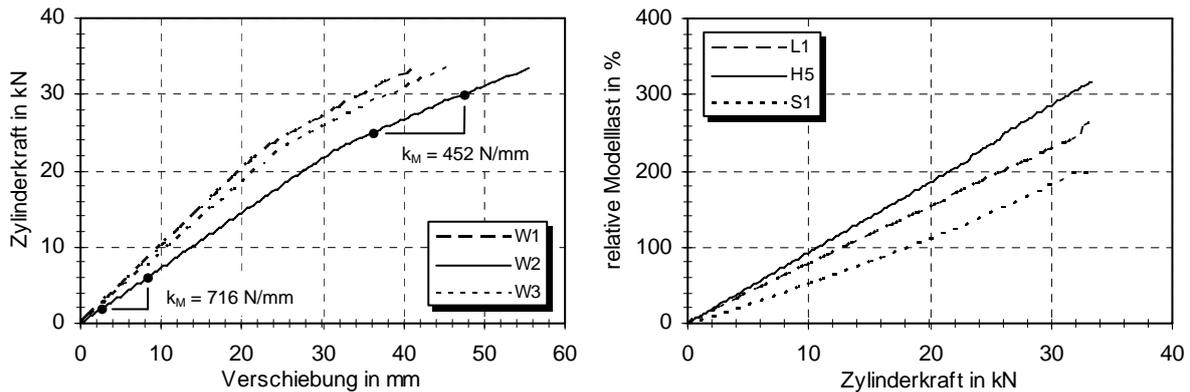


Abbildung 10-13: Verschiebungen und relative Modelllasten, Versuch asv_3

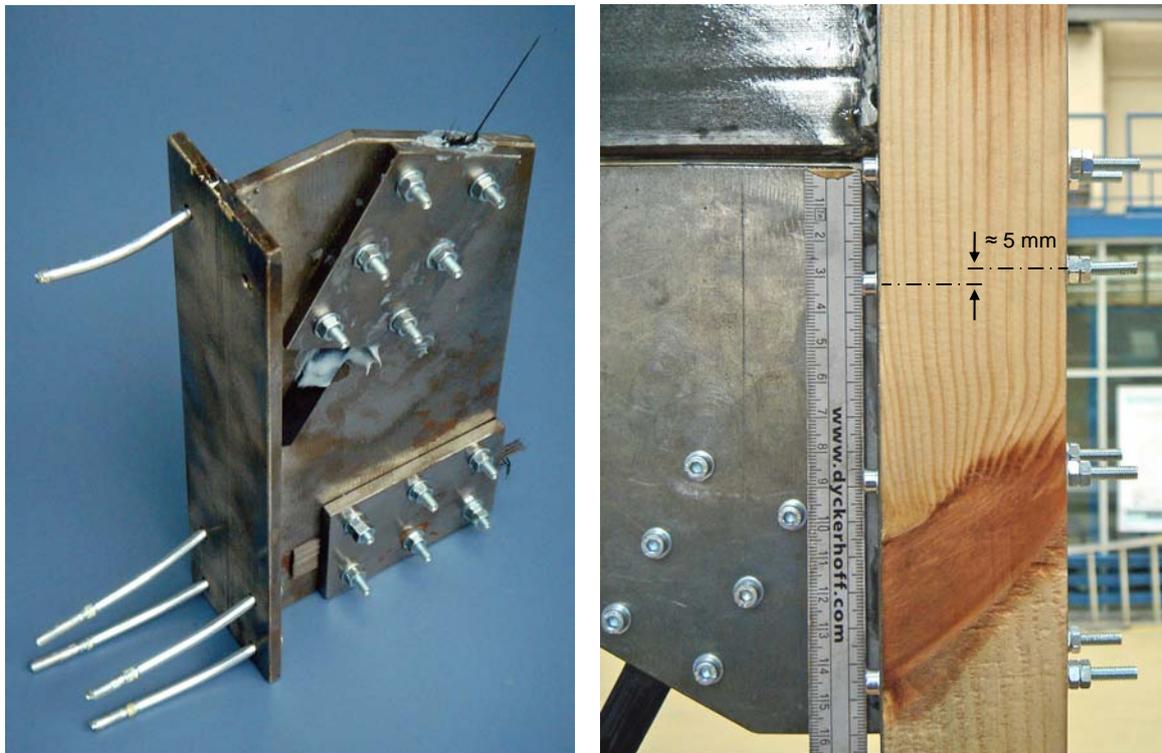


Abbildung 10-14: Versuch asv_3: Klemmverankerung mit im Gewinde versagten Schraubverbindungen (links); vertikaler Versatz der Anschlusschrauben (rechts)

Das Versagen des Aussteifungsverbands wurde letztlich durch ein Abreißen der unteren Klemmkonstruktion der CFK-Zugbänder L4 bzw. L8 ausgelöst. Ursache hierfür war ein im

Gewinde auftretendes Zugversagen der Stirnplattenschrauben. Das schlagartige Ablösen der Klemmvorrichtung führte darüber hinaus zu einem Stauchbruch der CFK-Zugbänder L4 und L8 unmittelbar vor der Klemmplatte (Abbildung 10-14, links). Aufgrund der vertikalen Kraftkomponente kam es innerhalb der Trägerbreite zu einem sichtbaren Versatz infolge Lochleibung. Wie die rechte Darstellung in Abbildung 10-14 zeigt, konnte am oberen Angriffspunkt des Zugbands L4 auch nach Entfernen der Prüflast noch eine Relativverschiebung von ca. 5 mm gemessen werden.

An den Holz- und Stahlbauteilen zeigten sich trotz des schlagartigen Versagens des Gesamtsystems keine sichtbaren Schadensbilder. Aufgrund des Ausfalls der Zugdiagonalen wurden die Gewinde der an die Stahlstreben S1 und S2 angreifenden Schraubverbindungen jedoch vollständig plastifiziert. Mit jeweils 29 kN betragen die Kräfte in den maximal beanspruchten CFK-Zugbändern ca. 58% der rechnerischen Bruchlast ($F_{L,u} = 50,4 \text{ kN}$).

Um die Versagensursache rechnerisch nachzuvollziehen, sollen die an der unteren Klemmverankerung angreifenden Schnittkräfte nach Abbildung 10-15 betrachtet werden. Unmittelbar vor dem Versagen wurden für die CFK-Zugbänder mittels DMS folgende Kräfte ermittelt:

$$L4 = 29,2 \text{ kN} \quad (10.8a)$$

$$L7 = 14,0 \text{ kN} \quad (10.8b)$$

$$L8 \approx 0 \text{ kN} \quad (10.8c)$$

Die Aufteilung der Diagonalkraft L4 in ihre horizontale bzw. vertikale Kraftkomponente liefert:

$$L4_h = L4 \cdot \sin 28,8^\circ = 14,1 \text{ kN} \quad (10.9a)$$

$$L4_v = L4 \cdot \cos 28,8^\circ = 25,6 \text{ kN} \quad (10.9b)$$

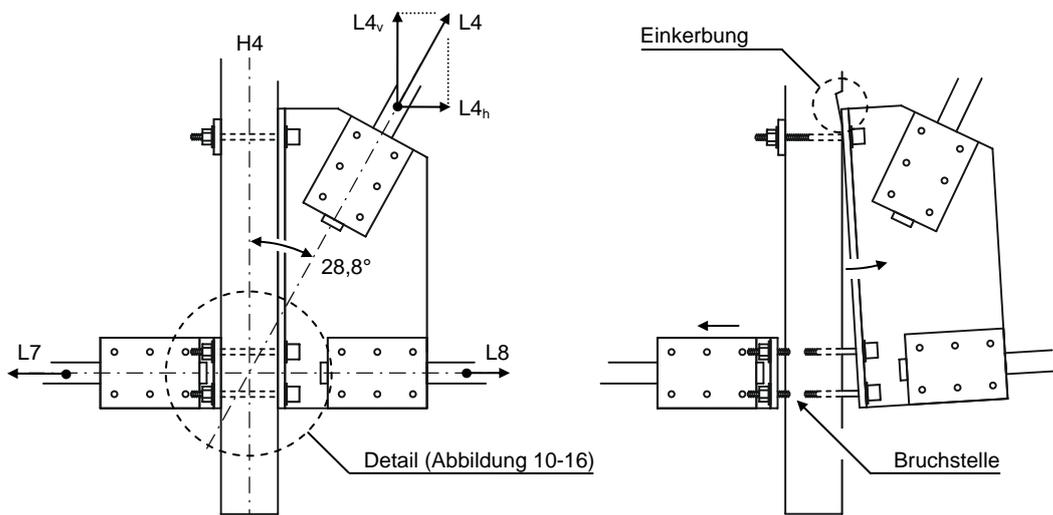


Abbildung 10-15: Schnittkräfte an der unteren Klemmverankerung des Trägers H4 (Versagen)

Auf den im Gewinde versagten Schraubenquerschnitt wirkt nach Abbildung 10-15 neben der zunächst unbekanntem Vorspannkraft N_s zusätzlich die anteilige Kraft N_L des Zugbands L7 in Höhe von:

$$N_L = \frac{1}{4} \cdot L_7 = 3,5 \text{ kN} \quad (10.10)$$

Unter Berücksichtigung der charakteristischen Grenzzugkraft $N_{R,k}$ nach Abschnitt 8.2.1.3 [DIN 18800-1] gilt im Versagensfall:

$$N_L + N_s > N_{R,k} = A_{sp} \cdot f_{u,b,k} = 8,78 \text{ mm}^2 \cdot 800 \text{ N/mm}^2 = 7,0 \text{ kN} \quad (10.11)$$

Für die Vorspannkraft N_s der handfest montierten Schrauben folgt demnach:

$$N_s > N_{R,k} - N_L = 7,0 - 3,5 = 3,5 \text{ kN} \quad (10.12)$$

Dieser Wert liegt rund 20% unter der in [VDI 2230-1] angegebenen Montagevorspannkraft. Ein höheres Anziehmoment hätte demzufolge zu einer Verringerung der Versagenslast geführt. Im Umkehrschluss hätte dem frühzeitigen Versagen der Anschlusschrauben durch eine geringere Vorspannkraft entgegengewirkt werden können.

Der Zusammenhang zwischen der Vorspannkraft N_s und dem Abscherverhalten der Klemmvorrichtung kann mit Hilfe der in Abbildung 10-16 dargestellten Kräfteverhältnisse hergeleitet werden. Aufgrund des in Abbildung 10-15 rekonstruierten Ablösevorgangs ist davon auszugehen, dass die Horizontalkraft L_{4h} überwiegend in die unteren 4 Schrauben eingeleitet wurde. Der Abtrag der Scherkraft L_{4v} erfolgt hingegen über alle 6 Anschlusschrauben.

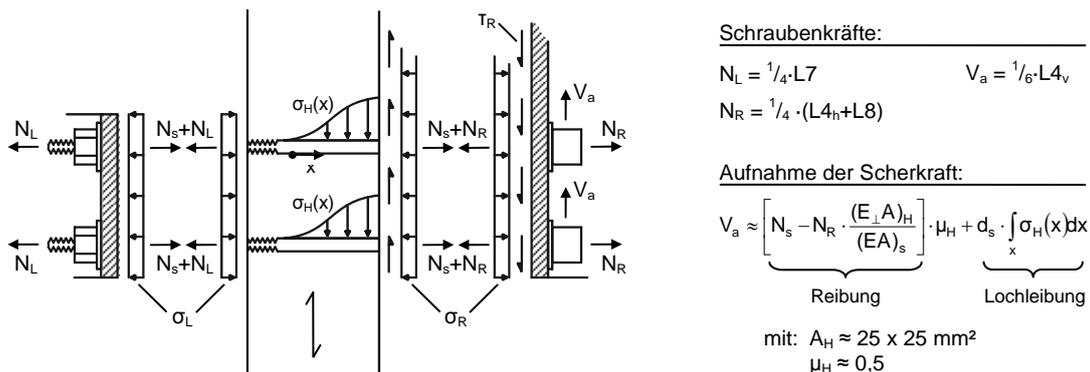


Abbildung 10-16: Spannungszustände am unteren Anschlusspunkt des Trägers H4

Bei geringen Lasten kann die Scherkraft V_a nach Abbildung 10-16 zunächst allein über den zwischen Stirnplatte und Holz wirkenden Reibungsanteil aufgenommen werden. Mit zunehmender Horizontalkraft N_R geht gleichzeitig eine Reduzierung des durch Reibung bereitgestellten Scherkraftanteils einher. Sobald V_a den Reibungsterm übersteigt, muss die verbleibende Scherkraft durch eine zusätzliche Querpressung $\sigma_H(x)$ aufgenommen werden, wodurch es zur Lochleibung im Holzquerschnitt kommt. Dieser Grenzzustand ist erreicht, wenn gilt:

$$\frac{1}{6} \cdot L_{4v} = \left[N_s - \frac{1}{4} \cdot L_{4h} \cdot \frac{(E_{\perp} A)_H}{(EA)_s} \right] \cdot \mu_H \quad (10.13)$$

mit:

$$\frac{(E_{\perp} A)_H}{(EA)_s} = \frac{320 \text{ N/mm}^2 \cdot 625 \text{ mm}^2}{210.000 \text{ N/mm}^2 \cdot 12,57 \text{ mm}^2} = 0,076 \quad (10.14)$$

Der in Gleichung (10.14) angegebene Elastizitätsmodul des Holzes rechtwinklig zur Faserichtung wurde in 23 Einzelversuchen nach [DIN EN 408] bestimmt. Durch Umstellen von Gleichung (10.13) ergibt sich die Grenzkraft des Diagonalzugbands zu:

$$L4_{\text{grenz}} = 3,32 \cdot N_s \quad (10.15)$$

Bei einer angenommenen Vorspannkraft nach Gleichung (10.12) von $N_s = 3,5$ kN ergibt sich eine Kraft von $L4_{\text{grenz}} = 11,6$ kN. Ab diesem Grenzwert muss ein Teil der angreifenden Scherkraft V_a durch Querpressung aufgenommen werden. So konnten beispielsweise im Versuch asv_3 unter Maximallast nur noch rund 35% der Gesamtscherkraft durch Reibung abgetragen werden. Hierdurch erklärt sich unter anderem die in Abbildung 10-14 deutlich erkennbare Biegeverformung der Anschlussschrauben. Eine wirkungsvolle Gegenmaßnahme stellt z. B. die Nutzung verzahnter Stirnplatten dar, wodurch eine erhebliche Verbesserung des Reibungsbeiwerts erzielt werden kann. Mögliche Ausführungsvarianten werden in Abschnitt 10.4.1 vorgestellt.

10.4 Dimensionierung der Systemkomponenten

Die Versuchsergebnisse bestätigen, dass sich die in dieser Arbeit verwendeten Konstruktionselemente grundsätzlich zur Erstellung eines Aussteifungsverbands für Hallenkonstruktionen in Brettschichtholzbauweise einsetzen lassen. Wie die in Anhang D.5 aufgeführten Ergebnisverläufe aus Rechnung und Versuch zeigen, kann das Tragverhalten mit Hilfe praxisüblicher Analyseverfahren hinreichend genau nachvollzogen werden. In diesem Zusammenhang sei angemerkt, dass die unzureichende Übereinstimmung der Stahl-Druckkräfte S1 bzw. S2 auf eine Kombination aus Normalspannung sowie einer quer zur Belastungsebene wirkenden Biegeverformung zurückgeführt werden kann, deren getrennte Bestimmung nur unter Verwendung zusätzlicher Messstellen hätte erfolgen können.

Das Systemversagen wurde letztlich durch eine Überschreitung der Zugfestigkeit in den Anschlussschrauben hervorgerufen. Bei ausreichender Dimensionierung der Verbindungsmittel hätte es demzufolge zu einer weiteren Steigerung der Versagenslast kommen können. Dem vorzeitigen Abfall der Modellsteifigkeit k_M , welcher auf die an den Klemmverankerungen beobachtete Lochleibung zurückgeführt werden kann, hätte mit Hilfe einer effektiveren Schubübertragung entgegengewirkt werden können.

10.4.1 Ausführung der Klemmverankerung

Bei der Dimensionierung der Klemmverankerung muss neben den im Stahl- und Holzbau üblichen Nachweisen insbesondere die Einleitung der aus den CFK-Lamellen angreifenden Zugkraft in die Grundplatte sichergestellt werden. Wie aus Versuch asv_1 hervorgeht, darf die Verankerung der CFK-Zugbänder nicht allein durch adhäsionsfreie Klemmung erfolgen. Obwohl bei Untersuchungen an vorgespannten CFK-Lamellen nach [And01] schätzungsweise 75% der maximalen Bruchspannung durch trockene Reibung übertragen werden konnten, erfolgt auch hier der Einbau in der Regel unter gleichzeitiger Ausnutzung der Kleberfestigkeit [Ham05].

Da das Modellverhältnis der CFK-Querschnitte ($S_l^2 = 1/36$) allein durch die Verringerung der Lamellenbreite realisiert wurde, entsprechen die in Längsrichtung auftretenden Spannungen

zwischen den Füge­teilen annähernd der am realen Bauteil zu erwartenden Verteilung. Eine Erhöhung der im Versuch verwendeten Klemmlänge von 75 mm erscheint daher nur bedingt zweckmäßig. Aufgrund der unterschiedlichen Klemmdruckverteilung über die Lamellenbreite ist bei der Verwendung breiterer CFK-Querschnitte jedoch eine Anpassung der Klemmvorrichtung erforderlich. Wie die Berechnungen in Anhang D.3 vermuten lassen, ist die über die Lamellenbreite verteilte Kontaktspannung von einer Vielzahl unterschiedlicher Einflussfaktoren abhängig (z. B. Schraubenvorspannkraft, Klemmplattenprofil, Materialsteifigkeiten, etc.). Die Auslegung der Klemmvorrichtung hat somit stets in Abhängigkeit der Material- und Querschnittseigenschaften zu erfolgen. Eine ungleichmäßige Klemmdruckverteilung kann zu enormen Schlupfdifferenzen innerhalb der Lamelle führen, welche im Extremfall nicht von der Lamellenmatrix aufgenommen werden können. Als Folge kann es zum Abscheren in Längsrichtung zwischen den CFK-Fasern und der Matrix kommen [And01].

Für den in dieser Arbeit untersuchten Modellanschluss beträgt der über Haftreibung aufgenommene Anteil an der rechnerischen Bruchlast $F_{L,u}$ in Anlehnung an Gleichung (10.2) näherungsweise:

$$\frac{F_{\mu}}{F_{L,u}} = \frac{2 \cdot \eta \cdot \Sigma N_s}{F_{L,u}} \cdot \mu_H = \frac{2 \cdot 0,56 \cdot 6 \cdot 4,3}{50,4} \cdot \mu_H = 0,57 \cdot \mu_H \quad (10.16)$$

Da die Verklebung der CFK-Zugbänder im unerhärteten Zustand des Klebstoffs erfolgte, kann darüber hinaus eine aus Querpressung resultierenden Zunahme der Klebstoffscherfestigkeit nach Gleichung (4.8) ausgeschlossen werden. Trotz des vergleichsweise geringen Reibungsanteils und der fehlenden Festigkeitssteigerung aus Querpressung trat in dem Modellversuch auch deutlich oberhalb der charakteristischen Modelllasten kein Klemmverankerungsversagen auf.

Um die Erkenntnisse in den Originalmaßstab zu übertragen, sollen die zu erwartenden Kraft- und Spannungsverhältnisse der Klemmverankerung am Beispiel einer unidirektionalen CFK-Lamelle vom Typ Sika CarboDur V 914 abgeschätzt werden. Mit einer Querschnittsfläche von $90 \times 1,2 \text{ mm} = 126 \text{ mm}^2$ und einer Bruchfestigkeit von 2.800 N/mm^2 liefert das Zugband eine rechnerische Bruchfestigkeit von $F_{L,u} = 352 \text{ kN}$. Der Lamellentyp wird vorrangig bei der nachträglichen Vorspannung von Betonbauteilen eingesetzt [And01].

Werden die Größe und Festigkeitsklasse der im Modellversuch verwendeten Schrauben (M4 - 8.8) durch M12 bzw. 10.9 ersetzt, so können nach [VDI 2230-1] Montagevorspannkkräfte von $61,5 \text{ kN}$ je Schraube aufgebracht werden ($\mu_G = 0,14$). Bei gleicher Schraubenanzahl ergibt sich der über Haftreibung aufgenommene Anteil an der rechnerischen Bruchlast zu:

$$\frac{F_{\mu}}{F_{L,u}} = \frac{2 \cdot \eta \cdot \Sigma N_s}{F_{L,u}} \cdot \mu_H = \frac{2 \cdot 0,56 \cdot 6 \cdot 61,5}{352} \cdot \mu_H = 1,17 \cdot \mu_H \quad (10.17)$$

Aufgrund der deutlich größeren Lamellenbreite hat nach Anhang D.3 gleichzeitig eine Anpassung der Klemmplattengeometrie zu erfolgen. Nur so kann eine gleichmäßige Verteilung des Klemmdrucks und der auf die Kontaktfläche entfallende Klemmkraftanteil von rund 56% sichergestellt werden. Wird darüber hinaus die Klemmkraft erst nach dem Aushärten des Klebstoffs aufgebracht, so folgt nach Gleichung (4.8) eine Erhöhung der anrechenbaren Klebstoffscherfestigkeit.

Bei einer geklemmten Lamellenlänge von $l_v = 75 \text{ mm}$ sowie einer annähernd gleichverteilten Querpressung von:

$$\sigma_N = -\frac{\eta \cdot \Sigma N_s}{b_L \cdot l_v} = -\frac{0,56 \cdot 6 \cdot 61.500}{90 \cdot 75} = -30,6 \text{ N/mm}^2 \quad (10.18)$$

erhöht sich die charakteristische Scherfestigkeit nach Gleichung (4.8) von ursprünglich 27,1 N/mm² auf:

$$T_{ad,k,S330} = 40,0 \text{ N/mm}^2 \quad (10.19)$$

Die klemmspannungsfreie Aushärtung des Klebstoffs kann beispielsweise durch Verwendung einer temporären Spannvorrichtung realisiert werden. Aufgrund des geringen Eigengewichts der CFK-Zugbänder sind im Einbauzustand nur relativ geringe Spannkkräfte erforderlich. Durch das Zusammenwirken des erhöhten Haftreibungsanteils nach Gleichung (10.17) sowie einer rund 50% höheren Klebstoffscherfestigkeit nach Gleichung (10.19) kann ein vorzeitiges Verankerungsversagen der CFK-Zugbänder ausgeschlossen werden.

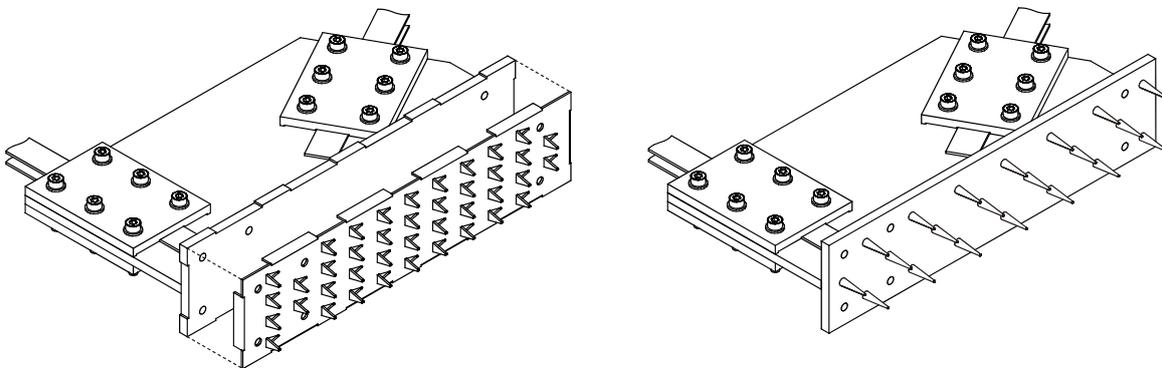


Abbildung 10-17: Klemmanschluss mit verbesserter Scherkraftübertragung: Scheibendübel mit Zähnen (links); Stirnplatte mit angeschweißten Dornen (rechts)

Um die im Versuch beobachtete Lochleibung an den Anschlussschrauben zu reduzieren, kann die Effektivität der Scherkraftübertragung zwischen Stirnplatte und Holzträger z. B. mit Hilfe mechanischer Verzahnungen gesteigert werden. Abbildung 10-17 zeigt zwei mögliche Ausführungsvarianten in Anlehnung an die im Holzbau üblichen Scheibendübel mit Zähnen bzw. Dornen. Sofern die Anwendung den Einsatz mehrerer parallel verlaufender Zugbänder erfordert, können die Klemmplatten auf gegenüberliegenden Seiten der Grundplatte angeordnet werden. Für den Anschluss von drei oder mehr Zugbändern sind ggf. mehrere Klemmvorrichtungen zu verbauen.

10.4.2 Ausführung der Zug- und Druckgurte

Für die Dimensionierung der übrigen Systemkomponenten kann z. B. in Anlehnung an die einschlägigen Normen bzw. Richtlinien verfahren werden. Bei der Ermittlung der Stabkräfte darf dabei nach Anhang D.5 näherungsweise vom momentenfreien statischen System ausgegangen werden.

Bei der Bemessung der CFK-Zugbänder wird in Anlehnung an [Deu02] eine Begrenzung der Lamellendehnung auf 50% der rechnerischen Bruchdehnung empfohlen. Um ein den Modellversuchen entsprechendes Verhältnis zwischen der rechnerischen Bruchlast sowie der Klemmspannungsverteilung zu bewahren, sollten darüber hinaus ausschließlich Zugbänder

mit einer Stärke zwischen 1,2 mm und 1,4 mm zum Einsatz kommen. Da das Verhältnis zwischen Adhäsions- und Querschnittsfläche mit zunehmender Lamellendicke abfällt, kann es bei hohen Materialstärken vermehrt zum Versagen der Klemmverankerung kommen.

Gegenüber den auf Normalbeanspruchung nachzuweisenden Stahl- und CFK-Bauteilen müssen die Brettschichtholzträger in der Regel für eine kombinierte Beanspruchung aus Druckkraft und Biegemoment ausgelegt werden. Insbesondere im Bereich der Giebelwände ist aufgrund der hohen Druckspannungen ein Stabilitätsversagen um die schwache Achse zu prüfen. Sofern keine hinreichende Aussteifung über die vorhandene Dacheindeckung erfolgen kann, sind ggf. zusätzliche Druckaussteifungen vorzusehen.

11. Zusammenfassung und Ausblick

Geklebte Bewehrungen aus CFK stellen eine bewährte Methode zur Verstärkung statisch ausgenutzter Bauwerke dar. Insbesondere im Stahlbetonbau können die Verfahren der oberflächigen und eingeschlitzten Verklebung von CFK-Lamellen mittlerweile zum Stand der Technik gezählt werden [Deu02, Deu04].

Für die Verstärkung von Holzbauteilen mittels faserverstärkter Kunststoffe existieren in Deutschland derzeit keine verbindlichen Regelwerke. Eine statische Ertüchtigung von Holztragwerken, wie sie beispielsweise durch die erweiterte Nutzung von Hallendächern mit angestellten Solarkollektoren erforderlich werden kann, bedingt daher stets eine Zustimmung im Einzelfall. Durch die Erarbeitung eines geeigneten Bemessungsverfahrens für CFK-verstärkte Holzkonstruktionen kann ein nachhaltiger Beitrag zur Etablierung dieser Technologie im Holzbau geschaffen werden.

In der vorliegenden Forschungsarbeit sollte die Anwendung des Verfahrens „in Schlitz geklebte CFK-Lamelle“ auf den Sonderfall solargenutzter Hallendächer in Brettschichtholzbauweise erfolgen. Unter Berücksichtigung praxisüblicher Lastannahmen wurden zunächst die aus einer Umnutzung durch Solarkollektoren entstehenden Mehrbeanspruchungen für das Tragwerk definiert. Anhand einer im Voraus durchgeführten Modellrechnung konnte aufgezeigt werden, dass für den betrachteten Anwendungsfall in der Regel Verstärkungsgrade von $\eta < 1,5$ zu erwarten sind [Hil07]. In früheren Forschungsarbeiten wurde gezeigt, dass derartige Tragfähigkeitssteigerungen auch im Holzbau zu erreichen sind [Tri97, Lug01, Bla03, Bru05, Mic05, Joh07].

Der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung des Verfahrens gingen im Stahlbetonbau unter anderem umfangreiche experimentelle und analytische Untersuchungen zum Verbundverhalten zwischen Beton und CFK-Lamellen voraus [Ran82, Hol94, Bla01]. Da für Verklebungen in Holz ein hiervon abweichendes Verbundverhalten zu erwarten ist, wurde bereits vor Beginn dieser Forschungsarbeit das Gespräch mit dem Deutschen Institut für Bautechnik (DIBt) gesucht. Da für schlaff in Holz eingeklebte CFK-Lamellen aktuell keine vergleichbaren Untersuchungen vorliegen, wurde die Beschreibung des Verbundverhaltens als ein zusätzlicher Arbeitspunkt in das Forschungsprogramm aufgenommen.

Die wesentlichen Erkenntnisse dieser Arbeit lassen sich stichpunktartig wie folgt zusammenfassen:

- Es wurde ein praxistaugliches Rechenmodell entwickelt, mit dem sich die maximal verankerbare Verbundbruchkraft einer in Holz eingeschlitzten verklebten CFK-Lamelle abbilden lässt
- Durch die nachträgliche Verstärkung mittels eingeschlitzter CFK-Lamellen konnten sowohl Tragfähigkeit, Biegesteifigkeit als auch Duktilität von Brettschichtholzbindern wesentlich gesteigert werden
- Die maßgebenden rechnerischen Nachweise für Brettschichtholzträger mit in Schlitz geklebten CFK-Lamellen wurden auf Grundlage experimenteller und analytischer Ergebnisse hergeleitet
- Anhand von Modellversuchen wurde ein für die baupraktische Anwendung übertragbares Konzept zur Aussteifung windbeanspruchter Hallenkonstruktionen in Brettschichtholzbauweise erarbeitet

Um den aktuellen Stand der Forschung im konstruktiven Holzbau darzustellen, wurde in Kapitel 5 zunächst eine detaillierte Übersicht früherer Arbeiten gegeben. Hierbei wurde insbesondere auf die bekannten Verfahren zur Biege- und Schubverstärkung von Holzträgern eingegangen. Darüber hinaus wurde die Problematik des Verbunds zwischen der geklebten Bewehrung und Holz ausführlich dargelegt.

Anschließend wurden die im Rahmen dieser Forschungsarbeit durchgeführten Verbundprüfungen an Holzproben mit in Schlitzte geklebten CFK-Lamellen beschrieben und diskutiert. Zur Modellierung des Kraftverlaufs in der Verbundfuge wurde die Dehnung der CFK-Lamelle an diskreten Stellen mittels DMS aufgezeichnet. Neben Versuchen zur Bestimmung der maximal erforderlichen Verbundlänge wurden zusätzlich auch hygromische Effekte untersucht.

Zur Nachrechnung der Verbundversuche wurde in Kapitel 7 ein auf der Differentialgleichung des verschieblichen Verbunds basierendes Rechenmodell hergeleitet. Als Grundlage der Berechnungen dienten unter anderem die in umfangreichen Versuchsreihen bestimmten Materialeigenschaften der Ausgangsstoffe (Kapitel 4 bzw. Anhang A). Mit Hilfe der im Auszugversuch gemessenen Lamellendehnungen wurde nachgewiesen, dass das Verbundverhalten der Fügebauteile nur unzureichend durch einen konstanten Verbundansatz beschrieben werden kann. Diese Beobachtung wurde durch eine Gegenüberstellung der Berechnungsergebnisse mit den im Auszugversuch ermittelten Kraftverläufen bestätigt. Um das Verbundverhalten rechnerisch abzubilden, wurde stattdessen ein über die Verbundlänge veränderlicher Ansatz gewählt, dessen freie Parameter durch den Abgleich zwischen Rechnung und Versuch ermittelt wurden. Im Zuge der anschließenden Parameterstudie wurden die für den Verbund maßgebenden Einflussgrößen untersucht sowie eine praxisgerechte Bemessungsgleichung für die maximale Verbundbruchkraft formuliert.

Vor dem Hintergrund dieser Ergebnisse wurden daraufhin die in Kapitel 8 beschriebenen großmaßstäblichen Biegeversuche an verstärkten und unverstärkten Brettschichtholzträgern durchgeführt. Anhand von 26 Einzelversuchen wurde aufgezeigt, dass die Tragfähigkeit klebarmierter BSH-Träger bereits bei moderaten Verstärkungsgraden von rund 0,35% signifikant gesteigert werden kann. Durch die Verstärkung kommt es gleichzeitig zu einer besseren Ausnutzung der Druckzone sowie einer Erhöhung der Biegesteifigkeit. Gegenüber der oberflächigen Applizierung konnte für Träger mit in Schlitzte geklebten Lamellen im Versagensfall ein tendenziell günstigeres Bruchverhalten sowie eine höhere Resttragfähigkeit festgestellt werden.

Bedingt durch den vergleichsweise hohen Material- und Herstellungsaufwand konnte nur eine begrenzte Anzahl an großmaßstäblichen Bauteilversuchen durchgeführt werden. Aus diesem Grund wurde in Kapitel 9 ein stochastisches Rechenmodell zur computergestützten Simulation zusätzlicher Verstärkungskonfigurationen entwickelt. Um die Brauchbarkeit des Rechenmodells zu bewerten, wurden mit Hilfe eines auf dem Monte-Carlo-Prinzip basierenden Computerprogramms zunächst die experimentellen Versuchsreihen nachgerechnet. Dabei konnte eine hinreichende Übereinstimmung zwischen dem simulierten Tragverhalten und den Versuchsergebnissen festgestellt werden. Im Zuge einer anschließenden Parameterstudie wurden in über 120.000 Simulationsrechnungen unter anderem die Einflüsse aus den Materialeigenschaften der Holz- und CFK-Werkstoffe sowie aus den Abmessungen der Brett- und CFK-Lamellen auf das Biegetragverhalten untersucht. In Anlehnung an die Ergebnisse der experimentellen und simulierten Untersuchungen konnten

letztlich die maßgebenden rechnerischen Nachweise zur Bemessung CFK-verstärkter Brettschichtholzträger hergeleitet werden.

In einer abschließenden Modellstudie wurde ein zur Aussteifung der Dachebene entwickeltes Verstärkungskonzept unter Ausnutzung leichter und hochfester CFK-Zugbänder vorgestellt. Zu diesem Zweck wurde auf das bestehende Ertüchtigungskonzept einer mit Solarpaneelen bestückten Hallenkonstruktion in Brettschichtholzbauweise zurückgegriffen. Die für den horizontalen Windlastabtrag herangezogenen Konstruktionselemente wurden unter Berücksichtigung der Modelltheorie im Maßstab von 1:6 nachgebildet. Neben dem Gesamttragverhalten sollten insbesondere die zur Verankerung der CFK-Zugbänder entwickelten Anschlusskonstruktionen unter praxisnaher Beanspruchung erprobt werden. Dabei wurde unter anderem auf die Ergebnisse der im Stahlbetonbau erfolgreich eingesetzten Vorspanntechnik zurückgegriffen.

Die Ergebnisse des Modellversuchs bestätigen, dass die aus den Kollektorflächen entstehenden horizontalen Windlasten durch das in dieser Arbeit vorgeschlagene Aussteifungssystem aufgenommen werden können. Besondere Aufmerksamkeit erfordern hierbei die Klemmung der CFK-Zugbänder sowie der Kraftübertrag zwischen Klemmvorrichtung und Holzbinder. Aufgrund des orthotropen Materialverhaltens stellt die Begrenzung der zulässigen Querpressung spezielle Anforderungen an das gewählte Klemmsystem. Mit der gezielten Profilierung der Klemmplatten kann einer Überschreitung der zulässigen Querpressung an den Lamellenkanten entgegengewirkt werden. Eine Verbesserung der Schubübertragung zwischen Klemmanschluss und Holzträger kann beispielsweise durch die Verwendung verzahnter Scheibendübel erzielt werden.

Im Hinblick auf die baupraktische Anwendung im Holzhallenbau unterstreichen die Ergebnisse das enorme Anwendungspotential kohlenstofffaserverstärkter Werkstoffe. Neben den herausragenden mechanischen Eigenschaften weist das Material eine gute chemische Beständigkeit bei gleichzeitig geringem Eigengewicht auf. Durch die intensive Erforschung und den langjährigen baustellenseitigen Einsatz der Systemkomponenten sind die grundlegenden Voraussetzungen zur Etablierung des Verfahrens im konstruktiven Holzbau gegeben.

Um die mit dieser Arbeit vorgelegten Erkenntnisse zum Kurzzeitverhalten zu ergänzen, sollten nach Ansicht des Autors weiterführende Untersuchungen durchgeführt werden. So liegen für den hier betrachteten Anwendungsfall „in Holz eingeklebte CFK-Lamellen“ beispielsweise nur eingeschränkt Versuchsreihen zur Dauerhaftigkeit unter statischer und dynamischer Beanspruchung sowie unter Feuchteeinwirkung vor. Die Sicherheit und Zuverlässigkeit des Prinzips würde durch weiterführende Versuchsreihen wesentlich erhöht.

Literaturverzeichnis

- [And01] Andrä, H.-P.; König, G.; Maier, M.: Einsatz vorgespannter Kohlefaser-Lamellen als Oberflächenspannglieder. *Beton- und Stahlbetonbau*, 96(12): 737-747, 2001.
- [And05a] Andrä, H.-P.; Maier, M.: Instandsetzung von Brücken mit einer neuen Generation von Spanngliedern auf Basis von CFK-Bändern. *Bauingenieur*, 80: 7-16, 2005.
- [And05b] Andrä, H.-P.; Maier, M.: Brückensanierung mit CFK-Lamellenspanngliedern. In: *Faserverbundwerkstoffe - Innovationen im Bauwesen*. Hrsg: F. Dehn; K. Holschmacher; N. V. Tue, Bauwerk, Leipzig, 65-76, 2005.
- [Ast06] Aström, B. T.: *Manufacturing of Polymer Composites*, Chapman & Hall, London, 1997.
- [Baz80] Bazan, I. M.: *Ultimate bending strength of timber beams*, Dissertation: Nova Scotia Technical College, Halifax, Canada, 1980.
- [Ber03] Bergmeister, K.: *Kohlenstofffasern im konstruktiven Ingenieurbau*, Ernst, 2003.
- [Bib65] Biblis, E. J.: *Analysis of wood-fiberglass beams within and beyond the elastic region.* *Forest Products Journal*, 15(2): 81-88, 1965.
- [Bla01] Blaschko, M. A.: *Zum Tragverhalten von Betonbauteilen mit in Schlitze eingeklebten CFK-Lamellen*, Dissertation: Technische Universität München, 2001.
- [Bla02a] Blaß, H. J.; Romani, M.; Krams, J.: *Biegezugverstärkung von Brettschichtholz mit CFK- und AFK-Lamellen.* *Bautechnik*, 79(4): 216-224, 2002.
- [Bla02b] Blaß, H. J.; Romani, M.; Krams, J.: *Verstärkung von BS-Holz-Trägern mit horizontal und vertikal angeordneten CFK-Lamellen.* *Bautechnik*, 79(10): 684-690, 2002.
- [Bla03] Blaß, H. J.; Romani, M.; Schmid, M.: *Optimierung von Verbundträgern aus Brettschichtholz mit Verstärkungen aus Faserverbundkunststoffen.* *Forschungsbericht: Technische Hochschule Karlsruhe*, 2003.
- [Bla05] Blaß, H. J.; Schmid, M.: *Verbundträger aus Brettschichtholz mit Verstärkungen aus Faserverbundkunststoffen.* *Bauingenieur*, 80(5): 268-276, 2005.
- [Bor05] Borri, A.; Corradi, M.; Grazini, A.: *A method for flexural reinforcement of wood beams with CFRP materials.* *Composites Part B: Engineering*, 36(3): 143-153, 2005.
- [Bor68] Borgin, K. B.; Loedolff, G. F.; Saunders, G. R.: *Laminated wood beams reinforced with steel strips.* *Journal of Structural Engineering*, 94(7): 1681-1705, 1968.
- [Bro01] Broughton, J. G.; Hutchinson, A. R.: *Pull-out behaviour of steel rods bonded into timber.* *Materials and Structures*, 34(2): 100-109, 2001.
- [Bru00] Brunner, M.: *On The Plastic Design Of Timber Beams With A Complex Cross-Section.* 6th World Conference on Timber Engineering, Canada, 2000.
- [Bru05] Brunner, M.; Schnueriger, M.: *Timber Beams Strengthened by Attaching Prestressed Carbon FRP Laminates with a Graded Anchoring Device.* *International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures*, Hong Kong, China, 2005.

- [Bru01] Brunner, M.; Schnüriger, M.; Oguey, R.: Biegeversuche mit duktilen Holzbalken. *tec21*, (25): 19-24, 2001.
- [Buc90] Buchanan, A. H.: Bending Strength of Lumber. *Journal of Structural Engineering*, 116(5): 1213-1229, 1990.
- [Bue05] Buell, W.; Saadatmanesh, H.: Strengthening Timber Bridge Beams Using Carbon Fiber. *Journal of Structural Engineering*, 131(1): 173-187, 2005.
- [Bul89] Bulleit, W. M.; Sandberg, L. B.; Woods, G. J.: Steel-reinforced glued laminated timber. *Journal of Structural Engineering*, 115(2): 433-444, 1989.
- [Col66] Collatz, L.: *The numerical treatment of differential equations*, Springer, Berlin, 1966.
- [Col74] Coleman, G. E.; Hurst, H. T.: Timber structures reinforced with light gage steel. *Forest Products Journal*, 24(7): 45-53, 1974.
- [Col90a] Colling, F.: Biegefestigkeit von Brettschichtholzträgern in Abhängigkeit von den festigkeitsrelevanten Einflussgrößen - Einfluss der Trägergröße und Belastungsart. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 48(9), 312-326, 1990.
- [Col90b] Colling, F.: Tragfähigkeit von Biegeträgern aus Brettschichtholz in Abhängigkeit von den festigkeitsrelevanten Einflussgrößen, Dissertation: Universität Karlsruhe, 1990.
- [Deu93] Deuring, M.: Verstärken von Stahlbeton mit gespannten Faserverbundwerkstoffen. *EMPA Bericht Nr. 224*, Dübendorf, 1993.
- [Deu86] Deutsches Institut für Bautechnik: Grundlagen zur Beurteilung von Baustoffen, Bauteilen und Bauarten im Prüfzeichen- und Zulassungsverfahren, Berlin, 1986.
- [Deu02] Deutsches Institut für Bautechnik: Zulassung Z-36.12-29, Verstärkung von Betonbauteilen durch schubfest aufgeklebte Kohlefaserlamellen "Sika CarboDur". Berlin, 2002.
- [Deu04] Deutsches Institut für Bautechnik: Zulassung Z-36.12-64, Verstärken von Stahlbeton- und Spannbetonbauteilen durch in Schlitze eingeklebte MC-DUR CFK-Lamellen, Berlin, 2004.
- [Deu05] Deutsches Institut für Bautechnik: Zulassung Z-36.1-30, Schubfeste Klebeverbindungen zwischen Stahlplatten und Stahlbetonbauteilen oder Spannbetonbauteilen mit dem System Sikadur 30. Berlin, 2005.
- [Deu06] Deutsches Institut für Bautechnik: Zulassung Z-9.1-614, Würth ASSY VG plus Vollgewindeschrauben als Holzverbindungsmittel, Berlin, 2006.
- [Ehl85a] Ehlbeck, J.; Colling, F.; Görlacher, R.: Einfluß keilgezinkter Lamellen auf die Biegefestigkeit von Brettschichtholzträgern - Entwicklung eines Rechenmodells. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 43(8): 333-337, 1985.
- [Ehl85b] Ehlbeck, J.; Colling, F.; Görlacher, R.: Einfluß keilgezinkter Lamellen auf die Biegefestigkeit von Brettschichtholzträgern - Eingangsdaten für das Rechenmodell. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 43(9): 369-373, 1985.
- [Ehl85c] Ehlbeck, J.; Colling, F.; Görlacher, R.: Einfluß keilgezinkter Lamellen auf die Biegefestigkeit von Brettschichtholzträgern - Überprüfung des Rechenmodells mit Hilfe von Trägerversuchen. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 43(10): 439-442, 1985.

- [Erf01] Erfurth, R.: Tragkonstruktionen für Solaranlagen, Erfurth + Partner Beratende Ingenieure GmbH, Berlin, 2001.
- [Gen02] Gentile, C.; Svecova, D.; Rizkalla, S. H.: Timber Beams Strengthened with GFRP Bars: Development and Applications. *Journal of Composites for Construction*, 6(1): 11-20, 2002.
- [Gil03] Gilfillan, J. R.; Gilbert, S. G.; Patrick, G. R. H.: The Use of FRP Composites in Enhancing the Structural Behavior of Timber Beams. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 22(15): 1373-1388, 2003.
- [Glo78] Glos, P.: Zur Bestimmung des Festigkeitsverhaltens von Brettschichtholz bei Druckbeanspruchung aus Werkstoff- und Einwirkungskenngrößen, Dissertation: Technische Universität München, 1978.
- [Gör75] Görtler, H.: Dimensionsanalyse - Theorie der physikalischen Dimensionen mit Anwendungen. Springer, Heidelberg, 1975.
- [Gus01] Gustafsson, P. J.; Serrano, E.; Aicher, S.; Johansson, C. J.: A strength design equation for glued-in rods. *International Symposium on Joints in Timber Structures*. Stuttgart, 2001.
- [Hab02] Habenicht, G.: Kleben - Grundlagen, Technologien, Anwendung. Springer, Berlin, 2002.
- [Ham05] Hammer, U.; Müller, D.; Bücheler, L.: Instandsetzung der Neckartalbrücke der BAB A 6 bei Heilbronn unter Verwendung von Carbonfaser-Spanngliedern. *Tiefbau*, 117(3): 130-141, 2005.
- [Har99] Harris, H. G.; Sabnis, G. M.: *Structural Modeling and Experimental Techniques*, Second Edition, CRC Press, 1999.
- [Hay06] Hay, S.; Thiessen, K.; Svecova, D.; Bakht, B.: Effectiveness of GFRP Sheets for Shear Strengthening of Timber. *Journal of Composites for Construction*, 10(6): 483-491, 2006.
- [Hel08] Heller, H.: Aufdoppelung, Verstärkung von Vollholzbalken. *Bautechnik*, 85(1): 40-48, 2008.
- [Hei80] Heimeshoff, B.; Glos, P.: Zugfestigkeit und Biege-E-Modul von Fichten-Brettlamellen. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 38(2): 51-59, 1980.
- [Her06] Hermann, M.: *Numerische Mathematik*, Oldenbourg, München, 2006.
- [Hil07] Hillemeier, B.: Wind-Ertüchtigung statisch ausgenutzter Hallendächer zur Aufnahme angestellter Solarpaneele mit innovativen CFK-Verstärkungssystemen, Vorstudie zum BBR-Forschungsvorhaben Z6 - 10.08.18.7-07.26: Technische Universität Berlin, 2007 (unveröffentlicht).
- [Hol05] Holschemacher, K.; Dehn, F.; Müller, T.: Faserverbundwerkstoffe im Bauwesen - ein Überblick. In: *Faserverbundwerkstoffe - Innovationen im Bauwesen*. Hrsg: F. Dehn; K. Holschemacher; N. V. Tue, Bauwerk, Leipzig, 1-17, 2005.
- [Hol94] Holzenkämpfer, P.: Ingenieurmodelle des Verbunds geklebter Bewehrung für Betonbauteile, Dissertation: Technische Universität Braunschweig, 1994.
- [Hol97] Holst, A.: Verstärkung von Biegeträgern aus Holz mit Lamellen aus kohlenstoff-faserverstärktem Kunststoff, Diplomarbeit: Technische Universität Braunschweig, 1997.

- [Hoy75] Hoyle, R. J.: Steel-reinforced wood beam design. *Forest Products Journal*, 25(4): 17-23, 1975.
- [Joh00] Johns, K. C.; Lacroix, S.: Composite Reinforcement of Timber in Bending. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 27(5): 899-906, 2000.
- [Joh07] Johnsson, H.; Blanksvärd, T.; Carolin, A.: Glulam members strengthened by carbon fibre reinforcement. *Materials and Structures*, 40(1): 47-56, 2007.
- [Kar98] Karbhari, V. M.; Seible, F.: Design Considerations for the Use of Fiber Reinforced Polymeric Composites in the Rehabilitation of Concrete Structures. NIST Workshop on Standards Development for the Use of Fiber Reinforced Polymers for the Rehabilitation of Concrete and Masonry Structures, Tucson, AZ, 3/59-72, 1998.
- [Kli09] Klinger, R.; Al-Emrani, M.; Johansson, M.; Crocetti, R.: Strengthening timber with CFRP or steel plates - short and long-term performance. Onlineausgabe: www.ewpa.com/Archive/2008/june/Paper_059.pdf, Stand: 05.05.2009.
- [Kob74] Kobus, H.: Anwendung der Dimensionsanalyse in der experimentellen Forschung des Bauingenieurwesens. *Bautechnik*, 51(3): 88-94, 1974.
- [Kol05] Kollegger, J.; Horvatits, J.: Anwendung von CFK-Spanngliedern im Brückenbau. In: *Faserverbundwerkstoffe - Innovationen im Bauwesen*. Hrsg: F. Dehn; K. Holschemacher; N. V. Tue, Bauwerk, Leipzig, 51-64, 2005.
- [Kol82] Kollmann, F.: *Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe*, Springer, Berlin, 1982.
- [Leo84] Leonhardt, F.; Mönning, E.: *Vorlesungen für Massivbau, Teil 1: Grundlagen zur Bemessung im Stahlbetonbau*, Springer, Berlin, 1984.
- [Lug98] Luggin, W. F.; Bergmeister, K.: Carbon fiber reinforced and prestressed timber beams. 2nd Int. Ph.D. Symposium in Civil Engineering, Budapest, 1998.
- [Lug01] Luggin, W. F.; Bergmeister, K.: Vorspannung mit karbonfaserverstärkten Kunststoffen im konstruktiven Holzbau. *Bautechnik*, 78(8): 556-570, 2001.
- [Lug05] Luggin, W. F.; Bobacz, D.: Mechanische Eigenschaften von Holz unter Brandbelastung. In: *Brandsichere Verwendung von Holz in Baukonstruktionen und Bauwerken*. Brandschutzfachtagung BOKU Wien, 27-36, 2005.
- [Mal80] Malhotra, S. K.; Bazan, I. M.: Ultimate bending strength theory for timber beams. *Wood Science*, 13: 50-63, 1980.
- [Mic05] Micelli, F.; Scialpi, V.; La Tegola, A.: Flexural Reinforcement of Glulam Timber Beams and Joints with Carbon Fiber-Reinforced Polymer Rods. *Journal of Composites for Construction*, 9(4): 337-347, 2005.
- [Muf07] Mufti, A. A.; Bakht, B.; Banthia, N.; Benmokrane, B.; Desgagné, G.; Eden, R.; Erki, M.-A.; Karbhari, V.; Kroman, J.; Lai, D.; Machida, A.; Neale, K.; Tadros, G.; Täljsten, B.: New Canadian Highway Bridge Design Code design provisions for fibereinforced structures. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 34(3): 267-283, 2007.
- [Pet05] Peters, H.: Verstärken mit vorgespannten CFK-Lamellen. In: *Faserverbundwerkstoffe - Innovationen im Bauwesen*. Hrsg: F. Dehn; K. Holschemacher; N. V. Tue, Bauwerk, Leipzig, 39-50, 2005.

- [Pla93] Plate, E. J.: Statistik und angewandte Wahrscheinlichkeitslehre für Bauingenieure, Ernst & Sohn, 1993.
- [Ple92] Plevris, N.; Triantafillou, T. C.: FRP-Reinforced Wood as Structural Material. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 4(3): 300-317, 1992.
- [Pör05] Pörtner, C.: Untersuchungen zum Verbund zwischen eingeklebten stiftförmigen faserverstärkten Kunststoffen und Holz, Dissertation: Universität Kassel, 2005.
- [Pör08] Pörtner, C.; Seim, W.: In Holz eingeklebte stiftförmige faserverstärkte Kunststoffe. *Bautechnik*, 85(4): 219-232, 2008.
- [Ran82] Ranisch, E. H.: Zur Tragfähigkeit von Verklebungen zwischen Baustahl und Beton, Dissertation: Technische Universität Braunschweig, 1982.
- [Rom01] Romani, M.; Blass, H. J.: Design model for FRP reinforced glulam beams. International Council for Research and Innovation in Building and Construction - Meeting Thirty Four, Venice, Italy, 2001.
- [Rug07] Rug, W.; Mönck, W.: *Holzbau - Bemessung und Konstruktion*, Huss Medien, 2007.
- [Sch04] Schatz, T.: Beitrag zur vereinfachten Biegebemessung von FVK-bewehrten Holzträgern. *Bautechnik*, 81(3): 153-162, 2004.
- [Sch09] Schwarz, H. R.; Köckler, N.: *Numerische Mathematik*, Vieweg+Teubner, 2009.
- [Ser01] Serrano, E.: Glued-in rods for timber structures - An experimental study of softening behaviour. *Materials and Structures*, 34(4): 228-234, 2001.
- [Sik01] Sika Deutschland GmbH: Sika CarboDur-System, Hochfestes System zur statischen Verstärkung mit CFK-Lamellen. Stuttgart, 2001.
- [Sik03] Sika Deutschland GmbH: Sikadur 30 DUE, 2-Komponenten-Klebmörtel. Stuttgart, 2003.
- [Sik06] Sika Deutschland GmbH: Sikadur 330, 2-komponentiges Epoxy Imprägnierharz. Technisches Merkblatt, Stuttgart, 2006.
- [Sue41] Suenson, E.: Die Lage der Nulllinie in gebogenen Holzbalken. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 4(9): 305-314, 1941.
- [Sut01] Suter, R.; Jungo, D.: Vorgespannte CFK-Lamellen zur Verstärkung von Bauwerken. *Beton- und Stahlbetonbau*, 96(5): 350-358, 2001.
- [Sve04] Svecova, D.; Eden, R. J.: Flexural and shear strengthening of timber beams using glass fibre reinforced polymer bars - an experimental investigation. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 31(1): 45-55, 2004.
- [The65] Theakston, F. H.: A feasibility study for strengthening timber beams with fiberglass. *Canadian Agricultural Engineering*, 1: 17-19, 1965.
- [Tra08] Trautz, M.; Koj, C.: Mit Schrauben Bewehren. *Bautechnik*, 85(3): 190-196, 2008.
- [Tri97] Triantafillou, T. C.: Shear Reinforcement of Wood using FRP Materials. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 9(2): 64-69, 1997.
- [Tri98] Triantafillou, T. C.: Composites: a new possibility for the shear strengthening of concrete, masonry and wood. *Composites Science and Technology*, 58(8): 1285-1295, 1998.
- [Vol38] Volkersen, O.: Die Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten Laschenquerschnitten." *Luftfahrtforschung*, 15: 4-47, 1938.

- [Wan64] Wangaard, F. F.: Elastic deflection of wood-fibreglass composite beams. *Forest Products Journal*, 14(6): 256-260, 1964.
- [Wen05] Wenzel, R.; Schmidt, J.; Resch, E.; Kaliske, M.: Zum Tragverhalten von BSH-Trägern unter Berücksichtigung streuender Materialparameter. *Leipzig Annual Civil Engineering Report No. 10*: 145-160, 2005.
- [Wes88] Wesche, K.: *Baustoffe für tragende Bauteile, Band 4: Holz und Kunststoffe*, 2. Auflage, Bauverlag, 1988.
- [Wid07] Widmann, R.; Steiger, R.; Gehri, E.: Pull-out strength of axially loaded steel rods bonded in glulam parallel to the grain. *Materials and Structures*, 40(8): 827-838, 2007.
- [Zil07] Zilch, K.; Niedermeier, R.: Verstärkung mit vorgespannten CFK Lamellen. In: *Verstärken und Instandsetzen von Betonkonstruktionen*. Hrsg: W. Kusterle, B. Hillemeier, J. Feix, Technische Universität Berlin, 113-120, 2007.

Normen und Richtlinien

- [ASTM D198-05a] ASTM D198-05a: American Standard for Testing of Materials: Standard Test Methods of Static Tests of Lumber in Structural Sizes. ASTM International, 2005.
- [DIN 1052] DIN 1052: Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken - Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 2008.
- [DIN 1055-4] DIN 1055-4: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 4: Windlasten. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 2005.
- [DIN 1055-5] DIN 1055-5: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 5: Schnee- und Eislasten. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 2005.
- [DIN 18800-1] DIN 18800-1: Stahlbauten - Teil 1: Bemessung und Konstruktion. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 2008.
- [DIN 440] DIN 440: Scheiben mit Vierkantloch, vorwiegend für Holzkonstruktionen. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 2001.
- [DIN 54 451] DIN 54 451: Zugscher-Versuch zur Ermittlung des Schubspannungs-Gleitungs-Diagramms eines Klebstoffs in einer Klebung. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 1978.
- [DIN 68364] DIN 68364: Kennwerte von Holzarten: Rohdichte, Elastizitätsmodul und Festigkeiten. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 2003.
- [DIN 7998] DIN 7998: Gewinde und Schraubenenden für Holzschrauben. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 1975.
- [DIN EN 10219-2] DIN EN 10219-2: Kaltgefertigte geschweißte Hohlprofile für den Stahlbau aus unlegierten Baustählen und aus Feinkornbaustählen - Teil 2: Grenzabmaße, Maße und statische Werte. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 2006.
- [DIN EN 10277-1] DIN EN 10277-1: Blankstahlerzeugnisse - Technische Lieferbedingungen - Teil 1: Allgemeines. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 2008.
- [DIN EN 10277-2] DIN EN 10277-2: Blankstahlerzeugnisse - Technische Lieferbedingungen - Teil 2: Stähle für allgemeine technische Verwendung. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 2008.
- [DIN EN 1194] DIN EN 1194: Brettschichtholz: Festigkeitsklassen und Bestimmung charakteristischer Werte. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 1999.
- [DIN EN 196-1] DIN EN 196-1: Prüfverfahren für Zement - Teil 1: Bestimmung der Festigkeit. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 2005.
- [DIN EN 1991-1-4] Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-4: Allgemeine Einwirkungen, Windlasten. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 2005.
- [DIN EN 1995-2] Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 2: Brücken. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 2004.

-
- [DIN EN 2561] DIN EN 2561: Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe: Unidirektionale Lamine, Zugprüfung parallel zur Faserrichtung. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 1995.
- [DIN EN 408] DIN EN 408: Holzbauwerke - Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz - Bestimmung einiger physikalischer und mechanischer Eigenschaften. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 2004.
- [DIN EN ISO 10365] DIN EN ISO 10365: Klebstoffe: Bezeichnung der wichtigsten Bruchbilder, Deutsches Institut für Normung. Beuth, 1995.
- [DIN EN ISO 13183-1] DIN EN ISO 13183-1: Feuchtegehalt eines Stückes Schnittholz - Teil 1: Bestimmung durch Darrverfahren. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 2002.
- [DIN EN ISO 4762] DIN EN ISO 4762: Zylinderschrauben mit Innensechskant. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 2004.
- [DIN EN ISO 527-2] DIN EN ISO 527-2: Kunststoffe: Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 1996.
- [DIN EN ISO 527-5] DIN EN ISO 527-5: Kunststoffe: Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 5: Prüfbedingungen für unidirektional faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 1997.
- [DIN EN ISO 604] DIN EN ISO 604: Kunststoffe: Bestimmung von Druckeigenschaften. Deutsches Institut für Normung. Beuth, 2003.
- [VDI 2230-1] VDI 2230-1: Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen - Zylindrische Einschraubenverbindungen. Verein Deutscher Ingenieure. Beuth, 2003.

Bezeichnungen und Symbole

Abkürzungen

abZ	allgemeine bauaufsichtliche Zulassung
ARF	Aramidfaserverstärkter Kunststoff
asv	Aussteifungsversuch
BSH	Brettschichtholz
bzv	Biegezugversuch
CFK	Karbonfaserverstärkter Kunststoff
DGLvV	Differentialgleichung des verschieblichen Verbunds
DMS	Dehnungsmessstreifen
FVK	Faserverbundkunststoff
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
P	Drehpotentiometer
PTFE	Polytetrafluorethylen (Teflon®)
sv	Scherversuch
trv	Trägerversuch
VarK	Variationskoeffizient bzw. relative Standardabweichung
vb	Verbundversuch
VGS	Vollgewindeschrauben
vvb	Verbundversuch (Vorversuch)
W	induktive Wegaufnehmer

Indizes

ad	Klebstoff (<i>engl.: adhesive</i>)
B	Bruchzustand
Brett	BSH-Brettlamelle
BZ	Biegezug
c	Druckbeanspruchung (<i>engl.: compression</i>)
eff	effektiv
el	elastisch
H	Holz
k	charakteristischer Wert
L	Lamelle
m	Mittelwert
M	Modell
pl	plastisch
s	Schlitz
St	Stab
t	Zugbeanspruchung (<i>engl.: tension</i>)
v	Schub bzw. Verbund

Variablen

a	Abstand der äußeren Lasteinleitungspunkte im 4-Punkt-Biegeversuch
a_H	Stärke der Holzlamellen
A_H	Querschnittsfläche des Holzes
a_L	Achsabstand zwischen benachbarten Lamellen
A_L	Querschnittsfläche der Lamelle
a_r	Abstand der Lamellenachse zum Bauteilrand
A_{st}	Stab- bzw. Schraubenfläche
b	Abstand der inneren Lasteinleitungspunkte im 4-Punkt-Biegeversuch
b_{ad}	Stärke der Klebstoffschicht auf beiden Seiten der CFK-Lamelle
b_L	Breite der Lamelle
b_r	Breite der Randleiste
b_s	Schlitzbreite
C	Spannungserzeugende Kraft im Druckbereich
d_{st}	Stab- bzw. Schraubendurchmesser
E_H	Elastizitätsmodul des Holzes (parallel zur Faser)
$E_{H,L}$	Elastizitätsmodul des Holzes (rechtwinklig zur Faser)
EI	Biegesteifigkeit
E_L	Elastizitätsmodul der Lamelle
F	Kraft
f_c	einaxiale Druckfestigkeit des Holzes parallel zur Faserrichtung
f_M	Biegefestigkeit des Holzes
f_t	einaxiale Zugfestigkeit des Holzes parallel zur Faserrichtung
F_v	Verbundbruchlast
f_v	Verbundfestigkeit
G_F	Verbundbruchenergie
k	lineare Verbundsteifigkeit
k_1	bezogene Biegetragfähigkeit nach dem Modell von Suenson [Sue41]
k_2	bezogene Biegetragfähigkeit nach dem Modell von Thunell [Kol82]
k_3	bezogene Biegetragfähigkeit nach dem Modell von Malhotra und Bazan [Mal80] bzw. Buchanan [Buc90]
k_M	Modellsteifigkeit
k_s	Fraktalfaktor unter Beachtung von Aussagewahrscheinlichkeit und Stichprobenumfang
L	Länge bzw. Spannweite
l_0	verbundfreie Länge
L_{ges}	Gesamtlänge des Trägers
l_v	Verbundlänge
m	Steigung des bilinear entfestigenden Spannungs-Dehnungs-Verlaufs, $-E_2/E_1$
m_0	Masse des Prüfkörpers im darrtrockenen Zustand
m_u	Masse des Prüfkörpers vor dem Trocknen
n	Versuchsanzahl
N_s	Schraubennormalkraft
Q	Querkraft
R_k	charakteristischer Auszugwiderstand stabförmiger Verstärkungen
s	Relativverschiebung zwischen den Fügeteilen

S	Skalierungsfaktor, Flächenmoment erster Ordnung
s_x	Standardabweichung der Grundgesamtheit einer Stichprobe
T	Spannungserzeugende Kraft im Zugbereich
T_g	Glasübergangstemperatur
t_L	Dicke der Lamelle
u	Feuchtegehalt von Holz
u_H	lokale Verschiebung des Holzkörpers
u_L	lokale Verschiebung der Lamelle
v	Querdehnzahl
W_y	Widerstandsmoment um die y-Achse
z	statischer Hebelarm bezogen auf die Trägeroberkante
$\epsilon_{B,c}$	Bruchdehnung des Holzes unter einaxialer Druckbeanspruchung
$\epsilon_{B,t}$	Bruchdehnung des Holzes unter einaxialer Zugbeanspruchung
ϵ_y	Dehnung bei maximaler Druckspannung des Holzes (nach [Kol82])
η	Wirkungsgrad
η_A	Querschnittsverhältnis zwischen Lamelle und Holz im Verbundversuch
η_E	Steifigkeitsverhältnis zwischen Lamelle und Holz im Verbundversuch
K	Balkenkrümmung
μ_G	Gleitreibungszahl
μ_H	Haftreibungszahl
ρ	(geometrischer) Verstärkungsgrad, $\Sigma A_L / A_H$
ρ_{eff}	effektiver Verstärkungsgrad nach Gleichung (9.21)
ρ_H	Dichte von Holz
ρ_{stat}	statischer Verstärkungsgrad nach Gleichung (8.1)
σ	Normalspannung
$\sigma_{H,t}$	Normalspannung im Holz auf der Biegezugseite
τ	(Verbund-) Schubspannung
φ	Drehwinkel

Anhang A: Untersuchungen an Ausgangsstoffen

A.1 Holzwerkstoffe

A.1.1 Mechanische Eigenschaften unter Druckbeanspruchung

Druckfestigkeit und E-Modul der verwendeten Holzarten wurden im einaxialen Druckversuch nach [DIN EN 408] entsprechend der linken Darstellung in Abbildung A-1 ermittelt. Da sich bei dem nach [DIN EN 408] durchgeführten Druckversuch die plastische Druckzone im Holz außerhalb der zentralen Messapparatur ausbilden konnte, war in mehreren Versuchen eine Abbildung des Druckverhaltens über den elastischen Bereich hinaus nicht möglich.

Aus diesem Grund wurde im Rahmen einer vertiefenden Studienarbeit zusätzlich das plastische Verformungsverhalten unter Verwendung einer in Anlehnung an [DIN EN 408] konzipierten Versuchsanordnung untersucht (vgl. Abbildung A-1, rechts). An mehr als 180 Probekörpern aus Fichten- bzw. Kiefernholz mit einer Soll-Holzfeuchte zwischen ca. 9% und 15% wurde das Spannungs-Dehnungs-Verhalten im Druckversuch aufgezeichnet. Bei über 150 Proben wurde das Verhalten im plastischen Bereich erfasst. Für die Ermittlung des bilinearen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens wurde neben dem faserparallelen E-Modul $E_{c,0,1}$ auch die Steigung des abfallenden Astes im Spannungs-Dehnungs-Diagramm $E_{c,0,2}$ bestimmt. Aus dem Quotienten beider Größen kann der Verhältniswert m ermittelt werden, welcher unter anderem bei der Nachrechnung des Tragverhaltens verstärkter Brettschicht-holzträger herangezogen wurde. Des Weiteren wurde an Proben aus Fichtenholz der dynamische E-Modul E_{dyn} durch Ultraschall aus mindestens drei Einzelmessungen bestimmt. Die Ergebnisse sind in Tabelle A-1 bis Tabelle A-5 zusammengefasst.

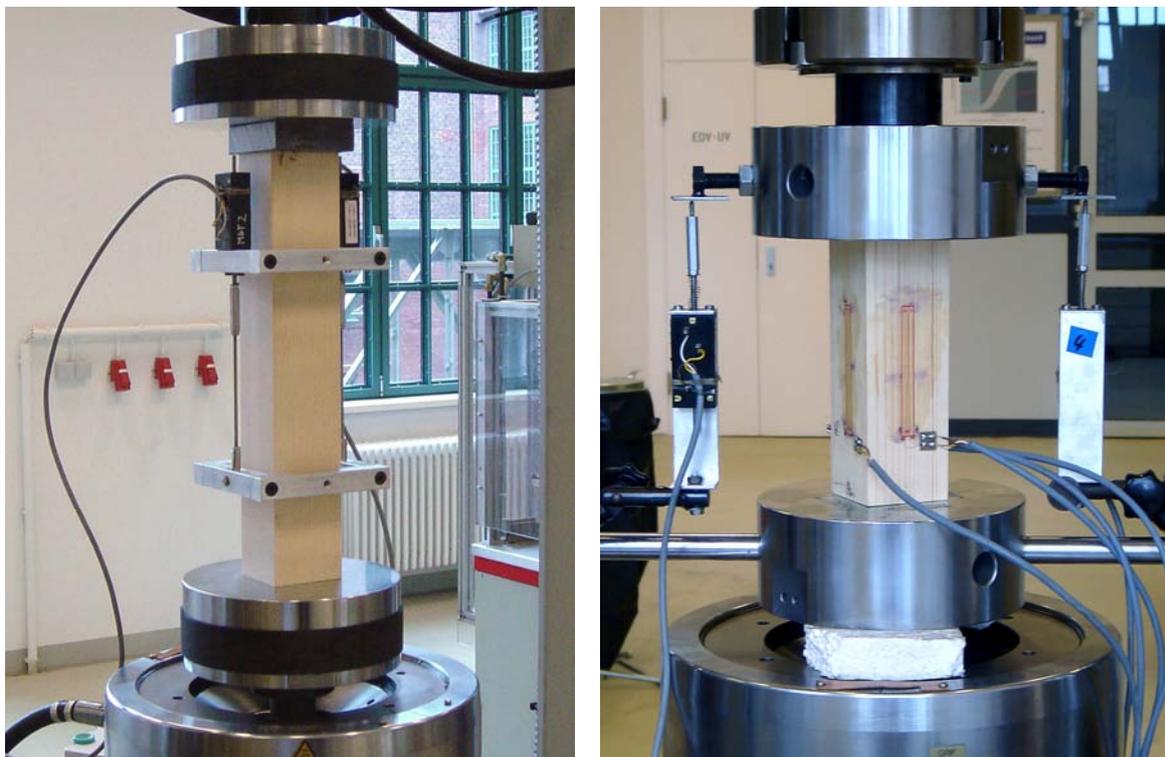


Abbildung A-1: Druckversuch an Holz nach [DIN EN 408] (links); Druckversuch zur Bestimmung des plastischen Druckverhaltens von Holz (rechts)

Tabelle A-1: Ergebnisse der Druckprüfungen an Fichtenholz (Holzfeuchte $u_{\text{Soll}} \approx 9\%$)

Probe	u [%]	ρ_H [g/cm ³]	f_c [N/mm ²]	$E_{c,0,1}$ [N/mm ²]	$E_{c,0,2}$ [N/mm ²]	$m = -E_2/E_1$	E_{dyn} [N/mm ²]	E_{dyn}/E_1
1	11,1	0,392	33,9	10.761	-532	0,049	11.301	1,050
2	10,9	0,373	38,7	11.886	-165	0,014	12.753	1,073
3	11,1	0,366	37,6	11.669	-512	0,044	12.788	1,096
4	10,9	0,390	42,0	14.139	-384	0,027	14.953	1,058
5	11,1	0,413	38,8	12.877	-471	0,037	18.013	1,399
6	11,0	0,367	37,8	11.561	-511	0,044	12.741	1,102
7	11,0	0,372	37,9	10.260	-205	0,020	14.232	1,387
8	11,1	0,387	30,9	9.177	-188	0,020	13.109	1,429
9	11,0	0,426	31,3	9.175	-183	0,020	12.833	1,399
10	10,9	0,367	37,0	11.219	-465	0,041	13.044	1,163
11	11,4	0,371	35,6	10.081	-461	0,046	12.195	1,210
12	11,1	0,396	38,4	11.251	-614	0,055	14.458	1,285
13	10,9	0,390	41,1	12.787	-324	0,025	12.898	1,009
14	11,0	0,373	34,6	10.126	-377	0,037	11.811	1,166
15	11,2	0,370	36,7	10.839	-712	0,066	12.798	1,181
16	10,9	0,364	36,3	11.603	-513	0,044	12.200	1,051
17	10,8	0,382	37,9	11.052	-428	0,039	13.230	1,197
18	11,0	0,380	38,9	11.781	-501	0,043	12.092	1,026
19	11,0	0,378	37,0	10.681	-514	0,048	12.758	1,194
20	11,2	0,415	29,1	8.171	-308	0,038	13.394	1,639
21	n.b.	0,400	38,3	11.430	-238	0,021	14.136	1,237
22	10,8	0,388	40,2	12.588	-551	0,044	13.482	1,071
23	11,0	0,394	34,0	10.211	-289	0,028	12.777	1,251
24	11,1	0,415	38,0	11.771	-576	0,049	14.223	1,208
25	11,2	0,371	34,0	8.814	-511	0,058	11.597	1,316
26	11,0	0,364	35,1	11.029	-343	0,031	12.532	1,136
27	11,1	0,381	37,8	11.436	-528	0,046	12.689	1,110
28	10,8	0,396	39,1	11.600	-489	0,042	11.797	1,017
29	11,0	0,396	31,2	9.692	-509	0,053	12.880	1,329
30	n.b.	0,373	30,5	8.762	-378	0,043	13.204	1,507
31	11,2	0,409	30,5	8.520	-383	0,045	14.026	1,646
32	11,2	0,375	35,1	10.310	-521	0,051	11.952	1,159
33	11,2	0,374	34,1	9.944	-387	0,039	12.578	1,265
34	10,8	0,424	28,7	8.726	-516	0,059	12.712	1,457
35	11,0	0,379	36,8	10.559	-456	0,043	13.850	1,312
36	11,1	0,391	41,8	13.469	-205	0,015	13.598	1,010
37	11,0	0,367	35,0	11.341	-432	0,038	12.447	1,098
38	10,9	0,411	37,6	12.781	-706	0,055	13.759	1,077
Mittelwert:	11,0	0,386	36,0	10.897	-431	0,040	13.101	1,219
VarK:	16%	4,6%	9,5%	13,0%	32,1%	31,8%	8,9%	13,9%

Tabelle A-2: Ergebnisse der Druckprüfungen an Fichtenholz (Holzfeuchte $u_{\text{Soll}} \approx 12\%$)

Probe	u [%]	ρ_H [g/cm ³]	f_c [N/mm ²]	$E_{c,0,1}$ [N/mm ²]	$E_{c,0,2}$ [N/mm ²]	$m = -E_2/E_1$	E_{dyn} [N/mm ²]	E_{dyn}/E_1
1	11,9	0,395	38,6	12.034	-350	0,029	13.556	1,127
2	12,6	0,417	38,3	12.776	-264	0,021	15.527	1,215
3	12,8	0,473	36,8	8.651	-328	0,038	10.716	1,239
4	12,2	0,383	34,0	10.203	-340	0,033	12.890	1,263
5	12,2	0,392	38,4	12.994	-619	0,048	13.303	1,024
6	12,7	0,444	37,0	11.307	-472	0,042	14.080	1,245
7	12,5	0,459	35,8	10.686	-209	0,020	13.599	1,273
8	12,8	0,488	30,7	7.878	-272	0,035	12.029	1,527
9	12,8	0,403	33,0	10.444	-489	0,047	12.060	1,155
10	12,2	0,394	36,6	11.437	-192	0,017	15.023	1,314
11	12,2	0,397	35,5	11.632	-161	0,014	13.120	1,128
12	12,1	0,373	33,1	10.151	-139	0,014	11.144	1,098
13	12,4	0,400	32,4	9.176	-451	0,049	12.094	1,318
14	12,6	0,434	31,0	10.271	-577	0,056	14.523	1,414
15	12,5	0,441	32,1	8.694	-280	0,032	11.761	1,353
16	12,1	0,455	31,8	10.210	-450	0,044	15.060	1,475
17	12,0	0,426	29,7	9.393	-447	0,048	11.737	1,250
18	12,4	0,396	35,7	11.297	-666	0,059	13.437	1,189
19	12,5	0,375	33,8	10.083	-352	0,035	11.712	1,162
20	12,1	0,413	39,8	12.850	-573	0,045	14.155	1,102
21	12,5	0,418	37,1	11.862	-693	0,058	13.642	1,150
22	13,2	0,431	35,7	9.821	-528	0,054	11.149	1,135
23	12,3	0,396	33,5	10.799	-211	0,020	14.201	1,315
24	12,1	0,391	33,0	9.462	-144	0,015	11.024	1,165
25	12,0	0,387	34,1	10.514	-261	0,025	11.748	1,117
26	12,1	0,390	31,9	9.872	-270	0,027	13.108	1,328
27	12,2	0,392	37,2	12.865	-197	0,015	13.933	1,083
28	12,5	0,449	36,5	9.901	-396	0,040	13.050	1,318
29	12,7	0,478	36,7	9.130	-283	0,031	10.911	1,195
30	12,5	0,371	33,8	9.875	-246	0,025	13.170	1,334
31	12,3	0,439	37,5	12.373	-634	0,051	14.272	1,153
32	12,0	0,413	37,9	12.227	-509	0,042	12.605	1,031
33	12,0	0,387	35,2	11.409	-362	0,032	11.689	1,025
34	12,2	0,404	37,5	11.990	-627	0,052	14.302	1,193
35	12,2	0,402	33,6	11.040	-412	0,037	12.244	1,109
36	12,5	0,412	34,6	9.840	-166	0,017	14.642	1,488
37	13,0	0,471	36,2	9.313	-545	0,059	13.325	1,431
38	12,7	0,444	35,1	10.137	-424	0,042	13.383	1,320
Mittelwert:	12,4	0,417	35,0	10.647	-383	0,036	12.998	1,222
VarK:	2,5%	7,6%	7,0%	12,2%	42,4%	39,3%	9,9%	10,7%

Tabelle A-3: Ergebnisse der Druckprüfungen an Fichtenholz (Holzfeuchte $u_{\text{Soll}} \approx 15\%$)

Probe	u [%]	ρ_H [g/cm ³]	f_c [N/mm ²]	$E_{c,0,1}$ [N/mm ²]	$E_{c,0,2}$ [N/mm ²]	$m = -E_2/E_1$	E_{dyn} [N/mm ²]	E_{dyn}/E_1
1	16,8	0,422	26,0	7.286	-369	0,051	12.207	1,675
2	16,6	0,405	31,2	11.835	-300	0,025	12.831	1,084
3	16,6	0,396	29,2	8.894	-84	0,009	14.477	1,628
4	16,7	0,380	28,2	6.670	-156	0,023	12.082	1,811
5	16,4	0,395	26,5	8.321	-240	0,029	12.679	1,524
6	16,4	0,385	27,6	7.971	-355	0,045	10.939	1,372
7	17,9	0,386	29,1	9.767	-185	0,019	13.804	1,413
8	16,9	0,414	26,8	7.140	-84	0,012	11.429	1,601
9	16,8	0,431	25,4	8.662	-248	0,029	13.073	1,509
10	16,4	0,431	26,9	8.661	-311	0,036	14.746	1,703
11	16,5	0,455	26,7	6.479	-336	0,052	13.125	2,026
12	18,3	0,398	26,1	7.949	-358	0,045	13.165	1,656
13	16,7	0,436	24,0	7.471	-234	0,031	10.594	1,418
14	16,5	0,398	31,5	10.844	-170	0,016	13.088	1,207
15	17,8	0,401	31,2	10.891	-150	0,014	14.150	1,299
16	17,3	0,395	28,5	6.585	-296	0,045	13.031	1,979
17	16,6	0,377	28,0	8.592	-155	0,018	12.478	1,452
18	17,2	0,463	29,1	6.628	-233	0,035	10.501	1,584
19	17,1	0,398	31,2	11.978	-133	0,011	12.621	1,054
20	16,6	0,390	28,6	10.553	-116	0,011	13.399	1,270
21	16,8	0,410	32,6	11.802	-436	0,037	14.975	1,269
22	17,3	0,401	29,9	10.226	-147	0,014	14.130	1,382
23	16,5	0,445	26,4	7.609	-459	0,060	13.467	1,770
24	16,1	0,394	29,8	9.123	-290	0,032	12.733	1,396
25	16,7	0,395	27,1	5.833	-221	0,038	10.941	1,876
26	16,6	0,400	30,5	10.959	-224	0,020	10.934	0,998
27	16,9	0,393	27,6	9.049	-522	0,058	12.171	1,345
28	16,5	0,432	26,4	7.412	-296	0,040	12.600	1,700
29	16,7	0,402	28,3	8.937	-472	0,053	11.211	1,254
30	16,7	0,415	28,9	9.682	-288	0,030	12.104	1,250
31	16,7	0,420	28,3	8.718	-223	0,026	10.924	1,253
32	16,9	0,411	27,1	8.009	-534	0,067	12.775	1,595
33	16,5	0,445	20,5	5.912	-196	0,033	10.649	1,801
34	16,2	0,406	32,3	11.059	-168	0,015	11.950	1,081
35	16,3	0,402	32,1	11.394	-118	0,010	11.346	0,996
36	16,4	0,391	28,1	6.489	-225	0,035	11.322	1,745
37	16,3	0,390	27,9	9.277	-122	0,013	12.564	1,354
38	16,4	0,427	26,6	9.146	-451	0,049	10.729	1,173
Mittelwert:	16,8	0,409	28,2	8.784	-261	0,031	12.420	1,461
VarK:	2,8%	5,2%	8,6%	20,1%	47,2%	50,7%	9,9%	18,7%

Tabelle A-4: Ergebnisse der Druckprüfungen an Kiefernholz (Holzfeuchte $u_{\text{Soll}} \approx 12\%$)

Probe	u [%]	ρ_H [g/cm ³]	f_c [N/mm ²]	$E_{c,0,1}$ [N/mm ²]	ε_c [‰]	$E_{c,0,2}$ [N/mm ²]	$m = -E_2/E_1$
1	11,6	0,532	51,1	11.796	4,5	-2.103	0,184
2	11,8	0,579	47,2	11.672	4,1	-1.679	0,144
3	12,4	0,596	44,0	11.288	3,9	-1.194	0,107
4	11,8	0,587	43,8	12.333	3,4	-30	0,003
5	11,9	0,598	52,1	12.157	4,3	-1.590	0,132
6	11,9	0,604	46,8	11.086	4,3	-1.509	0,137
7	11,8	0,523	43,6	11.255	3,9	-3.268	0,289
8	11,7	0,603	52,8	14.994	3,3	107	-0,007
9	12,1	0,606	51,6	11.296	4,6	-1.244	0,111
10	12,2	0,624	54,3	13.491	4,0	-2.118	0,157
11	11,6	0,483	42,7	8.575	5,0	-1.577	0,186
12	11,9	0,503	38,0	8.962	4,2	-803	0,090
13	12,1	0,568	39,9	8.340	4,9	-527	0,064
14	12,2	0,587	46,3	10.610	4,4	-1.062	0,101
15	12,1	0,576	38,2	9.149	4,2	-963	0,106
16	12,4	0,505	25,5	6.090	4,1	-21	0,030
17	12,0	0,543	34,8	8.548	4,1	-1.680	0,197
18	11,7	0,610	52,9	13.282	4,0	-1.440	0,108
19	11,2	0,589	44,2	11.282	3,9	-1.764	0,157
20	12,1	0,592	57,7	13.472	4,3	-2.691	0,200
21	11,2	0,569	56,5	12.616	4,5	-3.448	0,274
22	12,3	0,528	35,7	7.549	4,7	-698	0,093
23	12,2	0,562	43,4	9.432	4,7	-927	0,100
24	11,7	0,571	55,9	12.897	4,3	-3.215	0,249
25	11,7	0,596	53,9	13.248	4,1	-1.832	0,139
26	11,0	0,555	51,7	11.626	4,4	-2.702	0,232
27	11,8	0,495	42,7	9.431	4,6	-972	0,105
28	12,7	0,577	45,5	8.911	5,1	-965	0,108
29	11,2	0,605	48,0	12.171	4,0	-2.267	0,189
30	11,4	0,634	52,6	13.879	3,8	-3.321	0,240
31	12,0	0,569	27,8	7.084	4,0	-487	0,070
32	12,1	0,560	47,0	10.350	4,6	-1.056	0,103
33	11,6	0,621	53,6	12.504	4,3	-2.901	0,233
34	11,2	0,583	47,9	12.522	3,8	-1.520	0,121
35	10,8	0,560	54,0	11.827	4,6	-4.918	0,417
36	12,5	0,609	50,6	13.326	3,8	-2.392	0,181
37	11,6	0,606	55,8	14.315	3,9	-2.335	0,164
Mittelwert:	11,8	0,573	46,8	11.172	4,2	-1.706	0,149
VarK:	3,7%	6,6%	16,6%	19,3%	9,5%	64,1%	55,7%

Tabelle A-5: Ergebnisse der Druckprüfungen an Kiefernholz (Holzfeuchte $u_{\text{soil}} \approx 12\%$)
Versuchsaufbau nach [DIN EN 408]

Probe	u [%]	ρ_H [g/cm ³]	f_c [N/mm ²]	$E_{c,0,1}$ [N/mm ²]	ϵ_c [‰]	$E_{c,0,2}$ [N/mm ²]	$m = -E_2/E_1$
1	10,9	0,465	32,6	10.393	n. b.	n. b.	n. b.
2	11,6	0,547	36,5	11.520			
3	11,3	0,551	36,5	13.095			
4	11,3	0,542	50,7	14.779			
5	11,3	0,480	44,1	10.490			
6	11,4	0,528	39,0	10.169			
7	11,6	0,589	54,6	18.250			
8	11,5	0,501	31,5	9.793			
9	11,5	0,565	49,0	16.311			
10	11,5	0,497	44,5	12.241			
11	10,9	0,533	33,9	9.008			
12	11,4	0,420	31,4	11.187			
13	11,6	0,429	37,0	11.098			
14	10,8	0,624	45,3	11.383			
15	9,8	0,633	44,9	11.909			
16	10,8	0,528	36,8	12.551			
17	11,2	0,569	42,8	13.025			
18	11,7	0,487	38,4	9.260			
19	11,3	0,461	37,8	8.057			
20	11,0	0,561	40,2	10.149			
21	11,6	0,655	58,9	19.224			
22	11,2	0,540	41,3	12.027			
23	10,9	0,518	39,6	10.732			
24	12,0	0,650	55,2	16.552			
25	11,4	0,480	38,3	9.770			
26	11,9	0,524	43,6	11.176			
27	11,3	0,502	38,6	10.366			
28	11,8	0,469	38,3	9.262			
29	11,2	0,489	38,3	11.081			
30	11,1	0,472	43,5	12.399			
Mittelwert:	11,3	0,527	41,4	11.909	-	-	-
VarK:	3,7%	11,5%	16,5%	22,6%	-	-	-

A.1.2 Mechanische Eigenschaften unter Biegebeanspruchung

Tabelle A-6 zeigt die Ergebnisse der an Kiefernholz ermittelten Biegezugfestigkeiten im Dreipunktbiegezugversuch gemäß [DIN EN 408]. Die Versuche an im Normklima 20/65 gelagerten Proben wurden positionsgesteuert mit einer Geschwindigkeit von 3 mm/min sowie einer Stützweite von $L = 400$ mm durchgeführt.

Tabelle A-6: Ergebnisse der Biegezugfestigkeitsprüfung nach [DIN EN 408]

Probe	W_{yy} [mm ³]	Biegezugfestigkeit [N/mm ²]	Probe	W_{yy} [mm ³]	Biegezugfestigkeit [N/mm ²]
bzv_1	16.418	40,83	bzv_8	16.258	59,00
bzv_2	16.295	48,20	bzv_9	15.719	59,14
bzv_3	15.664	65,58	bzv_10	16.206	57,76
bzv_4	16.286	53,41	bzv_11	15.797	61,25
bzv_5	16.239	66,98	bzv_12	15.847	55,03
bzv_6	16.258	67,92	bzv_13	16.390	66,03
bzv_7	16.132	63,39	bzv_14	16.072	58,86
<i>Mittelwert (bzv_ 1-14):</i>					58,81
<i>s_x / VarK (bzv_ 1-14):</i>					7,62 / 13,0%

A.1.3 Schubspannungs-Verformungsverhalten

In Anlehnung an [DIN EN 408] wurde im Scherversuch die Schubspannungs-Gleitungs-Beziehung für im Normklima 20/65 gelagertes Fichtenholz ermittelt. Die Probekörper wurden mit einer Geschwindigkeit von 0,5 mm/min bis zum Bruch belastet. Die Relativverschiebung wurde auf beiden Seiten der Probe mittels induktiver Wegaufnehmer aufgezeichnet (siehe Abbildung A-2, links).

Bei allen Proben wurde sprödes Materialverhalten beobachtet. Der Bruch erfolgte schlagartig ohne Vorankündigung. Durch die Beanspruchung in Längsrichtung der Fasern traten stets faserparallele Schubrisse auf. Ein typisches Versagensbild ist in der rechten Darstellung in Abbildung A-2 wiedergegeben. Die Ergebnisse sind in guter Übereinstimmung mit den von Luggin ermittelten Kennwerten für Fichtenholz der Sortierqualität MS10 [Lug05].

Tabelle A-7: Ergebnisse des Scherversuchs an Fichtenholz nach [DIN EN 408]

Probe	b [mm]	h [mm]	L [mm]	Scherfestigkeit [N/mm ²]	Schubmodul ¹⁾ [N/mm ²]
sv_1	36,3	55,6	300	5,94	959
sv_2	35,7	55,5	300	6,12	974
sv_3	35,8	55,0	300	7,10	916
Mittelwert:				6,39	950
s _x / VarK:				0,62 / 9,7%	30 / 3,2%

¹⁾ Auswertung im Bereich $1 \text{ N/mm}^2 \leq \tau \leq 2 \text{ N/mm}^2$

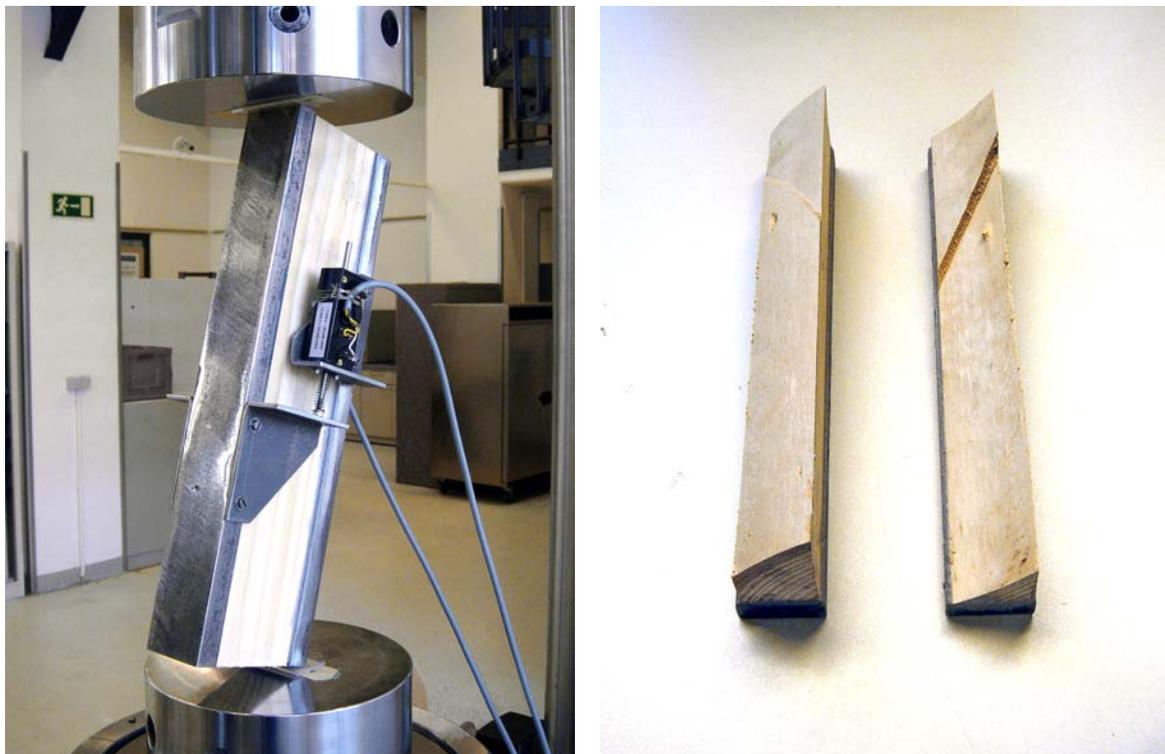


Abbildung A-2: Scherversuch (links) und Probe nach dem Schubversagen (rechts)

A.2 CFK-Lamellen

A.2.1 Mechanische Eigenschaften unter Zugbeanspruchung

Die Ermittlung der Zugfestigkeit sowie des E-Moduls der CFK-Lamelle Sika CarboDur S2.025/80 erfolgte nach den Vorgaben der [DIN EN ISO 527-5] bzw. [DIN EN 2561]. Zur Bestimmung des E-Moduls sowie der Querdehnzahl wurden Dehnungsmessstreifen mit einer Gitterlänge von 10 mm verwendet. Die Ergebnisse sind in Tabelle A-8 angegeben.

Tabelle A-8: Ergebnisse der Zugprüfungen an CFK-Lamellen Sika CarboDur S2.025/80 nach [DIN EN ISO 527-5] bzw. [DIN EN 2561]

Probe	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Werte nach [DIN ISO 527-5]		Werte nach [DIN EN 2561]	
		E-Modul [N/mm ²]	Querdehnzahl [-]	E-Modul [N/mm ²]	Querdehnzahl [-]
1	1.713	163.487	0,308	169.648	0,305
2	1.852	161.000	0,310	168.143	0,307
3	1.903	161.253	0,322	168.715	0,315
4	1.848	160.377	0,310	167.008	0,299
5	1.717	170.472	0,313	176.020	0,306
6	2.011	169.738	0,314	176.814	0,302
7	1.989	170.125	0,326	176.849	0,315
Mittelwert:	1.862	165.207	0,315	171.885	0,307
s_x / VarK:	118 / 6,3%	4.691 / 2,8%	0,007 / 2,2%	4.451 / 2,6%	0,006 / 2,0%

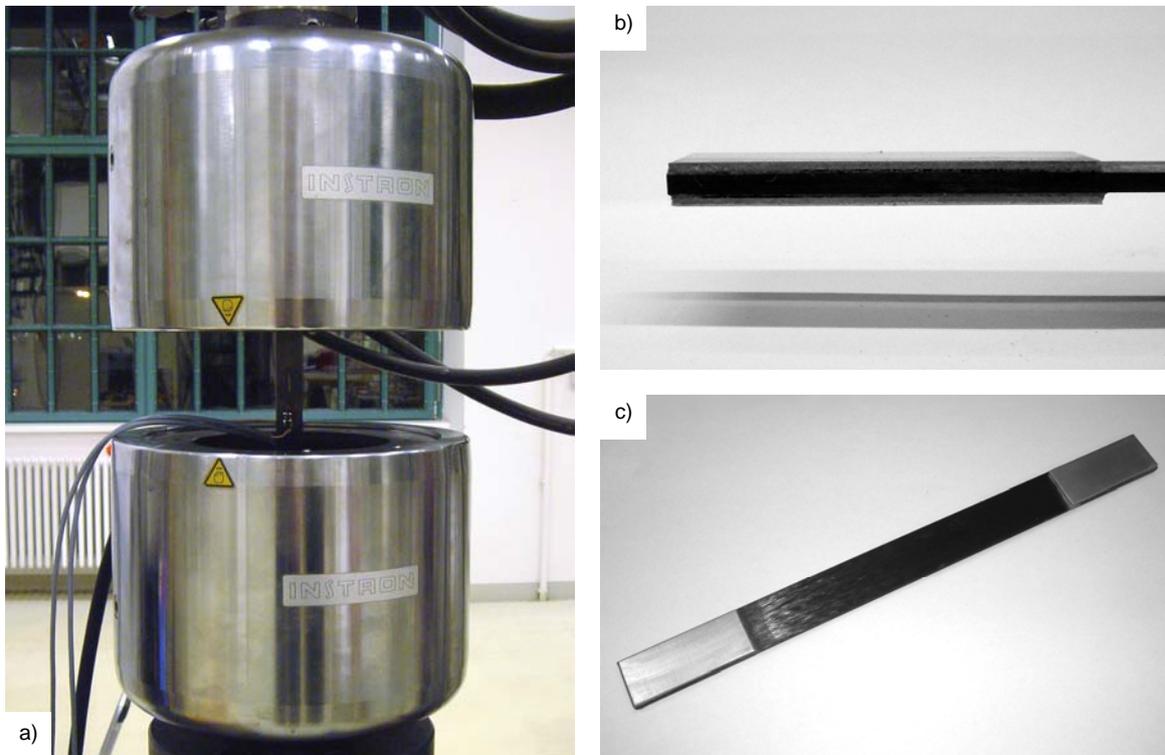


Abbildung A-3: a) Zugversuch an CFK-Lamelle Sika CarboDur S2.025/80 mit DMS; b,c) Zugproben mit aufgeklebten Kräfteinleitungselementen aus Aluminium

A.3 Klebstoffe

A.3.1 Mechanische Eigenschaften unter Zugbeanspruchung

Die Bestimmung der Zugeigenschaften der Klebstoffe Sikadur 30 sowie Sikadur 330 erfolgte an Schulterstäben (Typ 1A) entsprechend den Vorgaben der [DIN EN ISO 527-2] sowie an Prismen im Dreipunktbiegeversuch nach [DIN EN 196-1]. Aus der im Dreipunktbiegeversuch ermittelten Biegespannung wurde die äquivalente Zugspannung nach [Leo84] berechnet. Die Ergebnisse dieser Prüfungen sind in Tabelle A-9 und Tabelle A-11 wiedergegeben. Zusätzlich wurde an einigen Schulterstäben mittels DMS der Elastizitätsmodul sowie die Querdehnzahl bestimmt (siehe Tabelle A-10 bzw. Tabelle A-12).

Tabelle A-9: Ergebnisse der Zugprüfungen am Epoxidharzklebstoff Sikadur 30

Probe	Prüfkörperform	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Probe	Prüfkörperform	Zugfestigkeit [N/mm ²]
1	Schulterstab	31,8	14	Schulterstab	29,7
2		29,0	15		23,1
3		23,2	16		25,7
4		29,2	17	Prisma 4x4x16 cm	23,2
5		26,5	18		26,3
6		26,1	19		30,8
7		24,6	20		32,8
8		28,2	21		26,7
9		23,4	22		29,5
10		24,7	23		32,2
11		23,4	24		23,5
12		24,6	25		32,8
13		26,6	-		-
<i>Mittelwert:</i>					27,1
<i>s_x / VarK:</i>					3,3 / 12,1%

Tabelle A-10: Ergebnisse der E-Modulprüfungen am Epoxidharzklebstoff Sikadur 30

Probe	Prüfkörperform	E-Modul ¹⁾ [N/mm ²]	E-Modul ²⁾ [N/mm ²]	Querdehnzahl [-]
1	Schulterstab	9.030	10.362	0,241
2		9.061	11.319	0,254
3		8.931	10.437	0,249
4		9.609	11.428	0,231
<i>Mittelwert:</i>		9.158	10.887	0,244
<i>s_x / VarK:</i>		306 / 3,3%	565 / 5,2%	0,010 / 4,1%

¹⁾ Ermittlung des E-Moduls im Bereich $0,0005 \leq \epsilon \leq 0,0025$

²⁾ Ermittlung im linearen Dehnungsbereich mit $\epsilon \geq 0,0005$

Tabelle A-11: Ergebnisse der Zugprüfungen am Epoxidharzklebstoff Sikadur 330

Probe	Prüfkörperform	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Probe	Prüfkörperform	Zugfestigkeit [N/mm ²]
1	Schulterstab	30,9	10	Schulterstab	26,0
2		32,4	11		34,1
3		31,2	12		35,6
4		33,9	13	Prisma 4x4x16 cm	33,9
5		35,2	14		32,4
6		33,1	15		32,2
7		30,5	16		29,1
8		34,6	17		30,7
9		27,3	18		28,4
<i>Mittelwert:</i>					31,8
<i>s_x / VarK:</i>					2,7 / 8,6%

Tabelle A-12: Ergebnisse der E-Modulprüfungen am Epoxidharzklebstoff Sikadur 330

Probe	Prüfkörperform	E-Modul ¹⁾ [N/mm ²]	E-Modul ²⁾ [N/mm ²]	Querdehnzahl [-]
1	Schulterstab	4.116	4.398	0,386
2		4.523	4.808	0,216
3		4.446	4.719	0,276
4		4.414	4.263	0,259
5		4.586	4.693	0,338
<i>Mittelwert:</i>		4.417	4.576	0,295
<i>s_x / VarK:</i>		181 / 4,1%	233 / 5,1%	0,067 / 22,8%

¹⁾ Ermittlung des E-Moduls im Bereich $0,0005 \leq \varepsilon \leq 0,0025$

²⁾ Ermittlung im linearen Dehnungsbereich mit $\varepsilon \geq 0,0005$

A.3.2 Mechanische Eigenschaften unter Druckbeanspruchung

Die Prüfung der Druckfestigkeit wurde in Anlehnung an [DIN EN 196-1] durchgeführt. Als Probekörper dienten die halben Prismenkörper des Dreipunktbiegeversuchs (Abschnitt A.3.1). Zusätzlich wurde die Druckfestigkeit nach [DIN EN ISO 604] an Zylindern mit einem Durchmesser von $d = 22$ mm sowie einer Länge von rund 50 mm im Druckversuch ermittelt. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in Tabelle A-13 bzw. Tabelle A-14 dargestellt.

Tabelle A-13: Ergebnisse der Druckprüfungen am Epoxidharzklebstoff Sikadur 30

Probe	Prüfkörperform	Druckfestigkeit [N/mm ²]	Probe	Prüfkörperform	Druckfestigkeit [N/mm ²]
1.1	Prisma 4x4x8 cm	73,3	6.2	Prisma 4x4x8 cm	87,9
1.2		73,8	7.1		82,1
2.1		79,4	7.2		99,7
2.2		82,7	8.1		84,5
3.1		89,5	8.2		82,3
3.2		87,4	9.1		91,5
4.1		93,9	9.2	92,9	
4.2		99,6	1	Zylinder Ø22 mm	88,7
5.1		79,9	2		86,0
5.2		82,1	3		91,1
6.1		83,6	4		86,0
<i>Mittelwert:</i>					86,3
<i>s_x / VarK:</i>					7,0 / 8,1%

Tabelle A-14: Ergebnisse der Druckprüfungen am Epoxidharzklebstoff Sikadur 330

Probe	Prüfkörperform	Druckfestigkeit [N/mm ²]	Probe	Prüfkörperform	Druckfestigkeit [N/mm ²]		
1.1	Prisma 4x4x8 cm	94,5	6.1	Prisma 4x4x8 cm	93,5		
1.2		84,4	6.2		86,9		
2.1		83,1	1	Zylinder Ø22 mm	87,6		
2.2		92,0	2		89,2		
3.1		97,3	3		87,7		
3.2		91,6	4		88,4		
4.1		90,6	5		90,5		
4.2		100,4	6		89,1		
5.1		92,8	7		90,9		
5.2		90,5	8		86,7		
<i>Mittelwert:</i>					90,4		
<i>s_x / VarK:</i>					4,1 / 4,6%		

Anhang B: Ergebnisse der Auszugversuche

B.1 Versuchsdaten der Auszugversuche

In den nachfolgenden Tabellen ist eine Zusammenstellung der maßgebenden Prüfparameter und Versuchsergebnisse für die insgesamt 122 durchgeführten Verbundversuche an CFK/Holz-Verbundproben wiedergegeben. Die Bezeichnung der Probekörper erfolgt nach den in Abschnitt 6.6 beschriebenen Konventionen. In Abhängigkeit der untersuchten Parameter lassen sich die Versuche gemäß Tabelle B-1 zusammenfassen.

Tabelle B-1: Übersicht der Verbundprüfungen

Nummer	Anzahl	Beschreibung
1 bis 10	10	Vorversuche zur Erprobung der Prüf- bzw. Messeinrichtungen sowie des Einschlitzzvorgangs mit einem Nutfräser (d = 6,3 mm)
11 bis 15	5	Vorversuche zur Erprobung der Prüf- bzw. Messeinrichtungen sowie des Einschlitzzvorgangs mit einem Nutfräser (d = 4,5 mm)
16 bis 21	6	Vorversuche an oberflächlich verklebten CFK-Lamellen (Sika CarboDur S512)
22 bis 66	45	Ermittlung der Verbundbruchkraft in Abhängigkeit der Verbundlänge im Bereich $50 \text{ mm} \leq l_v \leq 1000 \text{ mm}$, Messung der Lamellendehnung an diskreten Stellen mittels DMS (ausgewählte Proben mit $l_v = 150 \text{ mm}$ bzw. $l_v = 300 \text{ mm}$)
67 bis 76	10	Einfluss der Schlitzbreite, Einschlitzzung mit Nutfräser (d = 9,0 mm), Messung der Lamellendehnung an diskreten Stellen mittels DMS
77 bis 82	6	Einfluss des Abstands zum Bauteilrand, Randleistenstärken $b_r = 10 / 20 / 40 \text{ mm}$
83 bis 86	4	Anschlussversuche (zum Vergleich der Verbundbruchkraft zwischen Fichte und Kiefer) mit Sikadur 30
87 bis 96	10	Verbundverhalten bei Temperaturbeanspruchung ($T = 70^\circ\text{C}$)
97 bis 101	5	Verbundverhalten bei hoher Umgebungsfeuchte (r.F. $\approx 95\%$)
102 bis 106	5	Anschlussversuche (zum Vergleich der Verbundbruchkraft für die Klebstoffe Sikadur 30 und Sikadur 330) an Fichtenholz
107 bis 122	16	Ergänzende Versuche für die Modellbildung (z. B. Einfluss der Lamellenstärke bzw. -breite, Einfluss der Randleiste auf den Schubspannungsverlauf, etc.)

Das Klebstoffalter gibt den Zeitraum zwischen dem Einkleben der Lamelle und der Prüfung (in Tagen) an. Bei den Proben 83 bis 97 schließt dieses die Dauer der hygrothermischen Beanspruchung ein. Für die Bezeichnung der Versagensmechanismen (vgl. auch Abschnitt 6.5) werden die Abkürzungen nach Tabelle B-2 bzw. deren Kombinationen verwendet.

Tabelle B-2: Kurzbezeichnung für im Auszugversuch beobachtete Versagensmechanismen

Kurzbezeichnung	[DIN EN ISO 10365]	Beschreibung
V-L/K	AF	Verbundversagen zwischen CFK-Lamelle und Kleber
V-K/H	AF	Verbundversagen zwischen Kleber und Holz
S	SF	Schubversagen im Holz
L	SF	Versagen der CFK-Lamelle (längs zur Faserrichtung)
K	CF	Kohäsives Versagen des Klebstoffs

Nr.	Prüfkörper	l_v [mm]	b_s [mm]	t_L [mm]	a_r [mm]	Holzart / Kleber	Kleber [d]	Versagensmechanismus	F_{max} [kN]	$E_{0,statisch}$ [N/mm ²]	DMS	Sonstige Prüfparameter
1	wb_70_6_3_1	70	6,3	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	7	S	20,73	-	0	Vorversuch, Einschlitzzung mit Oberfräse
2	wb_70_6_3_2	70	6,3	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	7	V-L/K	26,60	-	0	Vorversuch, Einschlitzzung mit Oberfräse
3	wb_70_6_3_3	70	6,3	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	7	V-L/K	21,63	-	0	Vorversuch, Einschlitzzung mit Oberfräse
4	wb_70_6_3_4	70	6,3	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	7	V-L/K	20,30	-	0	Vorversuch, Einschlitzzung mit Oberfräse
5	wb_70_6_3_5	70	6,3	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	7	V-L/K	24,81	-	0	Vorversuch, Einschlitzzung mit Oberfräse
6	wb_70_6_3_6	70	6,6	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	7	V-L/K	24,35	-	0	Vorversuch, Einschlitzzung mit Oberfräse
7	wb_70_6_3_7	70	6,3	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	7	S	21,38	-	0	Vorversuch, Einschlitzzung mit Oberfräse
8	wb_70_6_3_8	70	6,2	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	7	n. b.	22,63	-	0	Vorversuch, Einschlitzzung mit Oberfräse
9	wb_70_6_3_9	70	6,8	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	7	n. b.	22,04	-	0	Vorversuch, Einschlitzzung mit Oberfräse
10	wb_70_6_3_10	70	6,3	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	7	n. b.	21,02	-	0	Vorversuch, Einschlitzzung mit Oberfräse
11	wb_70_4_5_1	70	4,0	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	7	V-L/K	21,55	-	0	Vorversuch, Einschlitzzung mit Oberfräse
12	wb_70_4_5_2	70	4,0	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	7	V-L/K	23,18	-	0	Vorversuch, Einschlitzzung mit Oberfräse
13	wb_70_4_5_3	70	4,9	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	7	V-L/K	23,11	-	0	Vorversuch, Einschlitzzung mit Oberfräse
14	wb_70_4_5_4	70	4,6	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	7	n. b.	19,92	-	0	Vorversuch, Einschlitzzung mit Oberfräse
15	wb_70_4_5_5	70	5,5	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	7	V-L/K + V-K/H	20,91	-	0	Vorversuch, Einschlitzzung mit Oberfräse
16	wb_70_o_1	70	n.a.	1,2	n.a.	Fichte / Sikadur 30	7	S	11,80	-	0	oberflächige Verklebung, $b_v/t_L = 24,5/1,2$ mm
17	wb_70_o_2	70	n.a.	1,2	n.a.	Fichte / Sikadur 30	7	S	12,38	-	0	oberflächige Verklebung, $b_v/t_L = 24,1/1,2$ mm
18	wb_70_o_3	70	n.a.	1,2	n.a.	Fichte / Sikadur 30	7	S	12,80	-	0	oberflächige Verklebung, $b_v/t_L = 24,8/1,2$ mm
19	wb_70_o_4	70	n.a.	1,2	n.a.	Fichte / Sikadur 30	7	V-L/K	13,10	-	0	oberflächige Verklebung, $b_v/t_L = 24,1/1,2$ mm
20	wb_70_o_5	70	n.a.	1,2	n.a.	Fichte / Sikadur 30	7	V-L/K	12,28	-	0	oberflächige Verklebung, $b_v/t_L = 24,5/1,2$ mm
21	wb_70_o_6	70	n.a.	1,2	n.a.	Fichte / Sikadur 30	7	V-L/K	13,94	-	0	oberflächige Verklebung, $b_v/t_L = 24,1/1,2$ mm
22	wb_50_4_5_1	50	4,4	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	29	V-L/K	17,52	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
23	wb_50_4_5_2	50	4,2	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	29	V-L/K + V-K/H	19,94	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
24	wb_50_4_5_3	50	4,1	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	29	V-K/H	20,73	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
25	wb_50_4_5_4	50	4,4	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	29	V-L/K + V-K/H	20,73	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
26	wb_50_4_5_5	50	4,5	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	29	V-K/H + S	20,98	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
27	wb_75_4_5_1	75	3,9	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	29	V-K/H	26,83	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
28	wb_75_4_5_2	75	4,5	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	29	V-K/H	25,47	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
29	wb_100_4_5_1	100	4,4	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	33	V-K/H	26,61	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
30	wb_100_4_5_2	100	4,0	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	33	V-K/H	24,44	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge

Nr.	Prüfkörper	l_v [mm]	b_s [mm]	t_L [mm]	a_r [mm]	Holzart / Kleber	Kleber [d]	Versagensmechanismus	F_{max} [kN]	$E_{0\text{ statisch}}$ [N/mm ²]	DMS	Sonstige Prüfparameter
31	vb_100_4.5_3	100	4,7	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	33	V-K/H + S	27,90	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
32	vb_100_4.5_4	100	4,2	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	33	V-K/H + S	26,07	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
33	vb_100_4.5_5	100	4,0	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	33	V-L/K + V-K/H	25,47	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
34	vb_125_4.5_1	125	4,2	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	29	V-L/K	28,32	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
35	vb_125_4.5_2	125	4,2	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	29	V-L/K + V-K/H	26,32	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
36	vb_150_4.5_1	150	4,4	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	29	V-L/K + V-K/H	27,81	-	2	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
37	vb_150_4.5_2	150	4,4	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	29	V-K/H + S	28,25	-	2	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
38	vb_150_4.5_3	150	4,1	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	29	V-K/H + S	27,61	-	2	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
39	vb_150_4.5_4	150	4,3	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	29	V-K/H + S	26,45	-	2	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
40	vb_150_4.5_5	150	5,3	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	29	V-L/K + V-K/H	34,75	-	2	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
41	vb_150_4.5_6	150	5,0	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	9	V-L/K + V-K/H	35,07	9.463	6	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge, Modellierung
42	vb_150_4.5_7	150	4,9	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	9	V-L/K	31,08	7.321	6	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge, Modellierung
43	vb_150_4.5_8	150	4,8	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	9	V-L/K	32,53	8.547	6	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge, Modellierung
44	vb_150_4.5_9	150	5,1	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	9	V-L/K	30,07	8.828	6	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge, Modellierung
45	vb_150_4.5_10	150	4,9	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	9	V-L/K	30,16	9.562	6	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge, Modellierung
46	vb_200_4.5_1	200	4,1	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	29	V-K/H + S	36,32	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
47	vb_200_4.5_2	200	4,2	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	29	V-K/H	34,82	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
48	vb_200_4.5_3	200	4,5	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	29	V-L/K + V-K/H	39,72	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
49	vb_200_4.5_4	200	4,2	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	22	V-L/K + V-K/H	37,02	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
50	vb_200_4.5_5	200	4,1	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	22	V-L/K + V-K/H	30,88	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
51	vb_250_4.5_1	250	4,2	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	26	V-K/H	28,56	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
52	vb_250_4.5_2	250	4,2	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	26	V-K/H	33,70	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
53	vb_300_4.5_1	300	4,3	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	42	V-L/K + V-K/H	37,31	11.525	8	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge, Modellierung
54	vb_300_4.5_2	300	4,3	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	42	V-L/K + V-K/H	38,47	11.545	8	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge, Modellierung
55	vb_300_4.5_3	300	4,4	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	42	V-L/K + V-K/H	37,79	10.833	8	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge, Modellierung
56	vb_300_4.5_4	300	5,4	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	43	V-L/K	32,03	10.241	8	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge, Modellierung
57	vb_300_4.5_5	300	4,2	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	43	V-L/K + V-K/H	37,34	8.756	8	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge, Modellierung
58	vb_400_4.5_1	400	4,5	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	30	V-L/K	35,55	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
59	vb_400_4.5_2	400	4,4	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	30	V-L/K	33,92	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
60	vb_400_4.5_3	400	4,5	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	30	L	38,71	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge

Nr.	Prüfkörper	l_v [mm]	b_s [mm]	t_L [mm]	a_r [mm]	Holzart / Kleber	Kleber [d]	Versagensmechanismus	F_{max} [kN]	$E_{0\text{ statisch}}$ [N/mm ²]	DMS	Sonstige Prüfparameter
61	vb_400_4.5_4	400	4,5	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	30	V-L/K	39,01	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
62	vb_400_4.5_5	400	4,4	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	30	V-L/K	40,09	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
63	vb_700_4.5_1	700	4,4	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	8	V-L/K	39,00	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
64	vb_700_4.5_2	700	5,6	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	8	V-L/K	43,43	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
65	vb_1000_4.5_1	1000	5,1	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	8	V-L/K	43,95	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
66	vb_1000_4.5_2	1000	5,1	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	7	V-L/K	45,11	-	0	Verbundbruchkraft i. A. d. Verbundlänge
67	vb_100_9.0_1	100	8,3	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	19	V-L/K	39,80	-	0	Schlitzbreite, $b_s = 9,0$ mm
68	vb_100_9.0_2	100	8,2	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	35	V-L/K	32,35	-	0	Schlitzbreite, $b_s = 9,0$ mm
69	vb_100_9.0_3	100	8,4	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	19	V-L/K	37,52	-	0	Schlitzbreite, $b_s = 9,0$ mm
70	vb_100_9.0_4	100	8,2	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	19	V-L/K	33,91	-	0	Schlitzbreite, $b_s = 9,0$ mm
71	vb_100_9.0_5	100	8,1	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	19	V-L/K	34,05	-	0	Schlitzbreite, $b_s = 9,0$ mm
72	vb_300_9.0_1	300	9,0	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	9	V-L/K	30,74	9.379	8	Schlitzbreite, $b_s = 9,0$ mm, Modellbildung
73	vb_300_9.0_2	300	9,1	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	9	V-L/K	30,78	9.934	8	Schlitzbreite, $b_s = 9,0$ mm, Modellbildung
74	vb_300_9.0_3	300	9,1	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	9	V-L/K	33,06	9.763	8	Schlitzbreite, $b_s = 9,0$ mm, Modellbildung
75	vb_300_9.0_4	300	9,1	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	26	V-L/K	34,54	10.384	8	Schlitzbreite, $b_s = 9,0$ mm, Modellbildung
76	vb_300_9.0_5	300	9,1	2,5	100	Fichte / Sikadur 30	26	V-L/K	33,06	8.894	8	Schlitzbreite, $b_s = 9,0$ mm, Modellbildung
77	vb_100_4.5_R10_1	100	4,8	2,5	10	Kiefer / Sikadur 30	9	V-L/K + V-K/H	30,19	-	0	Stärke der Randleiste, $a_r = 10$ mm
78	vb_100_4.5_R10_2	100	4,6	2,5	10	Kiefer / Sikadur 30	9	V-L/K + S	25,88	-	0	Stärke der Randleiste, $a_r = 10$ mm
79	vb_100_4.5_R20_1	100	4,9	2,5	20	Kiefer / Sikadur 30	8	V-L/K + S	25,84	-	0	Stärke der Randleiste, $a_r = 20$ mm
80	vb_100_4.5_R20_2	100	4,9	2,5	20	Kiefer / Sikadur 30	8	V-L/K + S	25,05	-	0	Stärke der Randleiste, $a_r = 20$ mm
81	vb_100_4.5_R40_1	100	4,8	2,5	40	Kiefer / Sikadur 30	8	V-L/K	30,34	-	0	Stärke der Randleiste, $a_r = 40$ mm
82	vb_100_4.5_R40_2	100	4,8	2,5	40	Kiefer / Sikadur 30	8	V-L/K	28,85	-	0	Stärke der Randleiste, $a_r = 40$ mm
83	vb_100_4.5_A_1	100	4,7	2,5	90	Kiefer / Sikadur 30	9	V-L/K	31,74	-	0	Anschlussversuch Fichte - Kiefer
84	vb_100_4.5_A_2	100	4,7	2,5	90	Kiefer / Sikadur 30	9	V-L/K	32,47	-	0	Anschlussversuch Fichte - Kiefer
85	vb_300_4.5_A_1	300	4,7	2,5	90	Kiefer / Sikadur 30	8	V-L/K	33,93	-	0	Anschlussversuch Fichte - Kiefer
86	vb_300_4.5_A_2	300	4,8	2,5	90	Kiefer / Sikadur 30	8	V-L/K + V-K/H	35,49	-	0	Anschlussversuch Fichte - Kiefer
87	vb_100_4.5_TS30_1	100	4,5	2,5	90	Kiefer / Sikadur 30	10	V-K/H + K	25,03	-	0	Temperaturbeanspruchung, 70°C über 40 h
88	vb_100_4.5_TS30_2	100	4,7	2,5	90	Kiefer / Sikadur 30	10	n. b.	18,83	-	0	Temperaturbeanspruchung, 70°C über 40 h
89	vb_100_4.5_TS30_3	100	4,8	2,5	90	Kiefer / Sikadur 30	10	V-K/H + K	18,62	-	0	Temperaturbeanspruchung, 70°C über 40 h
90	vb_100_4.5_TS30_4	100	4,6	2,5	90	Kiefer / Sikadur 30	10	V-L/K + V-K/H	26,92	-	0	Temperaturbeanspruchung, 70°C über 40 h

Nr.	Prüfkörper	l_v [mm]	b_s [mm]	t_L [mm]	a_r [mm]	Holzart / Kleber	Kleber [d]	Versagensmechanismus	F_{max} [kN]	$E_{0, statisch}$ [N/mm ²]	DMS	Sonstige Prüfparameter
91	vb_100_4,5_TS30_5	100	4,7	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	10	K	10,17	-	0	Temperaturbeanspruchung, 70°C über 40 h
92	vb_100_4,5_TS30_1	100	4,9	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	9	V-K/H + S	38,57	-	0	Temperaturbeanspruchung, 70°C über 40 h
93	vb_100_4,5_TS30_2	100	4,7	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	9	V-K/H	31,16	-	0	Temperaturbeanspruchung, 70°C über 40 h
94	vb_100_4,5_TS30_3	100	4,7	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	9	V-K/H	42,08	-	0	Temperaturbeanspruchung, 70°C über 40 h
95	vb_100_4,5_TS30_4	100	4,8	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	9	V-K/H	35,85	-	0	Temperaturbeanspruchung, 70°C über 40 h
96	vb_100_4,5_TS30_5	100	4,7	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	9	S	41,02	-	0	Temperaturbeanspruchung, 70°C über 40 h
97	vb_300_4,5_20/95_1	300	4,8	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	9	V-K/H + S	31,69	-	8	Hohe Umgebungsfeuchte, ca. 95% r.F. über 4,9 d
98	vb_300_4,5_20/95_2	300	4,8	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	17	V-L/K + V-K/H	42,44	-	8	Hohe Umgebungsfeuchte, ca. 95% r.F. über 7,6 d
99	vb_300_4,5_20/95_3	300	4,8	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	23	V-L/K + V-K/H + S	41,33	-	8	Hohe Umgebungsfeuchte, ca. 95% r.F. über 6,0 d
100	vb_300_4,5_20/95_4	300	4,6	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	32	V-L/K + S	34,82	-	8	Hohe Umgebungsfeuchte, ca. 95% r.F. über 9,1 d
101	vb_300_4,5_20/95_5	300	4,7	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	39	V-K/H + S	45,03	-	8	Hohe Umgebungsfeuchte, ca. 95% r.F. über 6,7 d
102	vb_300_4,5_S330_1	300	4,7	2,5	100	Fichte / Sikadur 330	14	V-L/K	35,02	-	0	Anschlussversuch Sikadur 30 - Sikadur 330
103	vb_300_4,5_S330_2	300	4,7	2,5	100	Fichte / Sikadur 330	14	V-L/K	34,36	-	0	Anschlussversuch Sikadur 30 - Sikadur 330
104	vb_300_4,5_S330_3	300	4,7	2,5	100	Fichte / Sikadur 330	14	V-L/K + S	37,75	-	0	Anschlussversuch Sikadur 30 - Sikadur 330
105	vb_300_4,5_S330_4	300	4,8	2,5	100	Fichte / Sikadur 330	14	V-L/K	35,05	-	0	Anschlussversuch Sikadur 30 - Sikadur 330
106	vb_300_4,5_S330_5	300	4,6	2,5	100	Fichte / Sikadur 330	14	V-L/K + S	44,56	-	0	Anschlussversuch Sikadur 30 - Sikadur 330
107	vb_300_4,5_S330_6	300	4,5	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	11	V-L/K	34,50	13.066	8	Modellbildung (Einfluss des Klebstoff E-Moduls)
108	vb_300_4,5_S330_7	300	4,7	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	11	V-K/H + S	37,37	13.046	8	Modellbildung (Einfluss des Klebstoff E-Moduls)
109	vb_300_3,2_D1,2_1	300	3,1	1,2	90	Kiefer / Sikadur 330	11	V-L/K + V-K/H	27,58	13.245	5	Modellbildung (Einfluss der Lamellenstärke)
110	vb_300_3,2_D1,2_2	300	3,1	1,2	90	Kiefer / Sikadur 330	11	V-L/K	29,02	11.135	5	Modellbildung (Einfluss der Lamellenstärke)
111	vb_300_3,2_D1,2_3	300	3,2	1,2	90	Kiefer / Sikadur 330	11	V-L/K	26,87	-	0	Modellbildung (Einfluss der Lamellenstärke)
112	vb_150_4,5_R20_1	150	4,5	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	11	V-L/K	33,00	12.867	4	Modellbildung (Spannungsverlauf in Randnähe)
113	vb_150_4,5_R20_2	150	4,3	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	11	V-L/K	45,42	8.814	4	Modellbildung (Spannungsverlauf in Randnähe)
114	vb_150_4,5_R20_3	150	4,7	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	11	V-L/K	26,19	-	0	Modellbildung (Randlage, Sikadur 330)
115	vb_150_4,5_R20_4	150	4,7	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	11	V-L/K	34,37	-	0	Modellbildung (Randlage, Sikadur 330)
116	vb_150_3,2_R20_1	150	3,1	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	11	V-L/K	23,96	9.357	4	Modellbildung (Einfluss Lamellenstärke in Randnähe)
117	vb_100_4,5_B15_1	100	4,4	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	11	V-L/K	23,13	-	0	Modellbildung (Einfluss der Lamellenbreite)
118	vb_100_4,5_B15_2	100	4,5	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	11	V-L/K	22,73	-	0	Modellbildung (Einfluss der Lamellenbreite)
119	vb_100_4,5_B15_3	100	4,5	2,5	100	Fichte / Sikadur 330	11	V-L/K	26,45	-	0	Modellbildung (Einfluss der Lamellenbreite)
120	vb_300_4,5_QV_1	300	4,4	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	9	S	42,69	-	8	Modellbildung (Querdehnung bzw. Querverformung)

Nr.	Prüfkörper	l_v [mm]	b_s [mm]	t_L [mm]	a_r [mm]	Holzart / Kleber	Kleber [d]	Versagensmechanismus	F_{max} [kN]	$E_{0,static}$ [N/mm ²]	DMS	Sonstige Prüfparameter
121	vb_300_4.5_QV_2	300	4,5	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	9	V-L/K + V-K/H	38,00	-	8	Modelbildung (Querdehnung bzw. Querverformung)
122	vb_300_4.5_QV_3	300	4,5	2,5	90	Kiefer / Sikadur 330	9	V-L/K	30,92	-	8	Modelbildung (Querdehnung bzw. Querverformung)

Die Bestimmung des statischen E-Moduls $E_{0,static}$ erfolgte durch Umrechnung des im Ultraschall-Impulsverfahren ermittelten dynamischen E-Moduls E_{dyn} nach Gleichung (B.1). Der statische E-Modul wurde ausschließlich für solche Probekörper bestimmt, deren Schubspannungsverläufe für die Modellierung des Verbundverhaltens herangezogen wurden. Für die Umrechnung zwischen statischem und dynamischem E-Modul wurde aus rund 80 Einzelversuchen zuvor ein Verhältniswert von $E_{dyn}/E_{0,static} \approx 1,1$ ermittelt. Abbildung B-1 zeigt exemplarisch die Entnahmestellen der Ultraschallproben bei mittlerer Verklebung im Auszugkörper.

$$E_{dyn} = v^2 \cdot \rho^2 \cdot \frac{1 - \mu - 2 \cdot \mu^2}{1 - \mu} \quad \text{mit } \mu = 0,20 \quad (B.1)$$

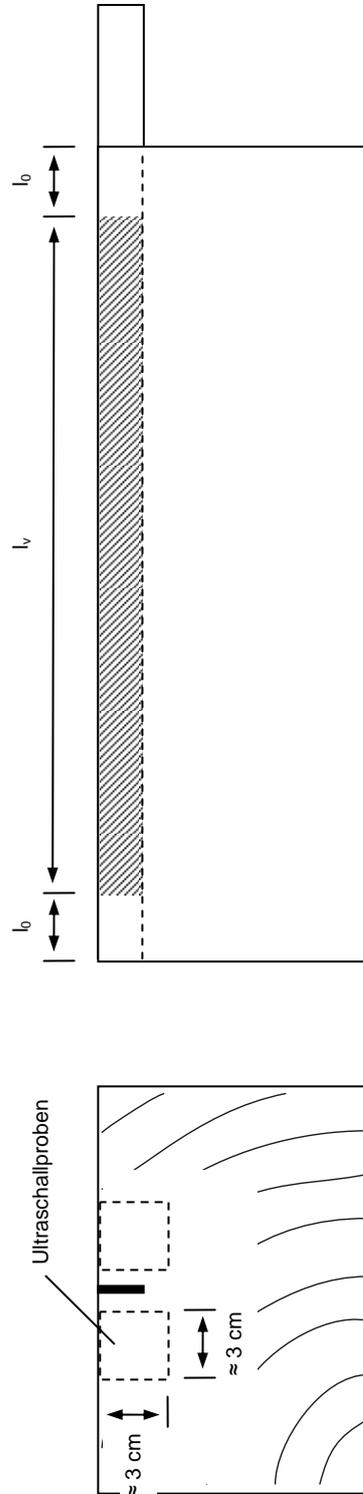
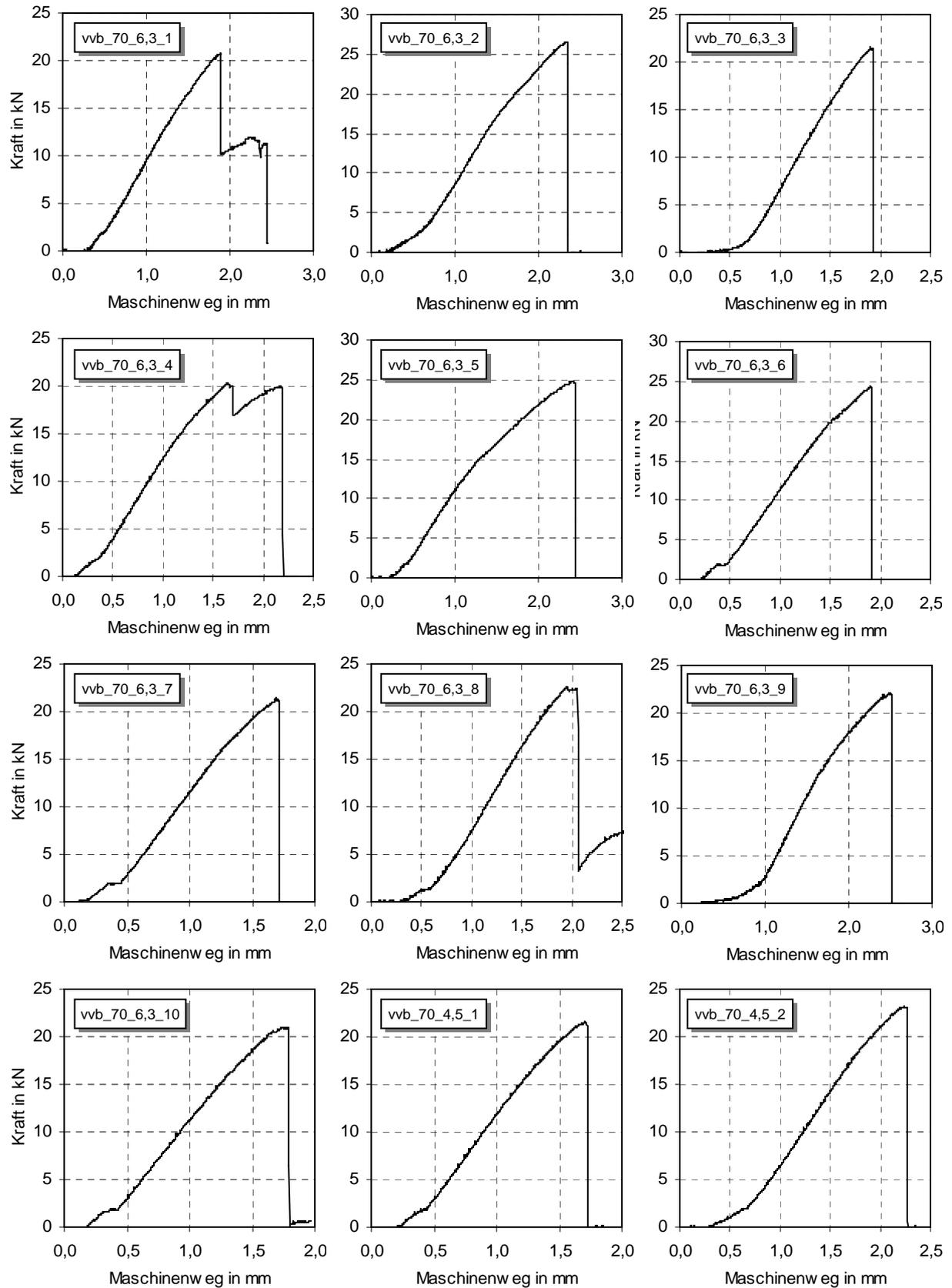
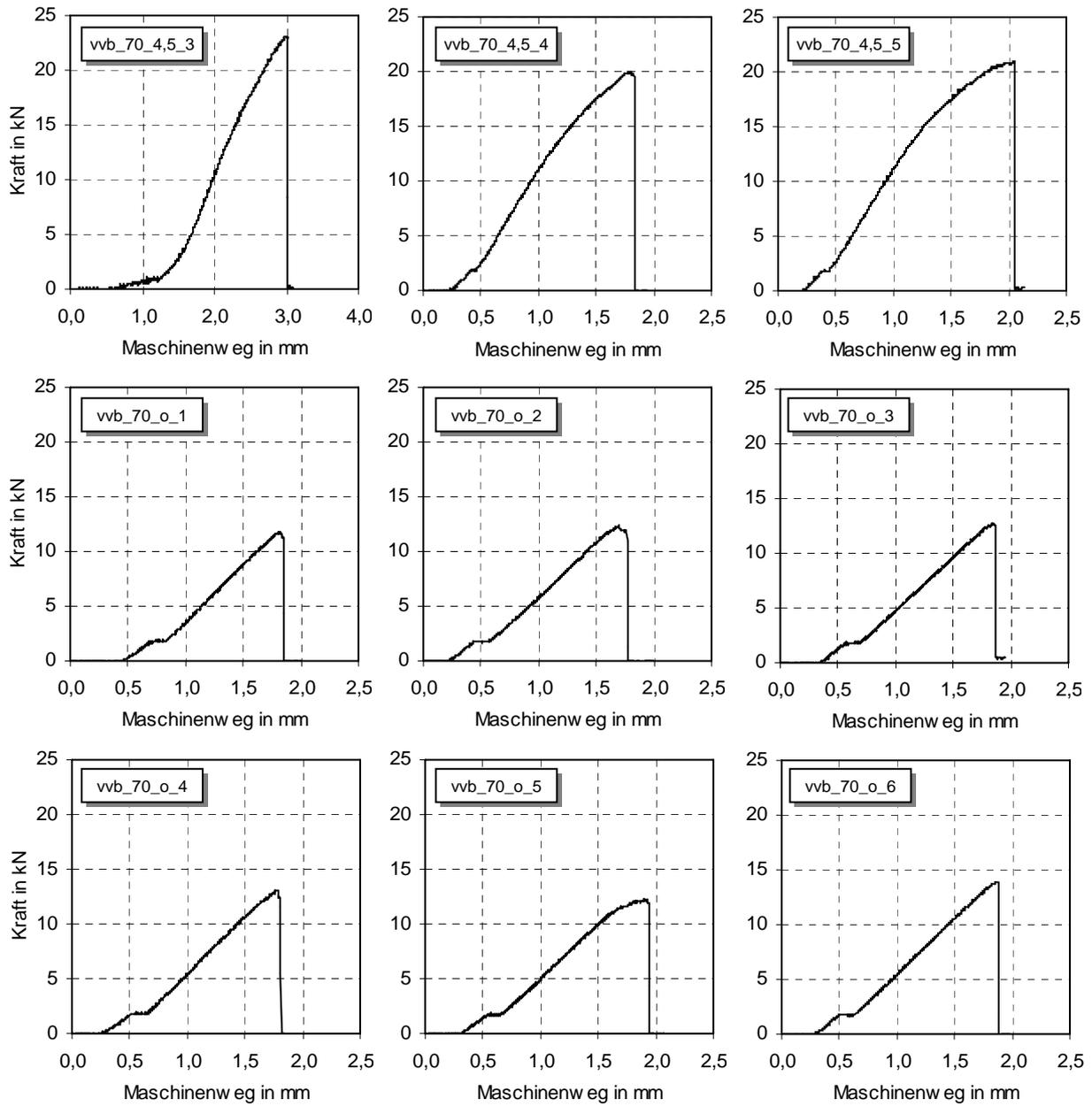


Abbildung B-1: Entnahmestellen am Verbundprobekörper zur Bestimmung des dynamischen Elastizitätsmoduls

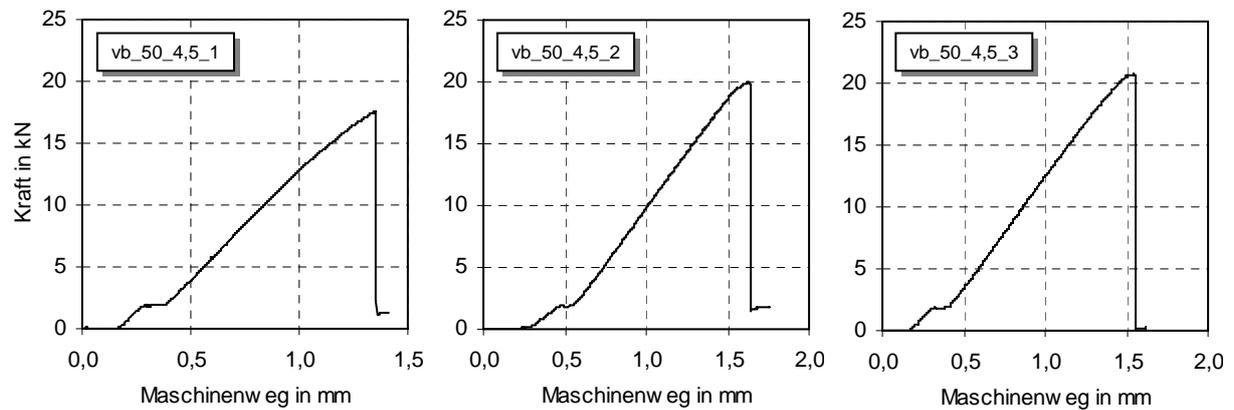
B.2 Kraft-Weg-Verläufe der Auszugversuche

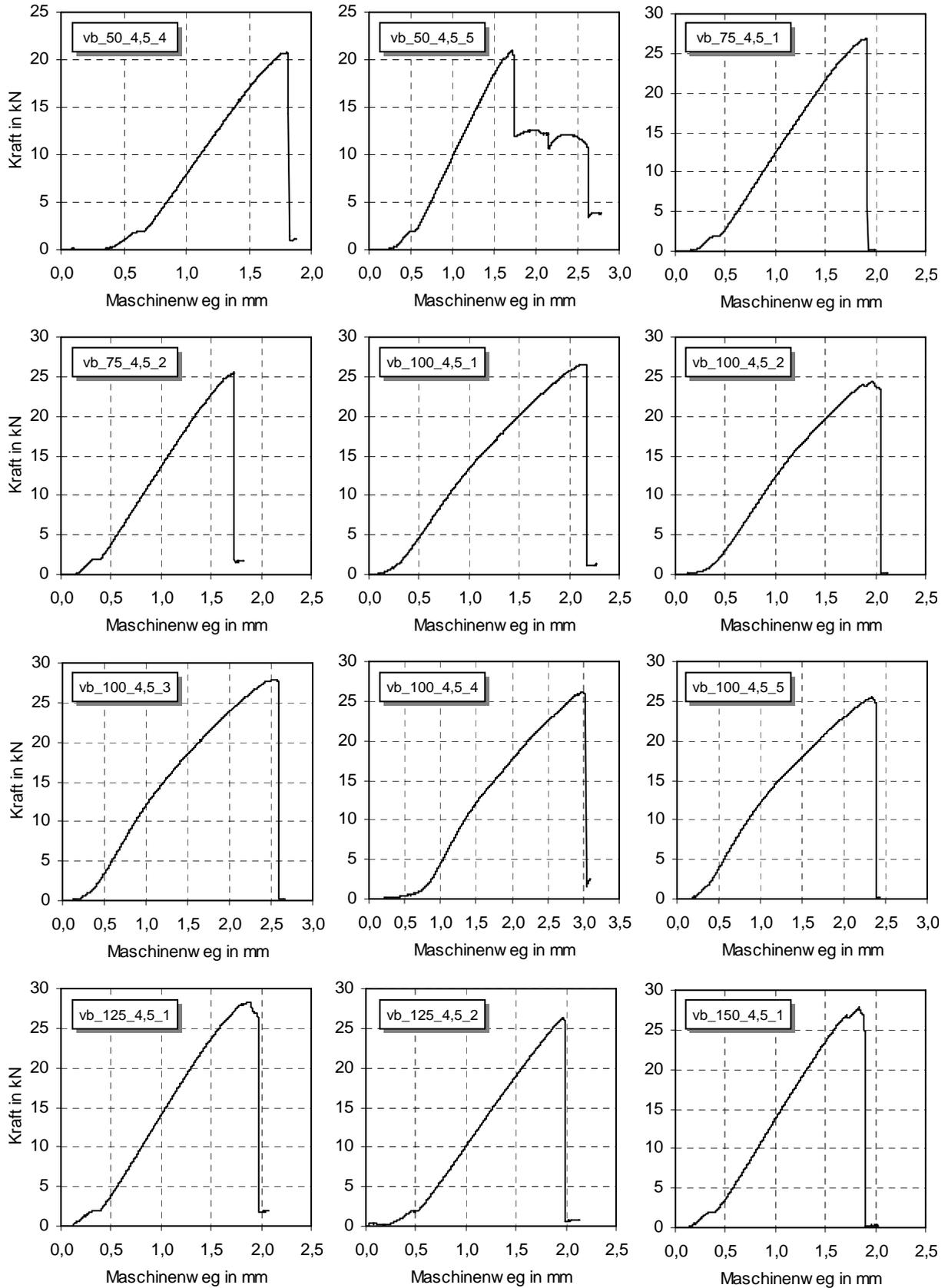
B.2.1 Vorversuche (Versuche 1 bis 21)

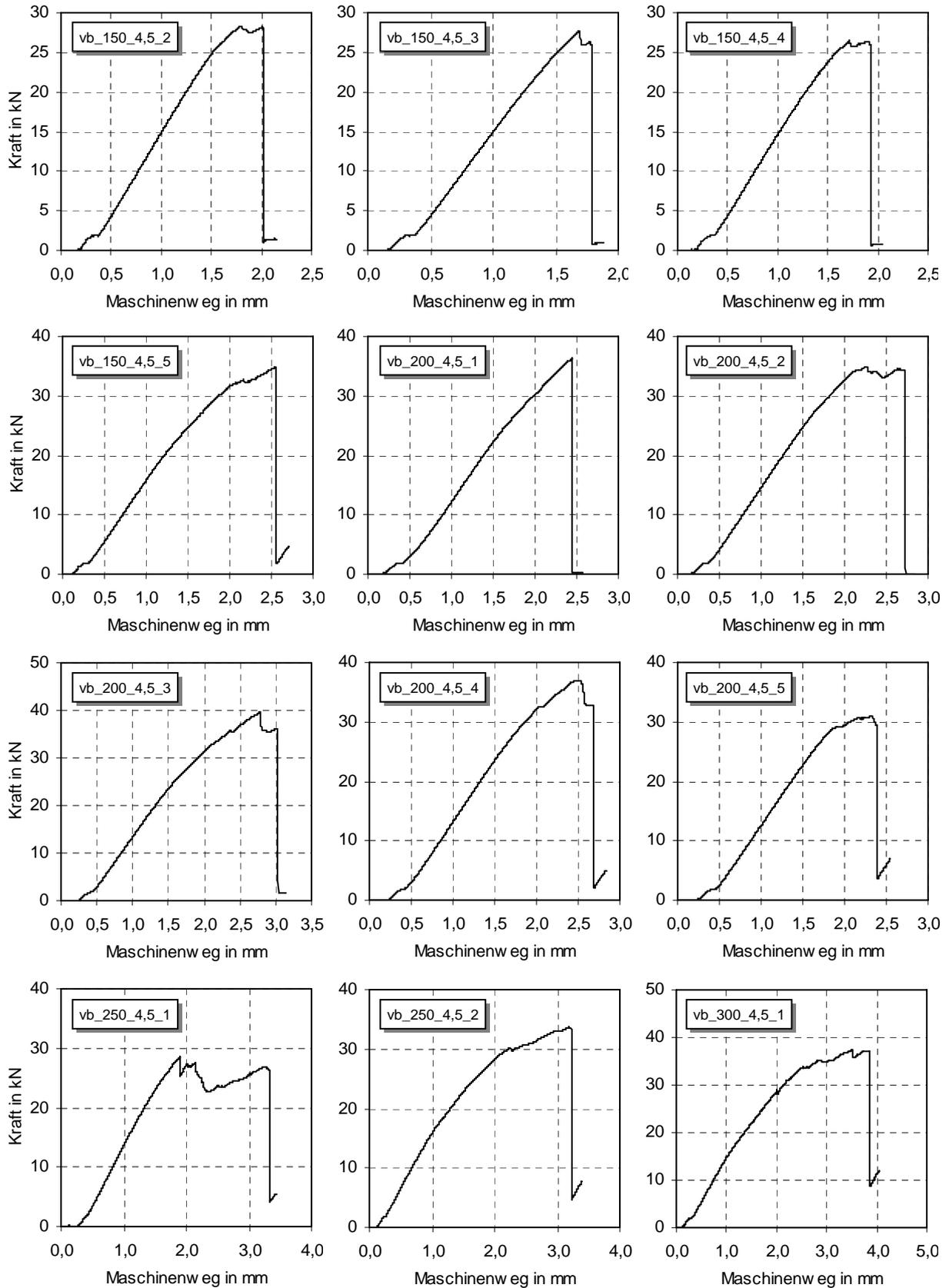


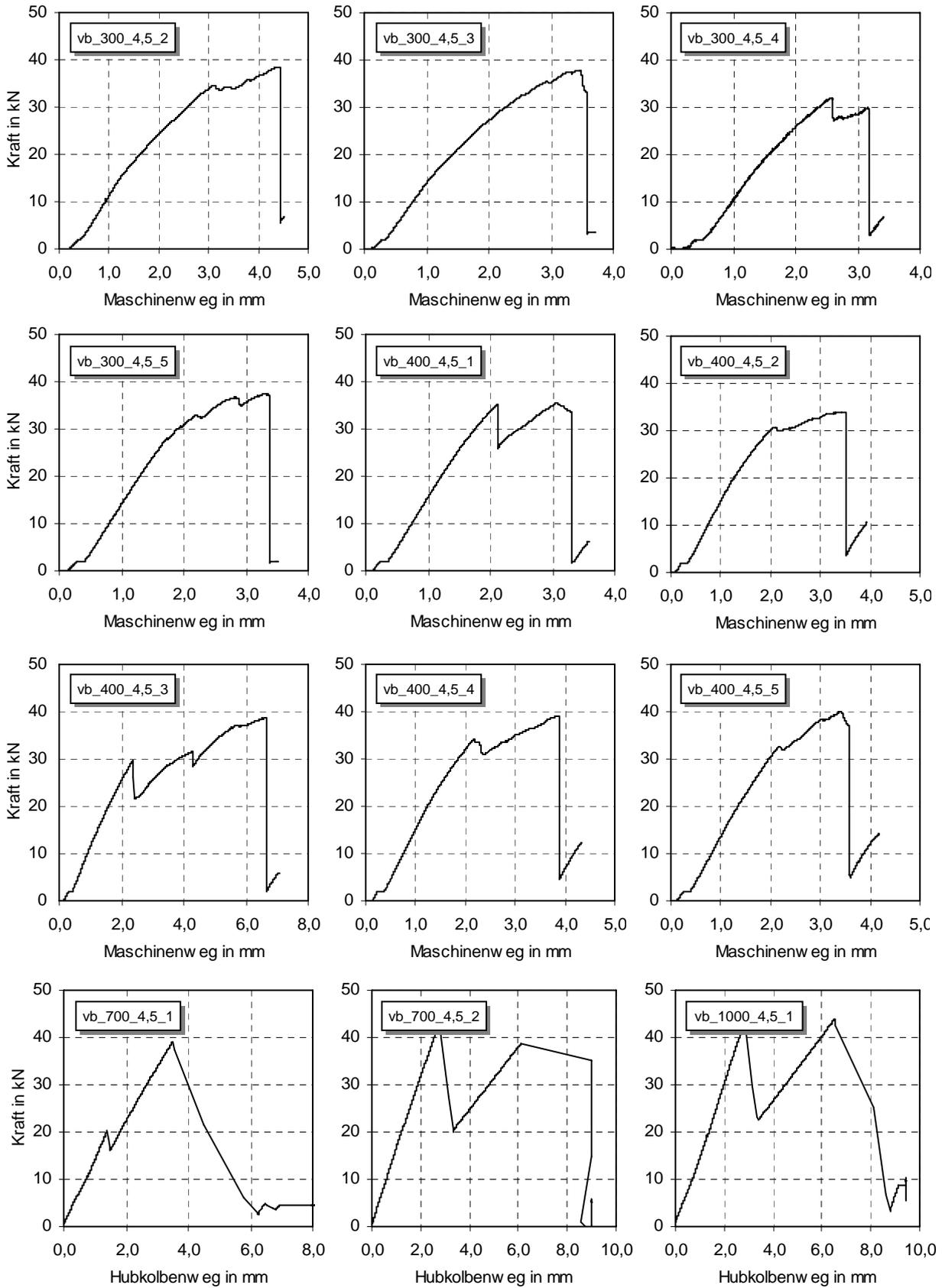


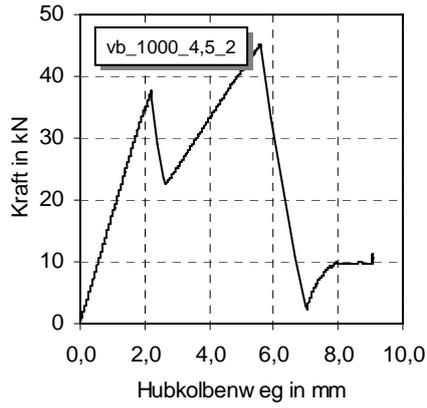
B.2.2 Einfluss der Verbundlänge (Versuche 22 bis 66)



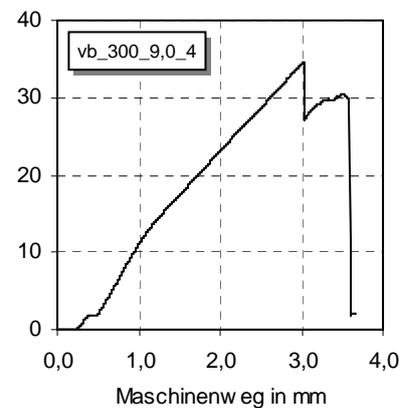
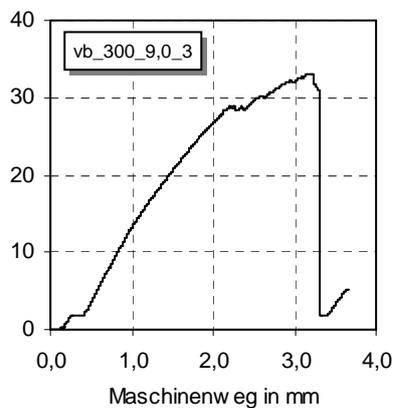
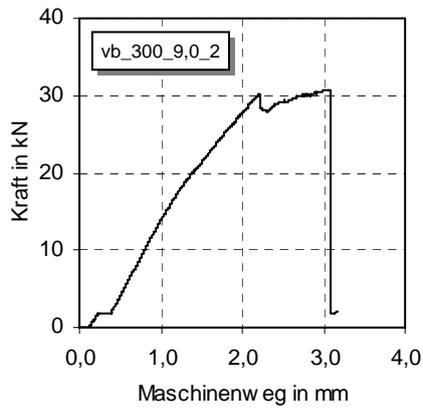
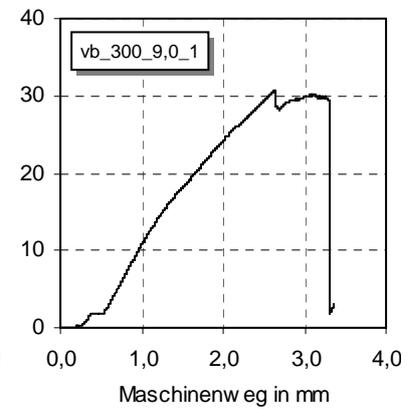
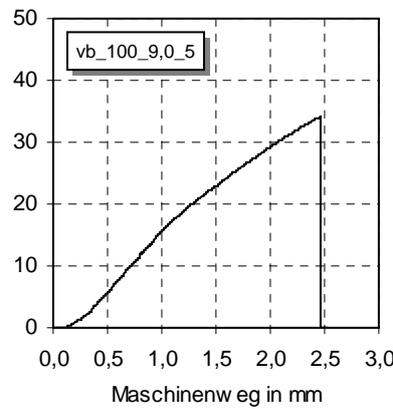
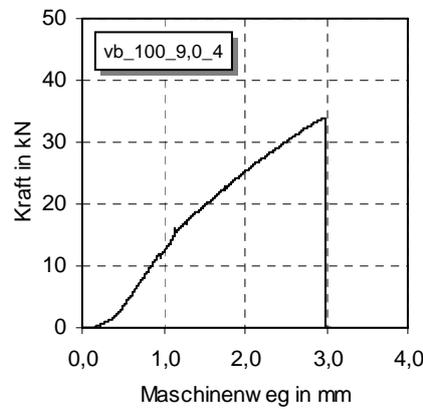
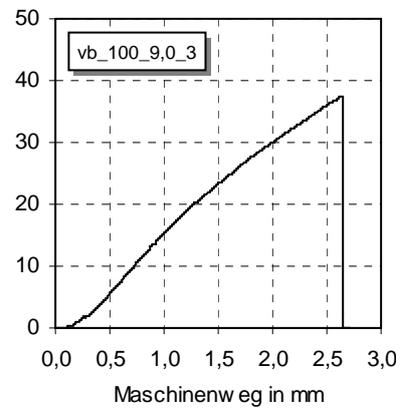
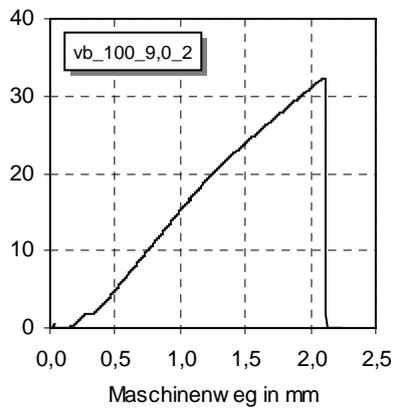
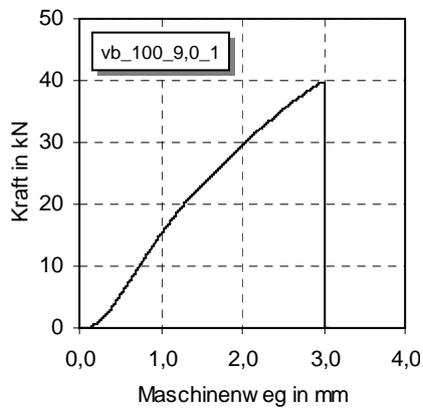


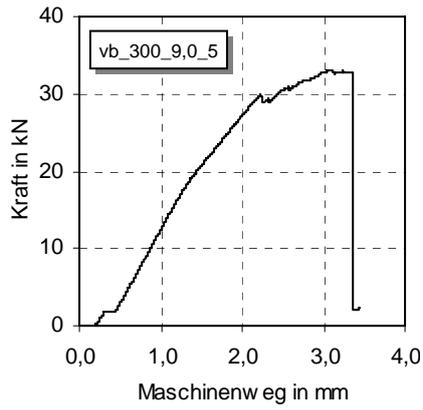




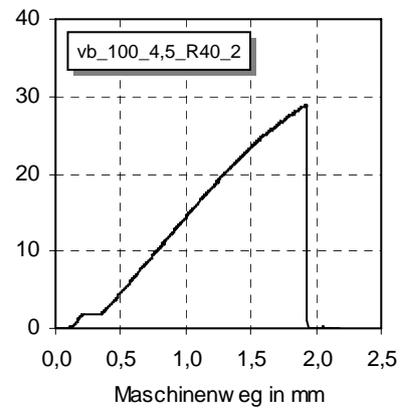
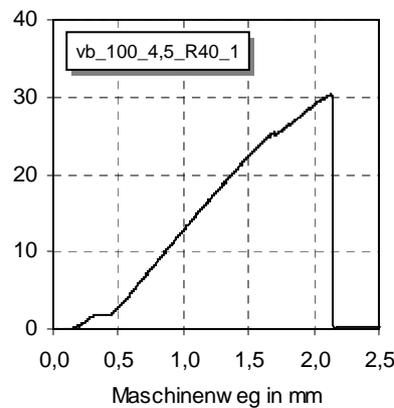
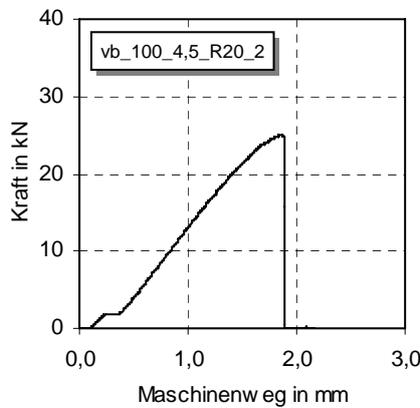
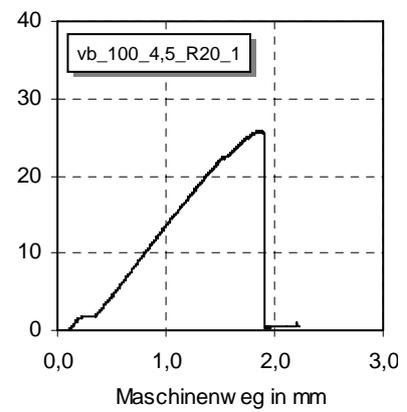
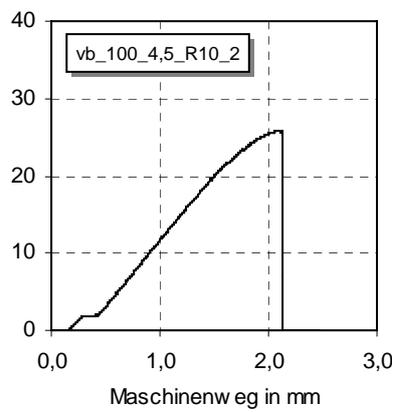
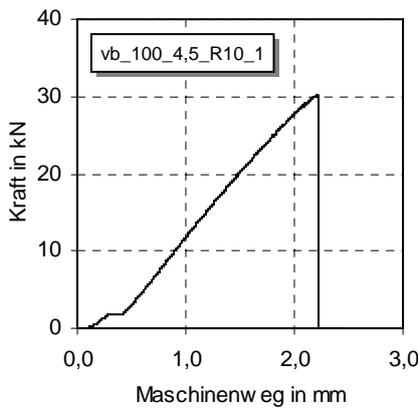


B.2.3 Einfluss der Schlitzbreite (Versuche 67 bis 76)

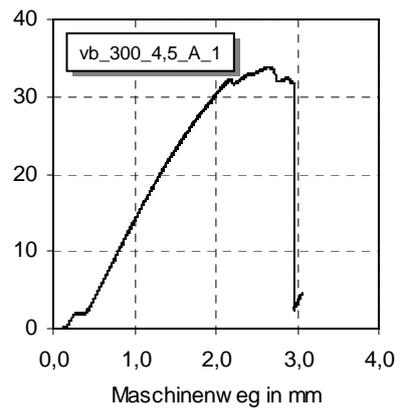
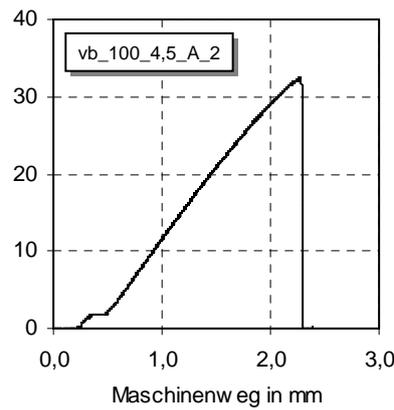
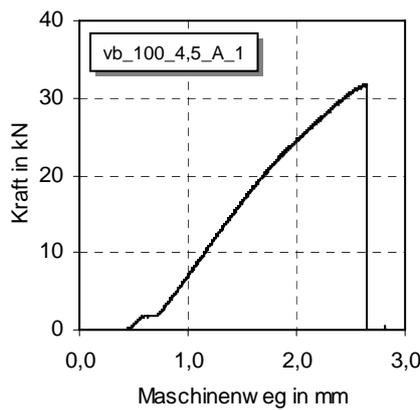


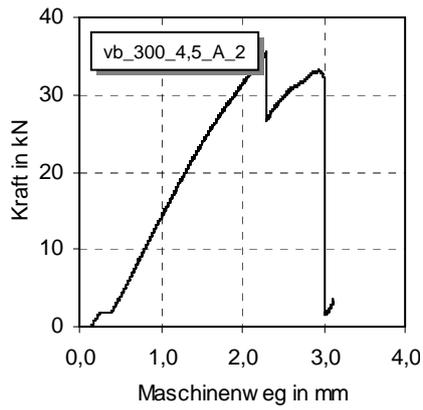


B.2.4 Einfluss des Randabstands (Versuche 77 bis 82)

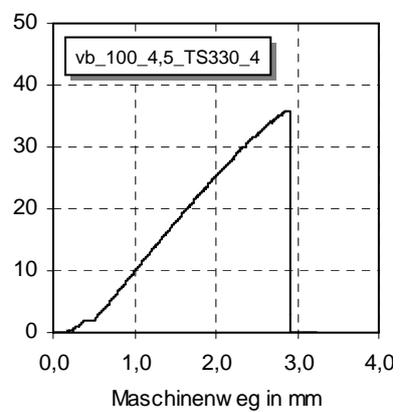
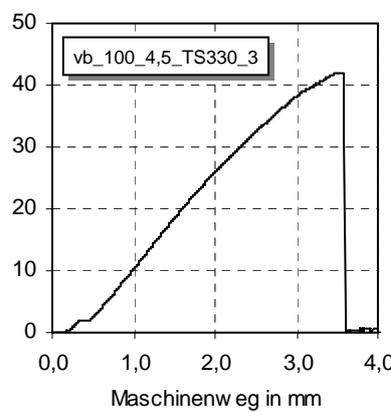
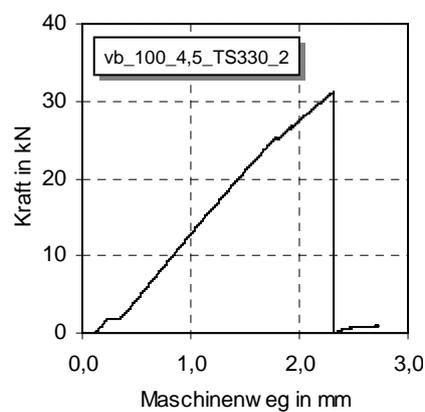
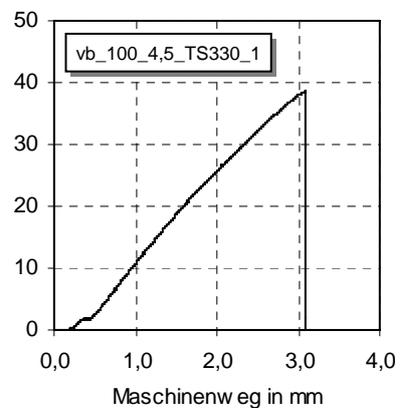
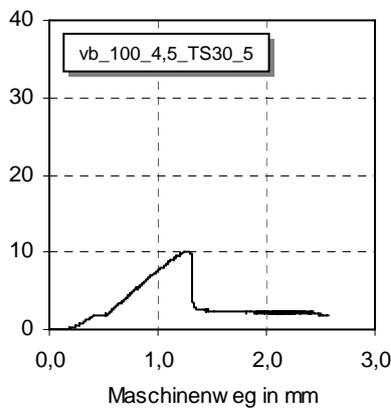
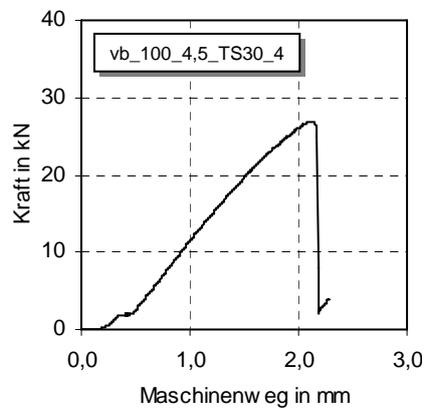
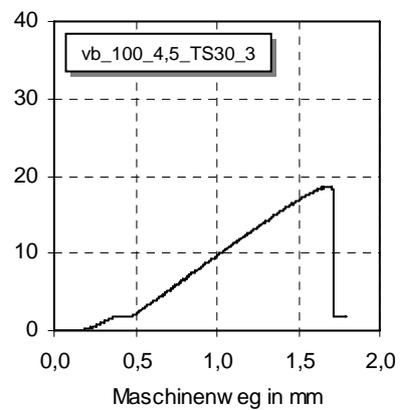
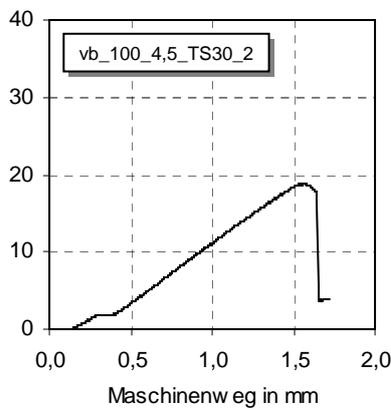
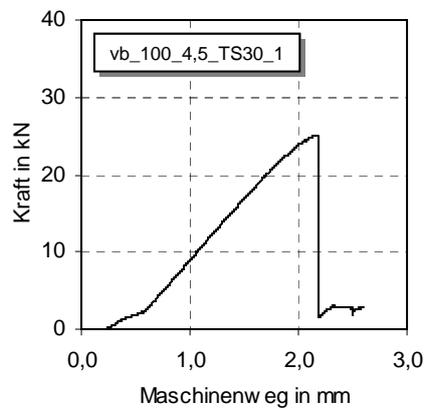


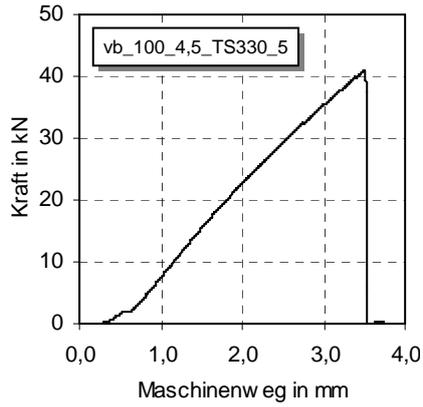
B.2.5 Einfluss der Holzart (Versuche 83 bis 86)



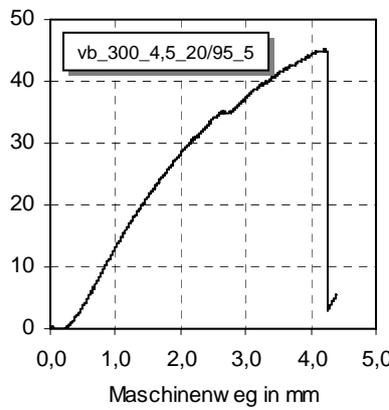
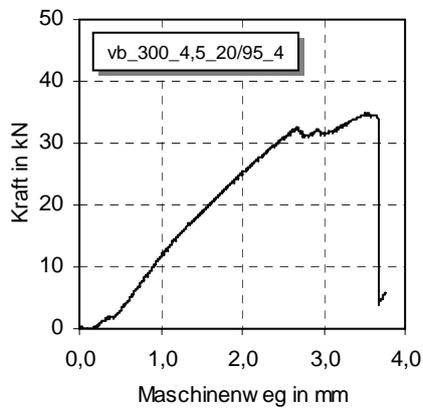
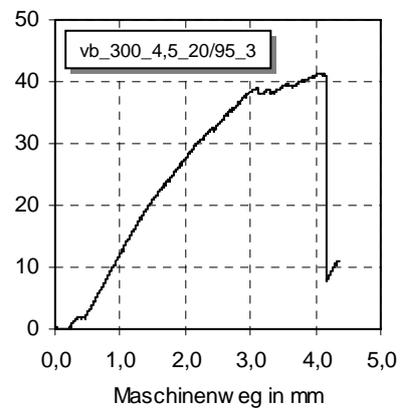
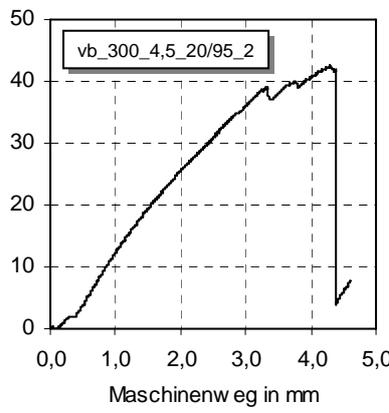
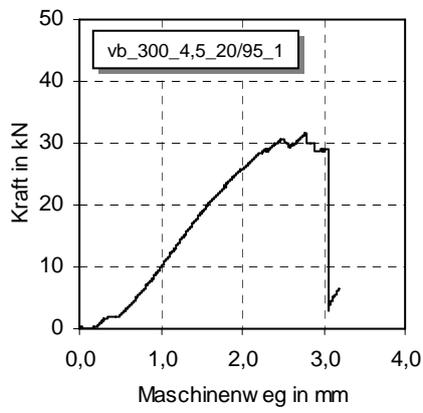


B.2.6 Einfluss der Umgebungstemperatur (Versuche 87 bis 96)

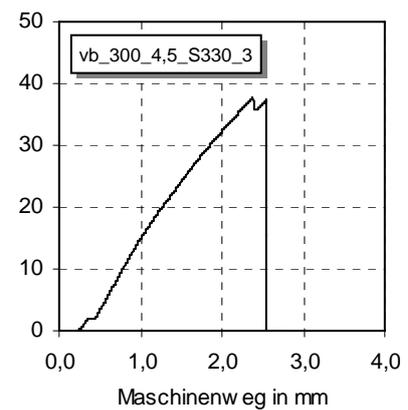
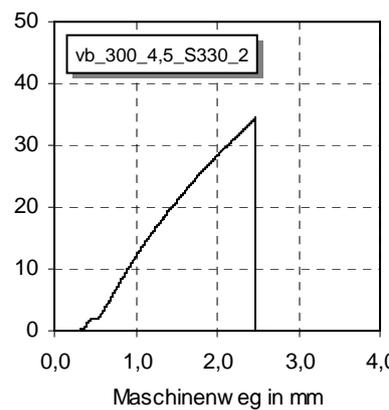
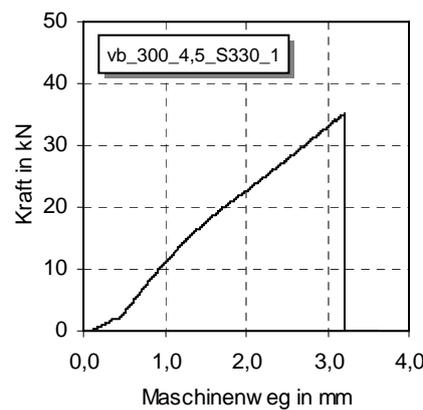


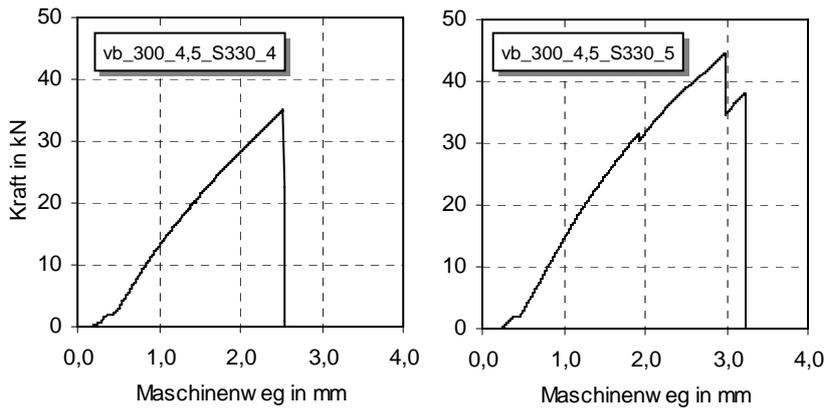


B.2.7 Einfluss der Umgebungsfeuchte (Versuche 97 bis 101)

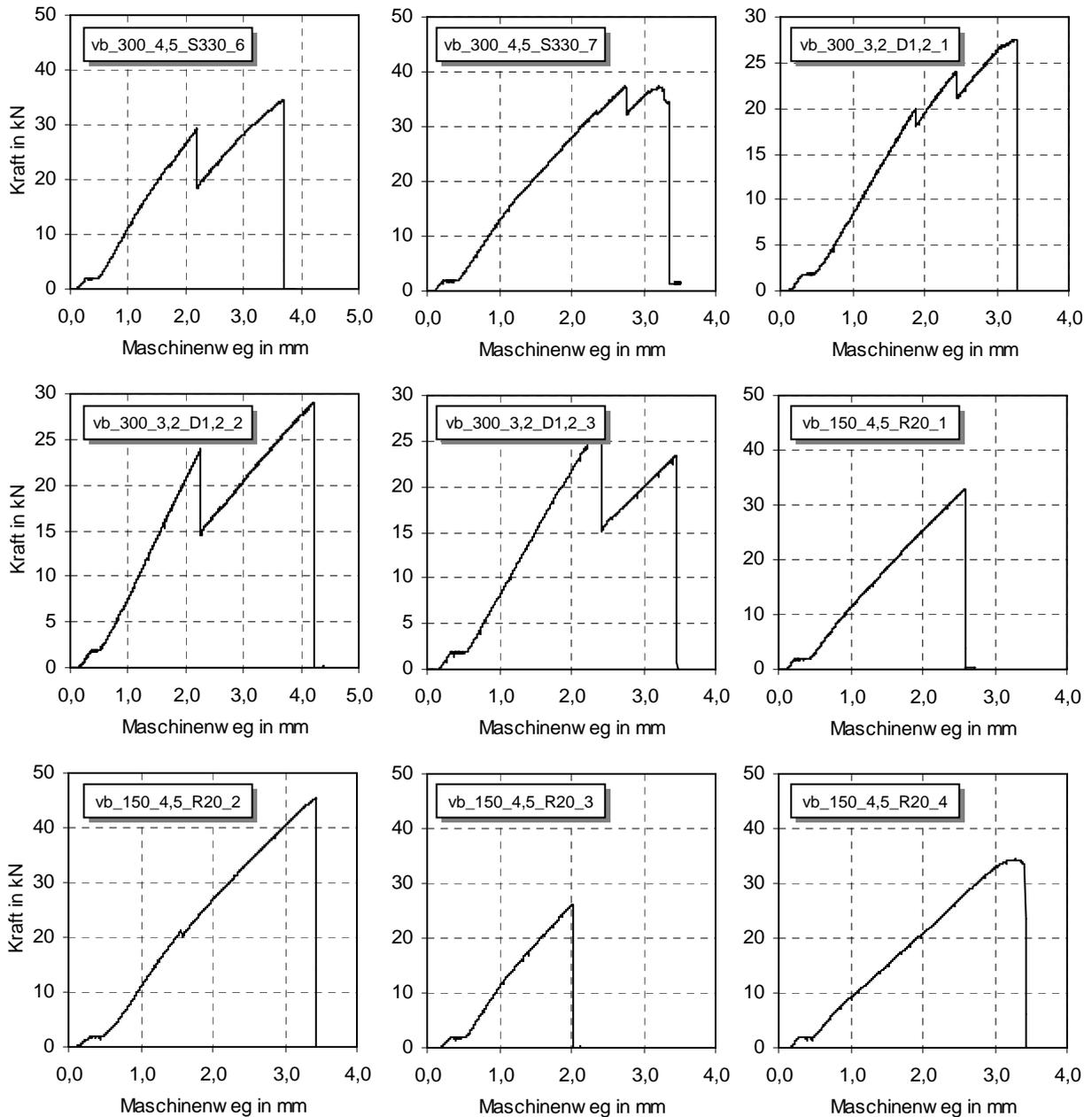


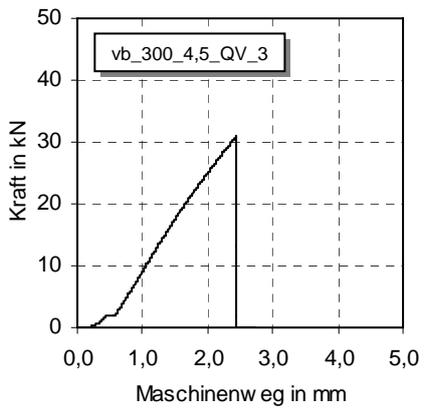
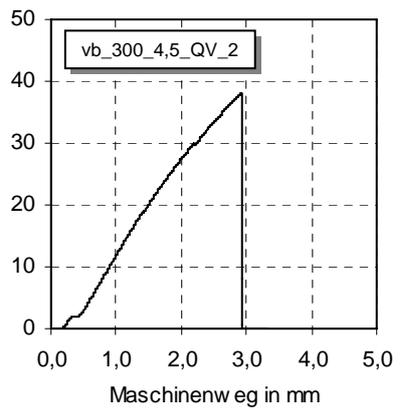
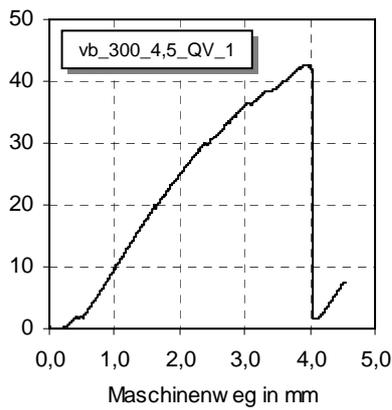
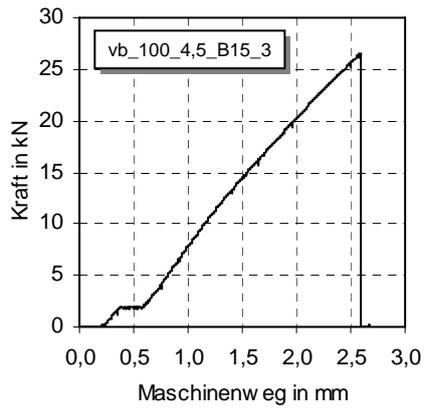
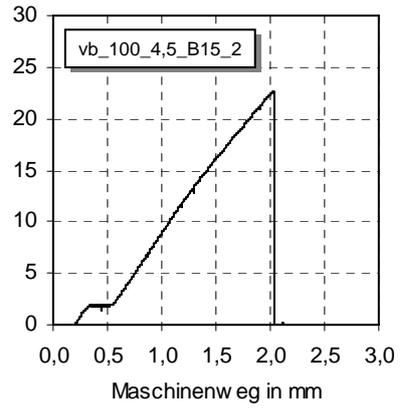
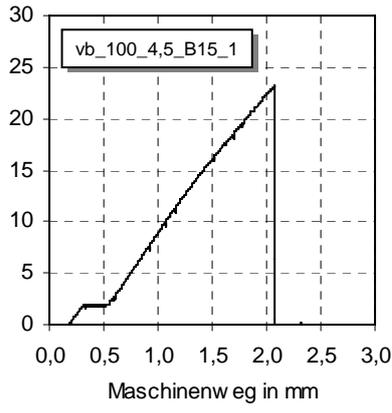
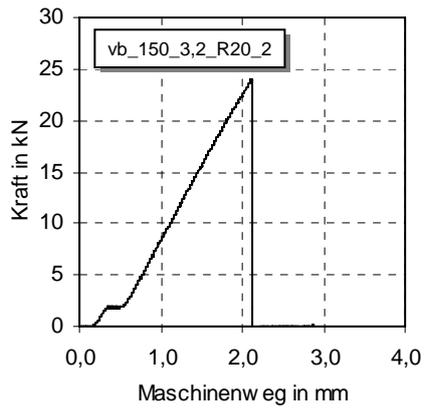
B.2.8 Einfluss der Klebstoffart (Versuche 102 bis 106)





B.2.9 Ergänzende Versuche zur Modellbildung (Versuche 107 bis 122)





B.3 Kraftverläufe entlang der CFK-Lamelle

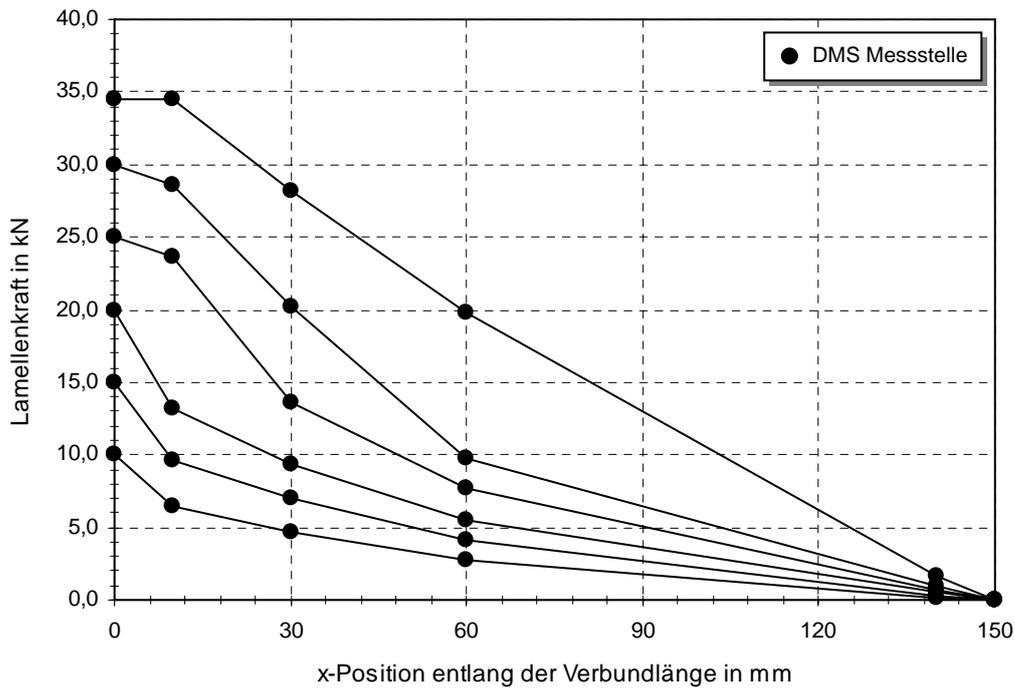


Abbildung B-2: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle (vb_150_4,5_6), DMS 5 defekt

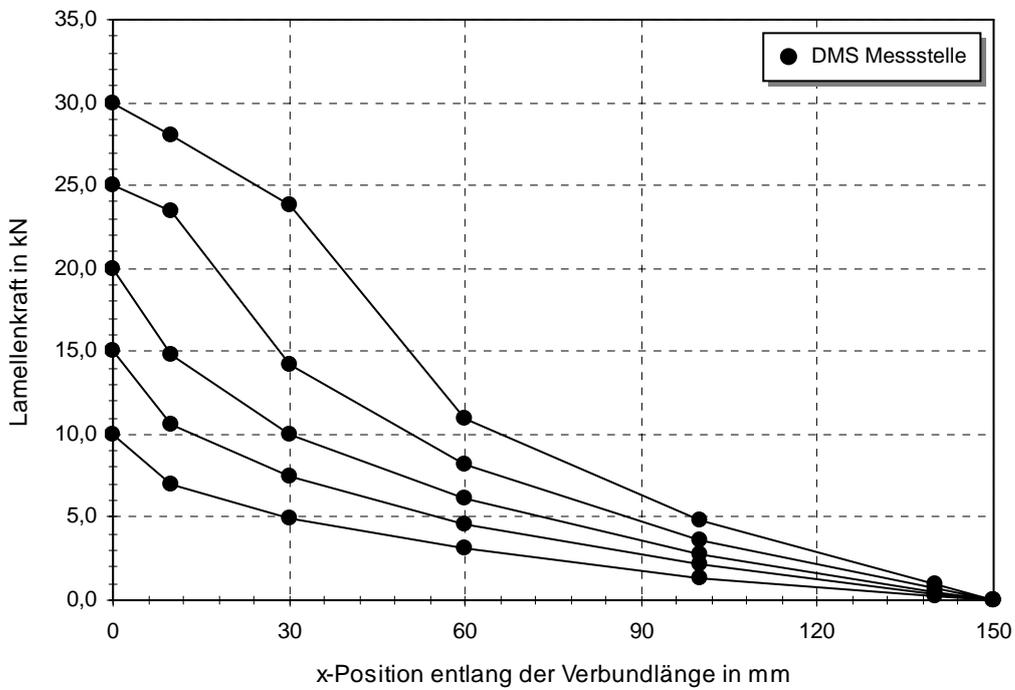


Abbildung B-3: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle (vb_150_4,5_7)

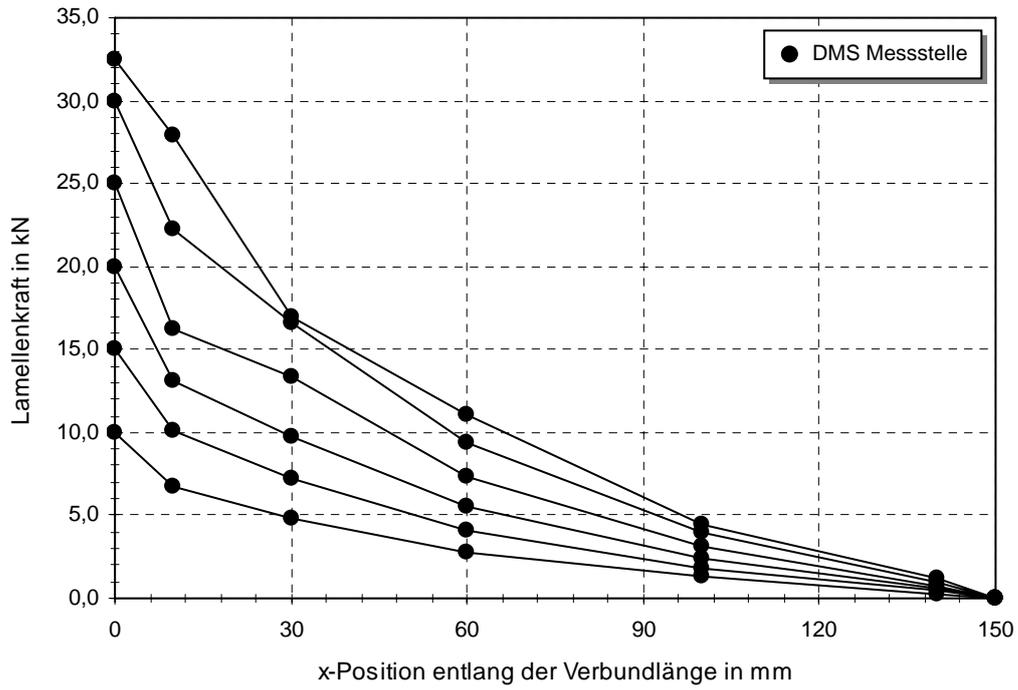


Abbildung B-4: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle (vb_150_4,5_8)

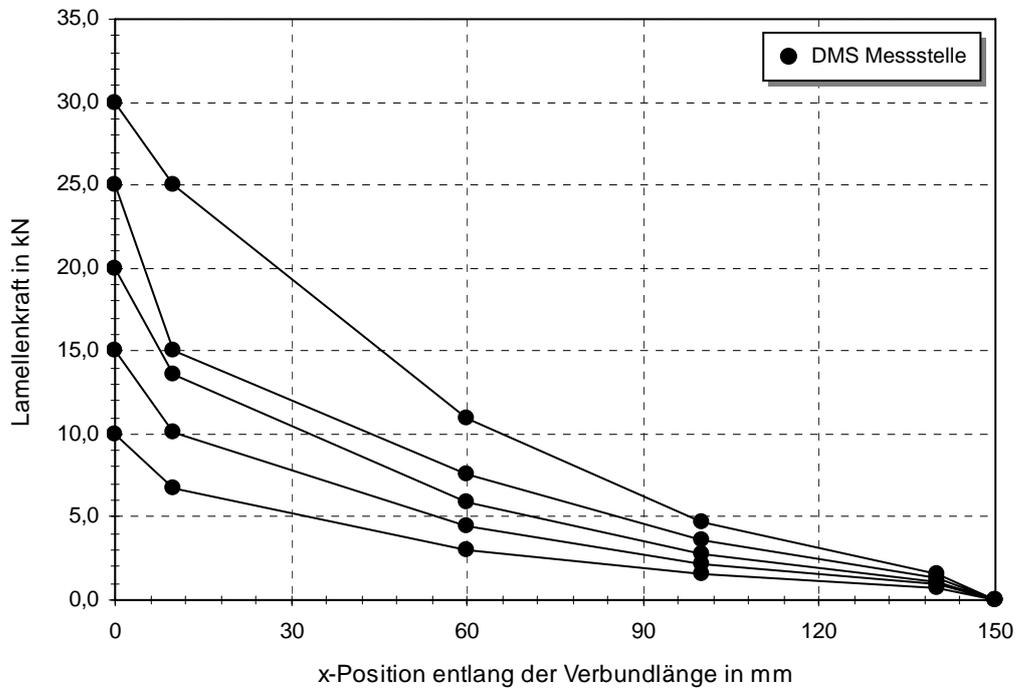


Abbildung B-5: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle (vb_150_4,5_9), DMS 3 defekt

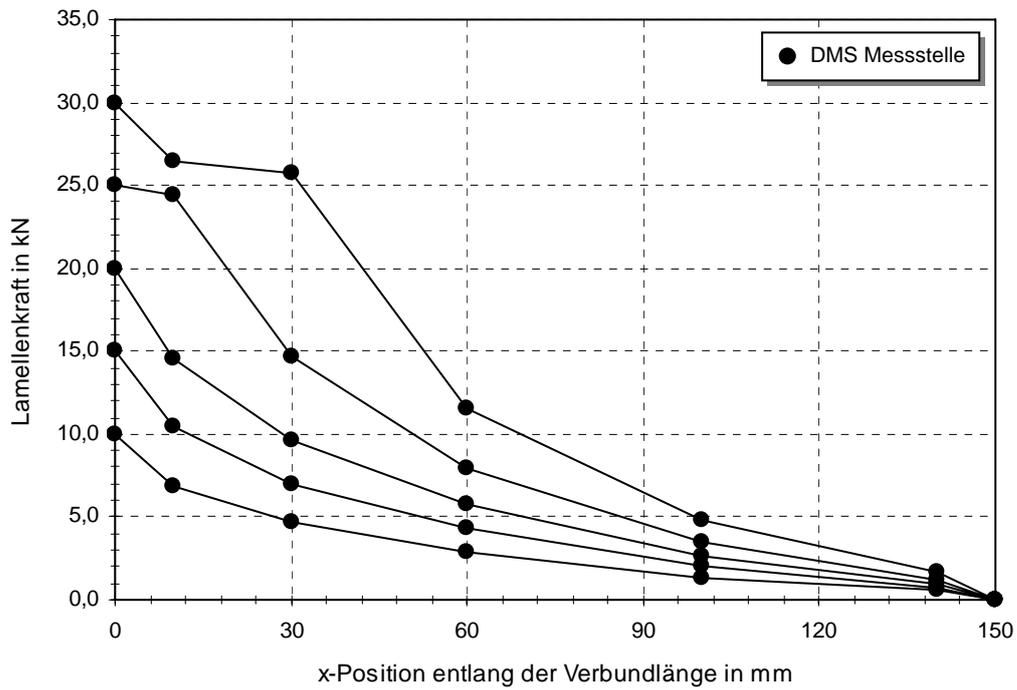


Abbildung B-6: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle (vb_150_4,5_10)

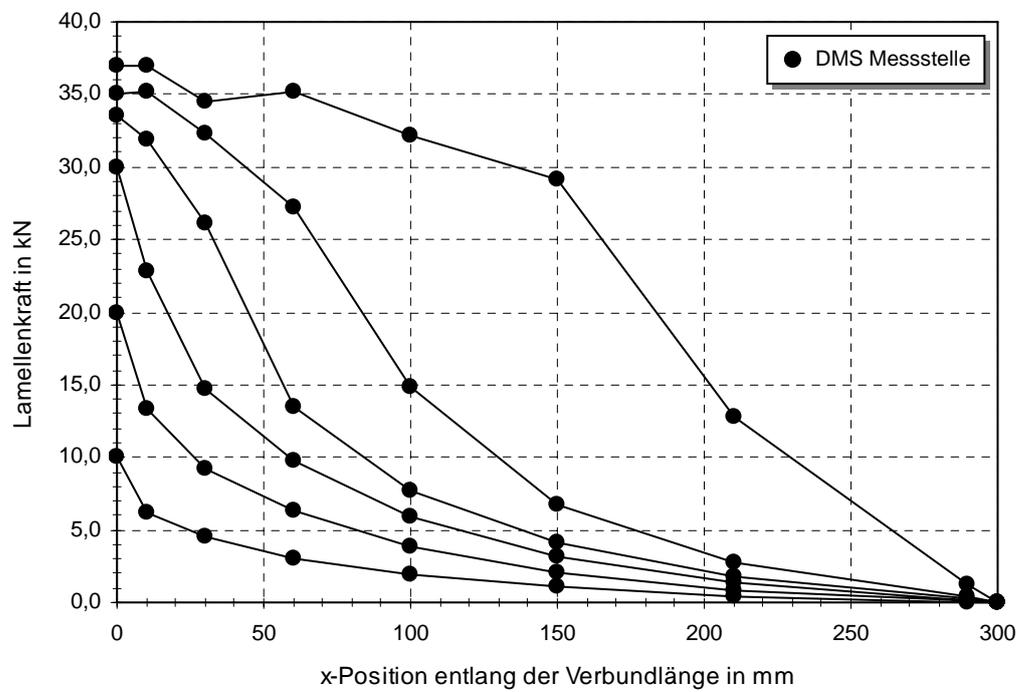


Abbildung B-7: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle (vb_300_4,5_1)

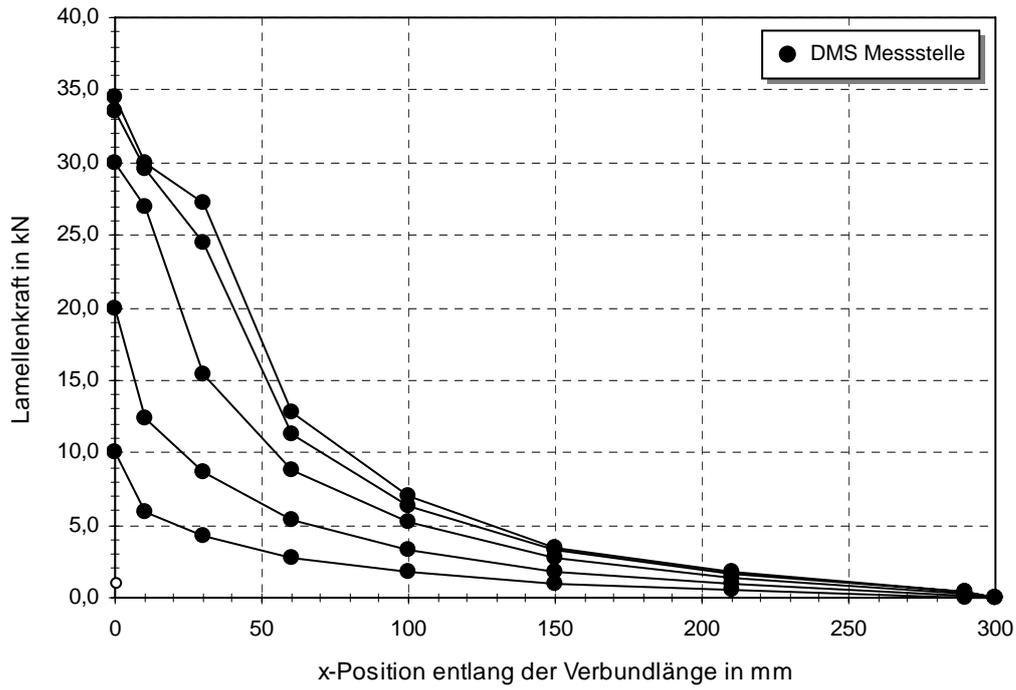


Abbildung B-8: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle (vb_300_4,5_2)

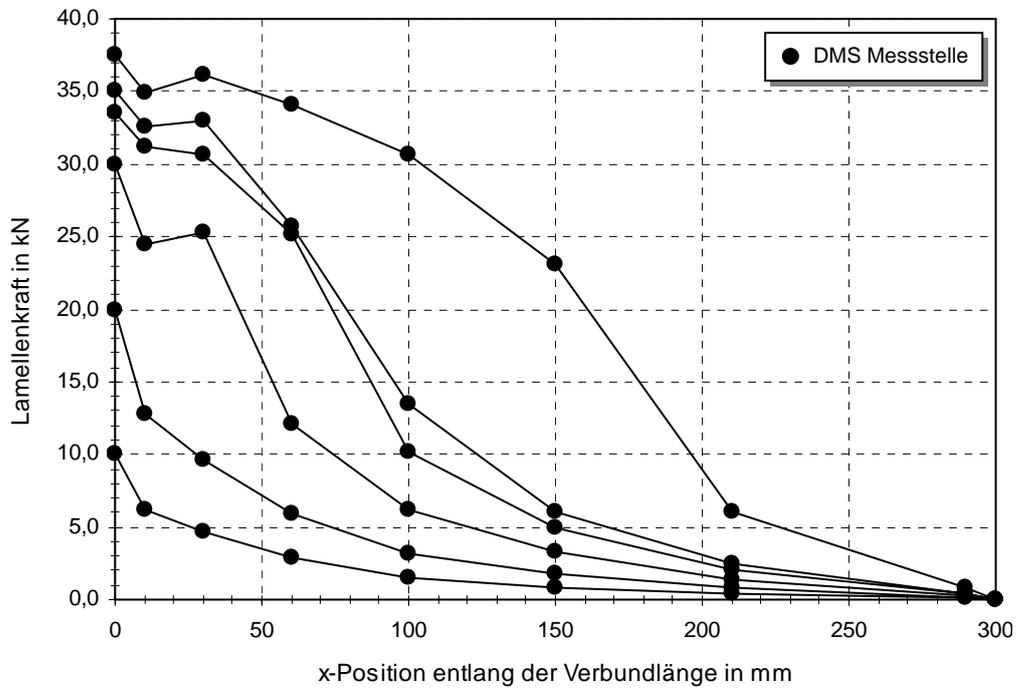


Abbildung B-9: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle (vb_300_4,5_3)

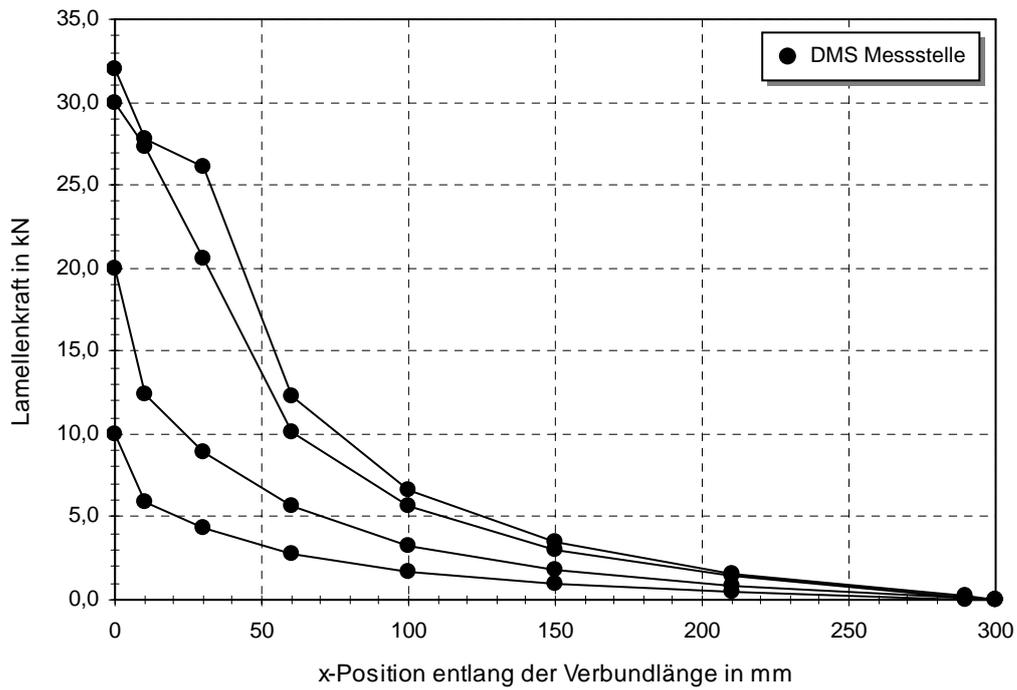


Abbildung B-10: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle (vb_300_4,5_4)

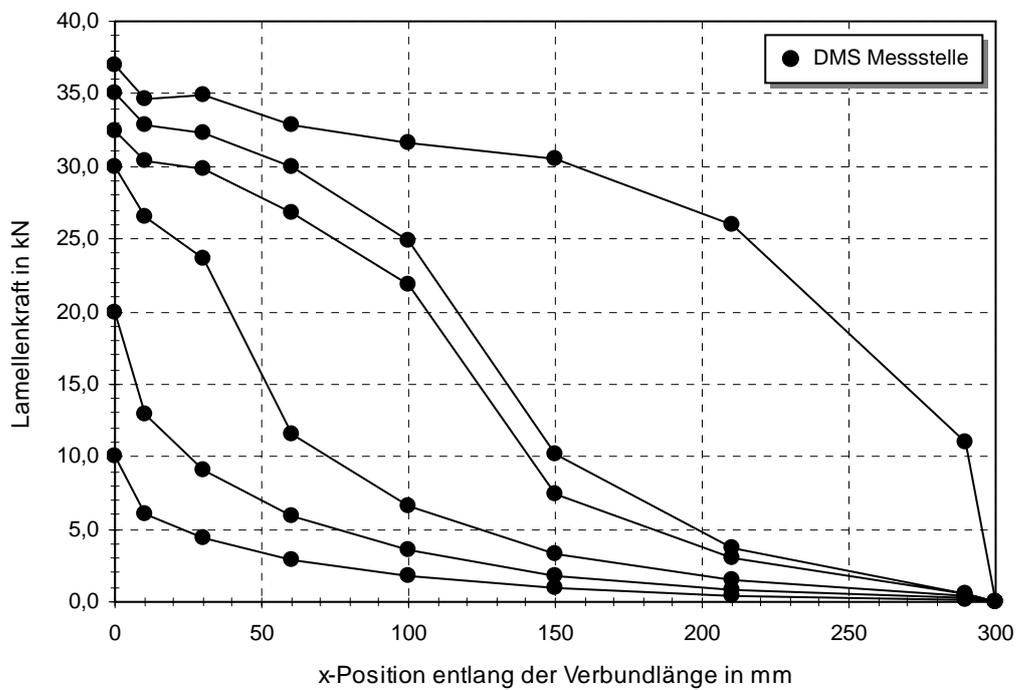


Abbildung B-11: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle (vb_300_4,5_5)

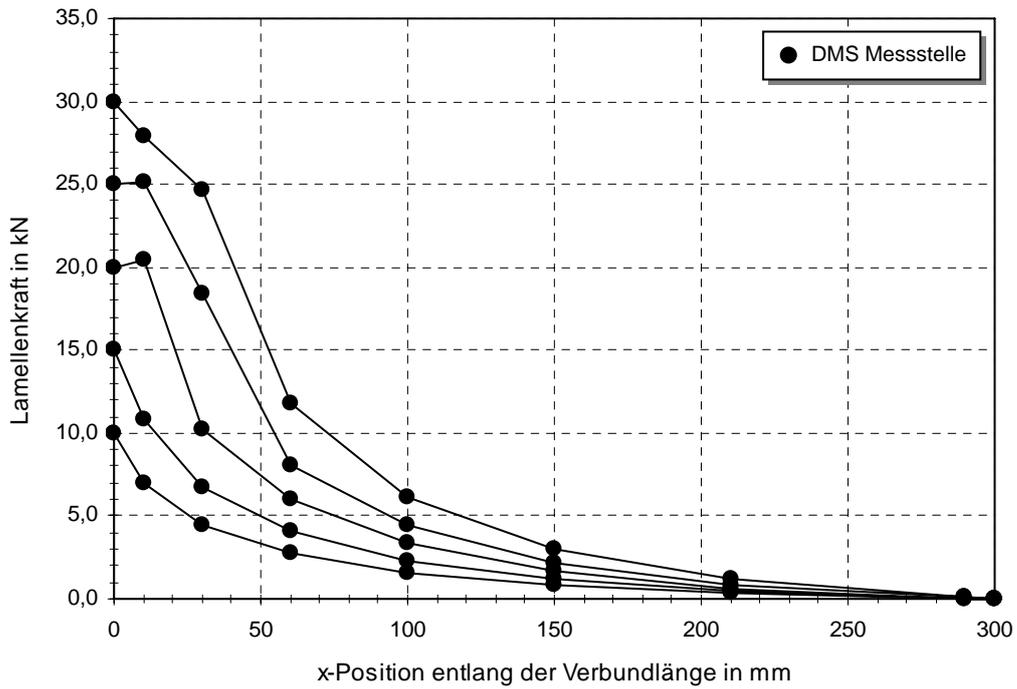


Abbildung B-12: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle (vb_300_9,0_1)

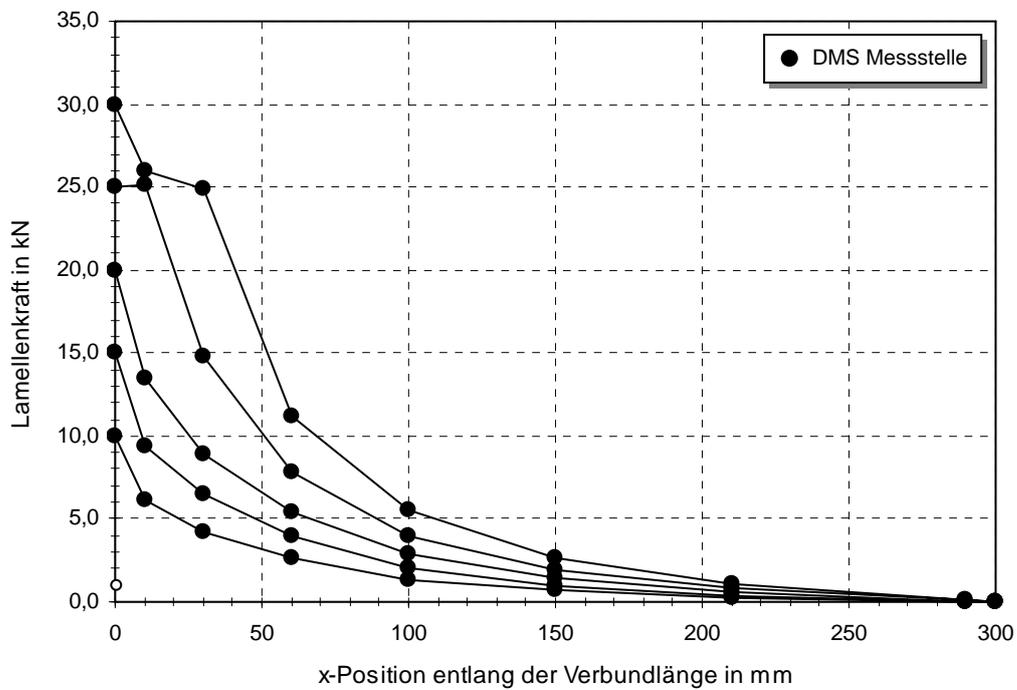


Abbildung B-13: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle (vb_300_9,0_2)

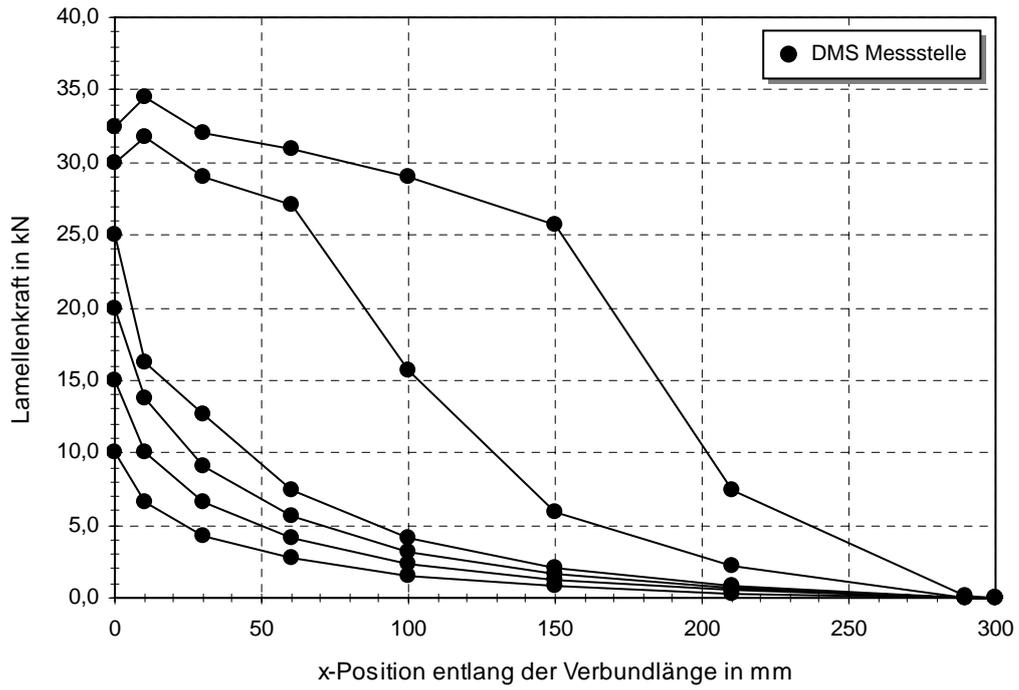


Abbildung B-14: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle (vb_300_9,0_3)

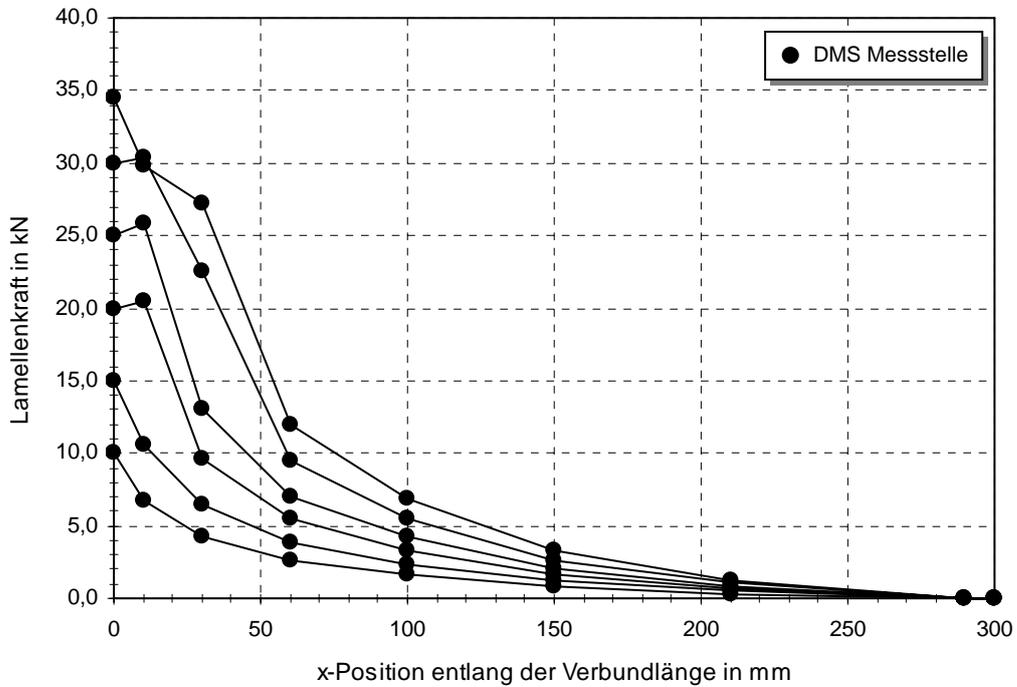


Abbildung B-15: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle (vb_300_9,0_4)

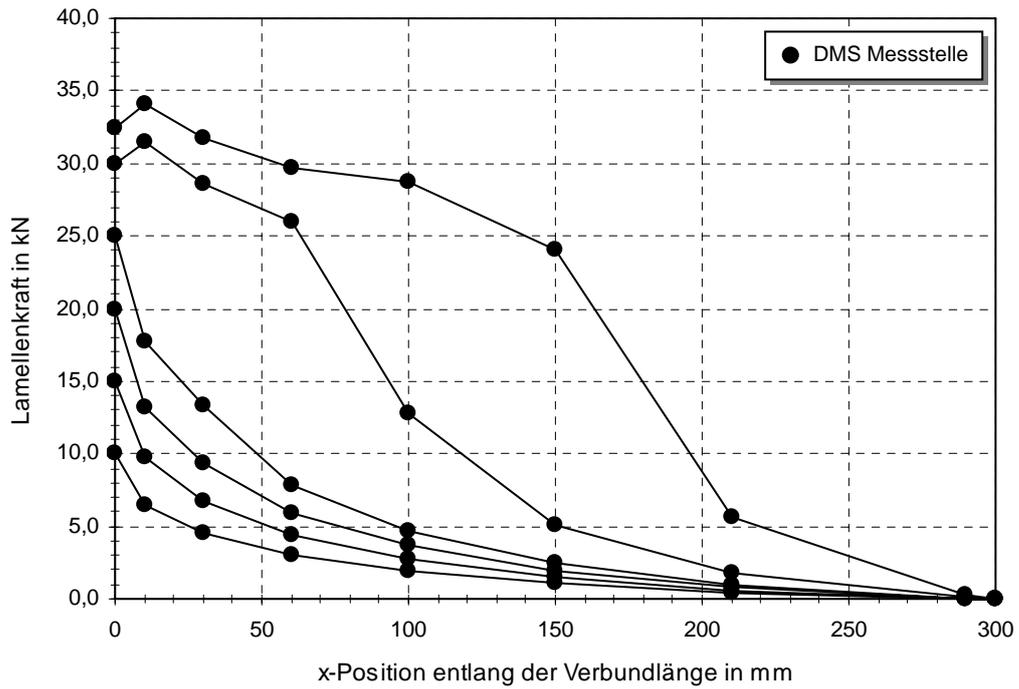


Abbildung B-16: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle (vb_300_9,0_5)

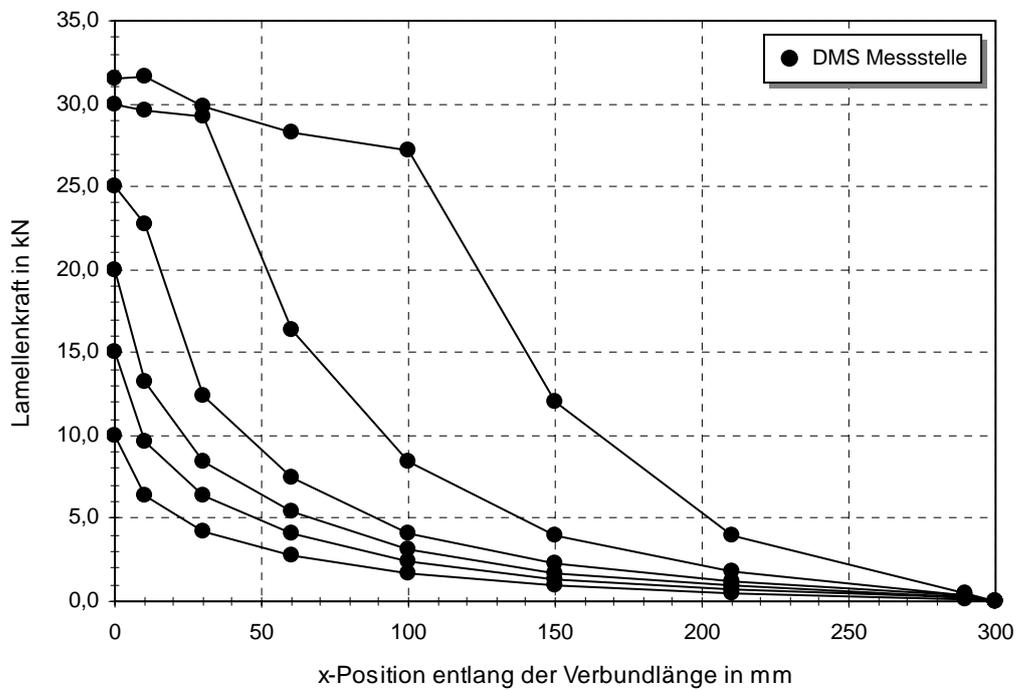


Abbildung B-17: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle (vb_300_4,5_20/95_1)

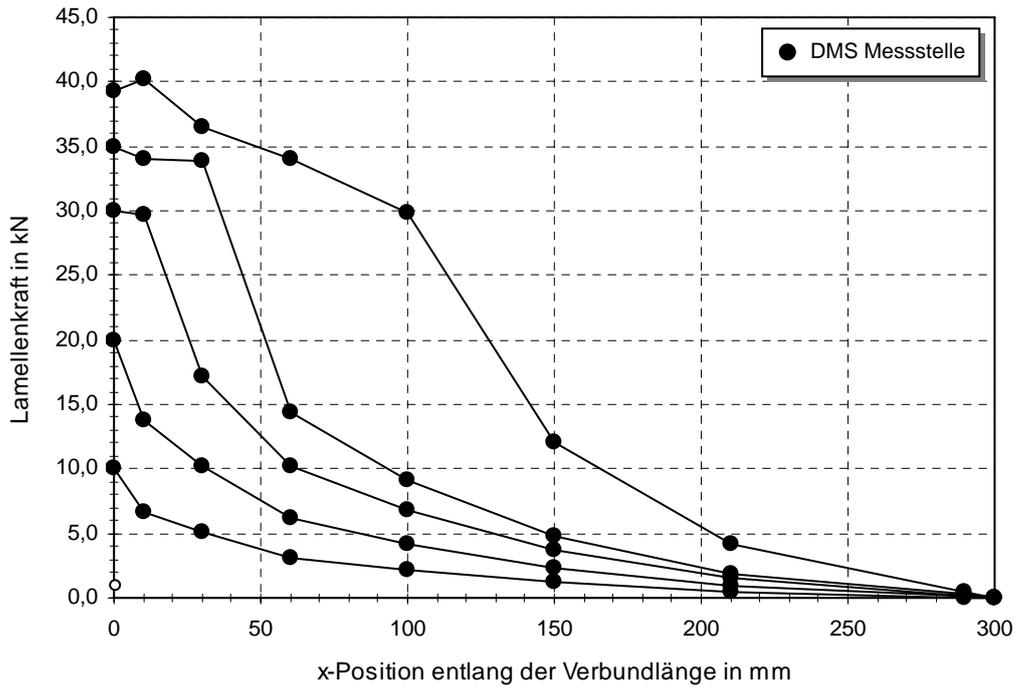


Abbildung B-18: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle
(vb_300_4,5_20/95_2)

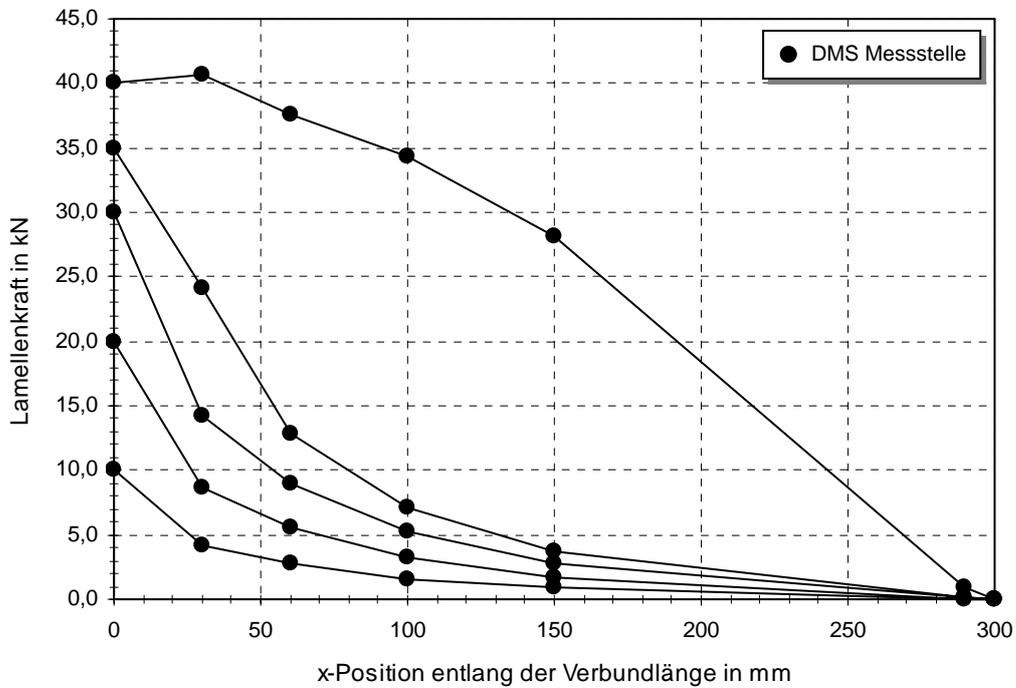


Abbildung B-19: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle
(vb_300_4,5_20/95_3), DMS 2 und 7 defekt

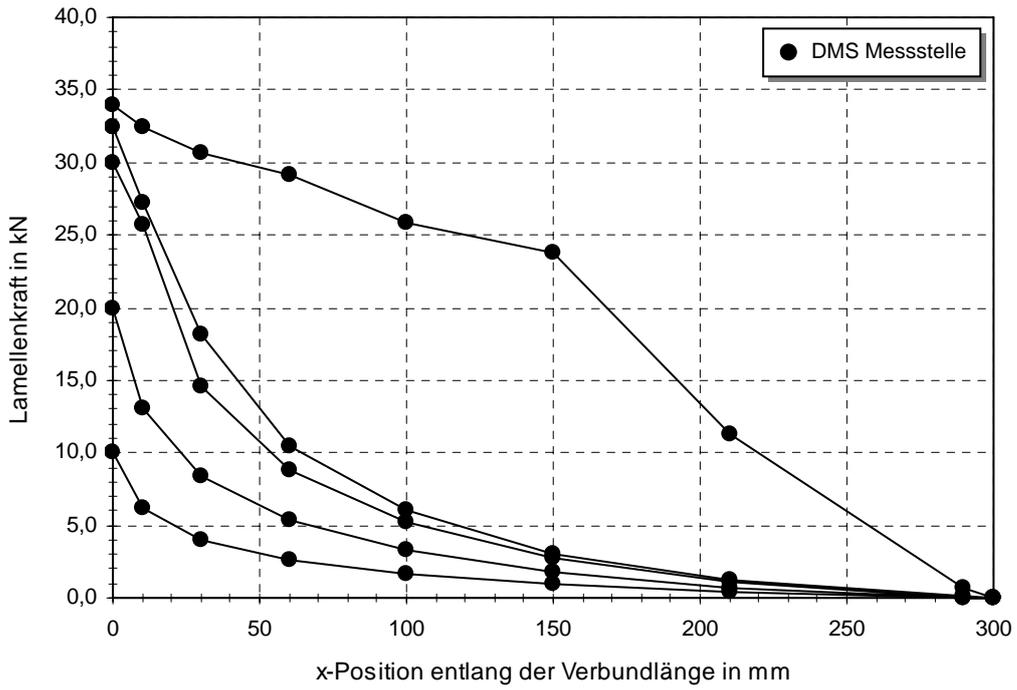


Abbildung B-20: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle
(vb_300_4,5_20/95_4)

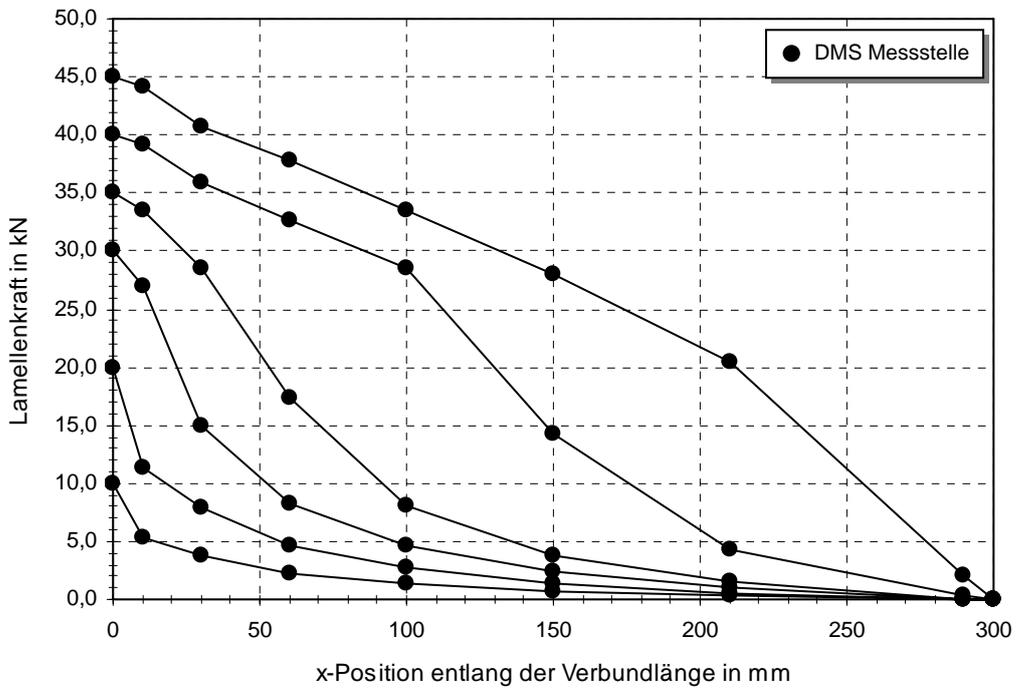


Abbildung B-21: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle
(vb_300_4,5_20/95_5)

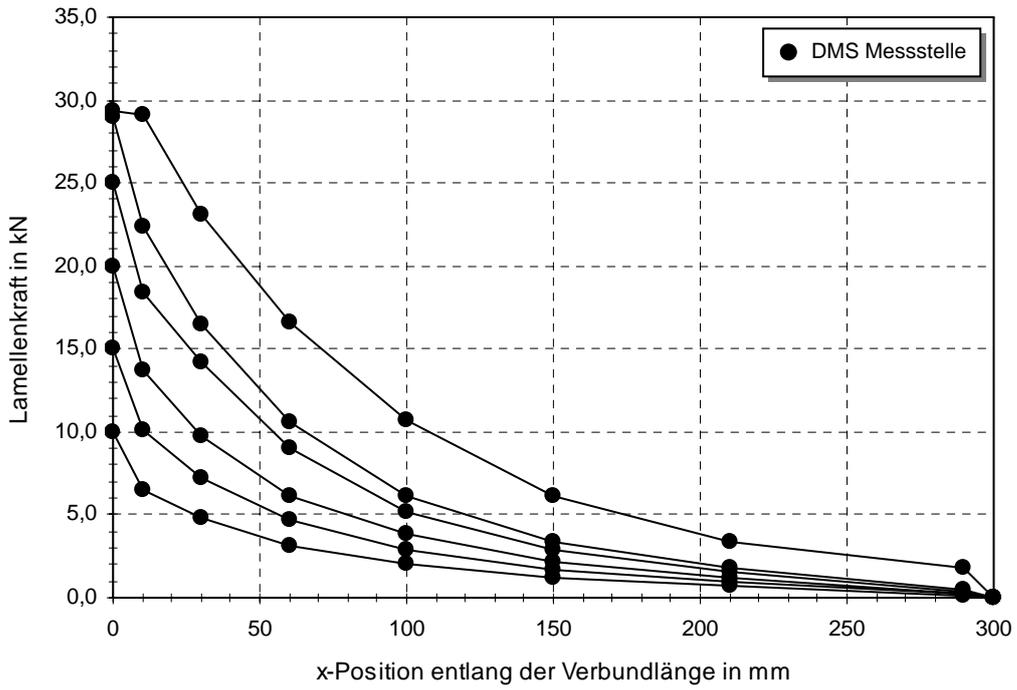


Abbildung B-22: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle
(vb_300_4,5_S330_6)

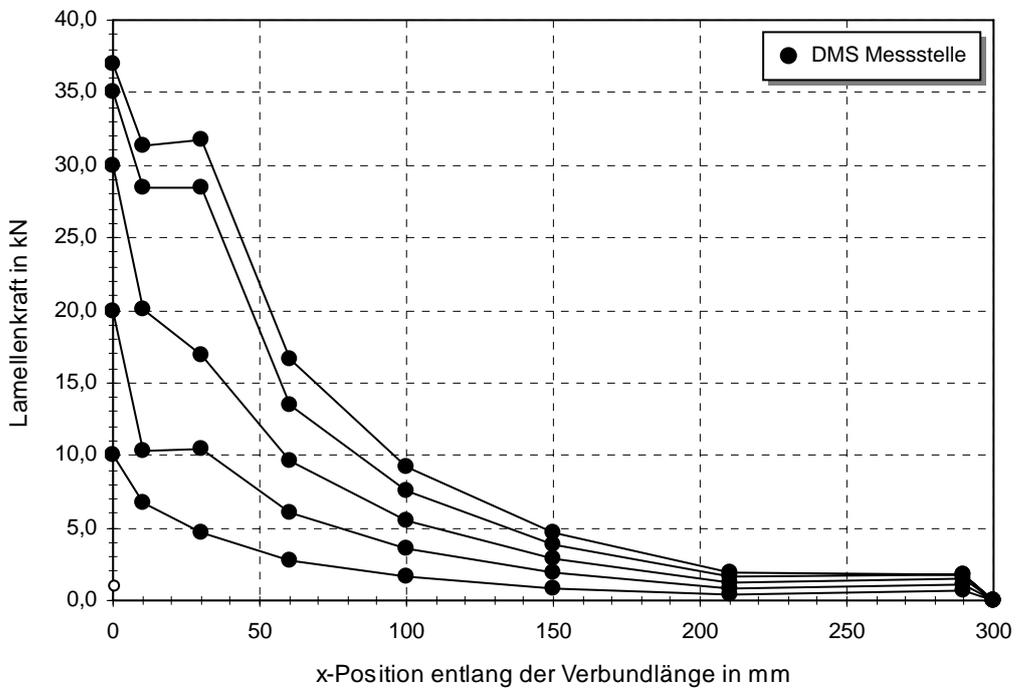


Abbildung B-23: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle
(vb_300_4,5_S330_7)

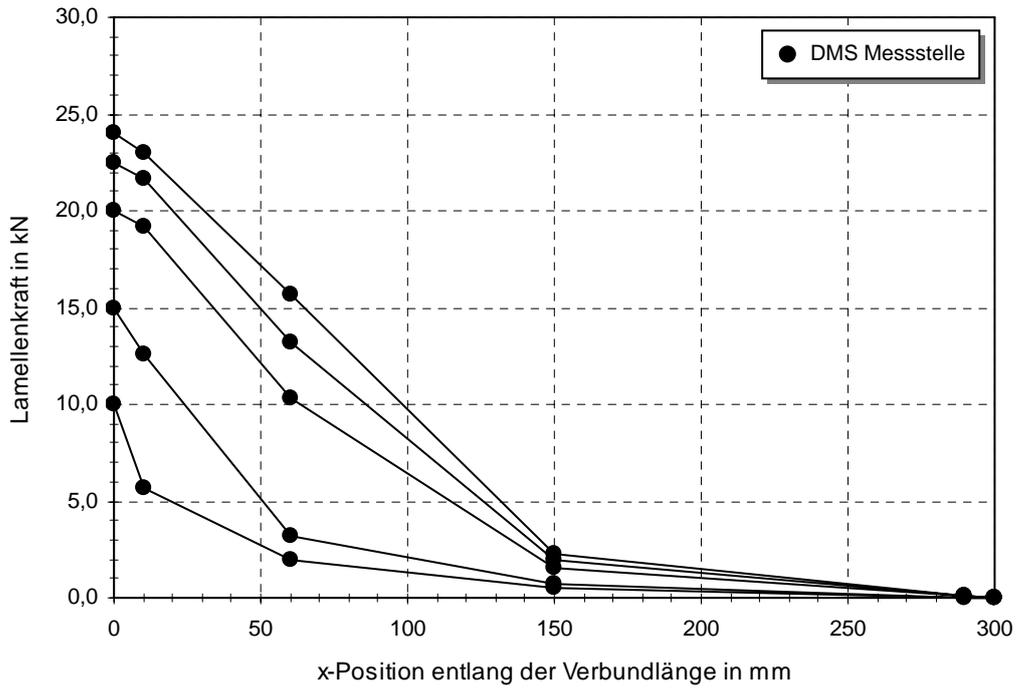


Abbildung B-24: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle
(vb_300_3,2_D1,2_1)

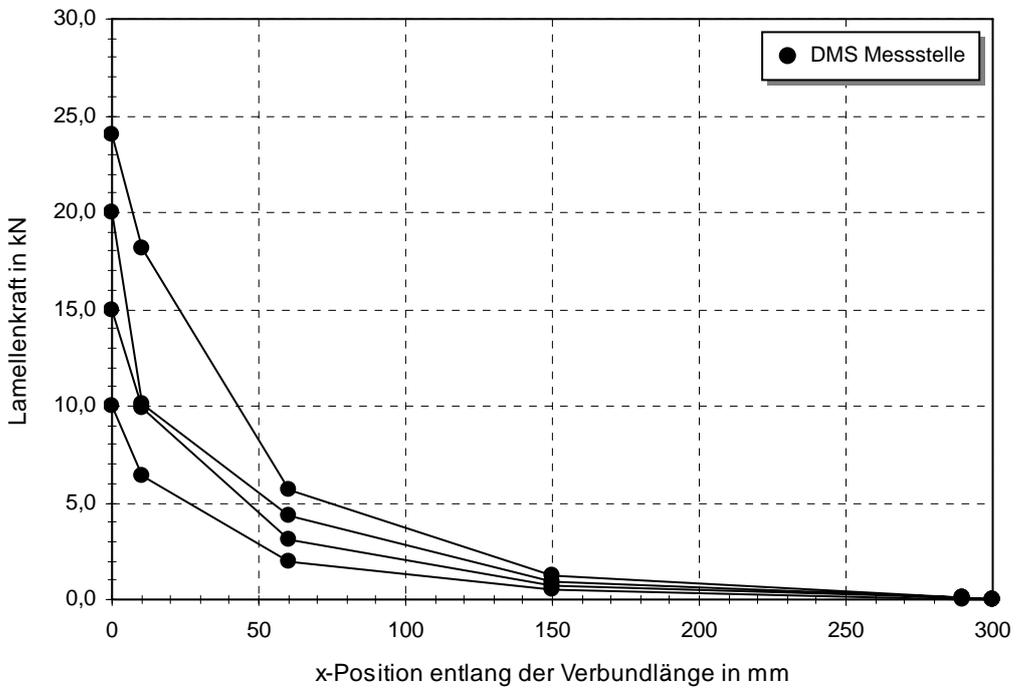


Abbildung B-25: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle
(vb_300_3,2_D1,2_2)

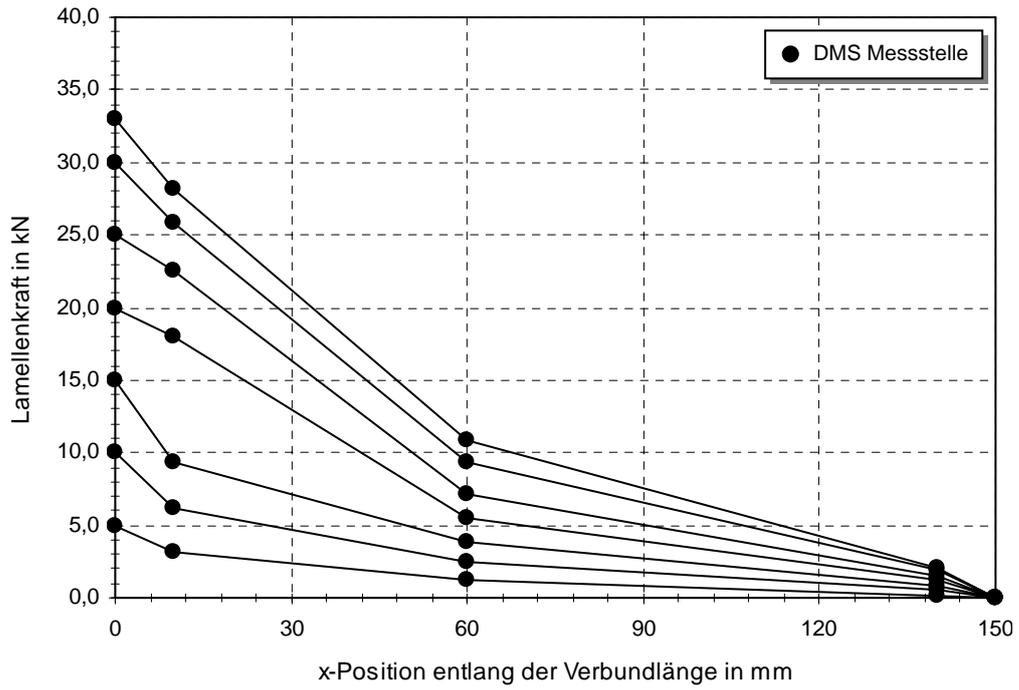


Abbildung B-26: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle
(vb_150_4,5_R20_1)

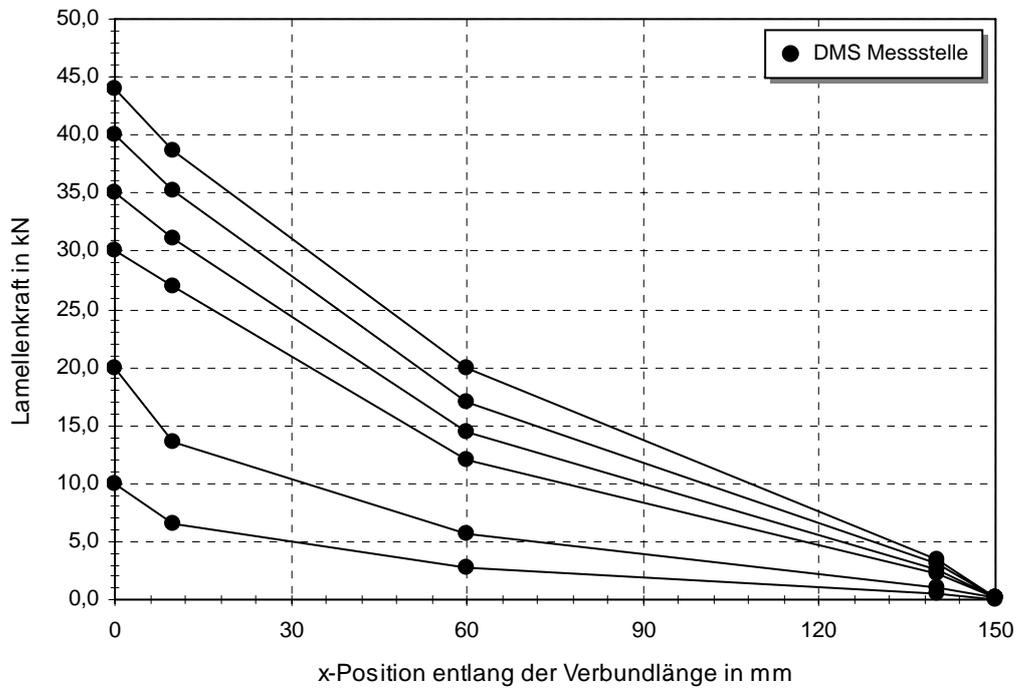


Abbildung B-27: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle
(vb_150_4,5_R20_2)

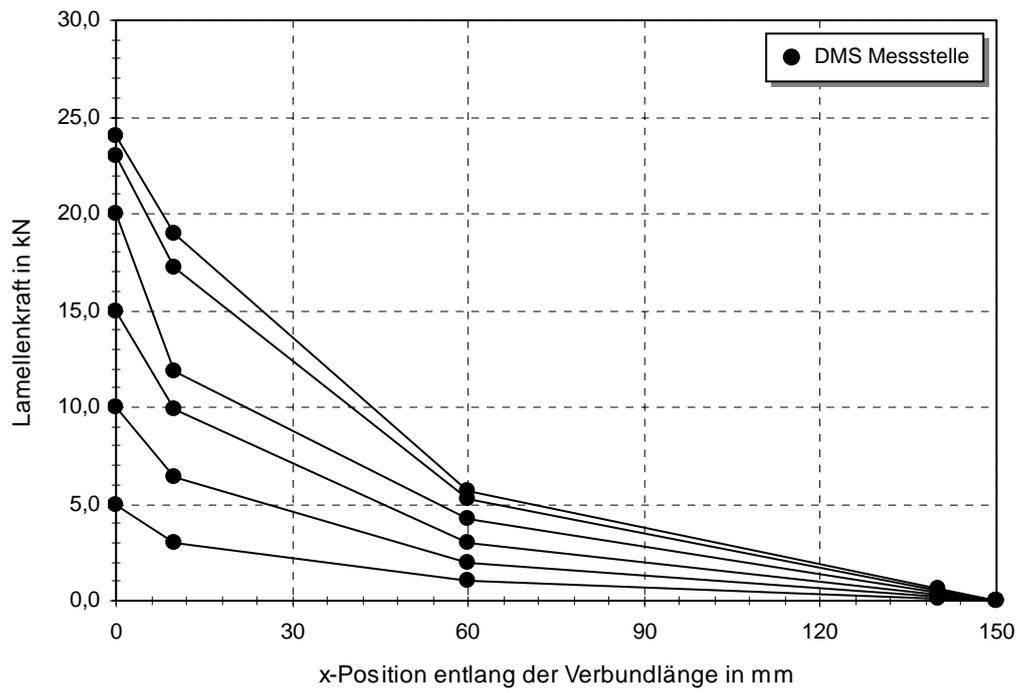


Abbildung B-28: Kraftverlauf entlang der CFK-Lamelle
(vb_150_3,2_R20_1)

B.4 Ermittlung der Holzfeuchte am Verbundprobekörper

Die Holzfeuchte des Verbundprobekörpers vb_300_4,5_20/95_5 wurde unmittelbar nach dem Verbundversuch gemäß [DIN EN ISO 13183] ermittelt. Zu diesem Zweck wurden acht Proben an unterschiedlichen Positionen nahe des Verbundbereichs entnommen. Alle Proben wiesen einen Querschnitt von ca. 3 x 3 cm sowie eine Länge von rund 15 cm auf. Abbildung B-29 zeigt die Entnahmestellen der Darrproben.

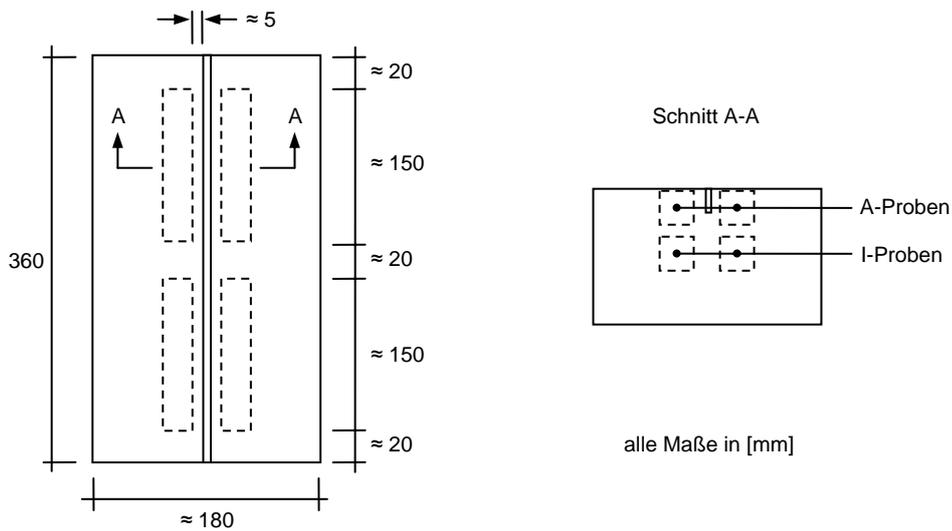


Abbildung B-29: Entnahmestellen der Darrproben am Verbundkörper vb_300_4,5_20/95_5

Tabelle B-3: Ergebnisse des Darrversuchs am Verbundkörper vb_300_4,5_20/95_5

Probe	m_u [g]	m_0 [g]	u [%]	Probe	m_u [g]	m_0 [g]	u [%]
A_1	78,32	68,35	14,6	I_1	55,88	51,75	13,8
A_2	70,66	61,95	14,1	I_2	66,44	57,94	14,7
A_3	55,58	48,48	14,6	I_3	79,49	69,06	15,1 ¹⁾
A_4	77,95	69,90	11,5 ¹⁾	I_4	62,17	54,63	13,8
			Mittelwert:	14,4			
					Mittelwert:		
					14,1		

¹⁾ Die Ergebnisse wurden nicht berücksichtigt, da es am Probekörper zu einem Austritt von Harz kam

Anhang C: Ergebnisse der Trägerversuche

C.1 Versuchsdaten der Trägerversuche

Nr.	Versuch	F_{max} [kN]	M_{max} [kNm]	l_c [mm]	A_c [mm ²]	ρ [%]	$f_{sz,oben}$ [N/mm ²]	$f_{sz,unten}$ [N/mm ²]	$E_{I,global}$ [N/mm ²]	$E_{I,local}$ [N/mm ²]	$E_{I,m}$ [N/mm ²]	u [%]	Versuchsbeschreibung
1	trv_REF_1	101,6	91,8	-	0	0,00	36,0	36,0	4,77·10 ¹²	5,03·10 ¹²	4,90·10 ¹²	n.b.	
2	trv_REF_2	92,1	83,3	-	0	0,00	32,6	32,6	5,09·10 ¹²	5,46·10 ¹²	5,27·10 ¹²	n.b.	
3	trv_REF_3	98,3	93,1	-	0	0,00	36,2	36,2	5,05·10 ¹²	5,22·10 ¹²	5,13·10 ¹²	n.b.	unverstärkte Referenzträger
4	trv_REF_4	103,3	95,1	-	0	0,00	37,2	37,2	4,91·10 ¹²	5,63·10 ¹²	5,27·10 ¹²	n.b.	
5	trv_REF_5	109,6	103,5	-	0	0,00	40,3	40,3	5,27·10 ¹²	5,71·10 ¹²	5,49·10 ¹²	n.b.	
6	trv_REF_6	98,1	91,7	-	0	0,00	36,2	36,2	4,74·10 ¹²	5,27·10 ¹²	5,00·10 ¹²	10,9	
7	trv_REF_7	76,7	70,2	-	0	0,00	27,6	27,6	4,62·10 ¹²	4,93·10 ¹²	4,78·10 ¹²	11,8	
8	trv_0,22_1	116,4	104,8	5.300	96	0,22	39,0	36,6	5,58·10 ¹²	6,20·10 ¹²	5,89·10 ¹²	n.b.	Verstärkung unten: 1 x S812
9	trv_0,22_2	130,3	117,4	5.300	96	0,22	43,6	40,7	5,12·10 ¹²	5,68·10 ¹²	5,40·10 ¹²	n.b.	
10	trv_0,23_1	97,0	88,3	5.300	100	0,23	33,0	30,7	4,56·10 ¹²	4,72·10 ¹²	4,64·10 ¹²	n.b.	
11	trv_0,23_2	116,4	107,5	5.300	100	0,23	40,0	37,7	4,92·10 ¹²	5,46·10 ¹²	5,19·10 ¹²	n.b.	Verstärkung seitlich: 2 x S2.025
12	trv_0,23_3	87,6	81,2	5.300	100	0,23	30,2	28,4	4,92·10 ¹²	5,28·10 ¹²	5,10·10 ¹²	n.b.	
13	trv_0,35_1	160,0	147,1	5.300	150	0,35	55,0	50,5	5,57·10 ¹²	6,29·10 ¹²	5,93·10 ¹²	10,1	
14	trv_0,35_2	145,6	135,8	5.300	150	0,35	49,9	45,3	5,04·10 ¹²	5,57·10 ¹²	5,30·10 ¹²	10,4	Verstärkung unten: 3 x S2.025
15	trv_0,35_3	144,6	131,1	5.300	150	0,35	47,0	42,6	5,23·10 ¹²	5,62·10 ¹²	5,43·10 ¹²	12,3	
16	trv_0,35_VGS_1	111,2	102,4	5.300	150	0,35	37,5	34,0	5,19·10 ¹²	5,59·10 ¹²	5,39·10 ¹²	10,6	Verstärkung unten: 3 x S2.025 + VGS Ø8mm (zweireihig) im Abstand a = 360 mm
17	trv_0,35_VGS_2	147,7	136,2	5.300	150	0,35	50,3	45,9	5,43·10 ¹²	6,20·10 ¹²	5,82·10 ¹²	10,6	
18	trv_0,35_VGS_3	128,4	116,7	5.300	150	0,35	42,9	39,0	5,35·10 ¹²	5,79·10 ¹²	5,57·10 ¹²	10,0	
19	trv_0,35_K_1	142,0	132,4	3.120	150	0,35	49,0	45,2	5,95·10 ¹²	6,91·10 ¹²	6,43·10 ¹²	11,0	Verstärkung unten: 3 x S2.025 reduzierte Lamellenlänge
20	trv_0,35_K_2	129,7	120,1	3.120	150	0,35	43,9	39,9	5,27·10 ¹²	5,69·10 ¹²	5,48·10 ¹²	10,6	
21	trv_0,35_K_3	102,6	93,7	3.120	150	0,35	33,7	30,4	4,83·10 ¹²	5,36·10 ¹²	5,09·10 ¹²	10,9	
22	trv_0,81_1	151,9	139,7	5.300	350	0,81	46,7	37,4	5,37·10 ¹²	5,80·10 ¹²	5,59·10 ¹²	12,0	Verstärkung unten + seitlich: 5 x S2.025 + 2 x S2.025
23	trv_0,81_2	169,7	153,0	5.300	350	0,81	53,2	44,9	6,41·10 ¹²	7,50·10 ¹²	6,96·10 ¹²	11,8	
24	trv_0,91_1	189,0	173,5	5.300	392	0,91	59,1	47,3	6,41·10 ¹²	6,88·10 ¹²	6,65·10 ¹²	n.b.	Verstärkung unten + seitlich: 2 x S812 + 4 x S2.025
25	trv_0,91_2	184,7	167,4	5.300	392	0,91	56,9	46,7	6,79·10 ¹²	8,06·10 ¹²	7,42·10 ¹²	12,4	
26	trv_0,91_3	174,0	157,9	5.300	392	0,91	52,0	41,1	6,07·10 ¹²	6,72·10 ¹²	6,40·10 ¹²	11,7	

C.2 Kraft-Weg-Verläufe der Trägerversuche

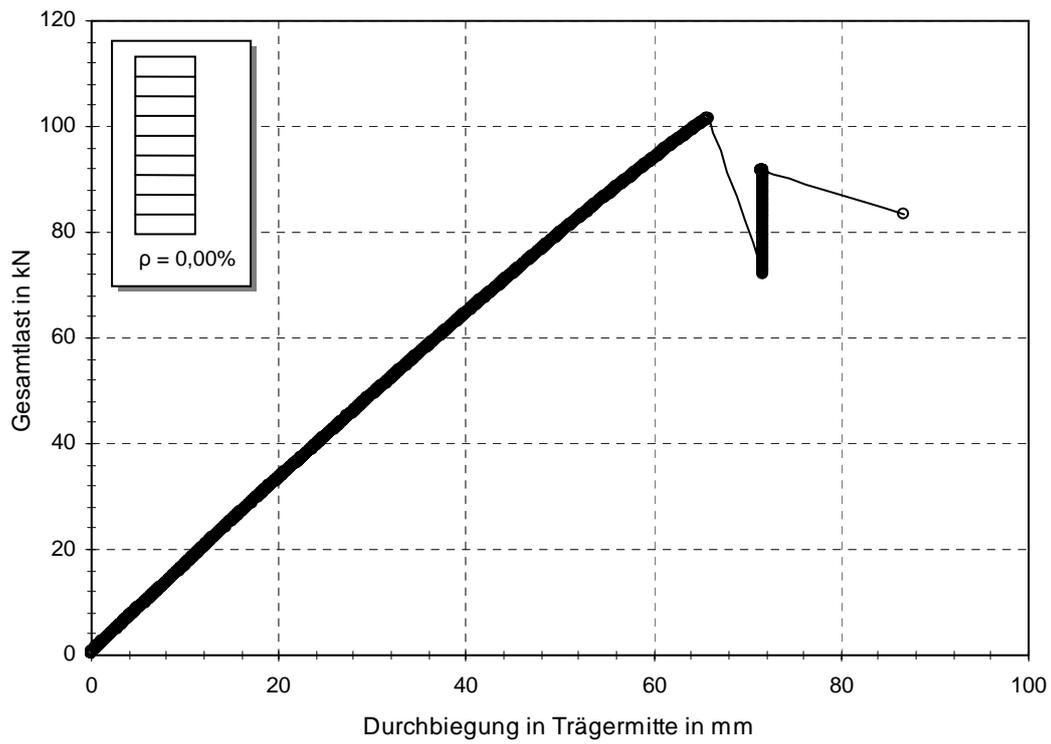


Abbildung C-1: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_REF_1

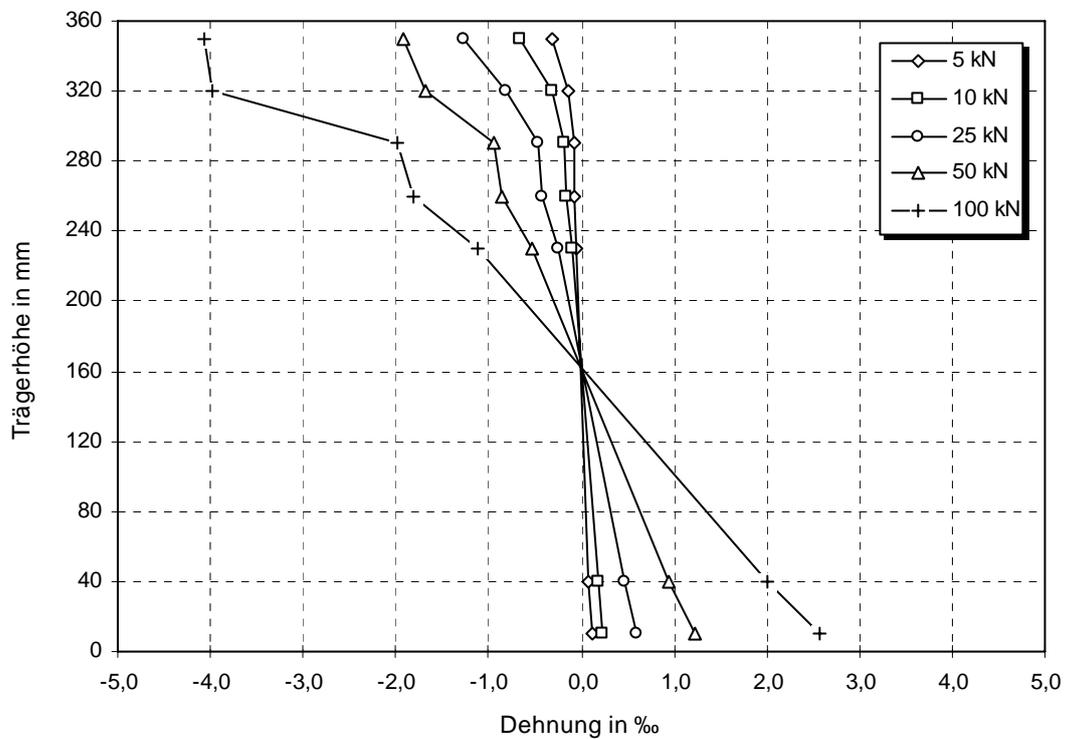


Abbildung C-2: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_REF_1

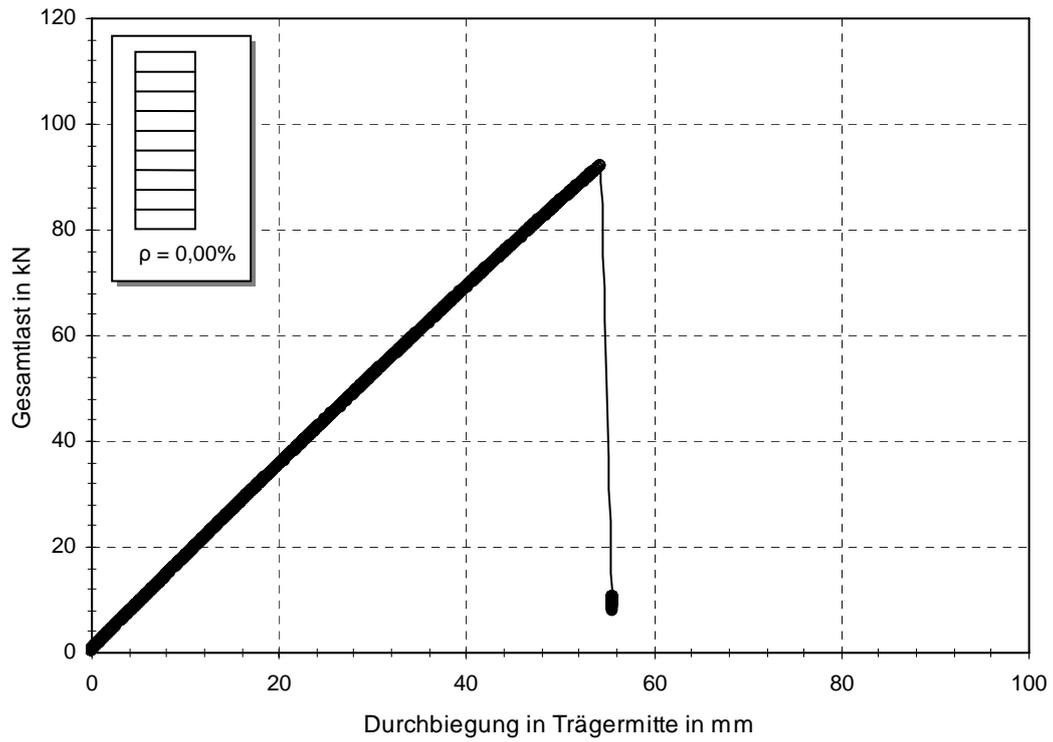


Abbildung C-3: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_REF_2

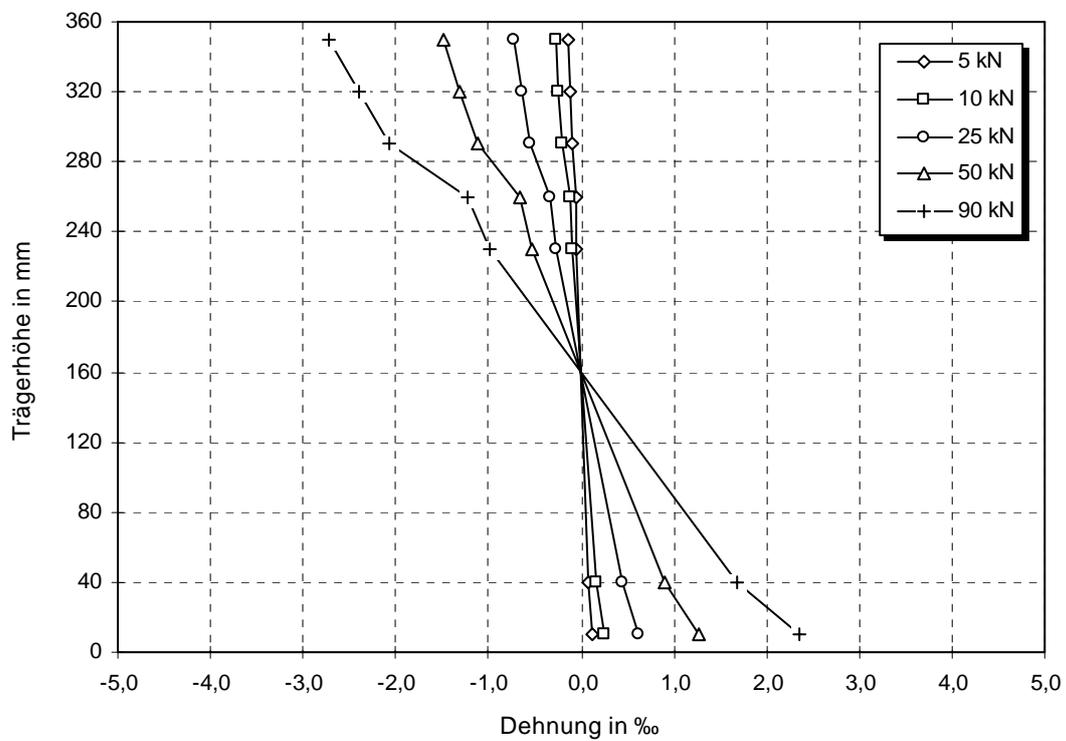


Abbildung C-4: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_REF_2

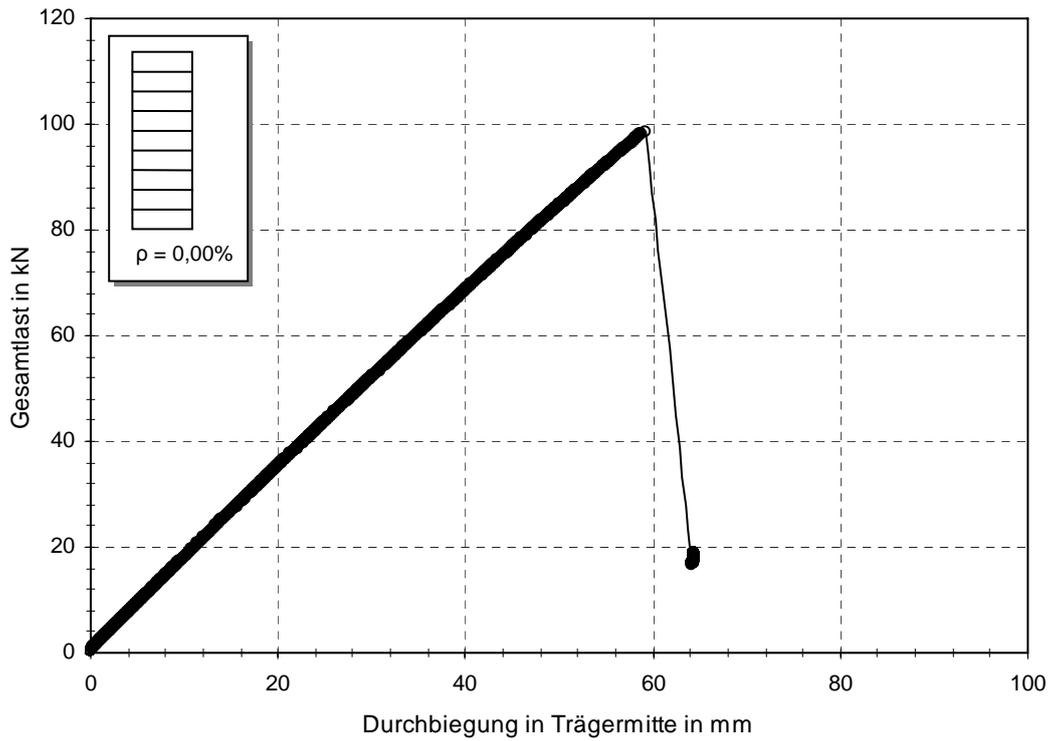


Abbildung C-5: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_REF_3

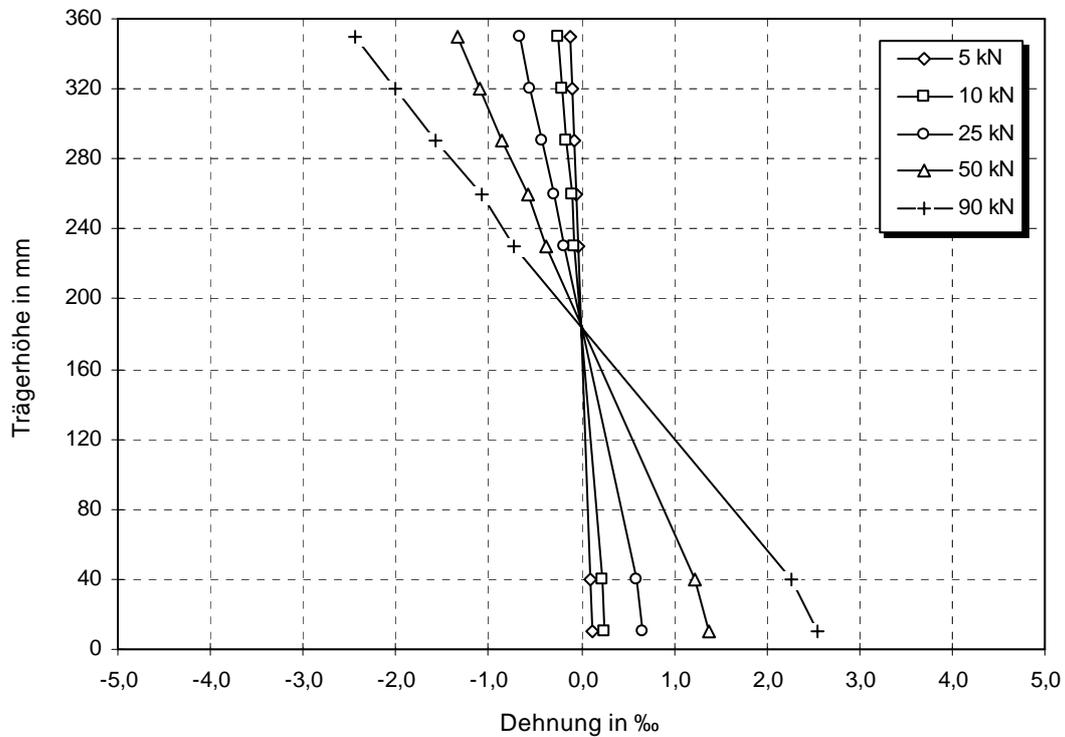
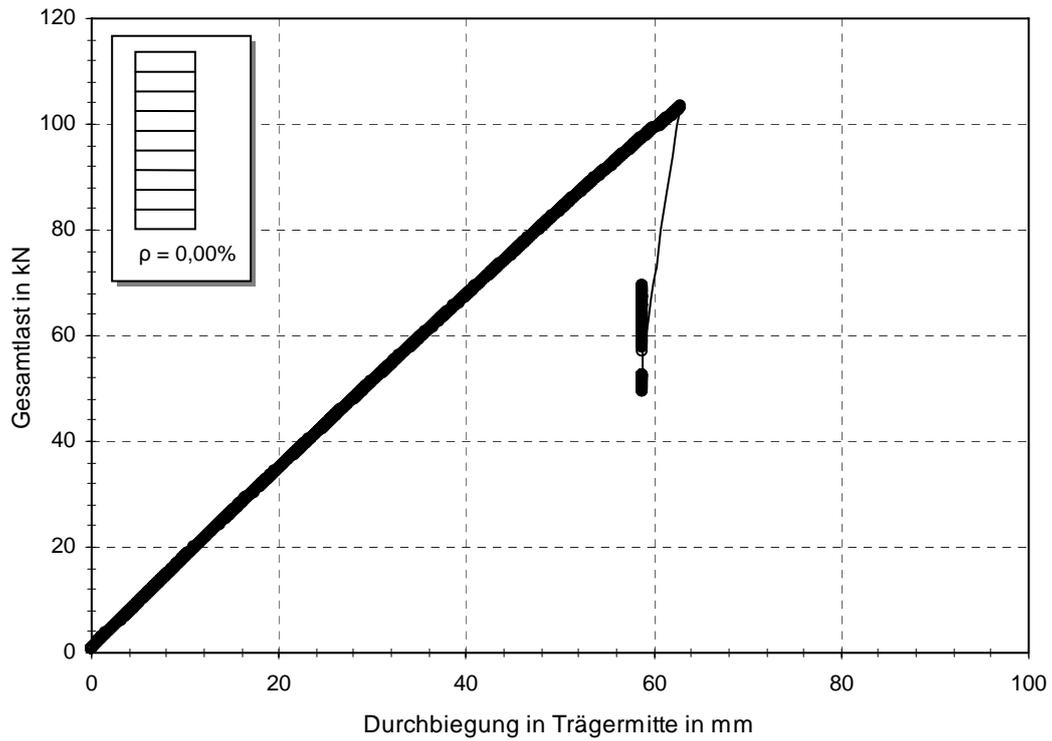
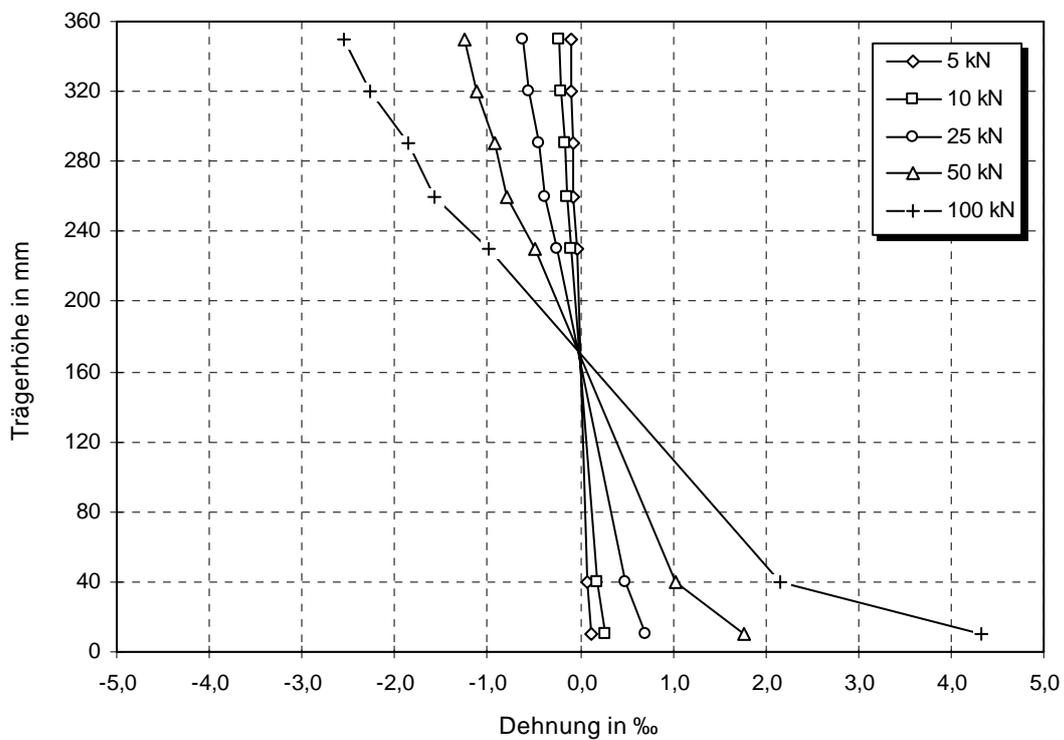


Abbildung C-6: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_REF_3

Abbildung C-7: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs *trv_REF_4*Abbildung C-8: Dehnungsverläufe des Versuchs *trv_REF_4*

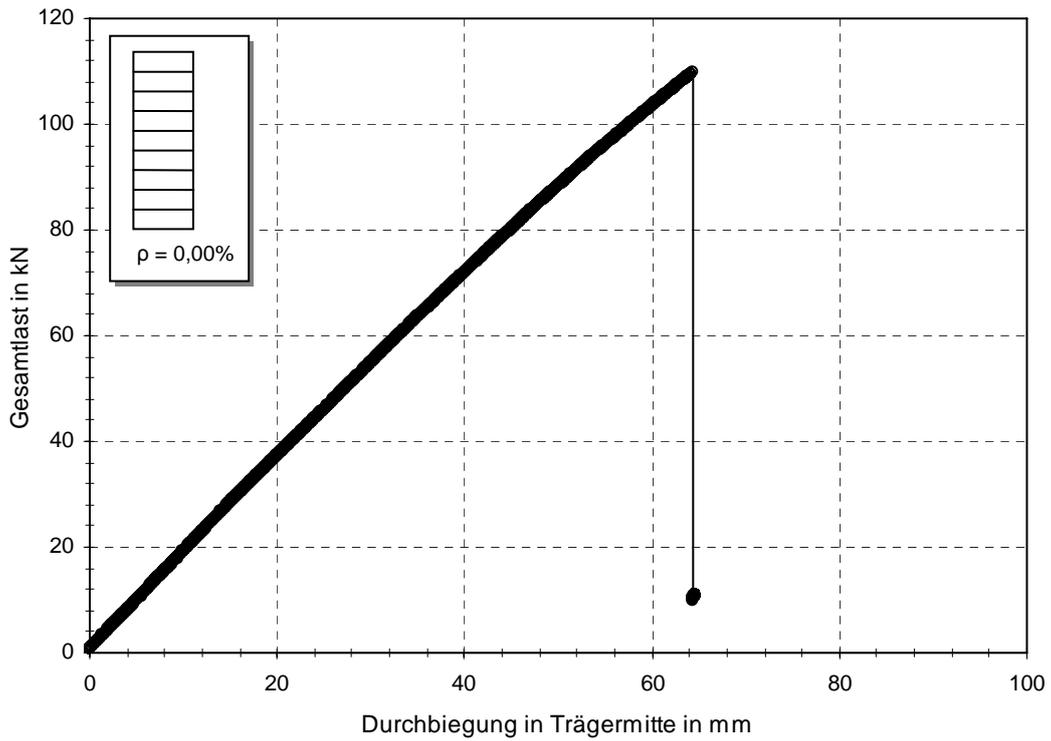


Abbildung C-9: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_REF_5

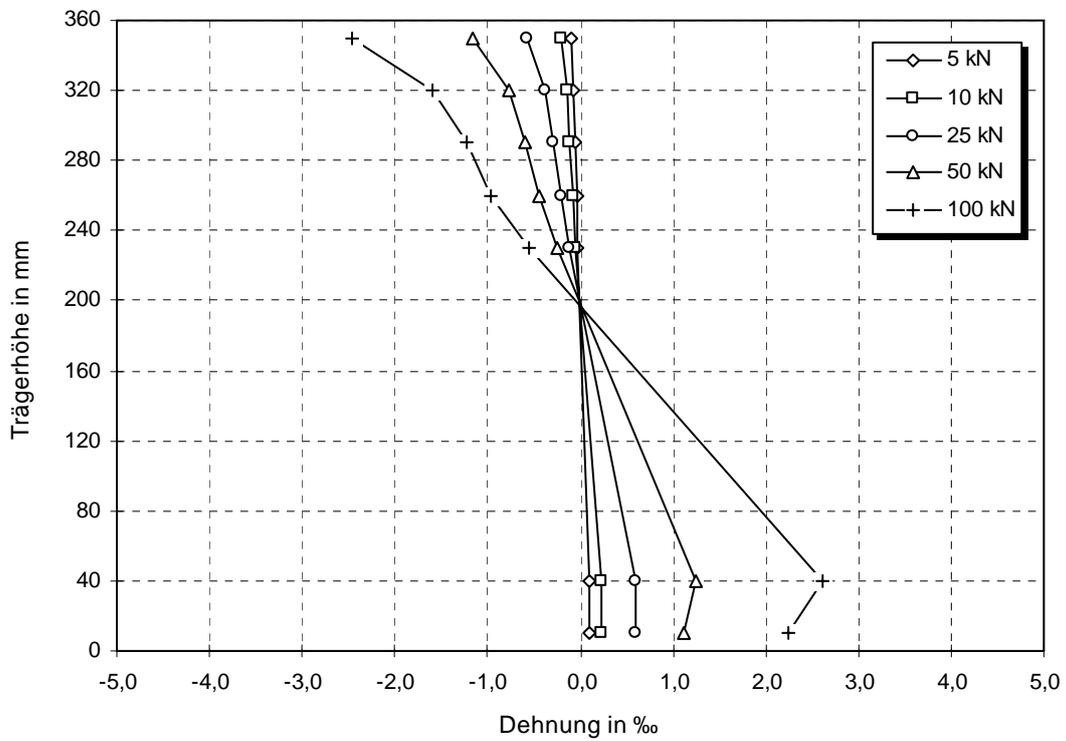


Abbildung C-10: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_REF_5

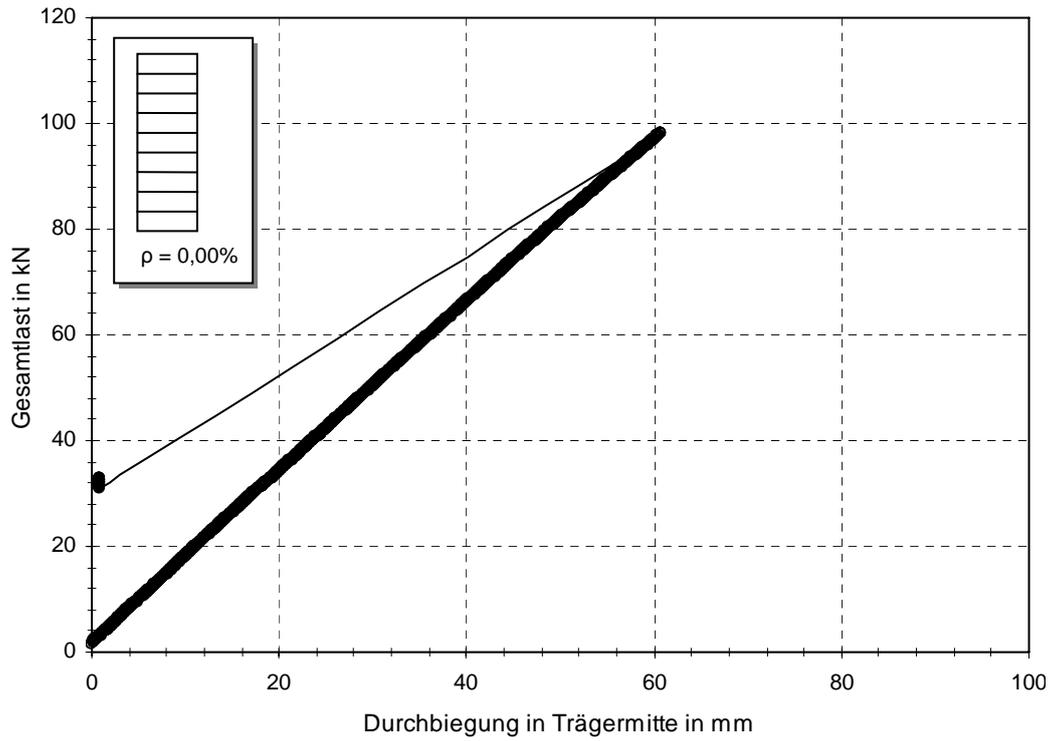


Abbildung C-11: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_REF_6

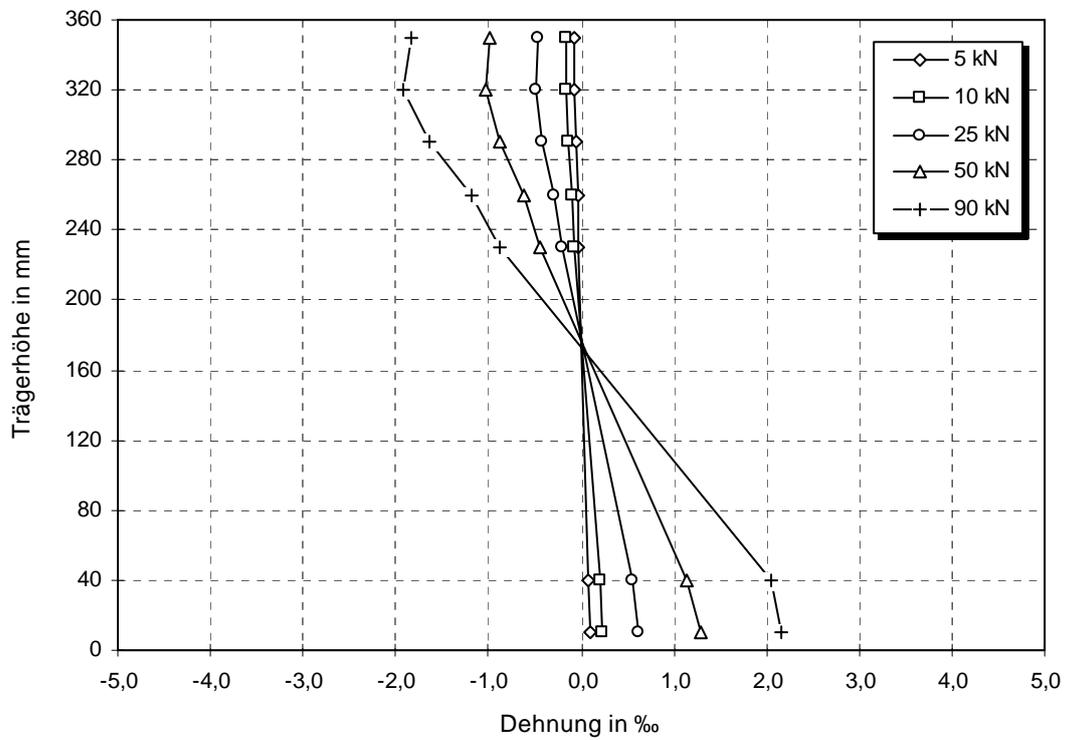


Abbildung C-12: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_REF_6

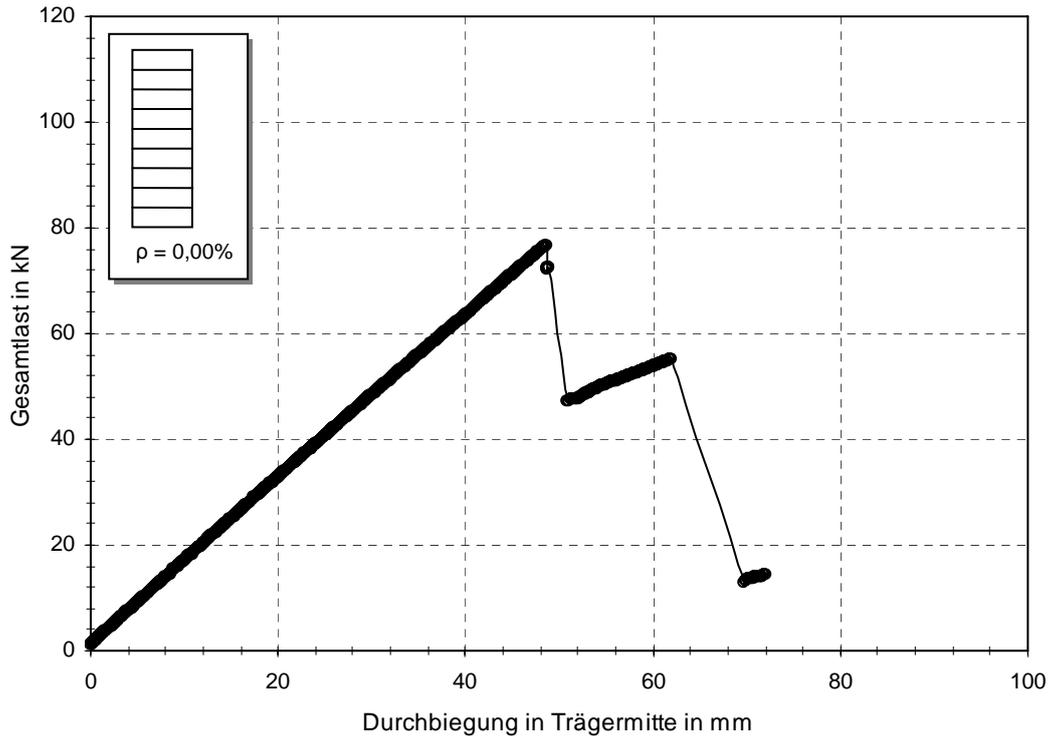


Abbildung C-13: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_REF_7

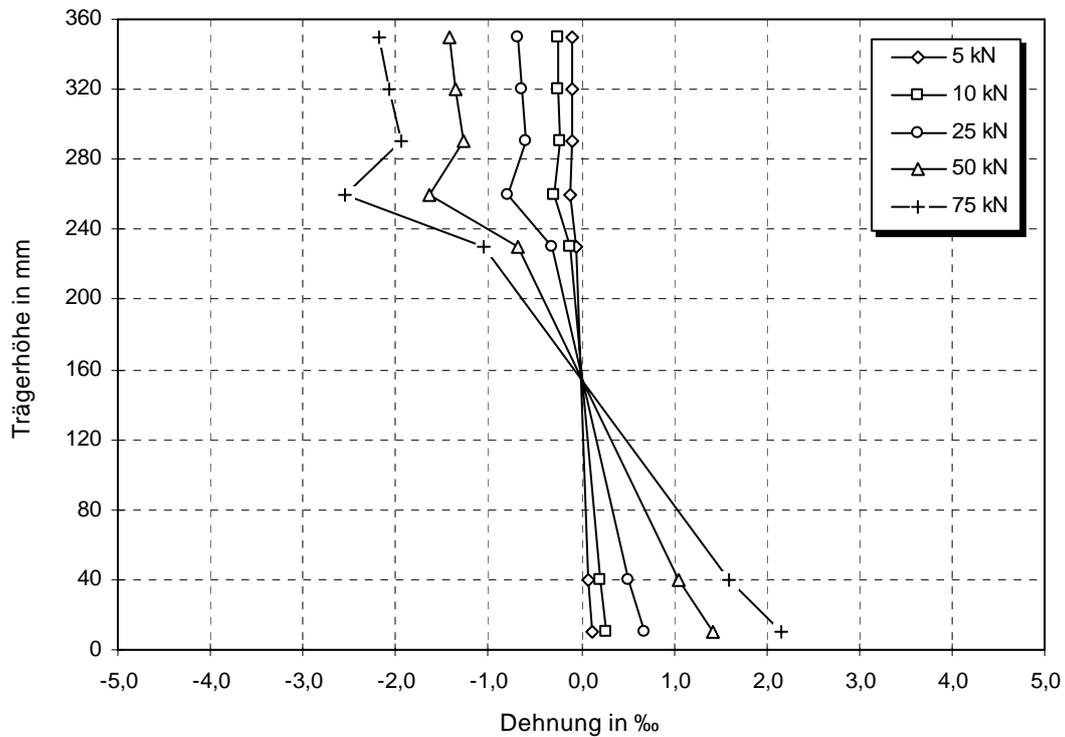


Abbildung C-14: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_REF_7

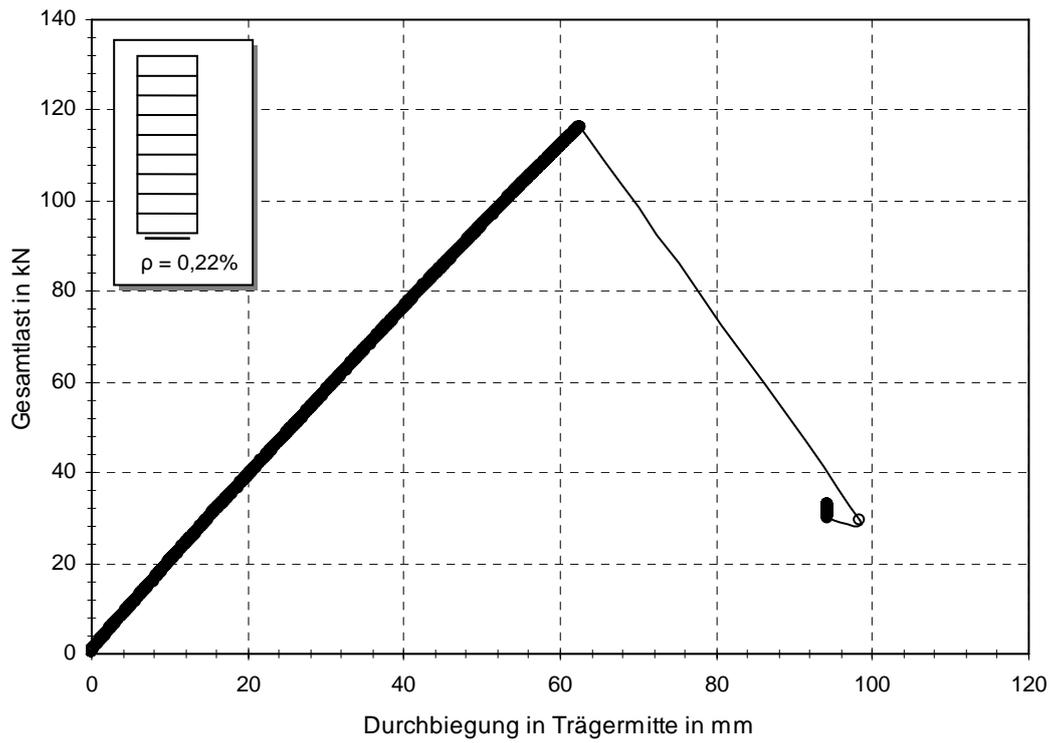


Abbildung C-15: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_0,22_1

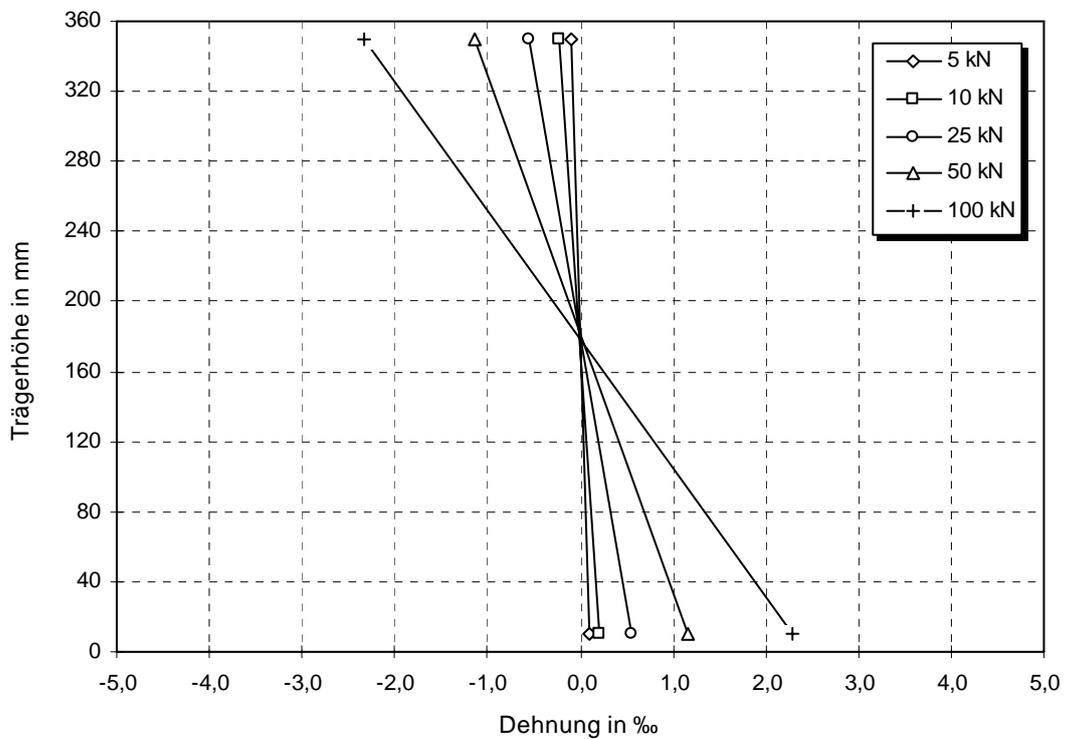


Abbildung C-16: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_0,22_1

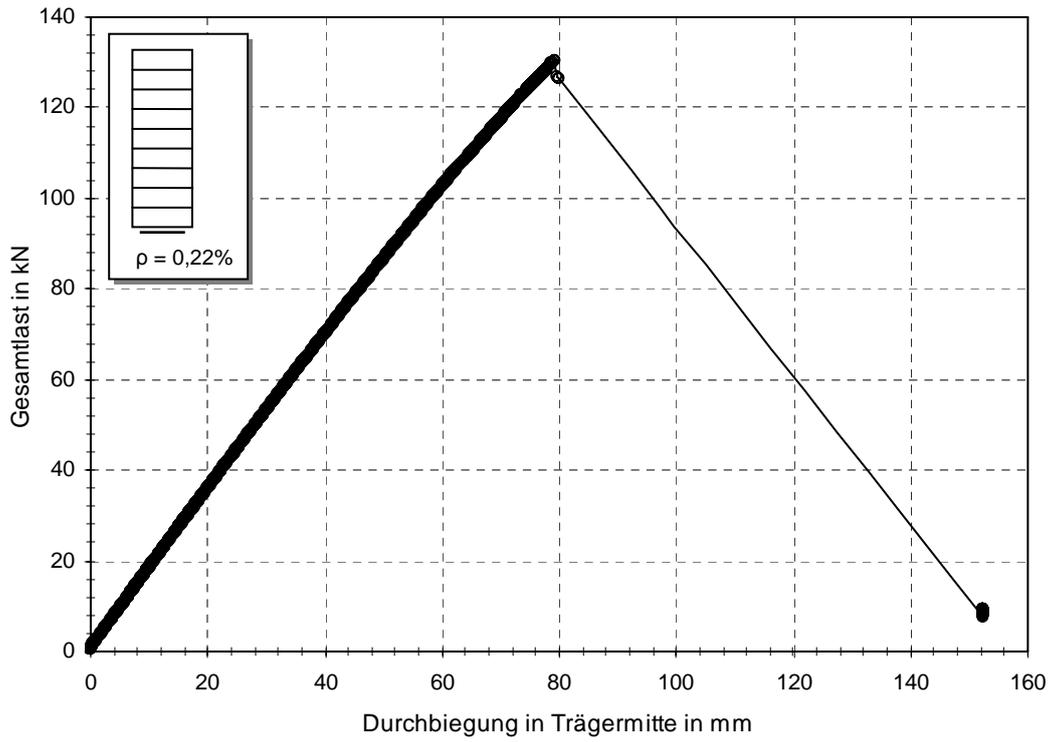


Abbildung C-17: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_0,22_2

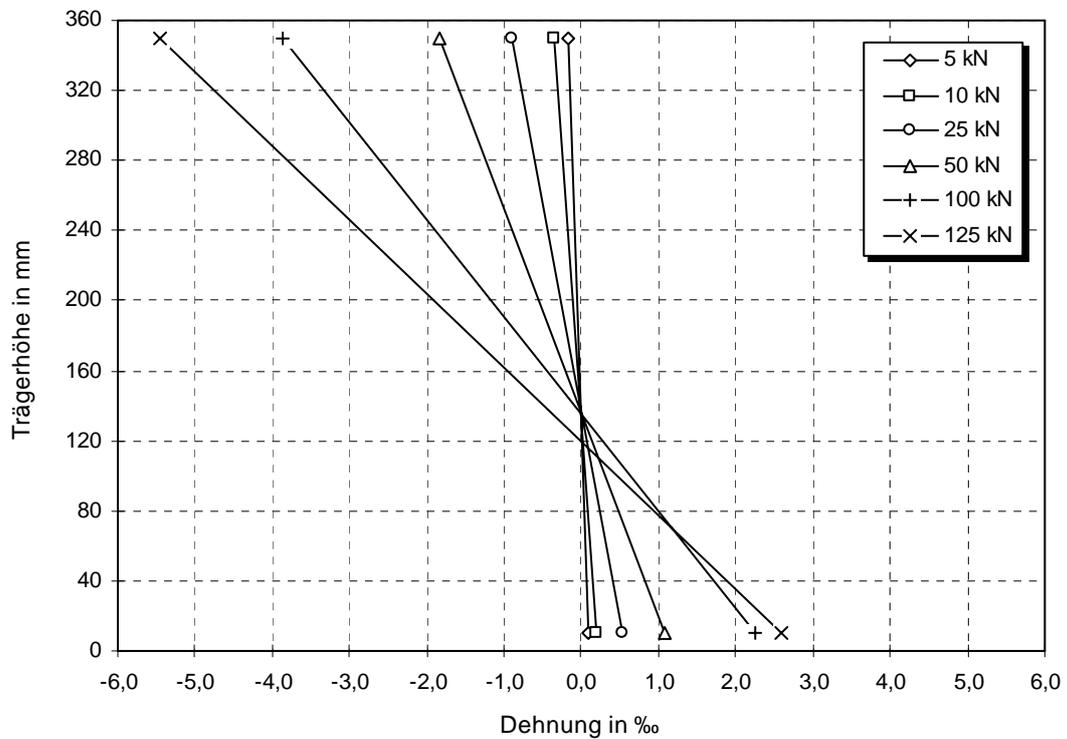


Abbildung C-18: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_0,22_2

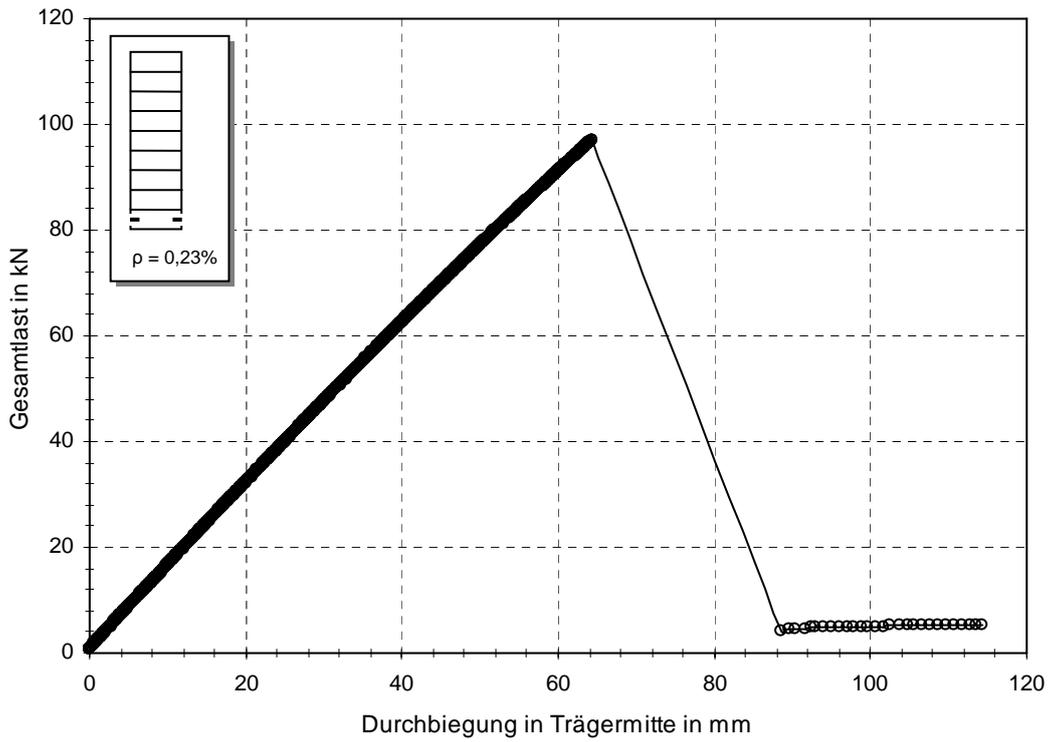


Abbildung C-19: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_0,23_1

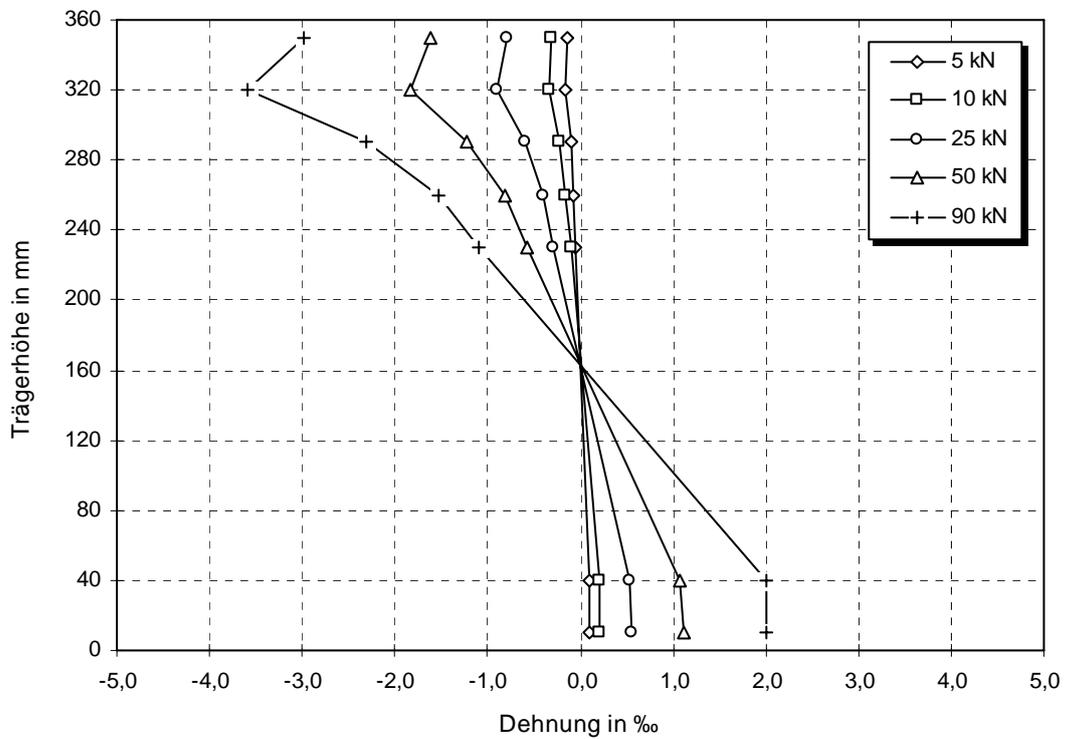


Abbildung C-20: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_0,23_1

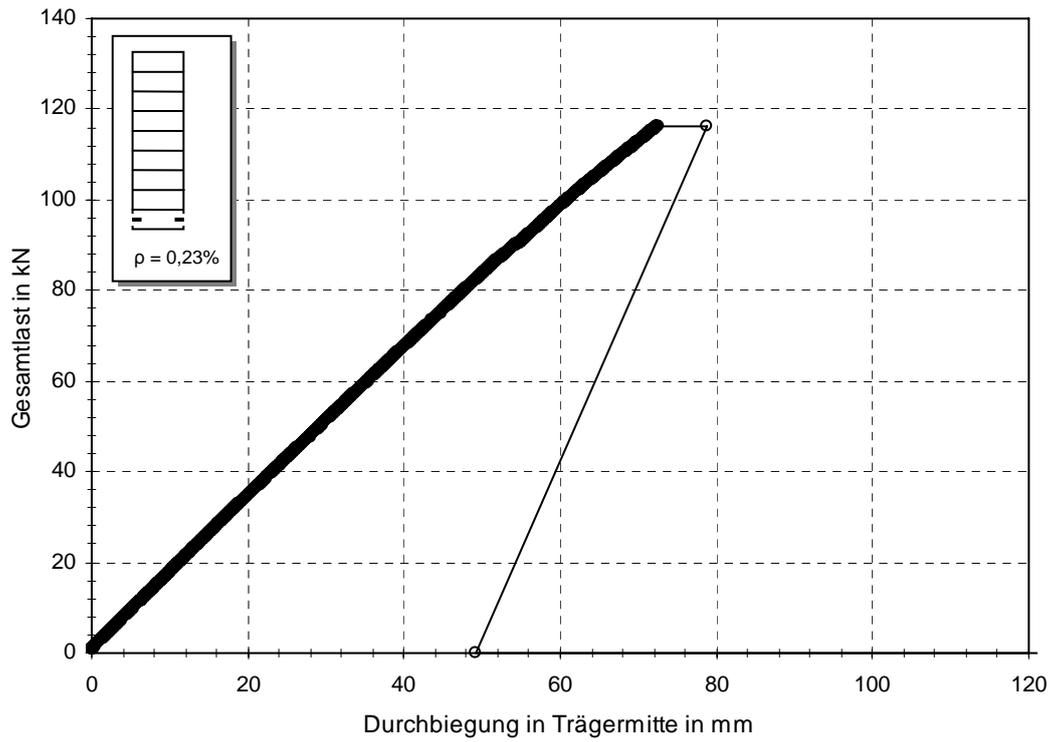


Abbildung C-21: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_0,23_2

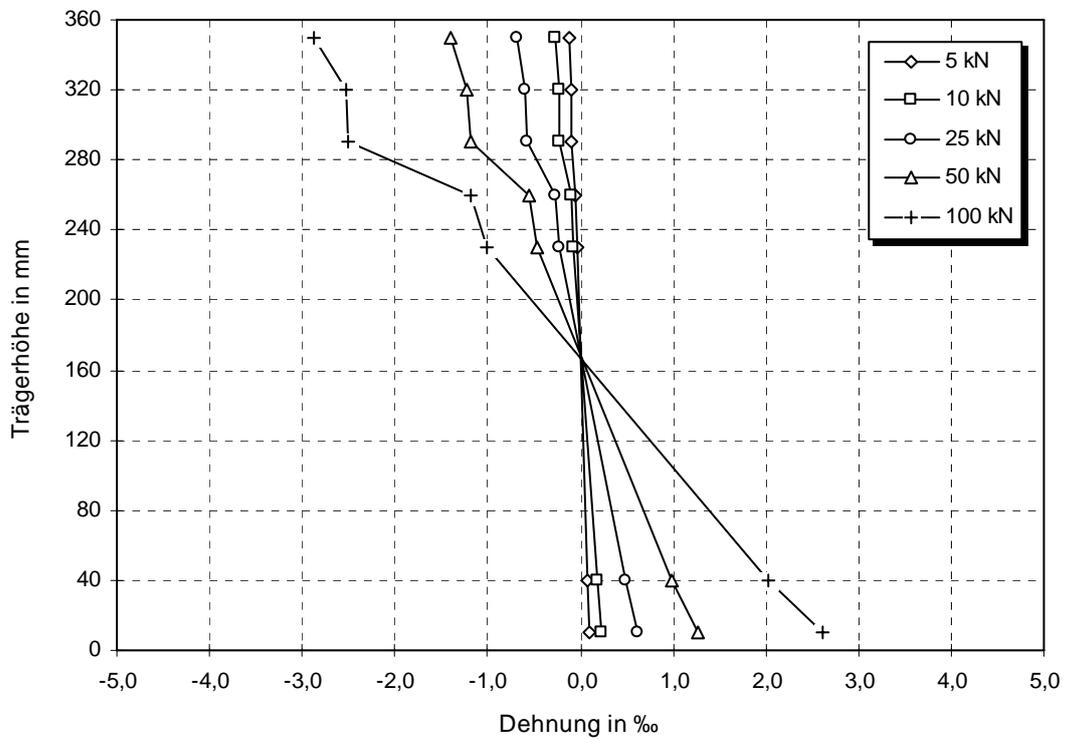


Abbildung C-22: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_0,23_2

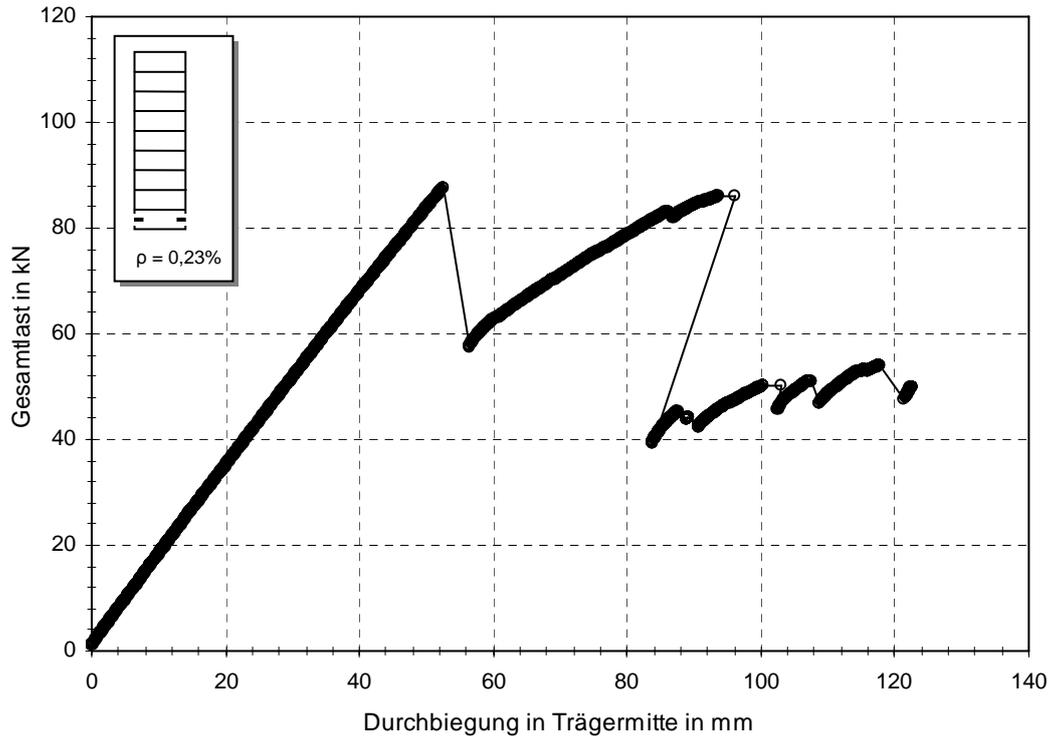


Abbildung C-23: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_0,23_3

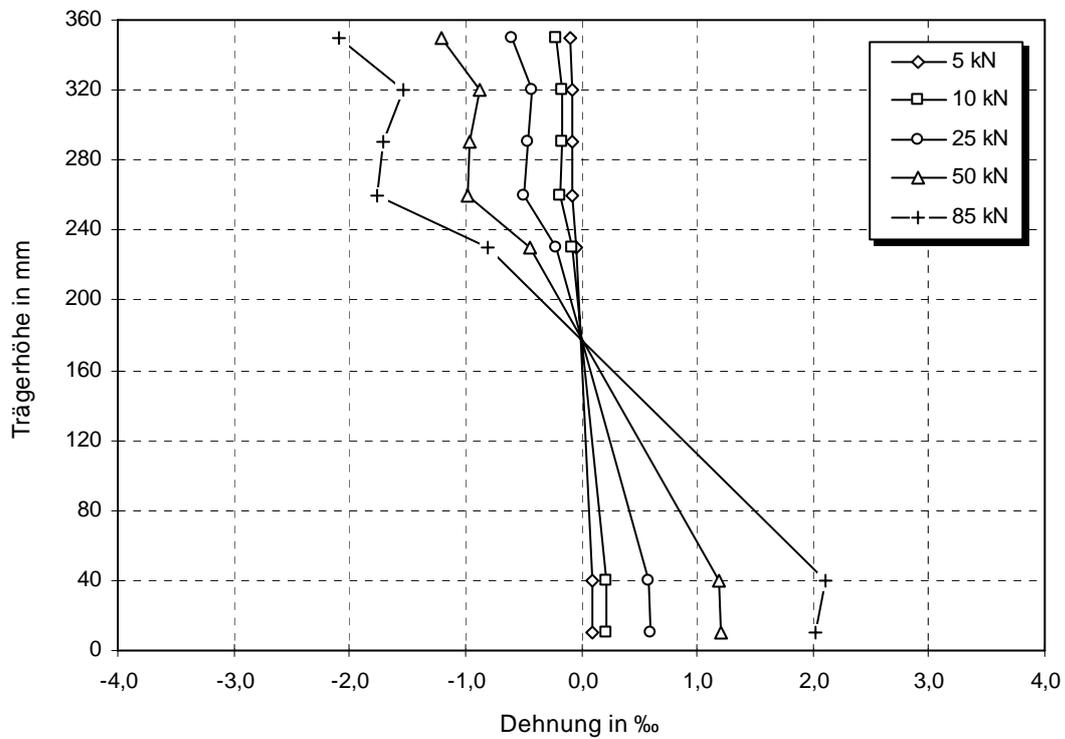


Abbildung C-24: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_0,23_3

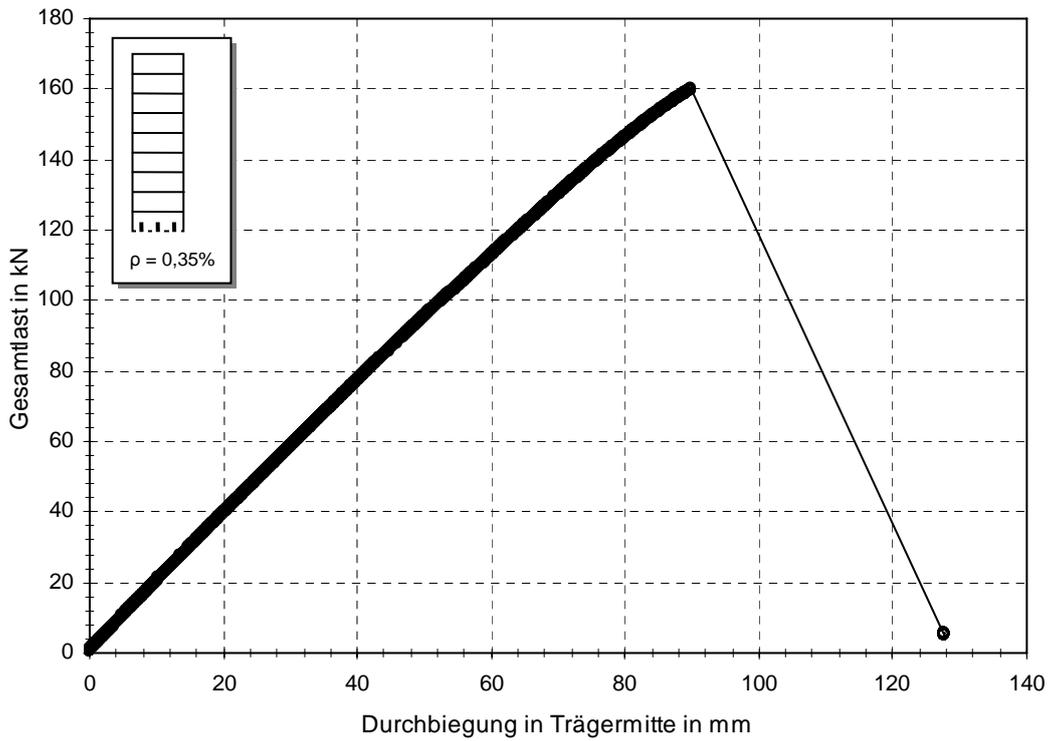


Abbildung C-25: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_0,35_1

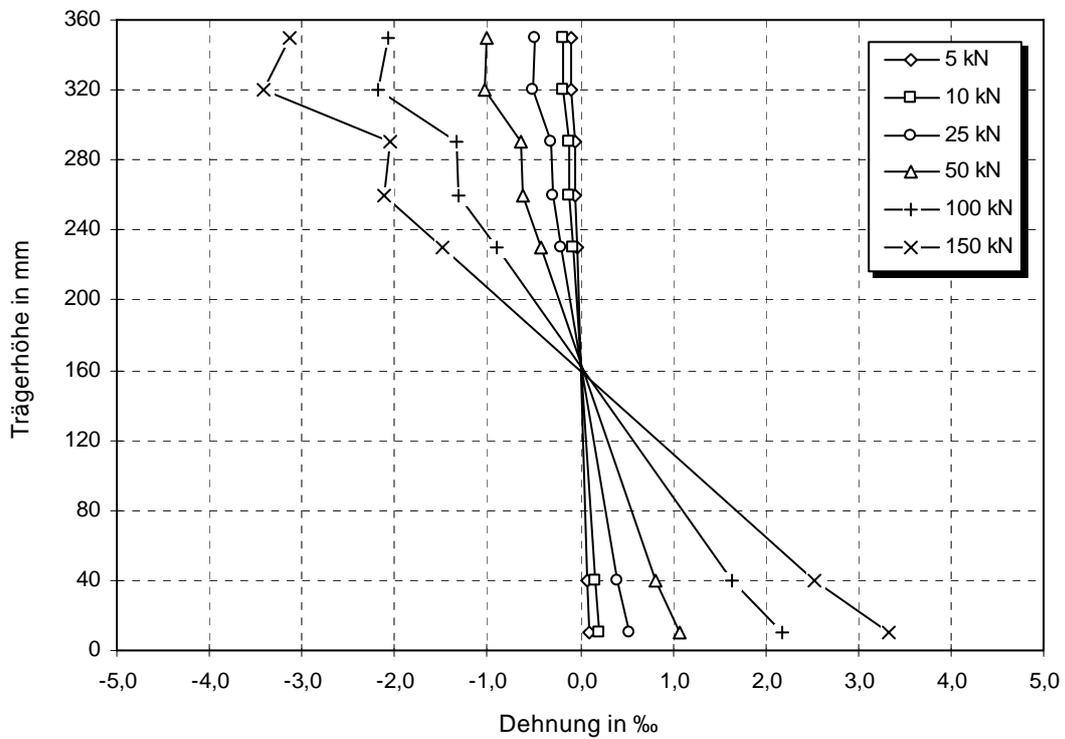


Abbildung C-26: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_0,35_1

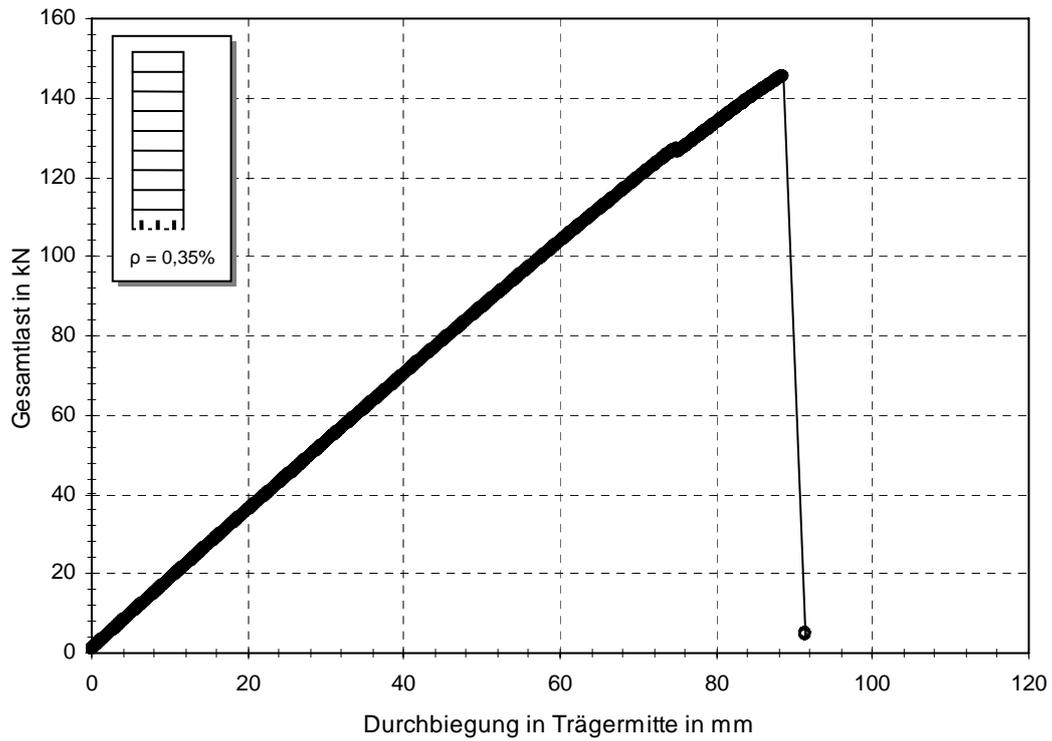


Abbildung C-27: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_0,35_2

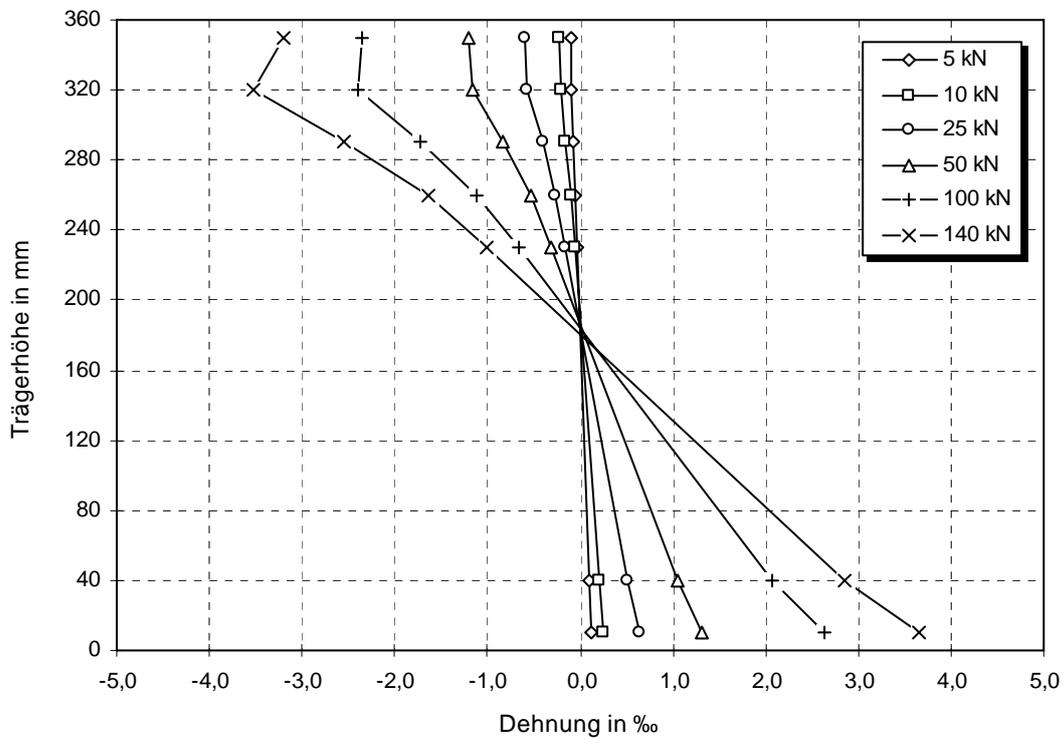


Abbildung C-28: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_0,35_2

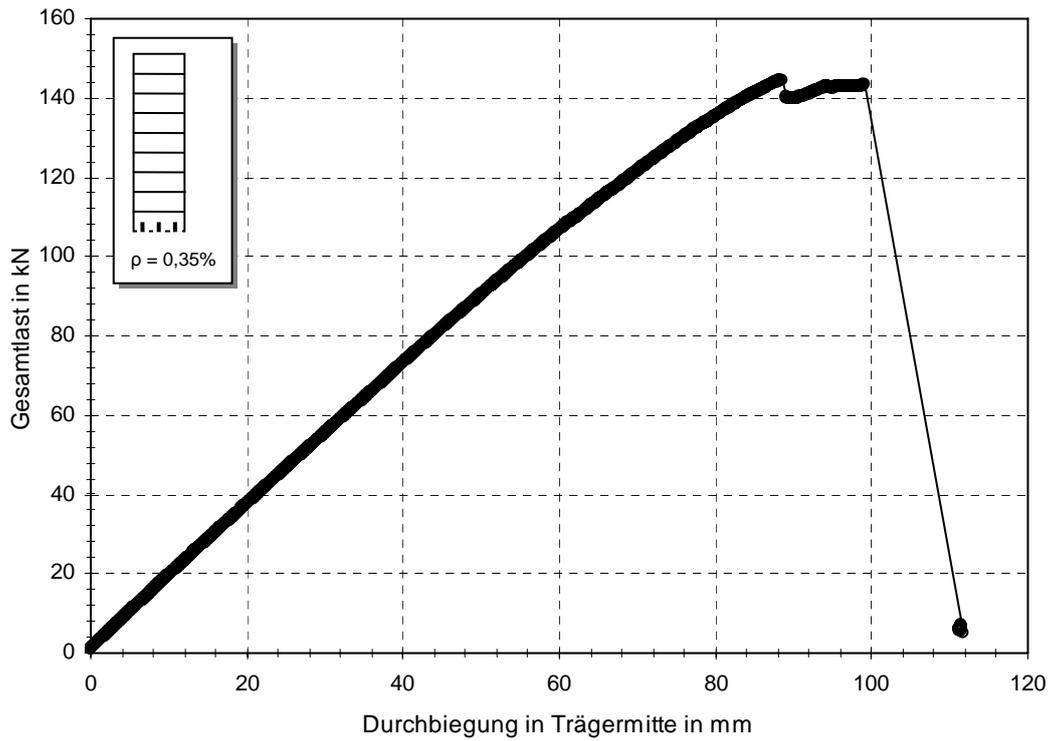


Abbildung C-29: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_0,35_3

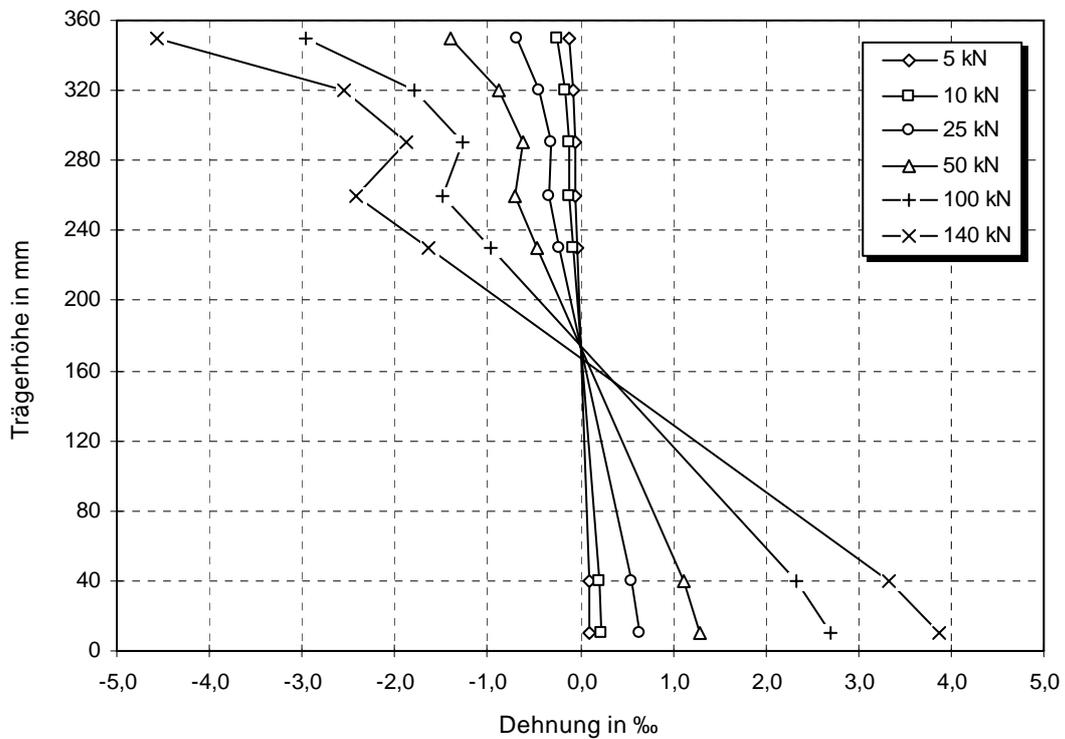
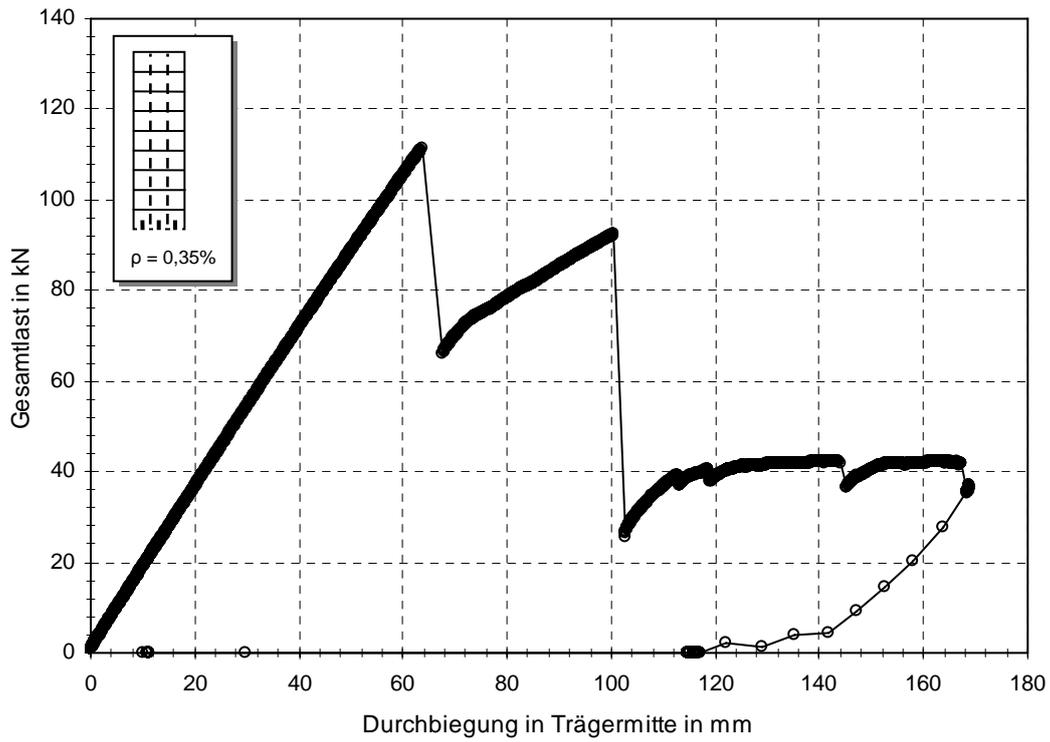
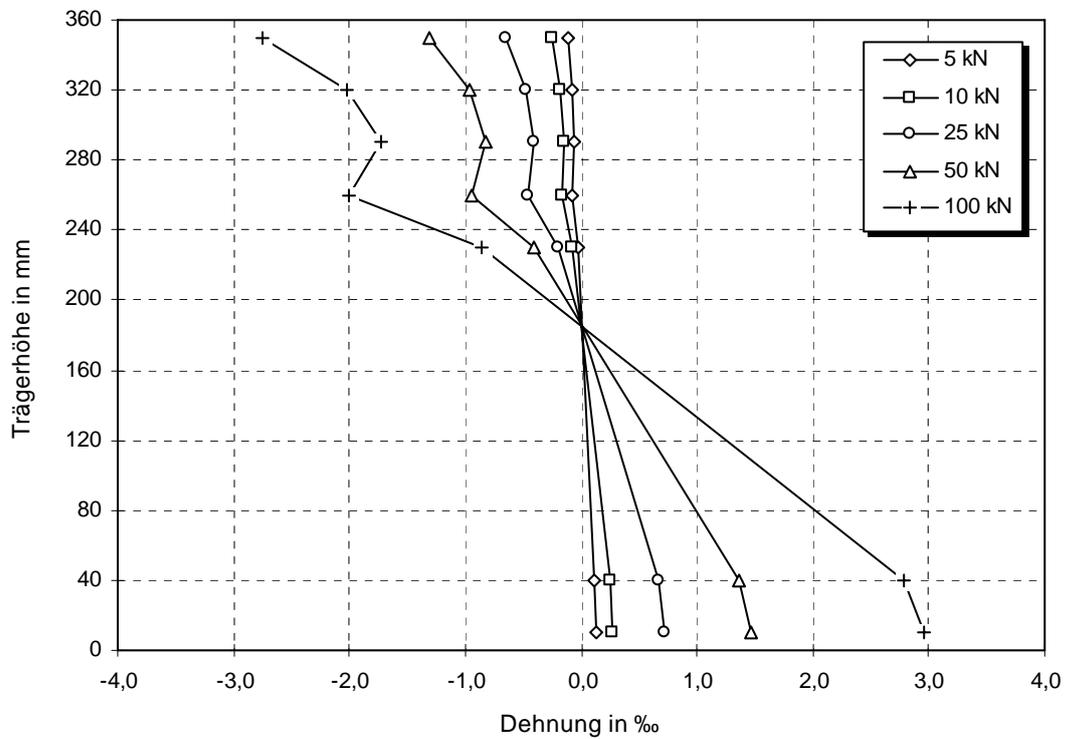


Abbildung C-30: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_0,35_3

Abbildung C-31: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs *trv_0,35_VGS_1*Abbildung C-32: Dehnungsverläufe des Versuchs *trv_0,35_VGS_1*

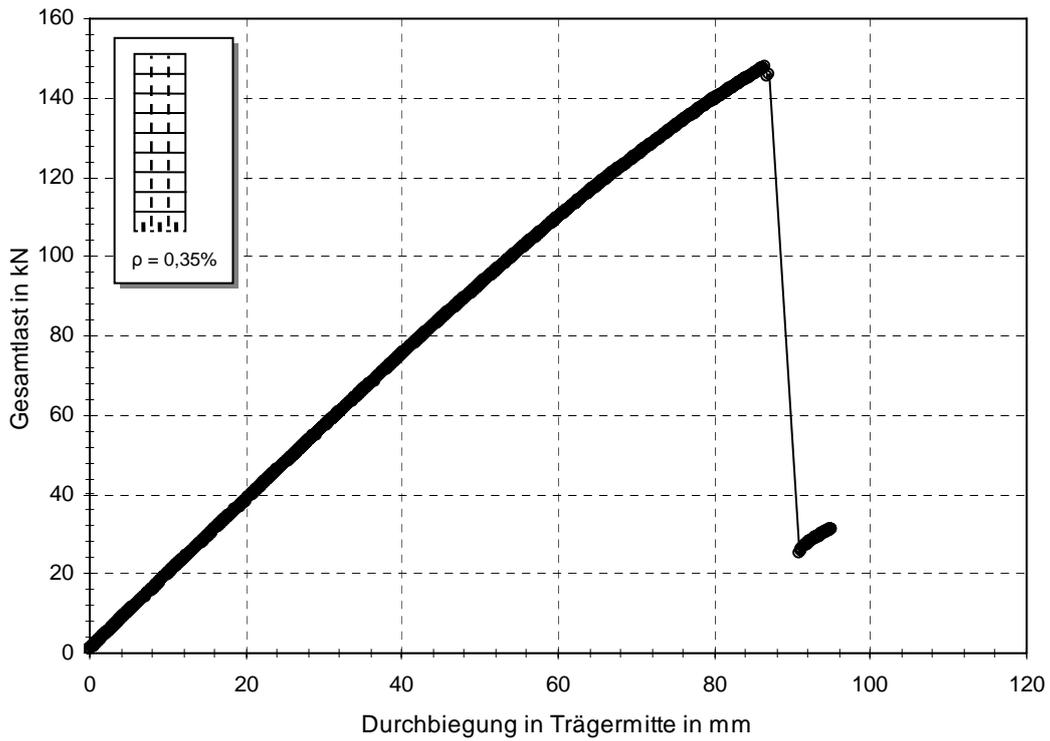


Abbildung C-33: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_0,35_VGS_2

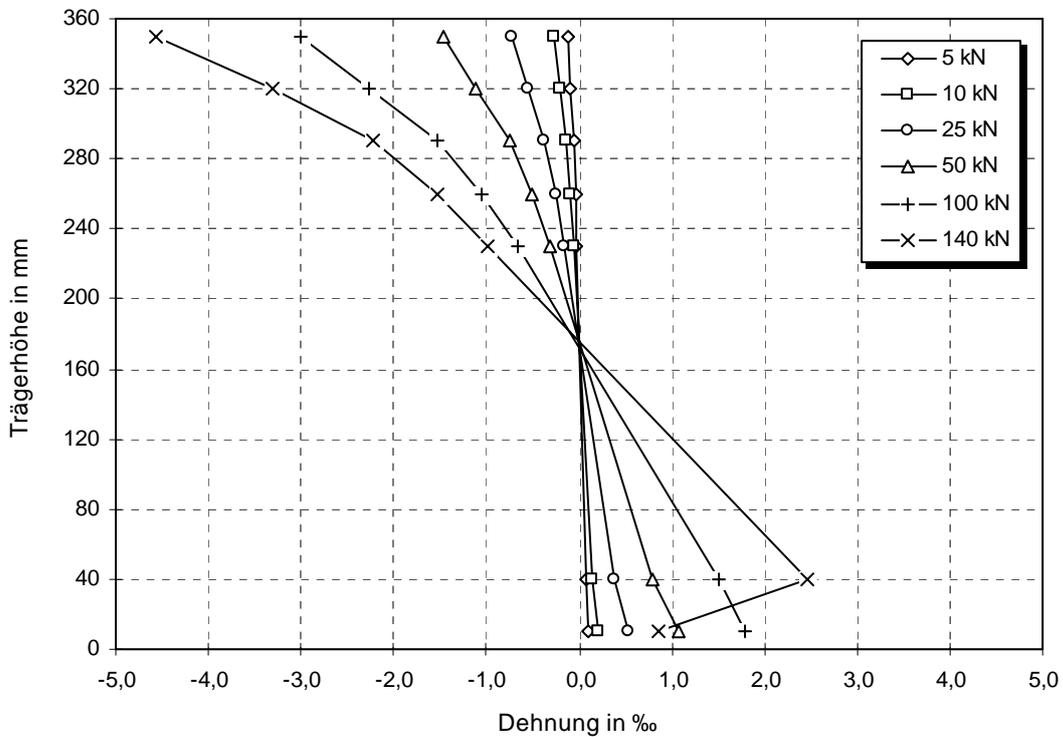


Abbildung C-34: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_0,35_VGS_2

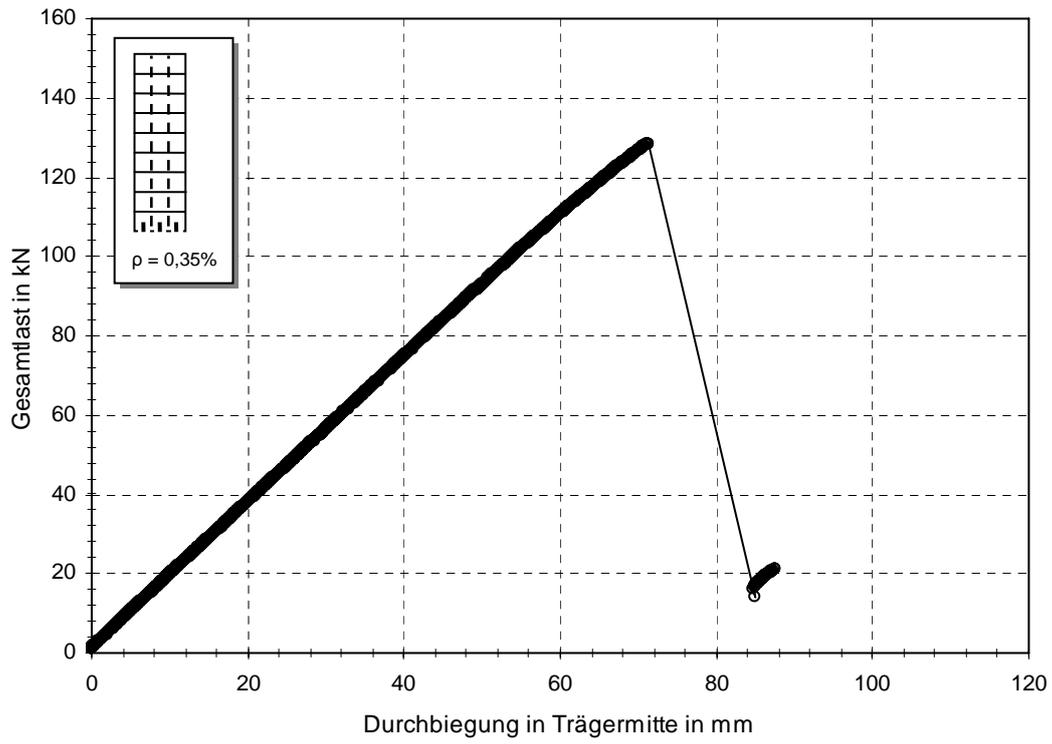


Abbildung C-35: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_0,35_VGS_3

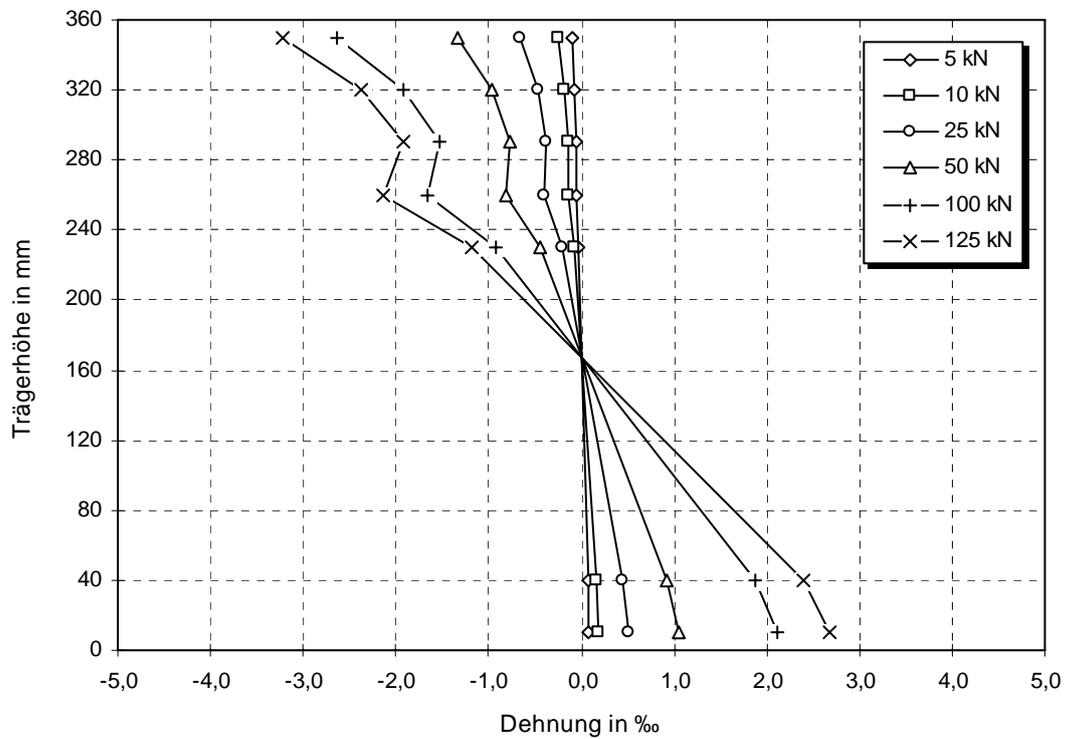


Abbildung C-36: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_0,35_VGS_3

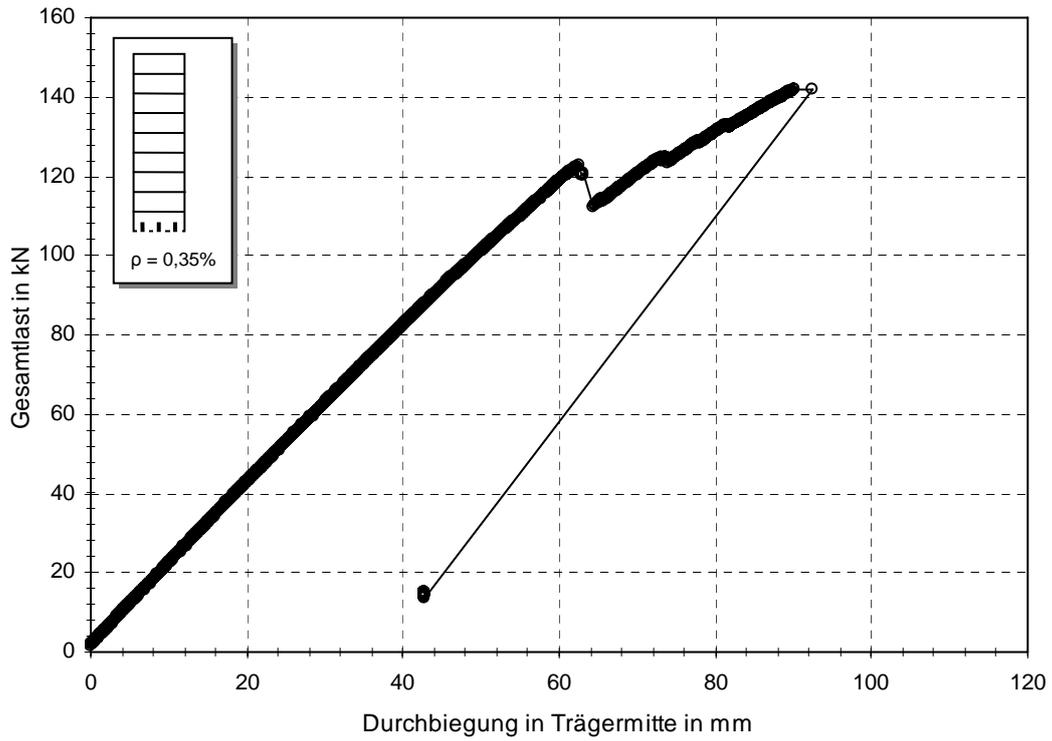


Abbildung C-37: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_0,35_K_1

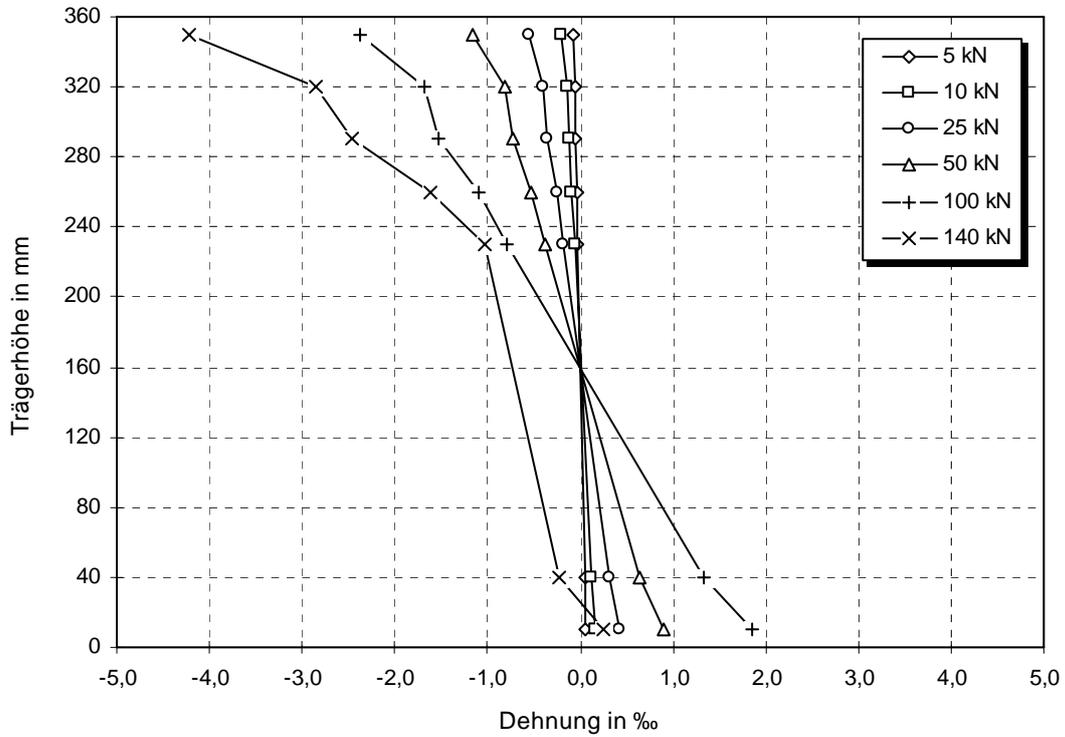


Abbildung C-38: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_0,35_K_1

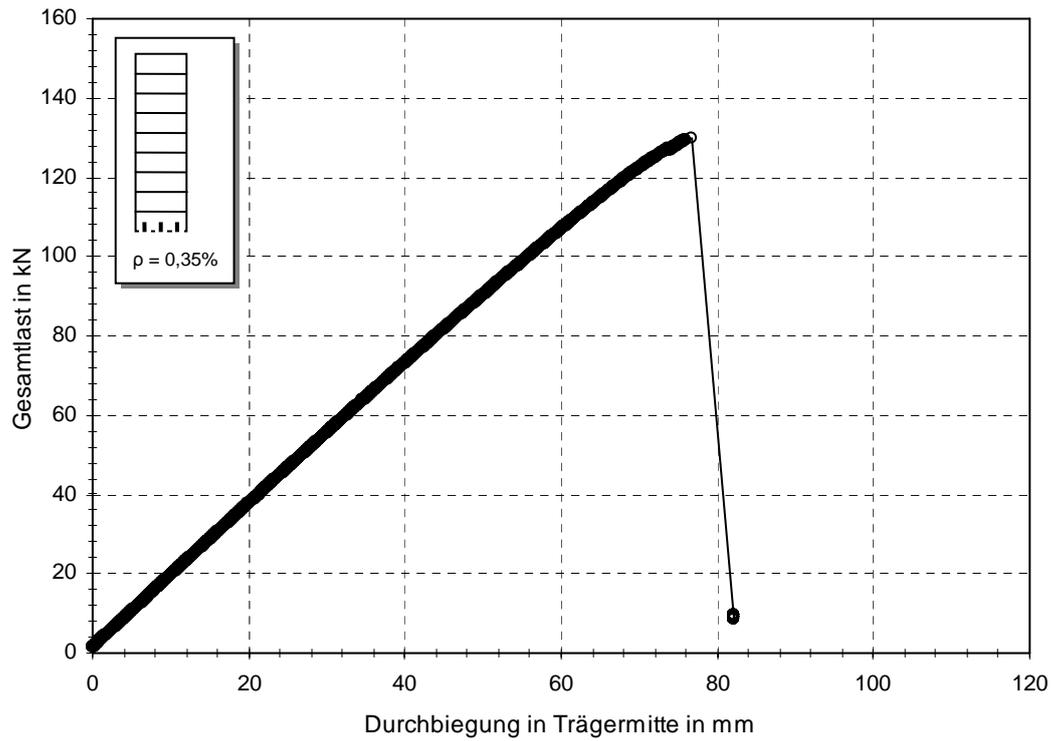


Abbildung C-39: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_0,35_K_2

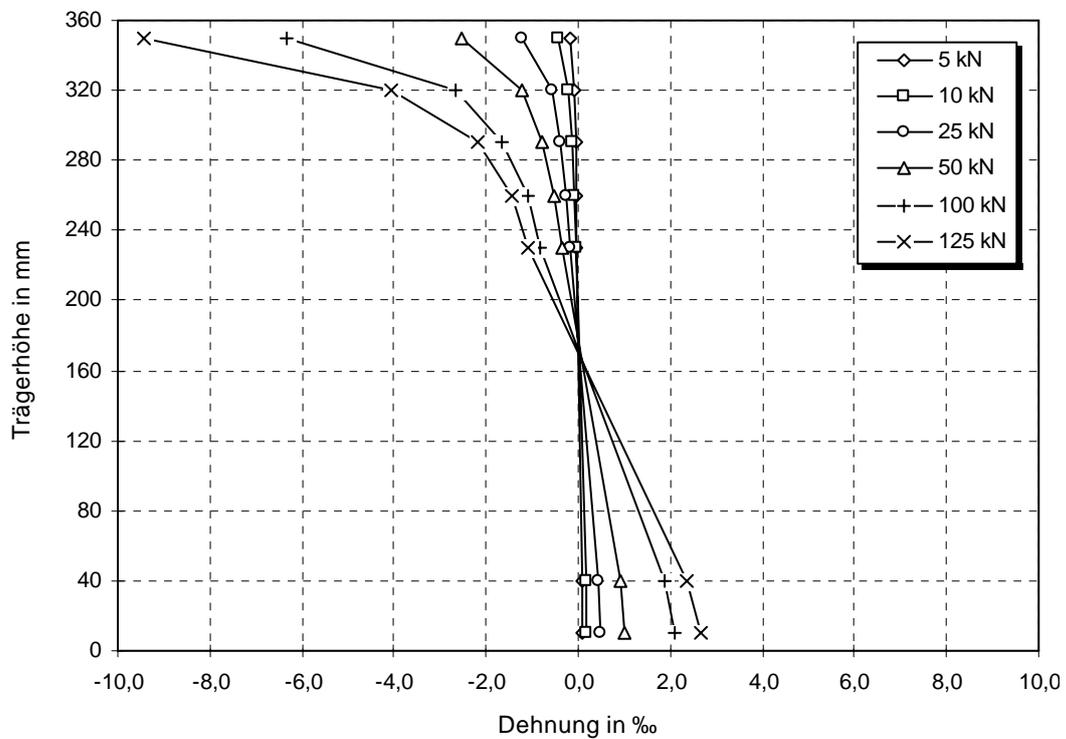


Abbildung C-40: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_0,35_K_2

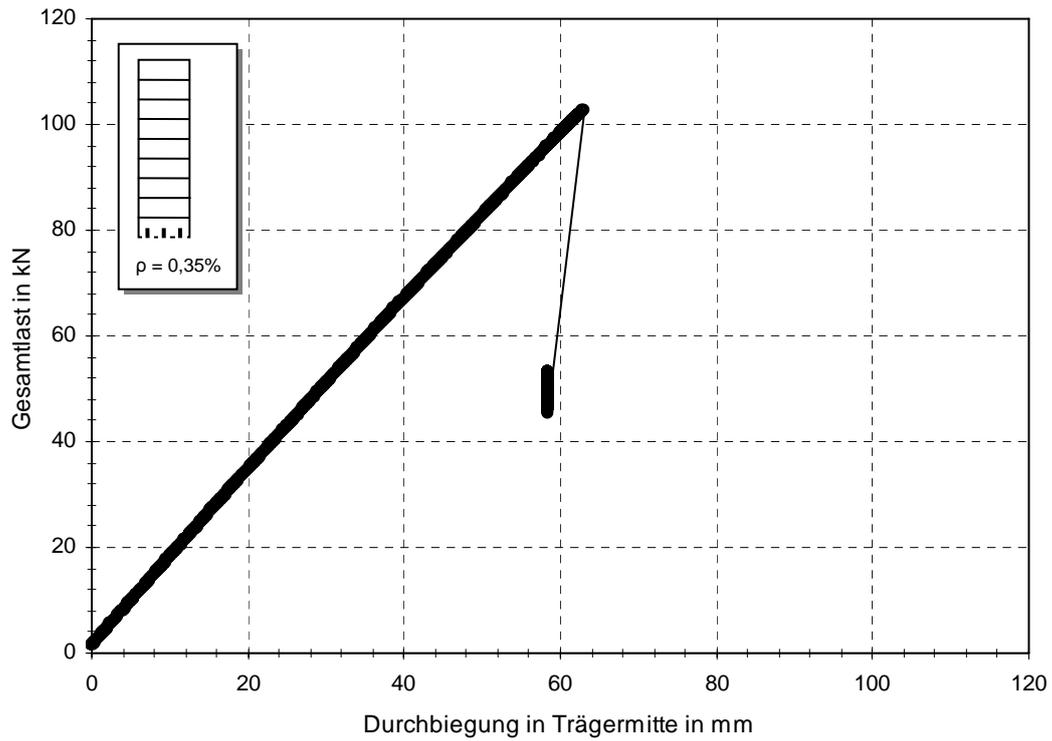


Abbildung C-41: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_0,35_K_3

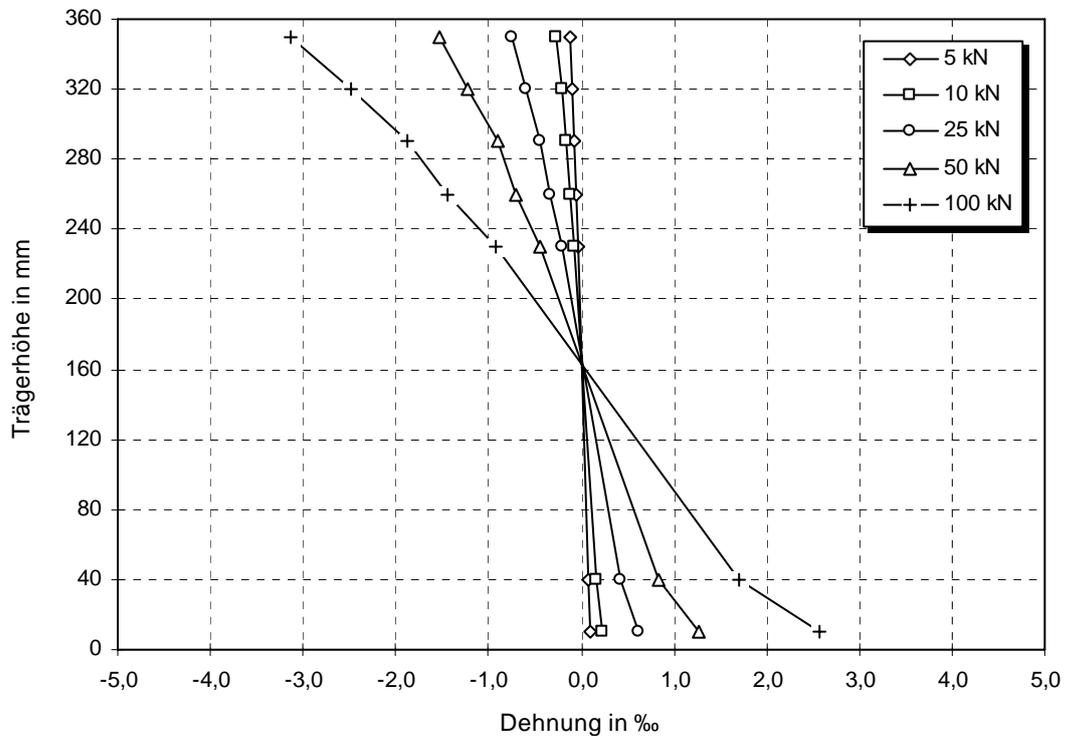


Abbildung C-42: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_0,35_K_3

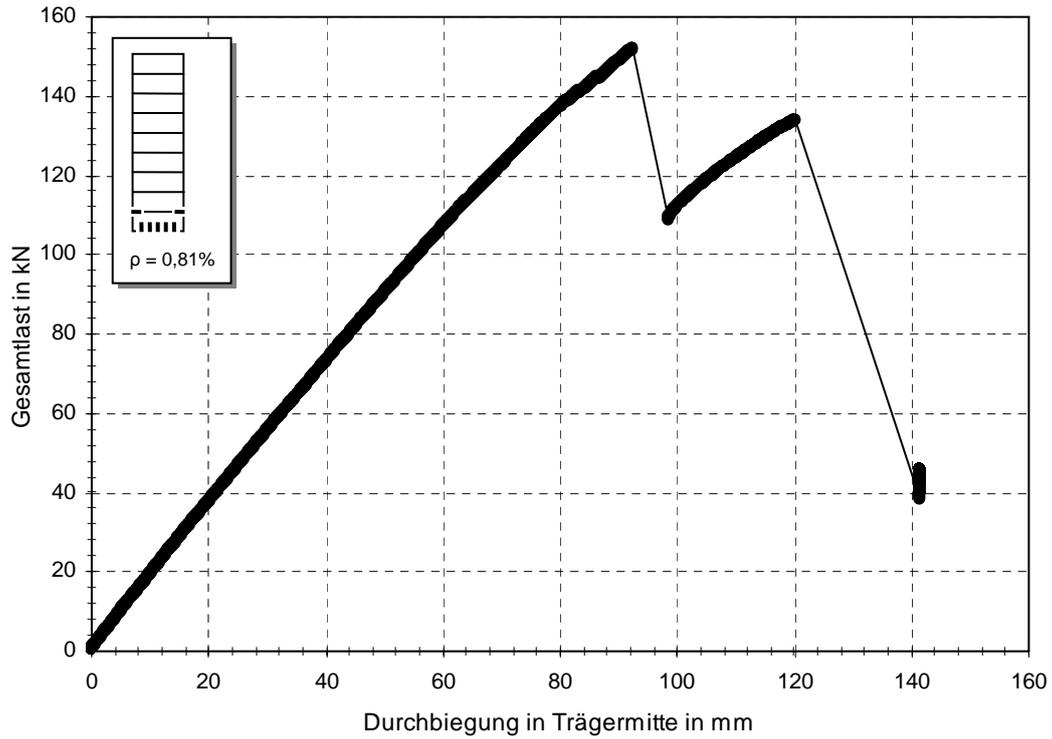


Abbildung C-43: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_0,81_1

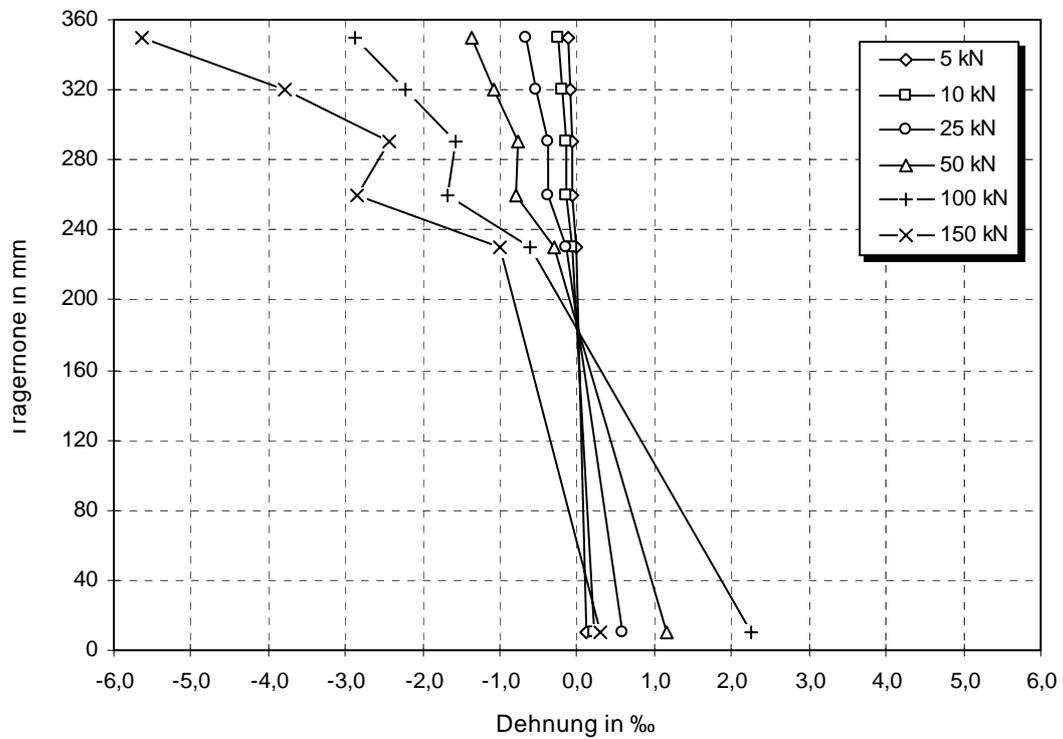


Abbildung C-44: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_0,81_1

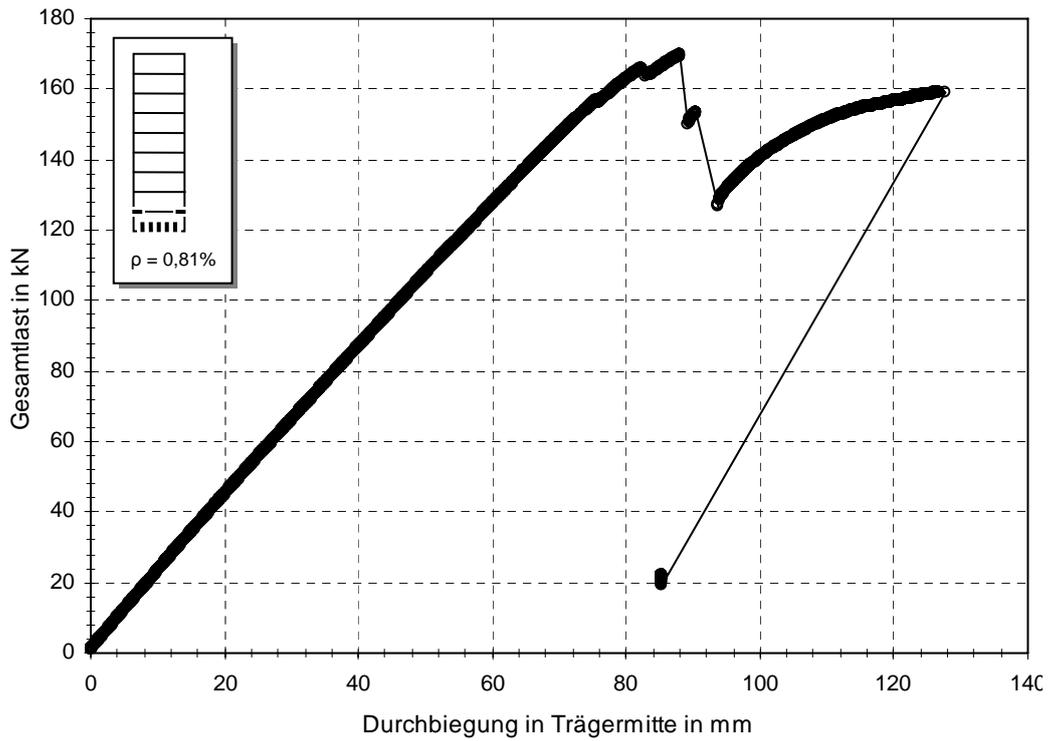


Abbildung C-45: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_0,81_2

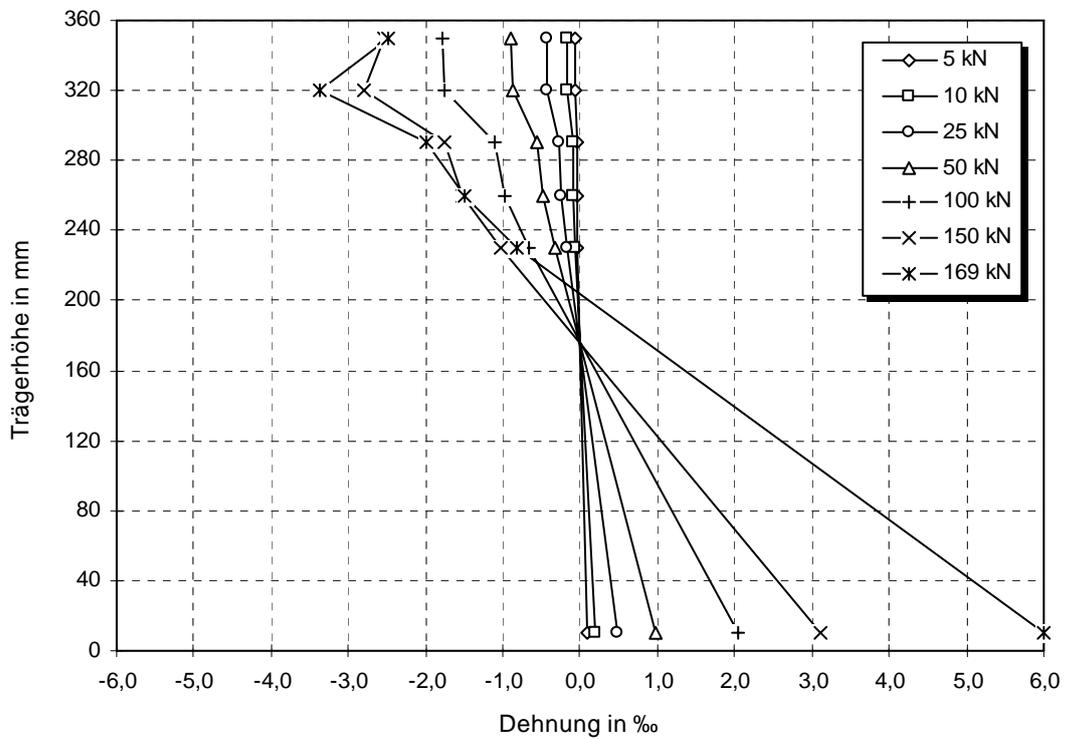


Abbildung C-46: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_0,81_2

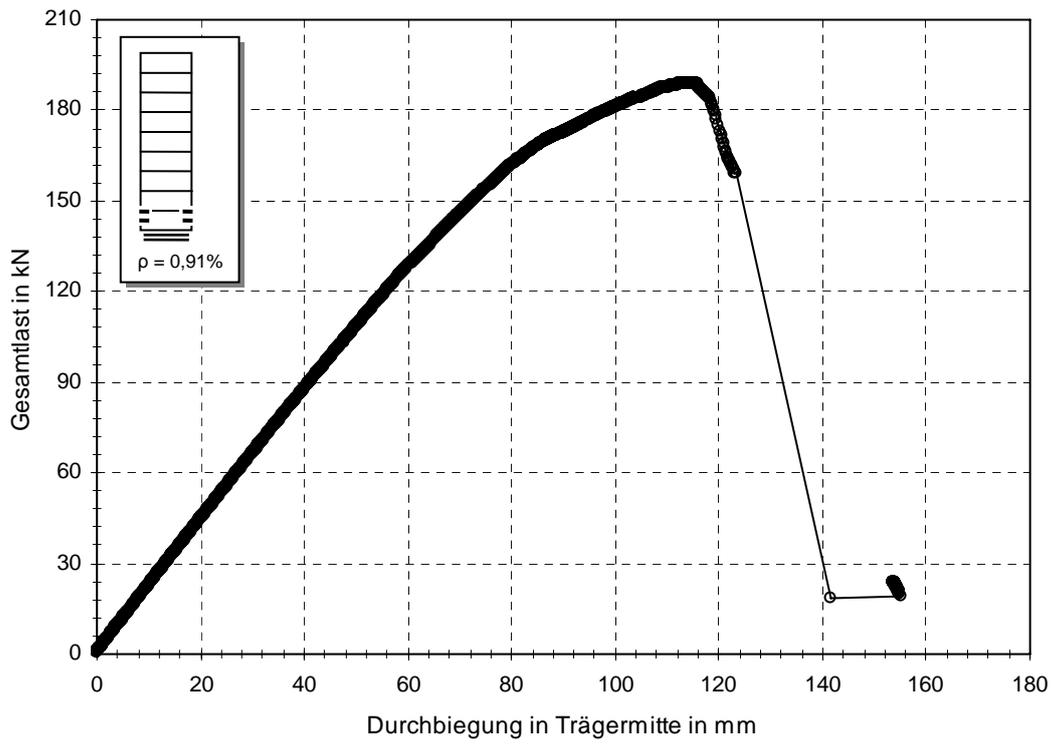


Abbildung C-47: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_0,91_1

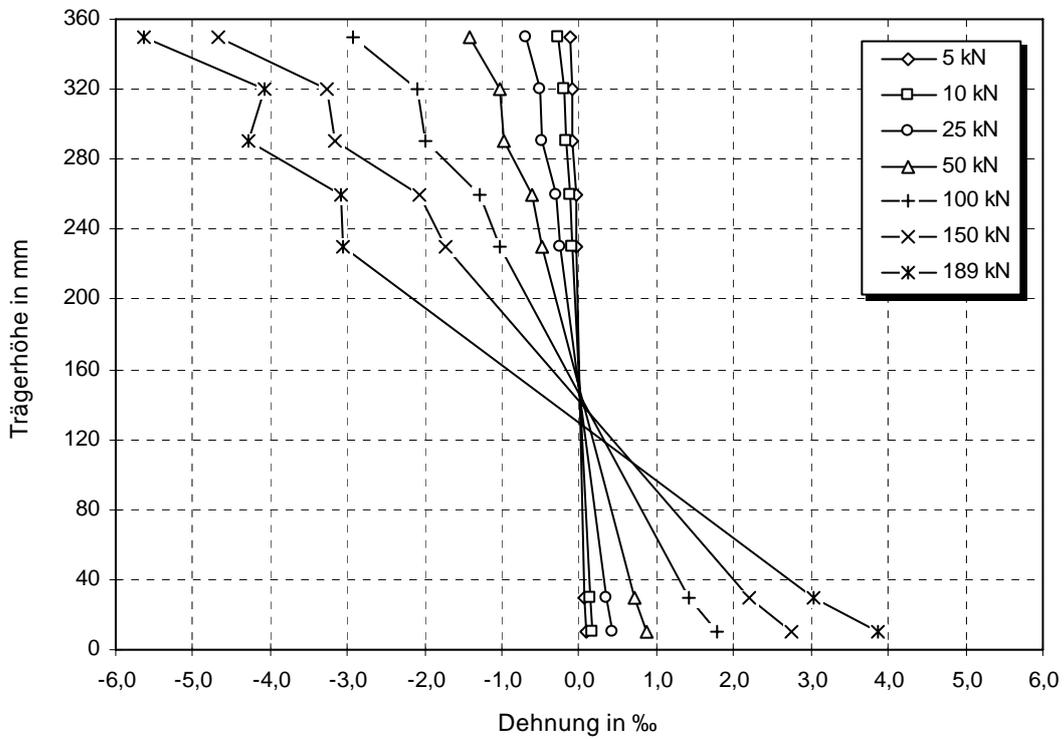


Abbildung C-48: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_0,91_1

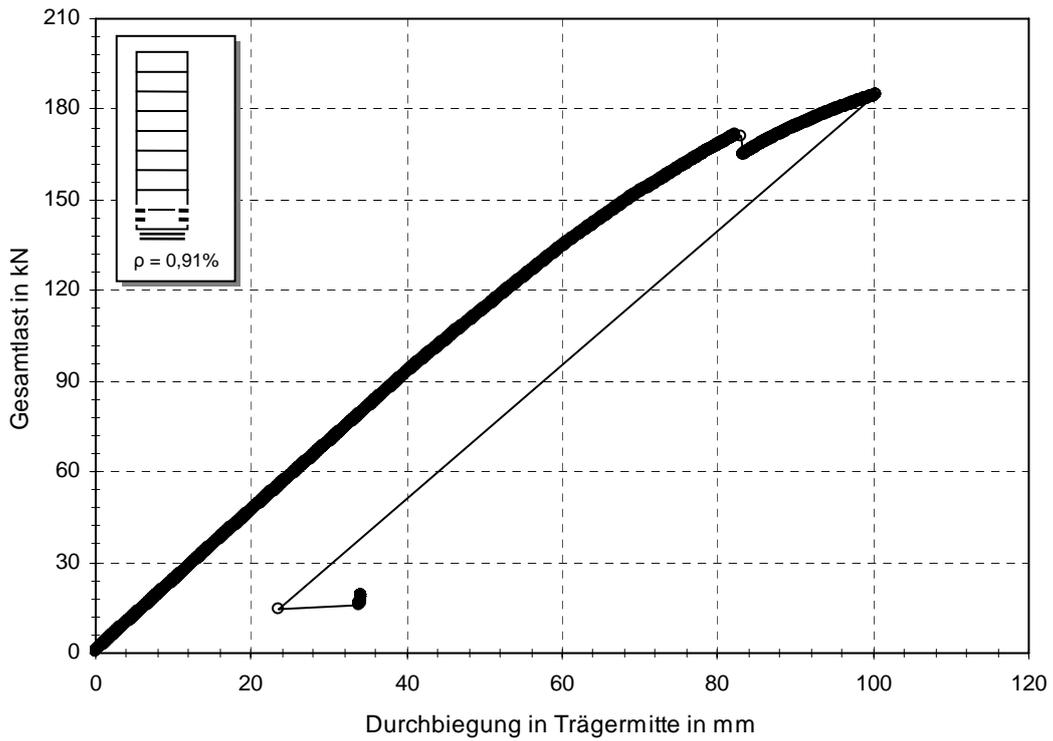


Abbildung C-49: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_0,91_2

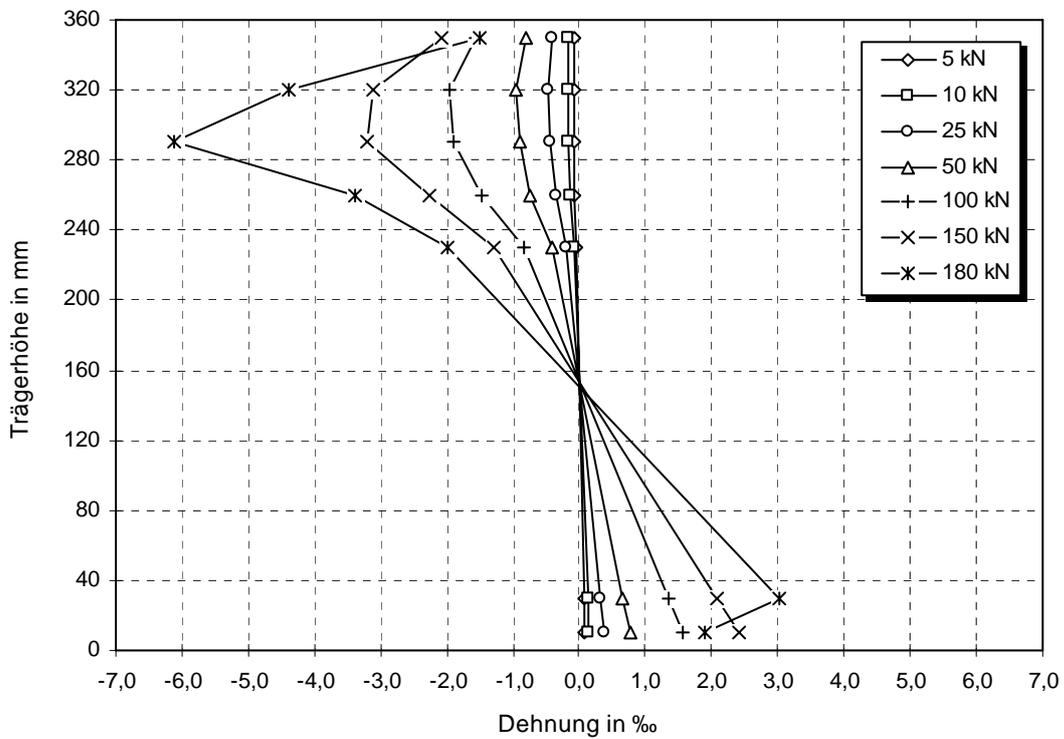


Abbildung C-50: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_0,91_2

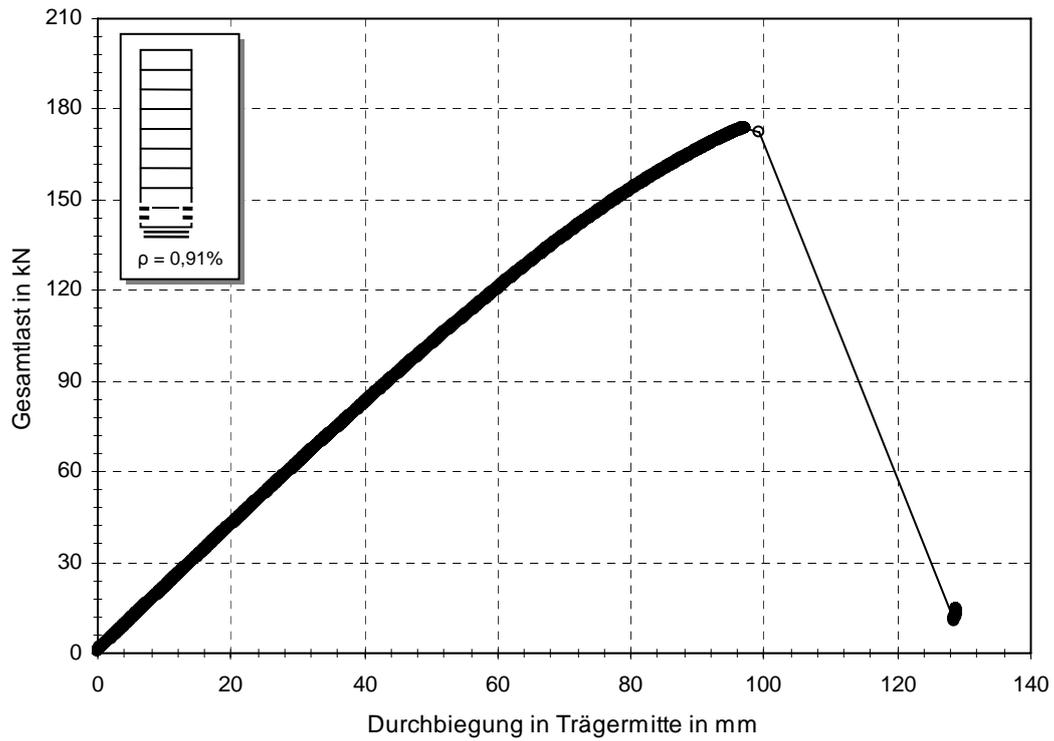


Abbildung C-51: Kraft-Weg-Verlauf des Trägerversuchs trv_0,91_3

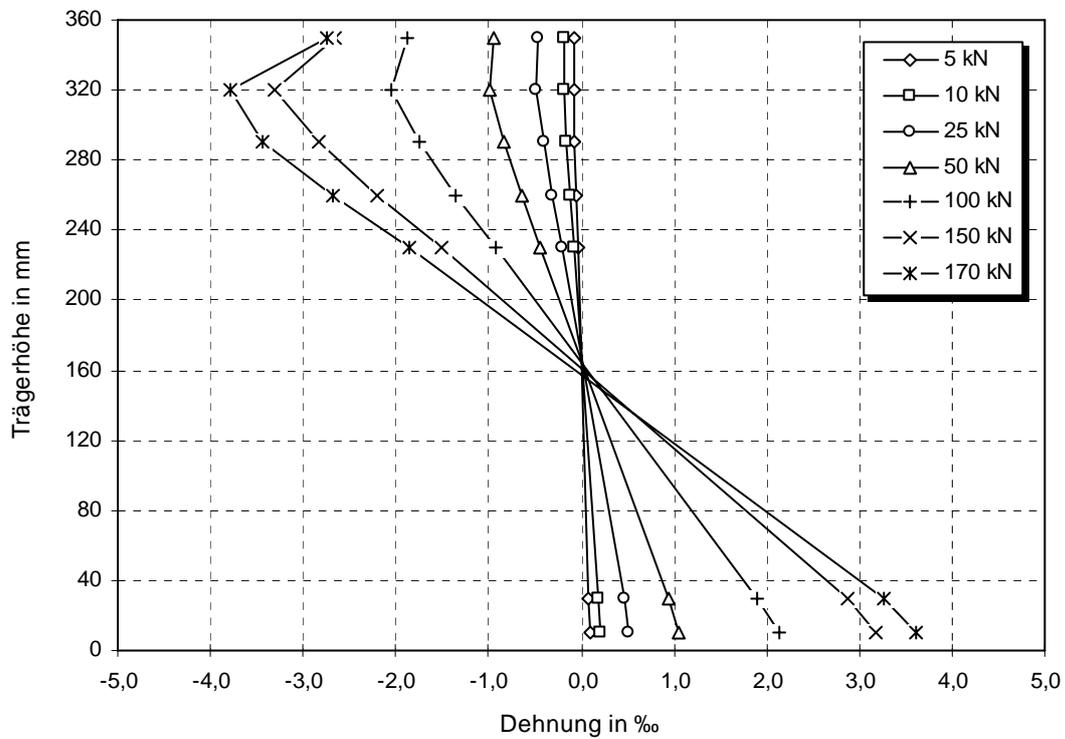
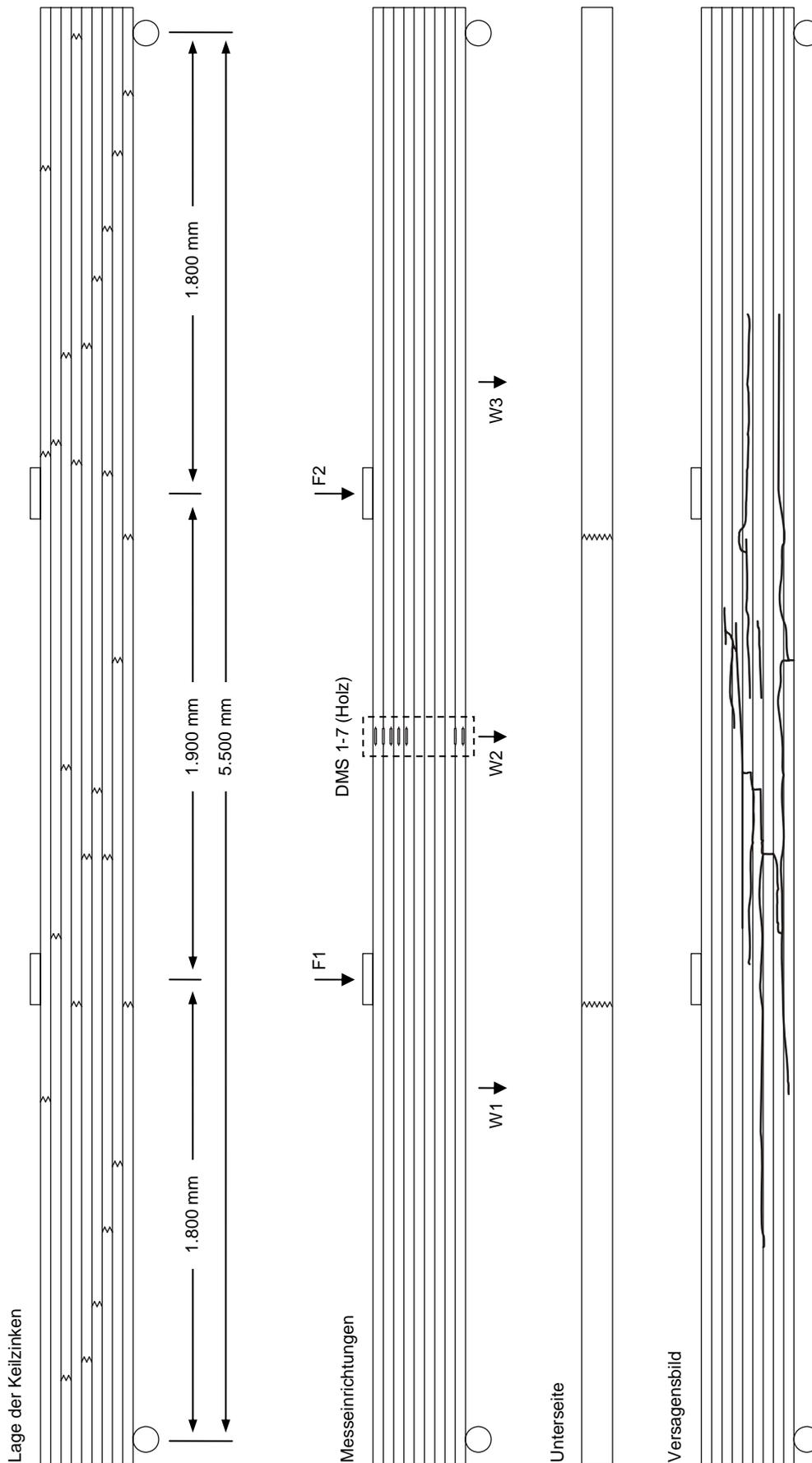
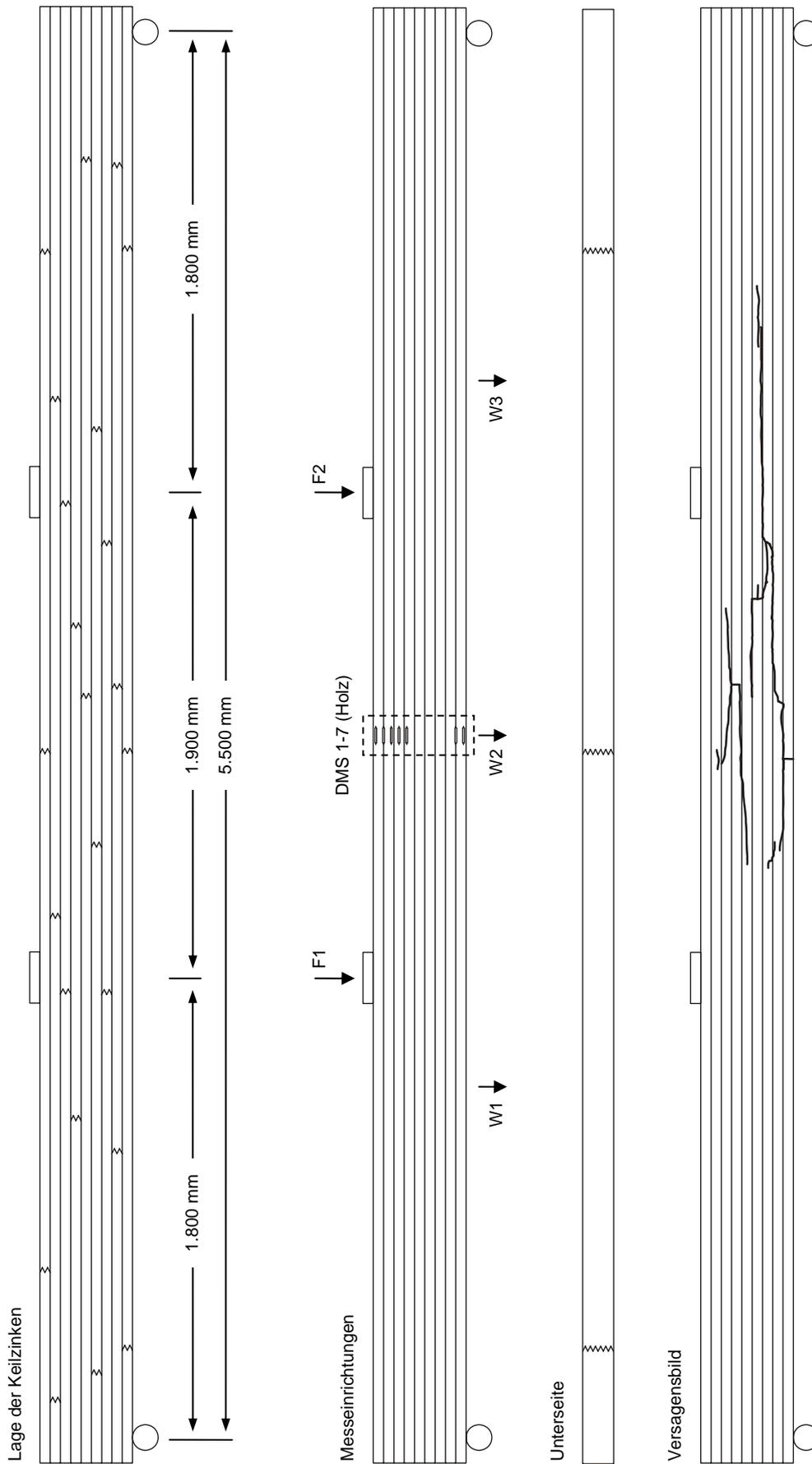


Abbildung C-52: Dehnungsverläufe des Versuchs trv_0,91_3

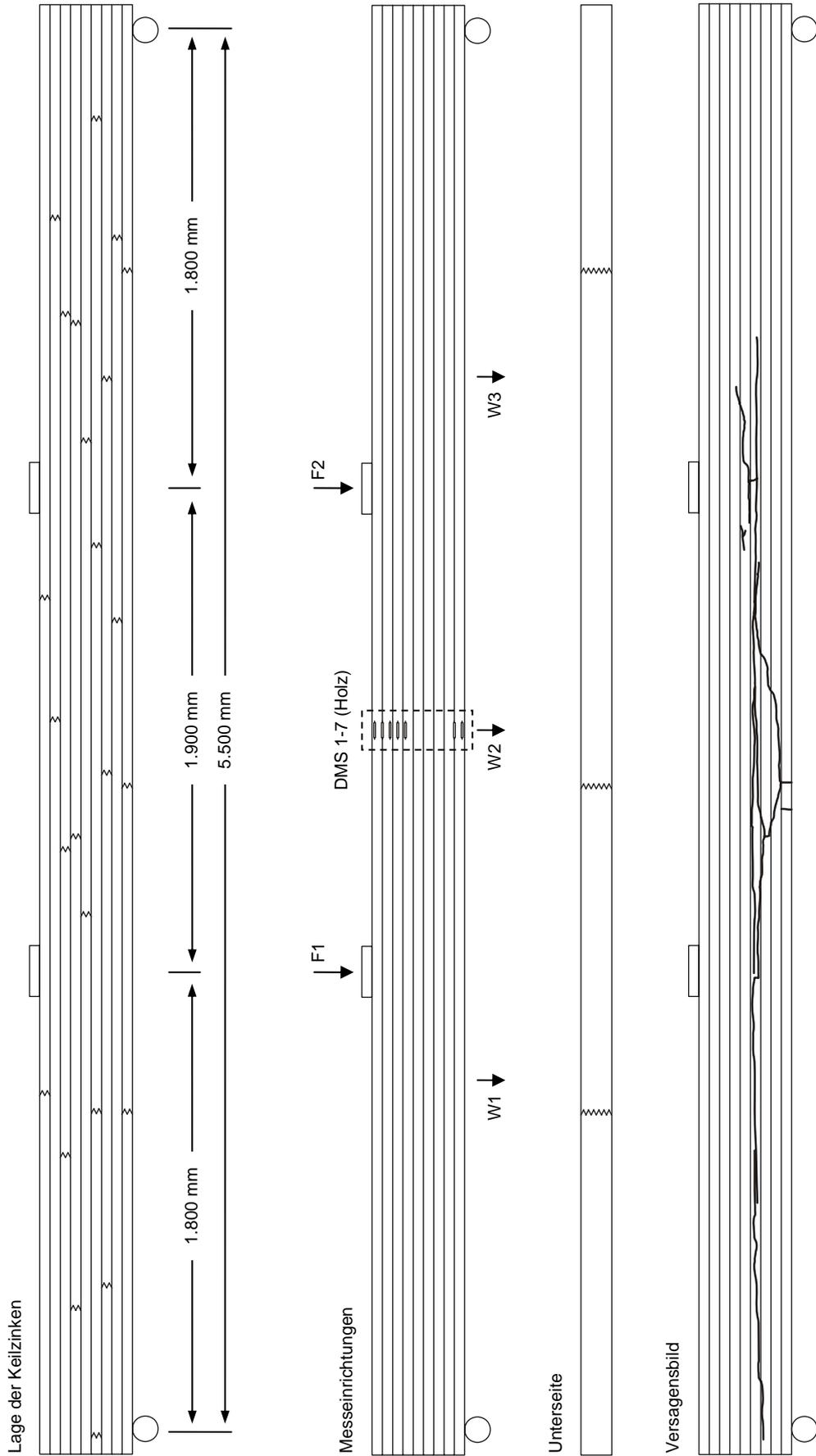
C.3 Messeinrichtungen und Versagensbilder der Trägerversuche



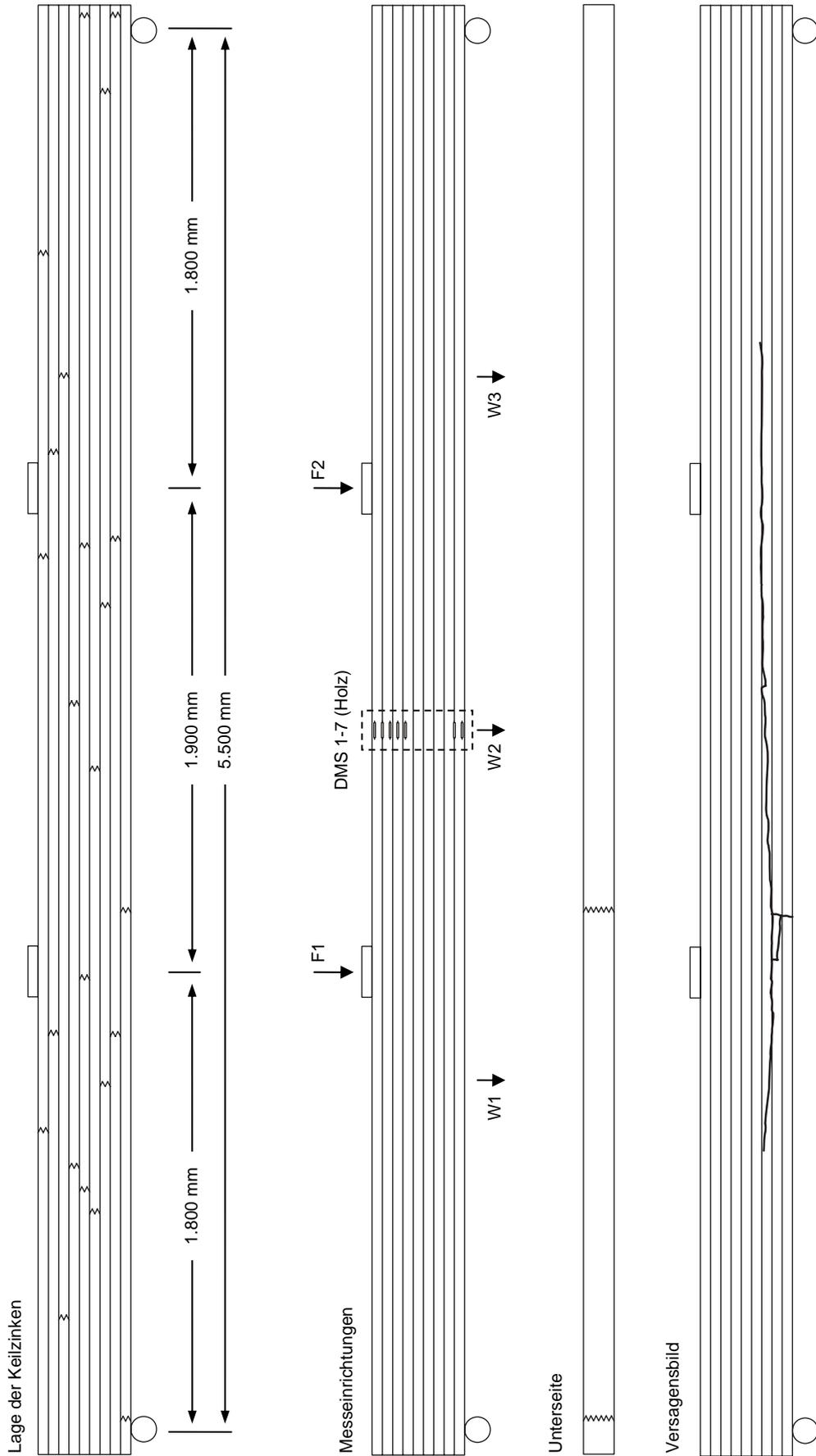
Versuchsbezeichnung:	trv_REF_1	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	-
Abmessungen (bxh):	118 x 360 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	50,3 kN/51,3 kN/101,3 kN	Lamellenfläche:	-
Querschnittsfläche:	42.480 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	65,9 mm	Verstärkungsgrad:	0,00%
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	nein		
mittl. Länge der Brettlamellen:	181,9 cm (Vark: 21,9%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen am Astloch		



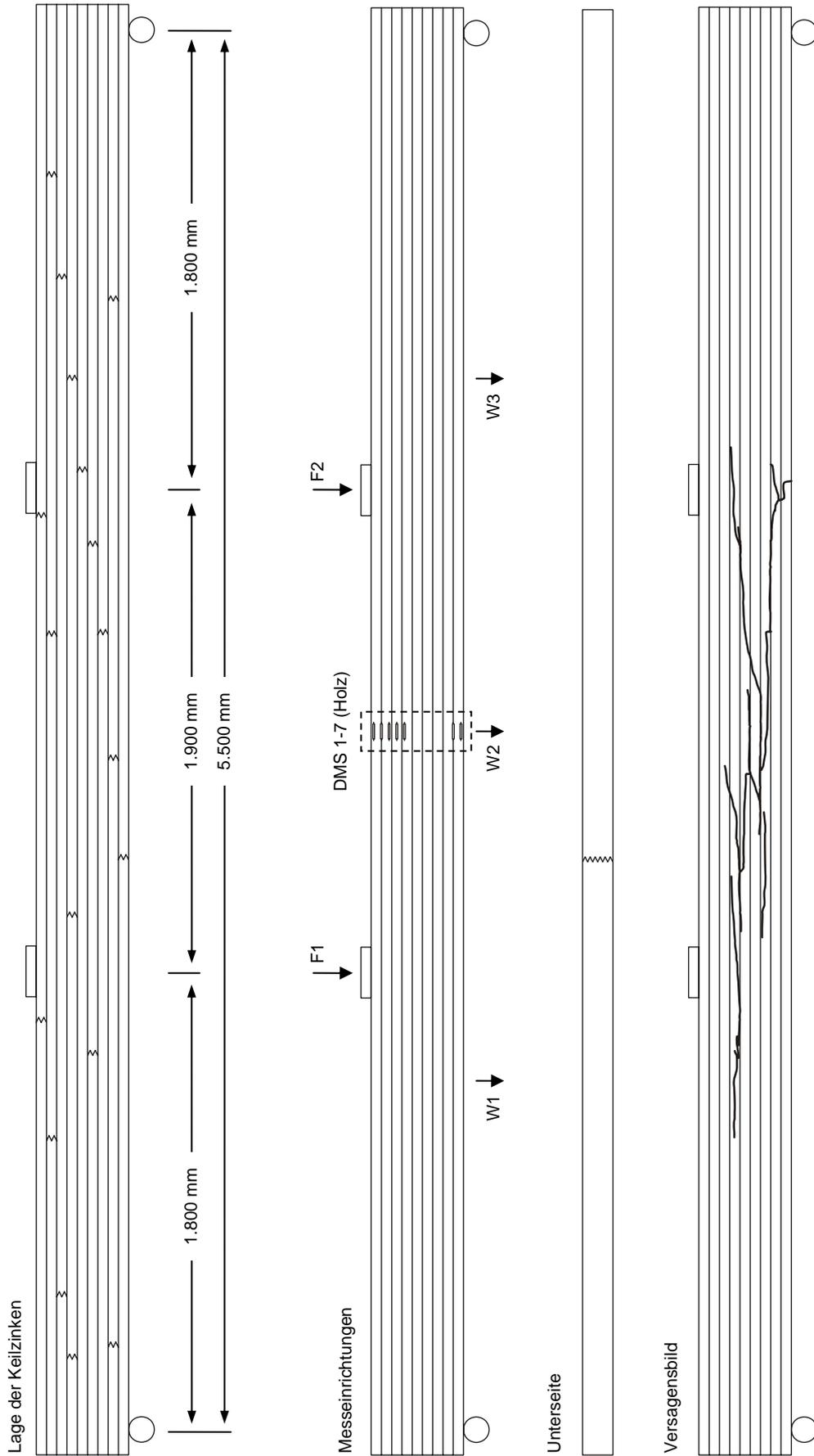
Versuchsbezeichnung:	trv_REF_2	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	-
Abmessungen (bxh):	119 x 359 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	45,4 kN/46,7 kN/92,1 kN	Lamellenfläche:	-
Querschnittsfläche:	42.721 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	54,4 mm	Verstärkungsgrad:	0,00%
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	nein		
mittl. Länge der Brettlamellen:	195,3 cm (VarK: 8,8%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen an KZV		



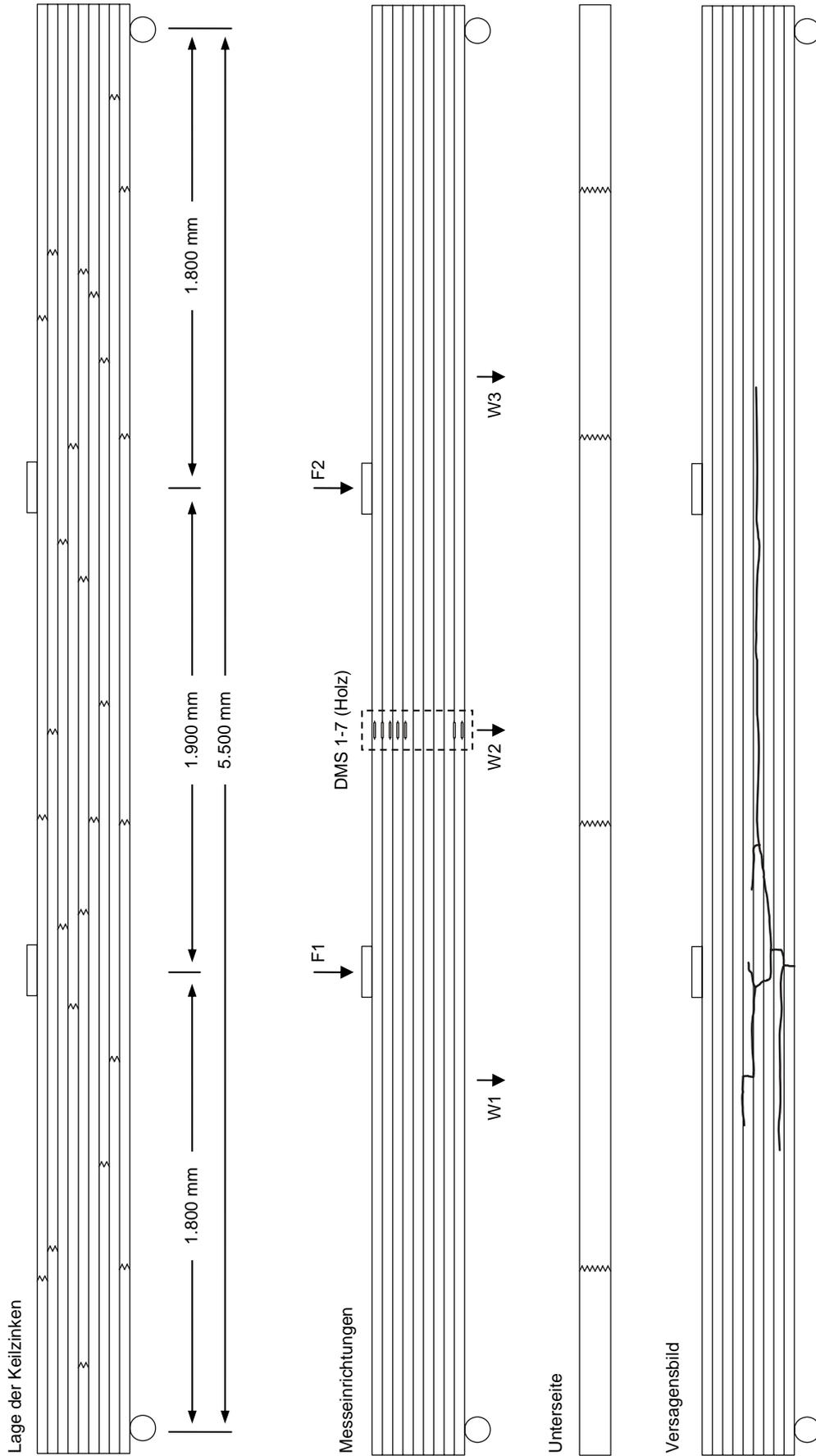
Versuchsbezeichnung:	trv_REF_3	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	-
Abmessungen (bxh):	119 x 360 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	41,7 kN/56,6 kN/98,3 kN	Lamellenfläche:	-
Querschnittsfläche:	42.840 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	59,3 mm	Verstärkungsgrad:	0,00%
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	nein		
mittl. Länge der Brettlamellen:	173,2 cm (VarK: 20,0%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen an KZV		



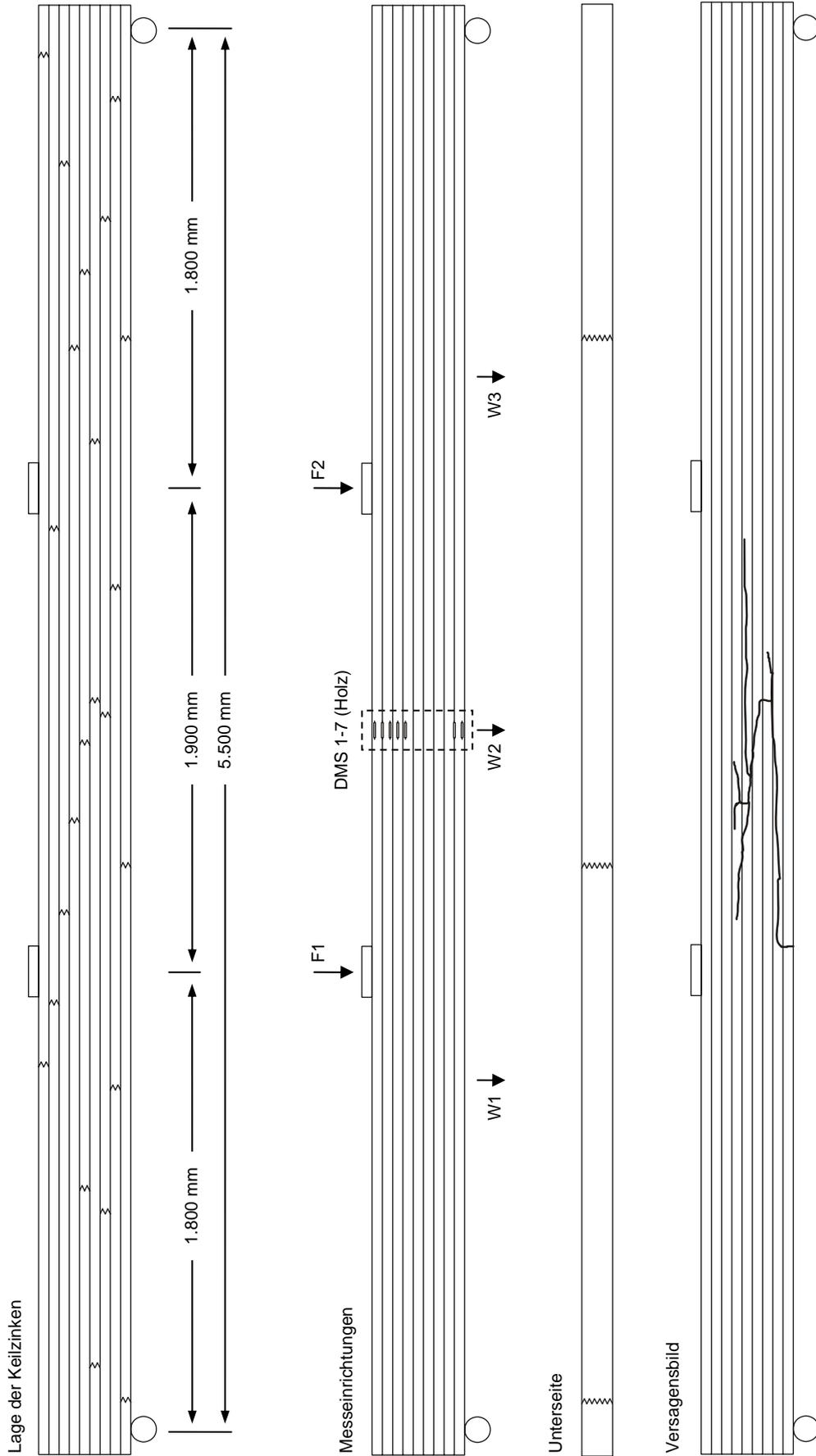
Versuchsbezeichnung:	trv_REF_4	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	-
Abmessungen (bxh):	119 x 359 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	48,1 kN/55,2 kN/103,3 kN	Lamellenfläche:	-
Querschnittsfläche:	42.721 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	62,9 mm	Verstärkungsgrad:	0,00%
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	nein		
mittl. Länge der Brettlamellen:	197,8 cm (VarK: 32,3%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen an KZV		



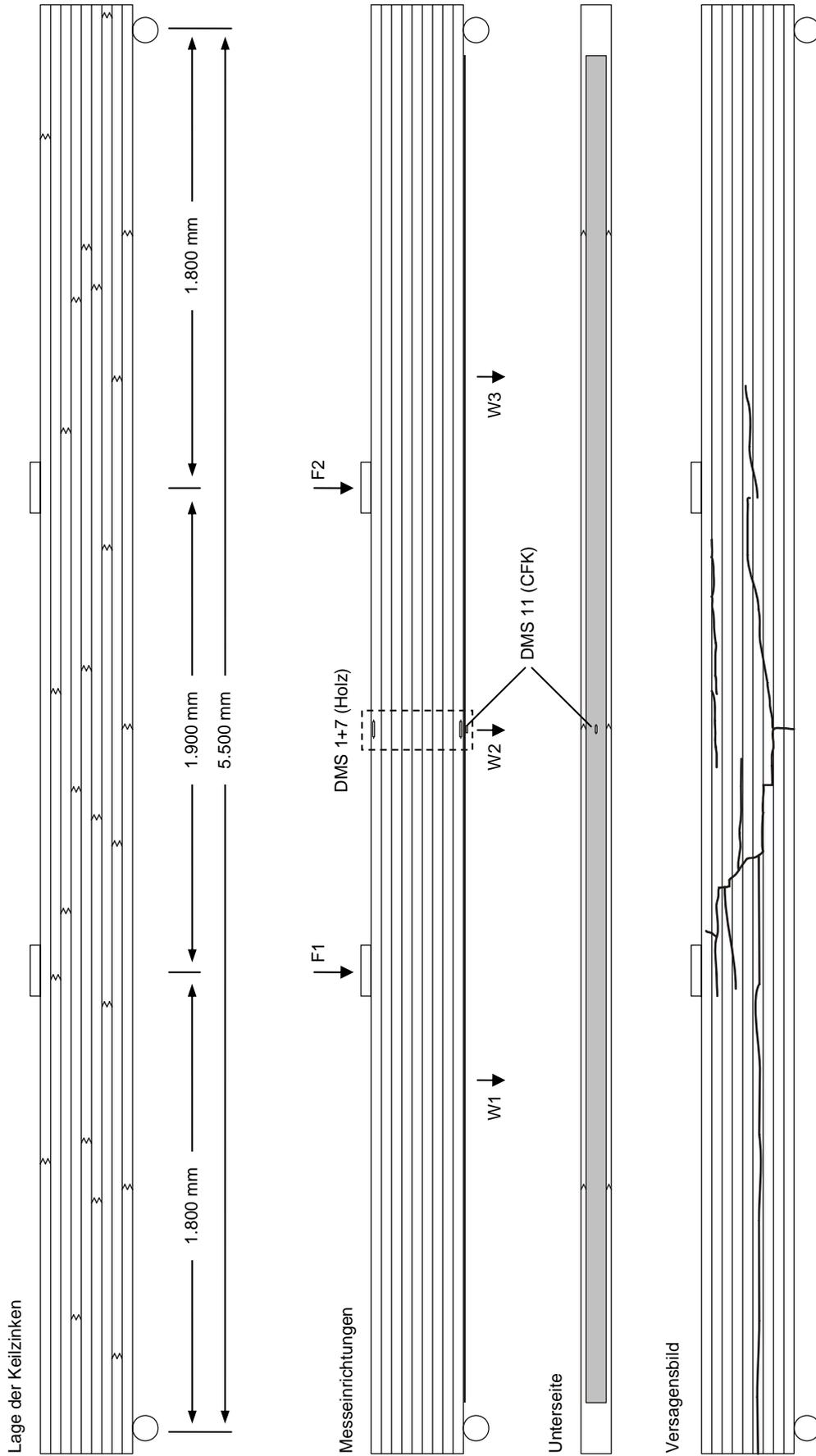
Versuchsbezeichnung:	trv_REF_5	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	-
Abmessungen (bxh):	119 x 360 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	47,1 kN/62,5 kN/109,6 kN	Lamellenfläche:	-
Querschnittsfläche:	42.840 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	64,4 mm	Verstärkungsgrad:	0,00%
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	nein		
mittl. Länge der Brettlamellen:	219,3 cm (VarK: 31,8%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen am Astloch		



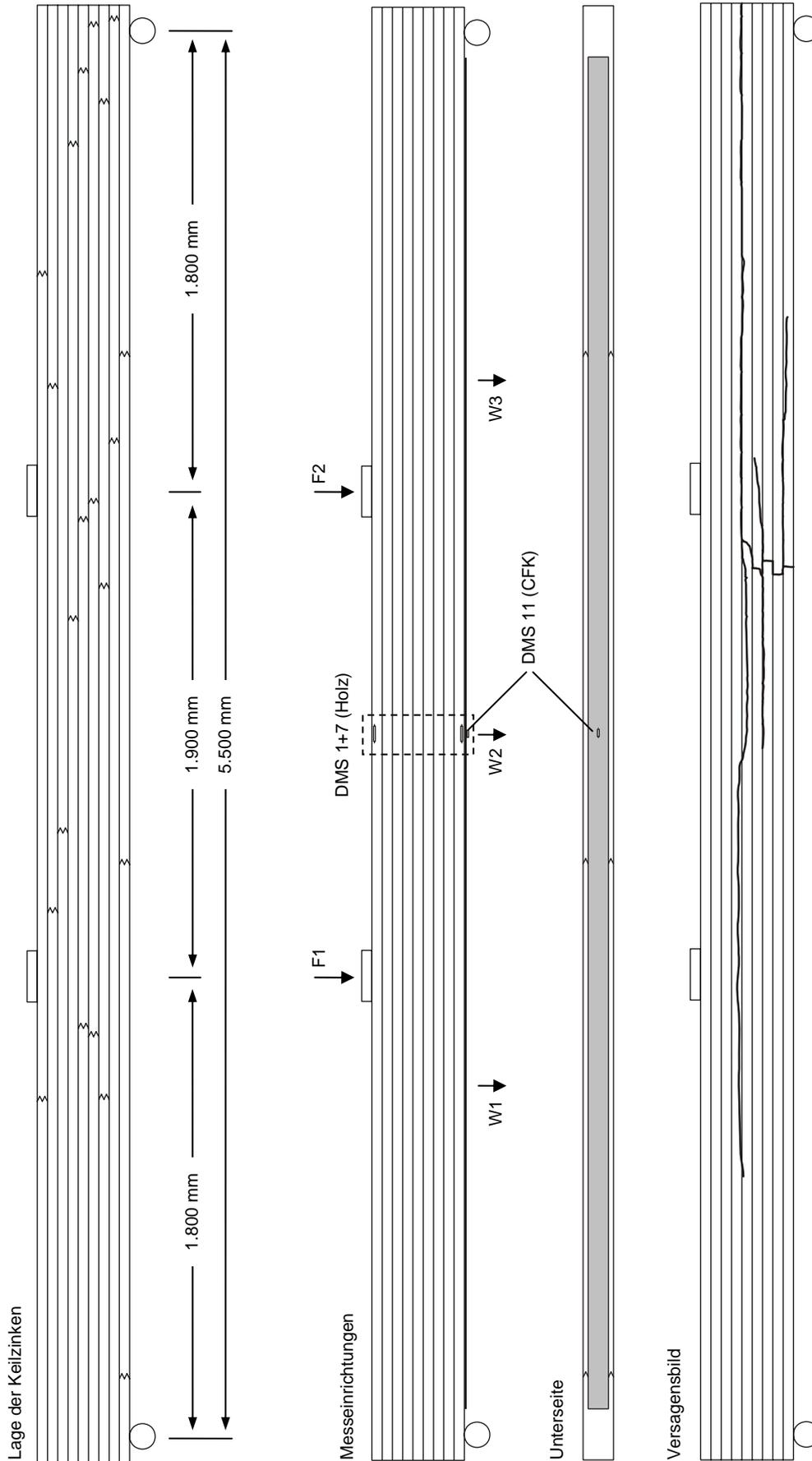
Versuchsbezeichnung:	trv_REF_6	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	-
Abmessungen (bxh):	119 x 358 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	43,6 kN/54,5 kN/98,1 kN	Lamellenfläche:	-
Querschnittsfläche:	42.602 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	60,8 mm	Verstärkungsgrad:	0,00%
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	nein		
mittl. Länge der Brettlamellen:	181,6 cm (VarK: 34,5%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen am Astloch		



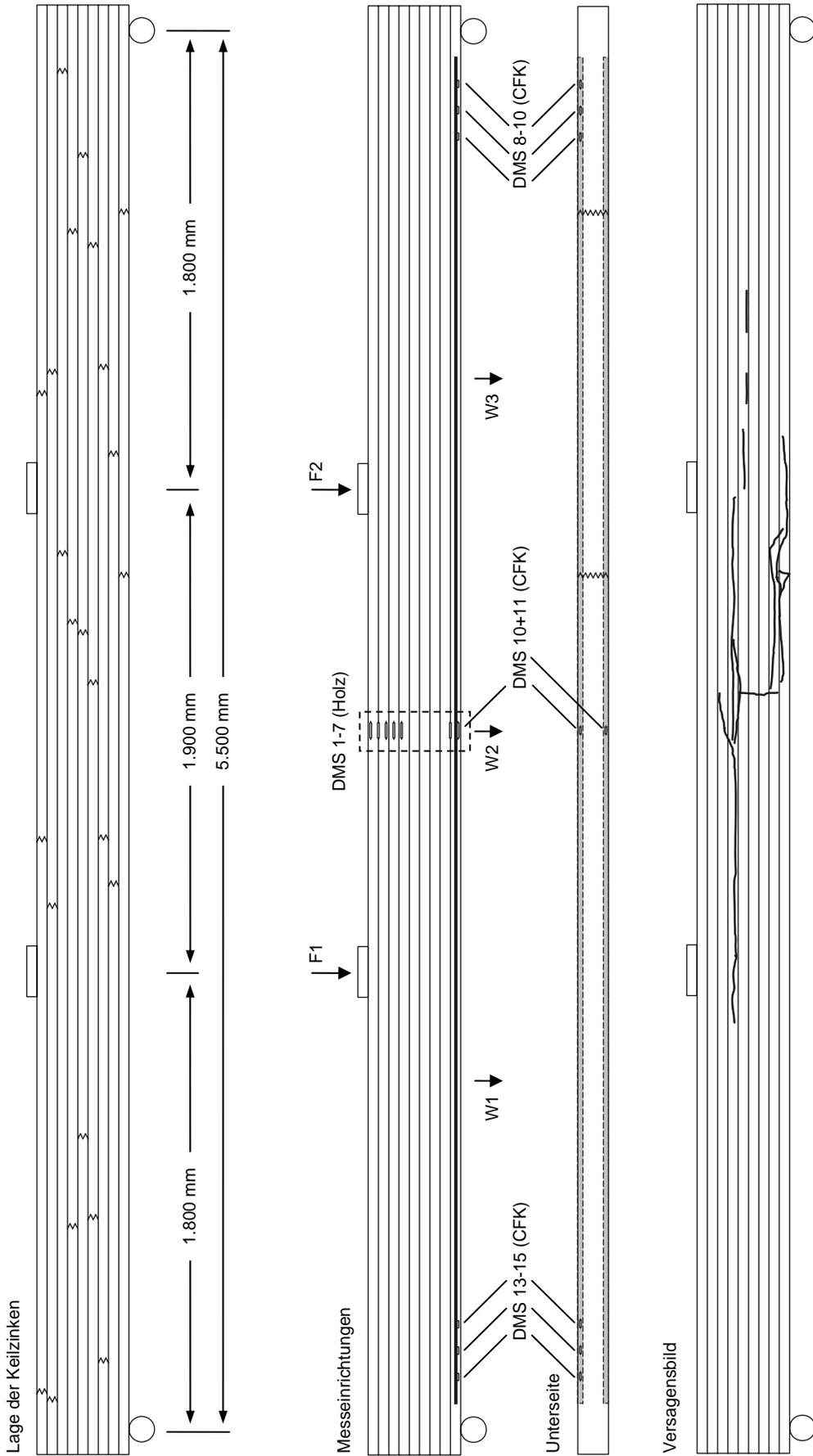
Versuchsbezeichnung:	trv_REF_7	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	-
Abmessungen (bxh):	119 x 358 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	40,3 kN/36,4 kN/76,7 kN	Lamellenfläche:	-
Querschnittsfläche:	42.602 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	62,0 mm	Verstärkungsgrad:	0,00%
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	nein		
mittl. Länge der Brettlamellen:	211,2 cm (VarK: 32,3%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen am Ast/KZV		



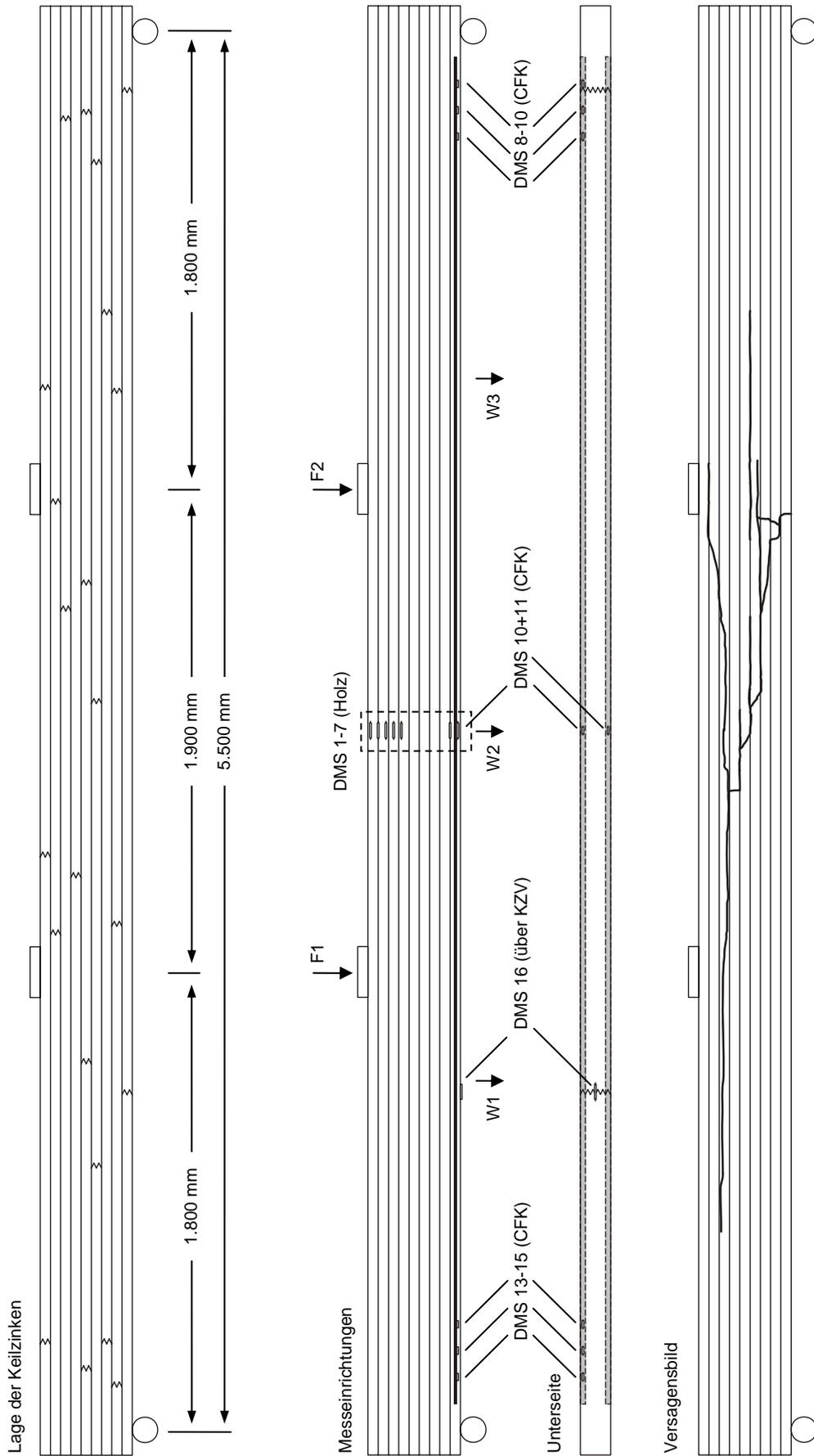
Versuchsbezeichnung:	trv_0,22_1	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	1 x S812 (zl. ≈ 361 mm)
Abmessungen (bxh):	117 x 360 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	58,1 kN/58,2 kN/116,4 kN	Lamellenfläche:	96 mm ²
Querschnittsfläche:	42.120 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	62,6 mm	Verstärkungsgrad:	0,22%
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	nein		
mittl. Länge der Brettlamellen:	197,5 cm (VarK: 31,2%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen an KZV		



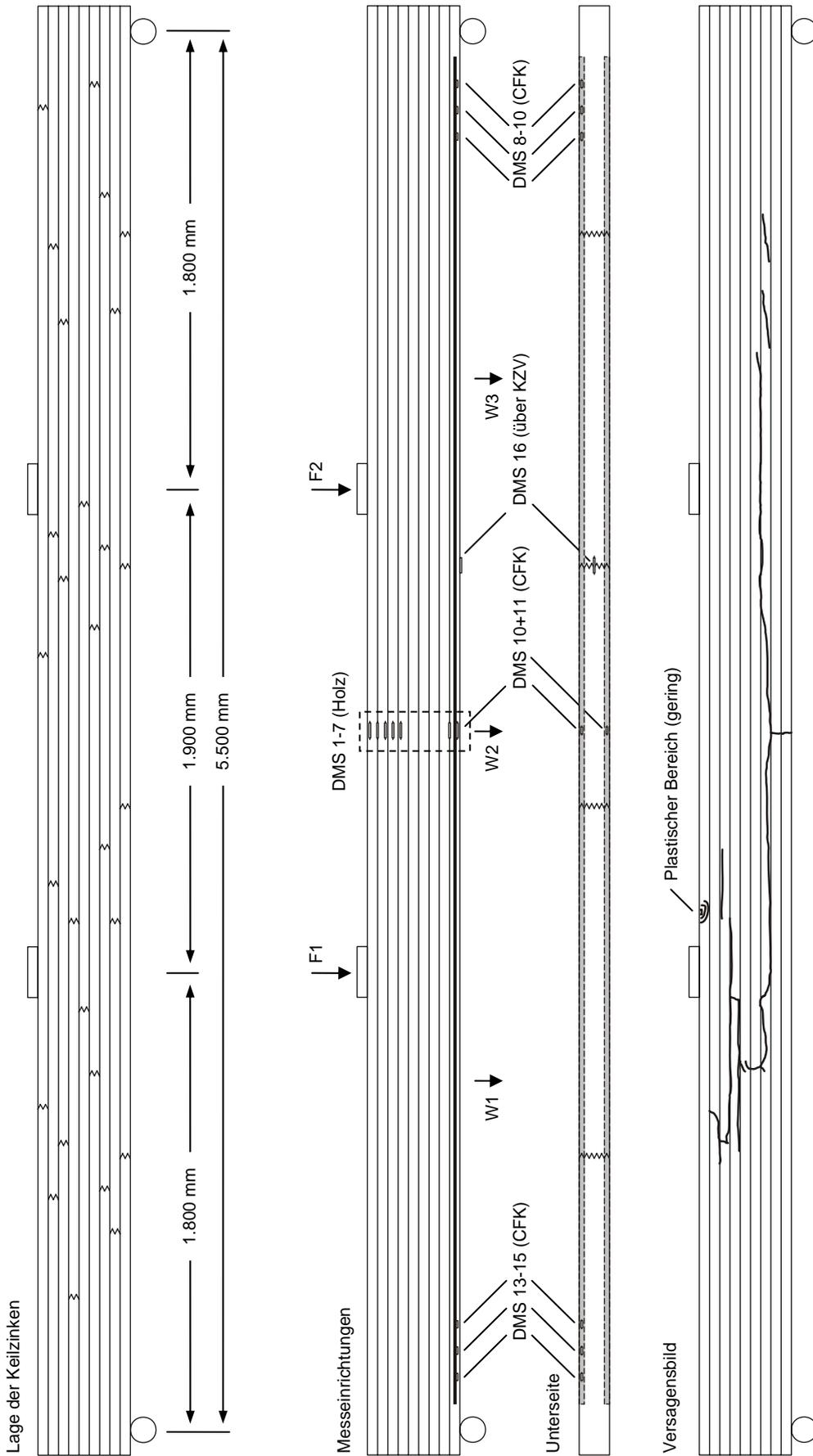
Versuchsbezeichnung:	trv_0,22_2	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	1 x S812 (zL ≈ 361 mm)
Abmessungen (bxh):	118 x 358 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	65,0 kN/65,3 kN/130,3 kN	Lamellenfläche:	96 mm ²
Querschnittsfläche:	42.244 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	79,8 mm	Verstärkungsgrad:	0,22%
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	nein		
mittl. Länge der Brettlamellen:	203,6 cm (VarK: 19,6%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen am Astloch		



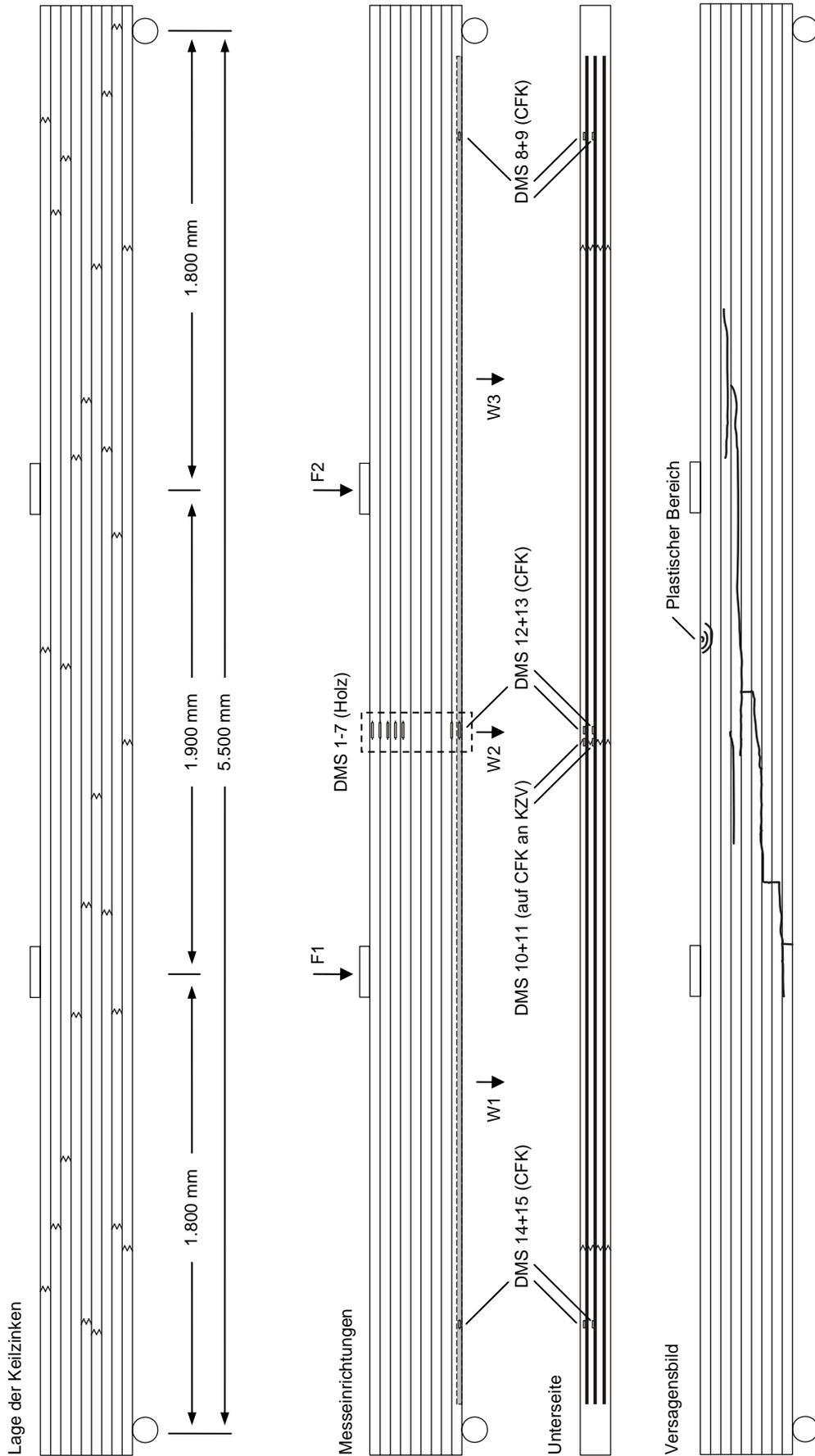
Versuchsbezeichnung:	trv_0,23_1	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	2 x S2.025 (z _L ≈ 340 mm)
Abmessungen (bxh):	118 x 359 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	50,1 kN/46,9 kN/97,0 kN	Lamellenfläche:	100 mm ²
Querschnittsfläche:	42.362 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	64,4 mm	Verstärkungsgrad:	0,23%
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	nein		
mittl. Länge der Brettlamellen:	189,1 cm (VarK: 13,5%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen an KZV		



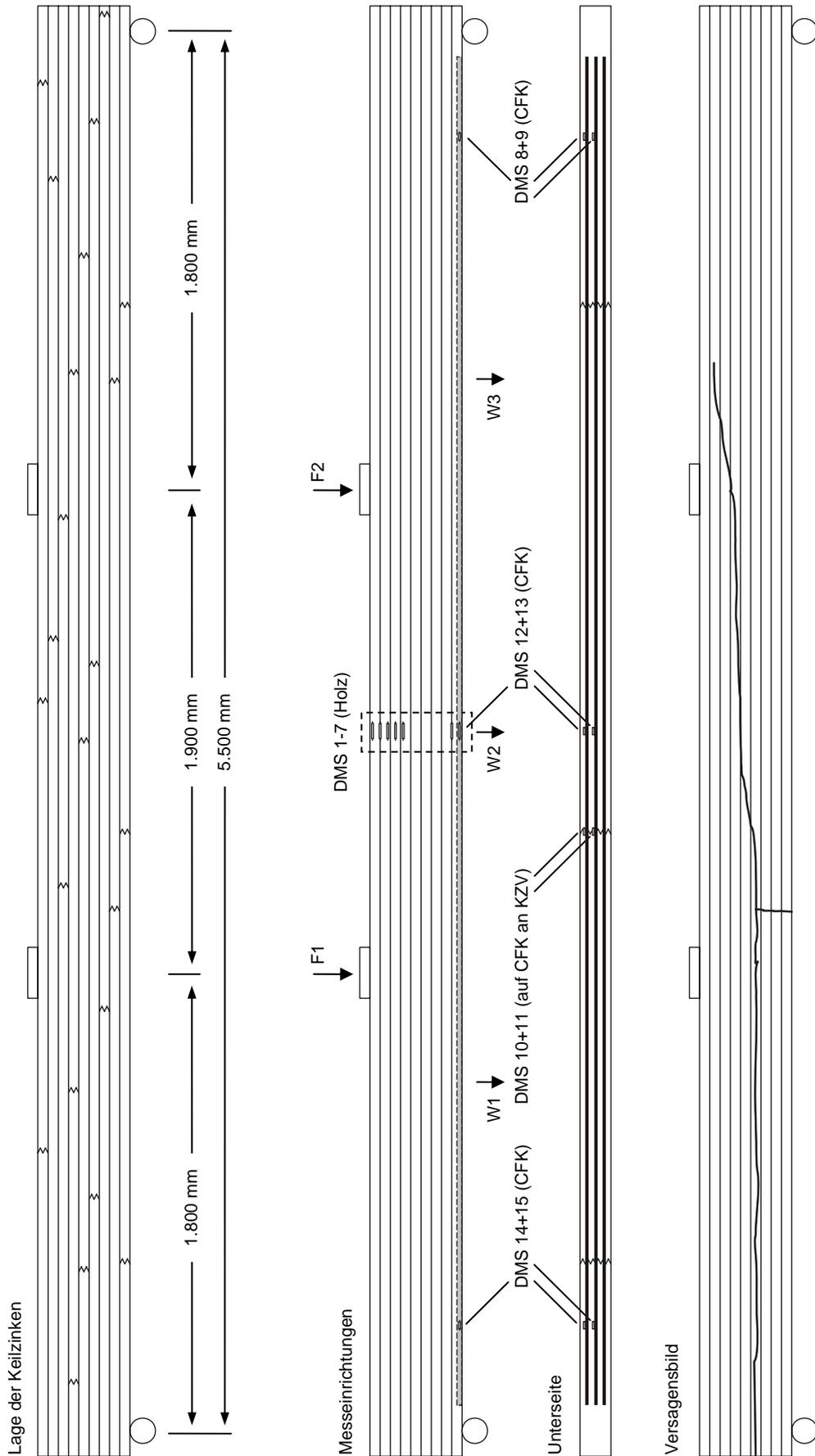
Versuchsbezeichnung:	trv_0,23_2	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	2 x S2.025 (z _L ≈ 340 mm)
Abmessungen (bxh):	119 x 359 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	62,6 kN/53,8 kN/116,4 kN	Lamellenfläche:	100 mm ²
Querschnittsfläche:	42.721 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	72,6 mm	Verstärkungsgrad:	0,23%
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	nein		
mittl. Länge der Brettlamellen:	216,7 cm (VarK: 39,1%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen Brettlamelle		



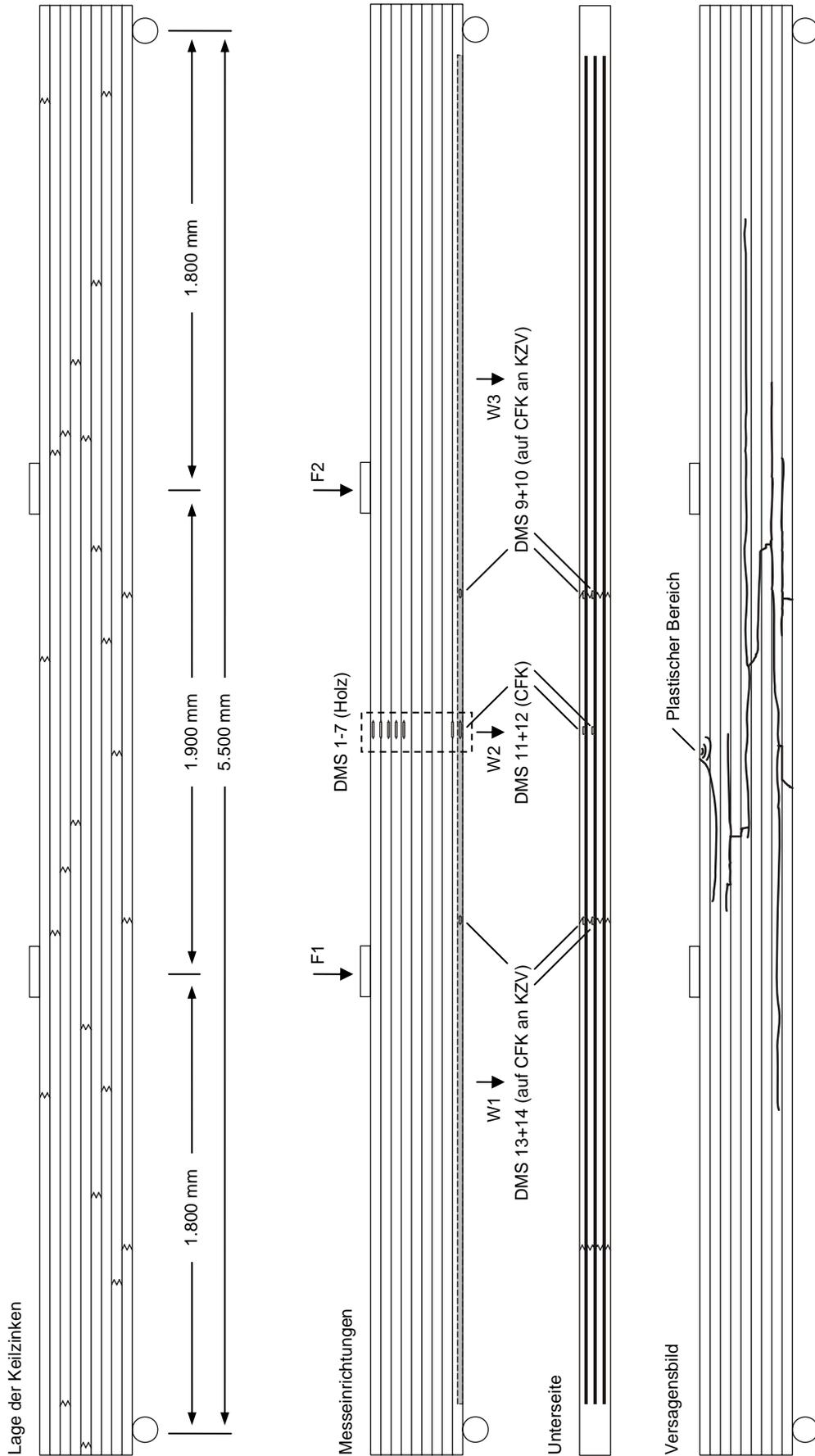
Versuchsbezeichnung:	trv_0,23_3	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	2 x S2.025 (z _L ≈ 340 mm)
Abmessungen (bxh):	119 x 359 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	47,5 kN/40,1 kN/87,6 kN	Lamellenfläche:	100 mm ²
Querschnittsfläche:	42.721 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	96,2 mm	Verstärkungsgrad:	0,23%
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	ja		
mittl. Länge der Brettlamellen:	154,8 cm (VarK: 28,6%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen am Astloch		



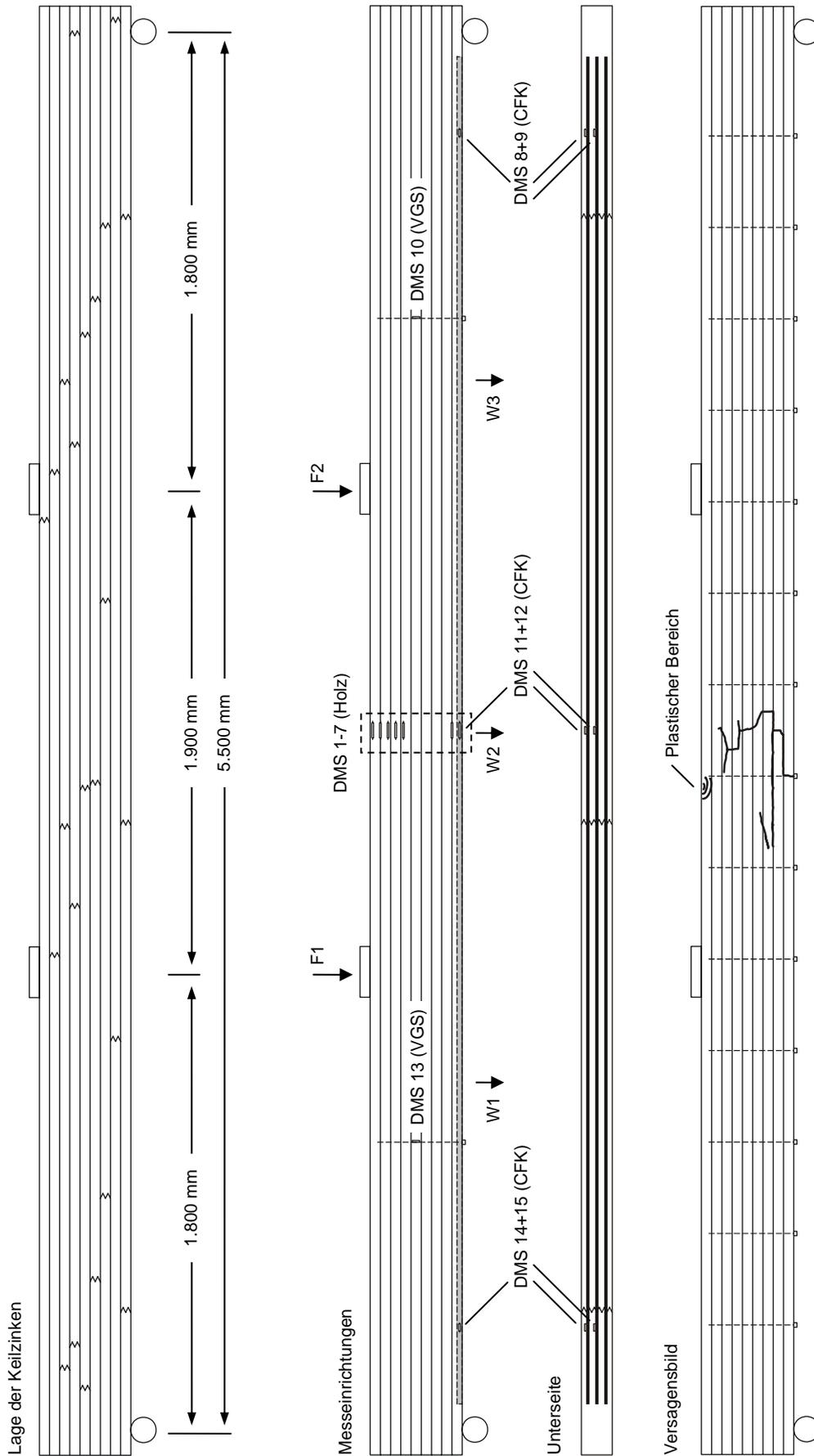
Versuchsbezeichnung:	trv_0,35_1	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	3 x S2.025 (z _L ≈ 350 mm)
Abmessungen (bxh):	117 x 357 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	85,0 kN/75,0 kN/160,0 kN	Lamellenfläche:	150 mm ²
Querschnittsfläche:	41.769 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	89,7 mm	Verstärkungsgrad:	0,35%
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	ja		
mittl. Länge der Brettlamellen:	203,0 cm (VarK: 30,5%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen am Astloch		



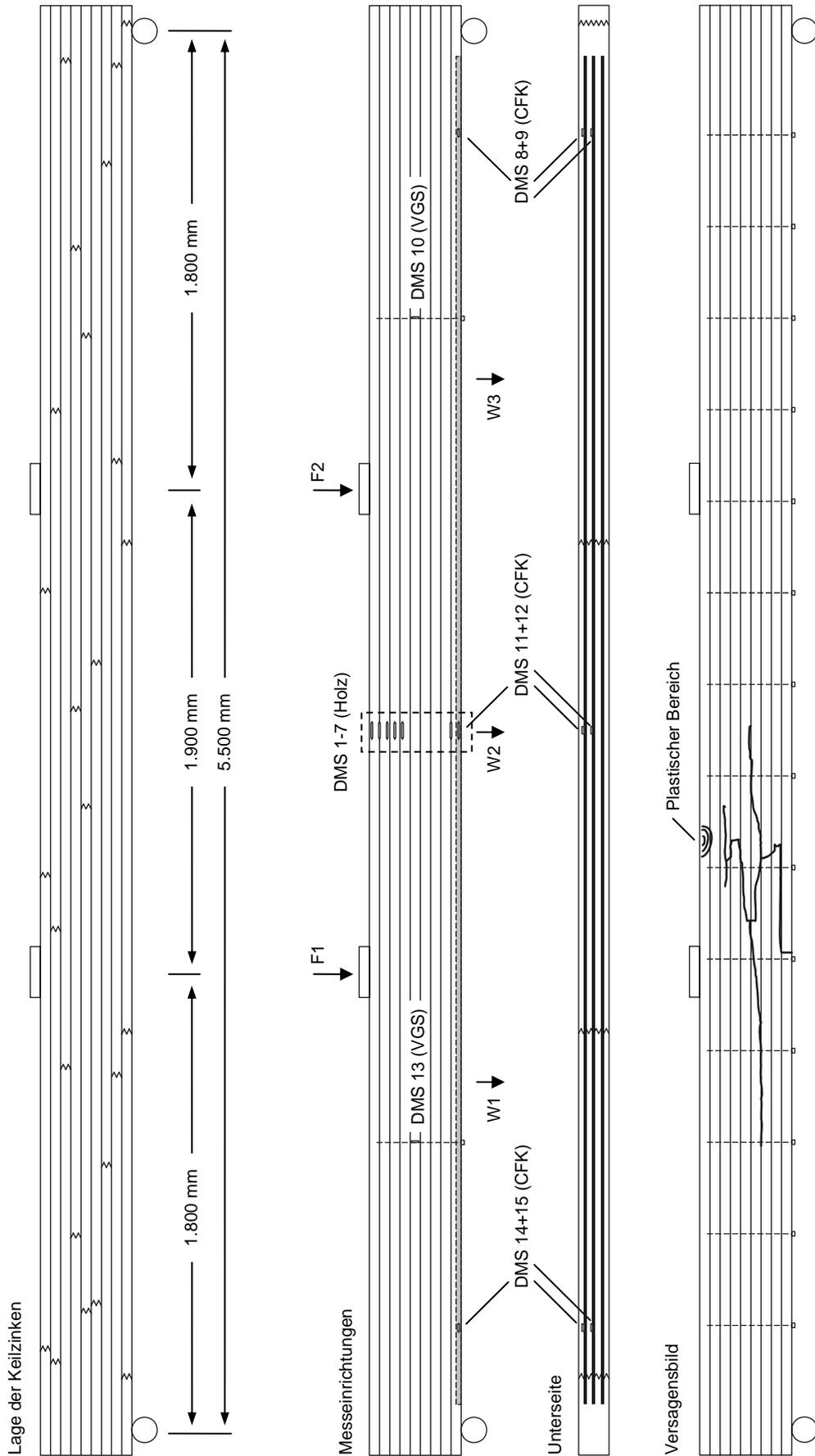
Versuchsbezeichnung:	trv_0_35_2	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	3 x S2.025 (z _L ≈ 350 mm)
Abmessungen (bxh):	118 x 357 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	80,5 kN/65,1 kN/145,6 kN	Lamellenfläche:	150 mm ²
Querschnittsfläche:	42.126 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	88,6 mm	Verstärkungsgrad:	0,35%
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	nein		
mittl. Länge der Brettlamellen:	211,9 cm (VarK: 31,1%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen an KZV		



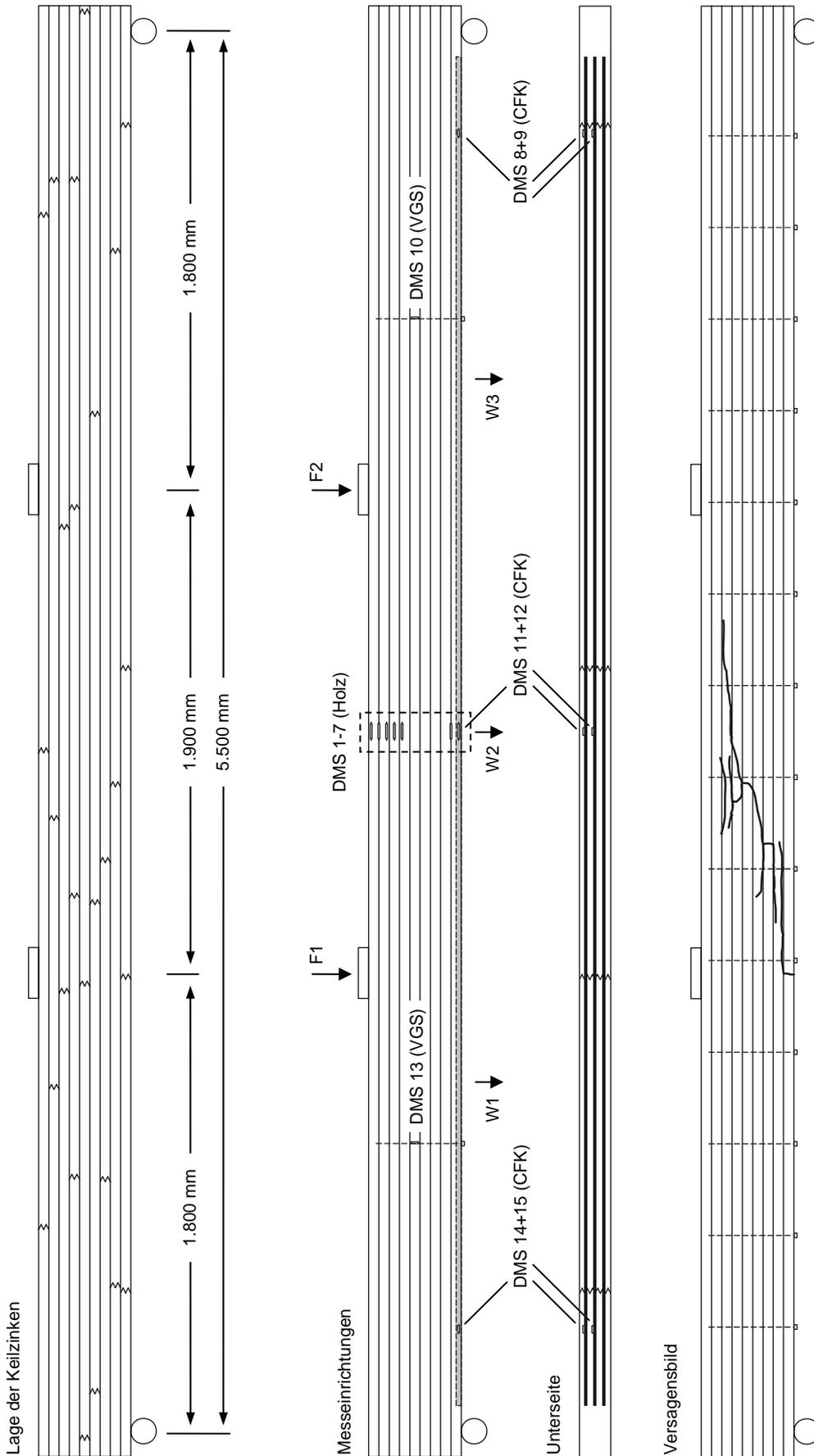
Versuchsbezeichnung:	trv_0_35_3	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	3 x S2.025 (z _L ≈ 350 mm)
Abmessungen (bxh):	119 x 360 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	72,1 kN/72,5 kN/144,6 kN	Lamellenfläche:	150 mm ²
Querschnittsfläche:	42.840 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	99,0 mm	Verstärkungsgrad:	0,35%
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	ja		
mittl. Länge der Brettlamellen:	183,9 cm (VarK: 21,9%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen an Brett/KZV		



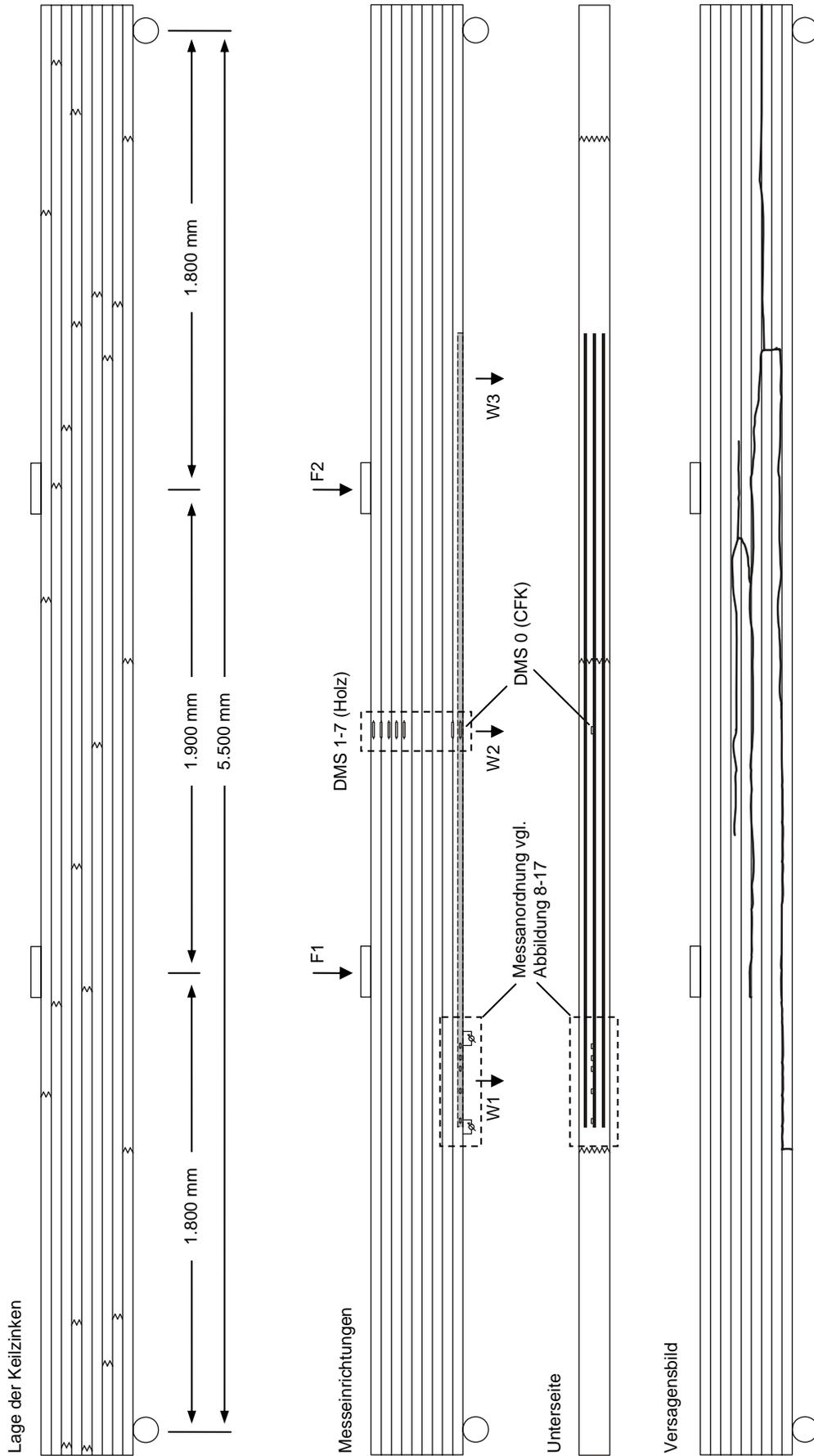
Versuchsbezeichnung:	trv_0,35_VGS_1	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	3 x S2.025 (z _L ≈ 350 mm)
Abmessungen (bxh):	118 x 357 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	59,4 kN/51,8 kN/111,2 kN	Lamellenfläche:	150 mm ²
Querschnittsfläche:	42.126 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	100,5 mm	Verstärkungsgrad:	0,35%
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	ja	Schubverstärkung:	28 x Würth ASSY VG plus
mittl. Länge der Brettlamellen:	206,5 cm (VarK: 28,8%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen Holz an VGS		Ø8 x 330 mm, d = 360 mm



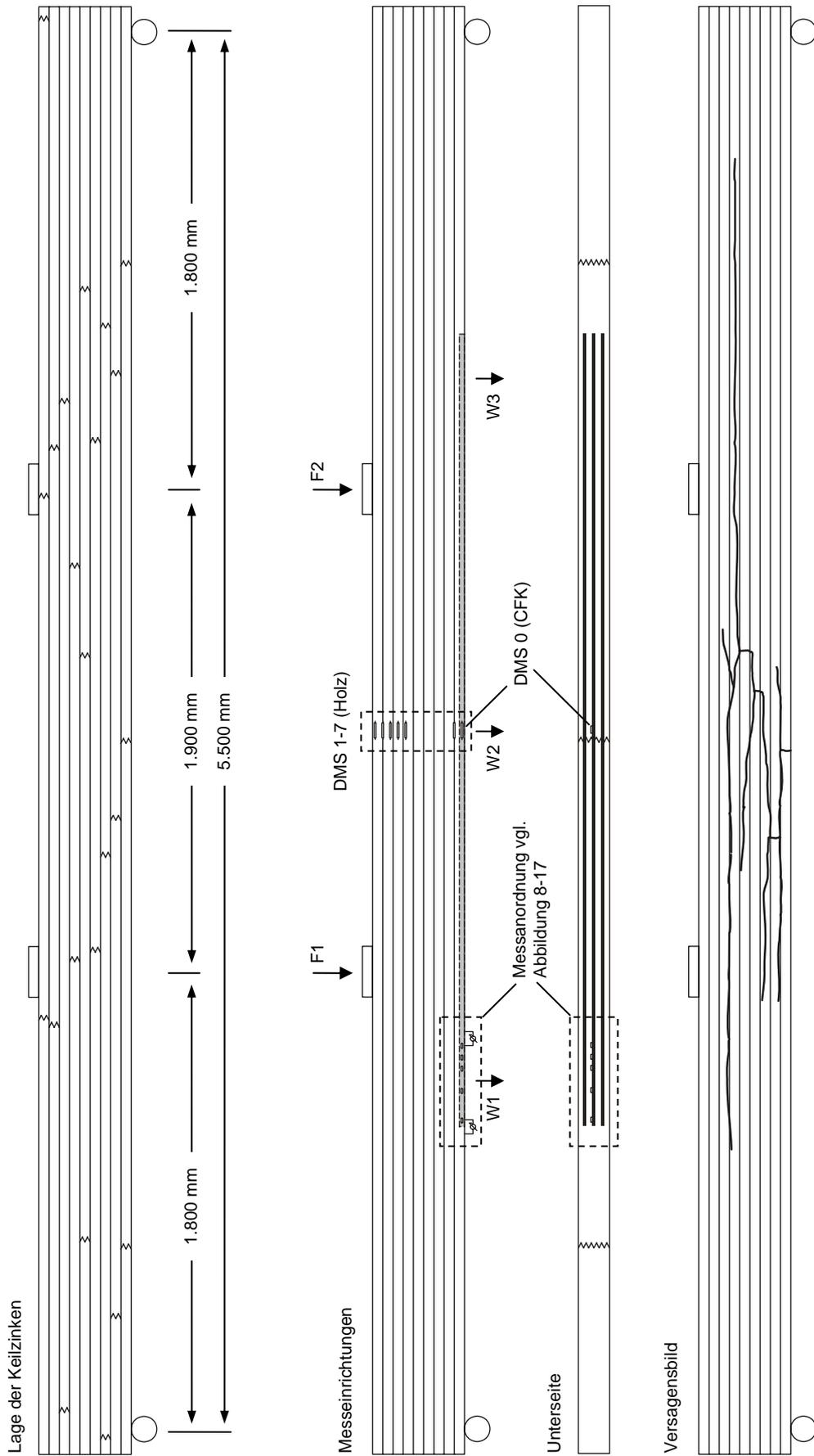
Versuchsbezeichnung:	trv_0,35_VGS_2	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	3 x S2.025 (z _L ≈ 350 mm)
Abmessungen (bxh):	118 x 358 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	68,6 kN/79,1 kN/147,7 kN	Lamellenfläche:	150 mm ²
Querschnittsfläche:	42.244 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	87,0 mm	Verstärkungsgrad:	0,35%
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	ja	Schubverstärkung:	28 x Würth ASSY VG plus
mittl. Länge der Brettlamellen:	213,7 cm (VarK: 37,0%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen am Astloch		Ø8 x 330 mm, d = 360 mm



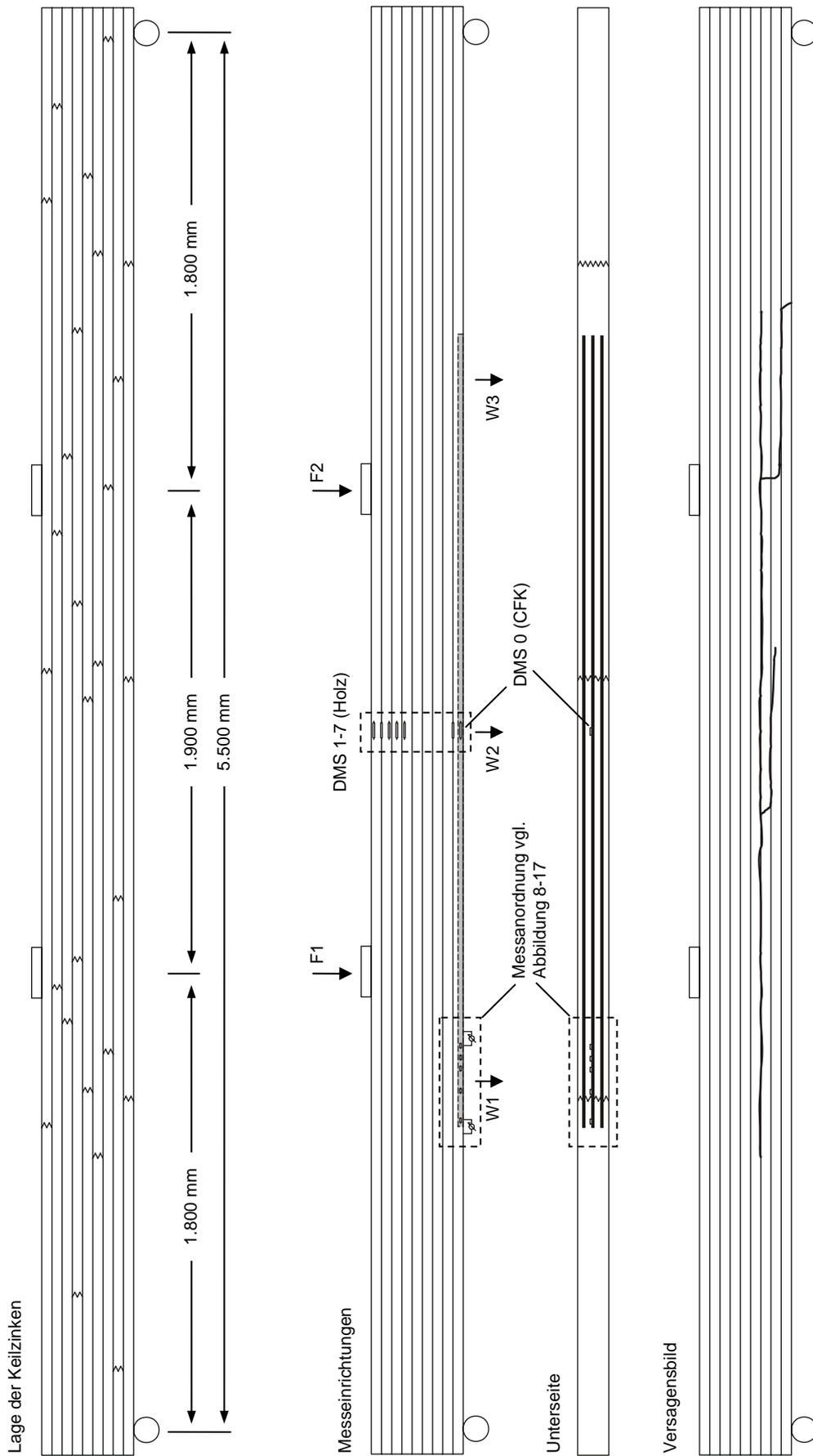
Versuchsbezeichnung:	trv_0,35_VGS_3	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	3 x S2.025 (z _L ≈ 350 mm)
Abmessungen (bxh):	118 x 356 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	66,0 kN/62,4 kN/128,4 kN	Lamellenfläche:	150 mm ²
Querschnittsfläche:	42.008 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	71,3 mm	Verstärkungsgrad:	0,35%
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	nein	Schubverstärkung:	28 x Würth ASSY VG plus
mittl. Länge der Brettlamellen:	181,3 cm (VarK: 35,8%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen an KZV		Ø8 x 330 mm, d = 360 mm



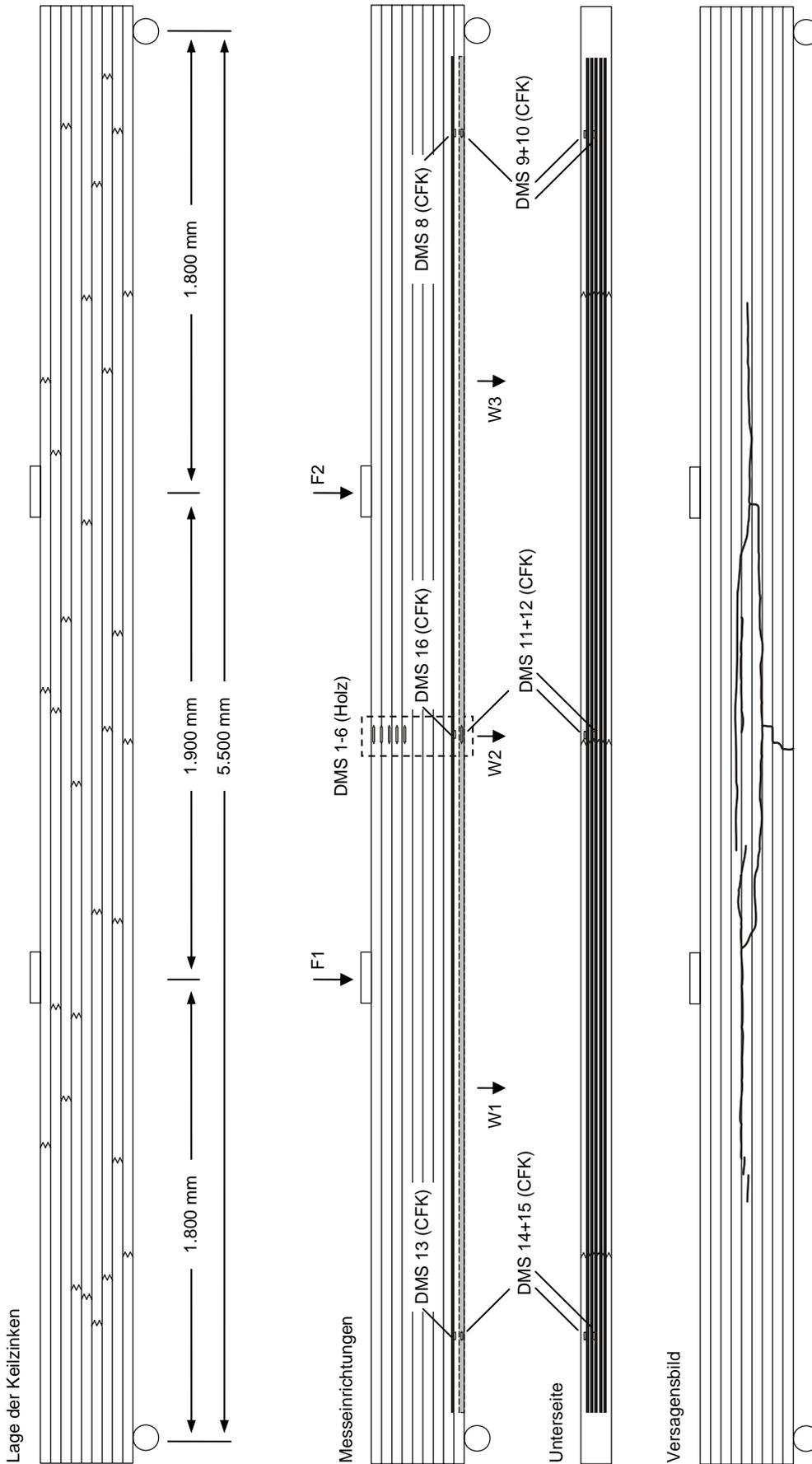
Versuchsbezeichnung:	trv_0_35_K_1	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	3 x S2.025 (z _L ≈ 350 mm)
Abmessungen (bxh):	118 x 357 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	78,5 kN/63,5 kN/142,0 kN	Lamellenfläche:	150 mm ²
Querschnittsfläche:	42.126 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	92,4 mm	Verstärkungsgrad:	0,35% (L = 3.120 mm)
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	nein		
mittl. Länge der Brettlamellen:	217,5 cm (VarK: 41,2%)	Bruchmechanismus:	Zug-/Schubversagen KZV		



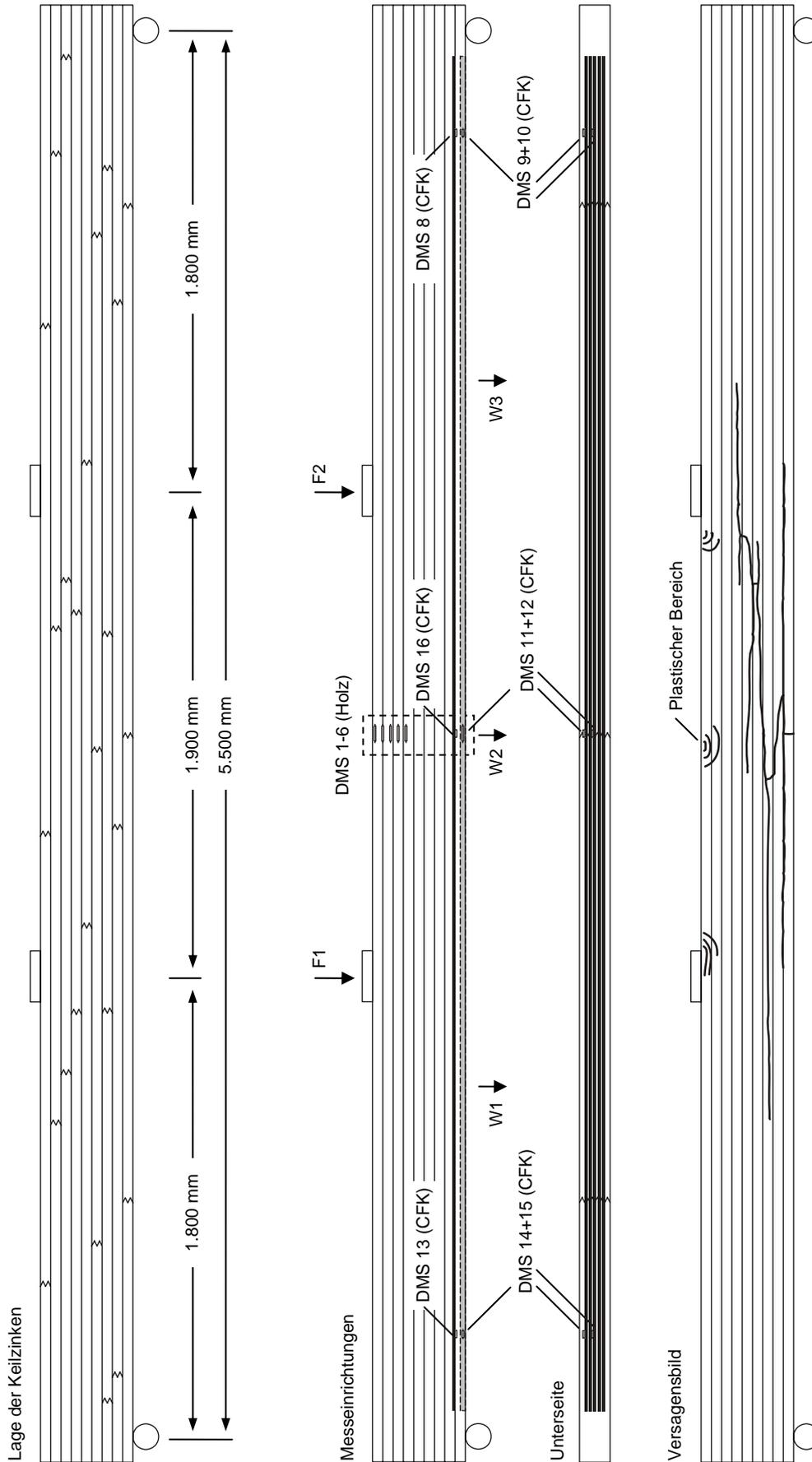
Versuchsbezeichnung:	trv_0_35_K_2	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	3 x S2.025 (z _L ≈ 350 mm)
Abmessungen (bxh):	118 x 358 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	70,3 kN/59,4 kN/129,7 kN	Lamellenfläche:	150 mm ²
Querschnittsfläche:	42.244 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	76,6 mm	Verstärkungsgrad:	0,35% (L = 3.120 mm)
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	nein		
mittl. Länge der Brettlamellen:	210,2 cm (VarK: 28,3%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen an KZV		



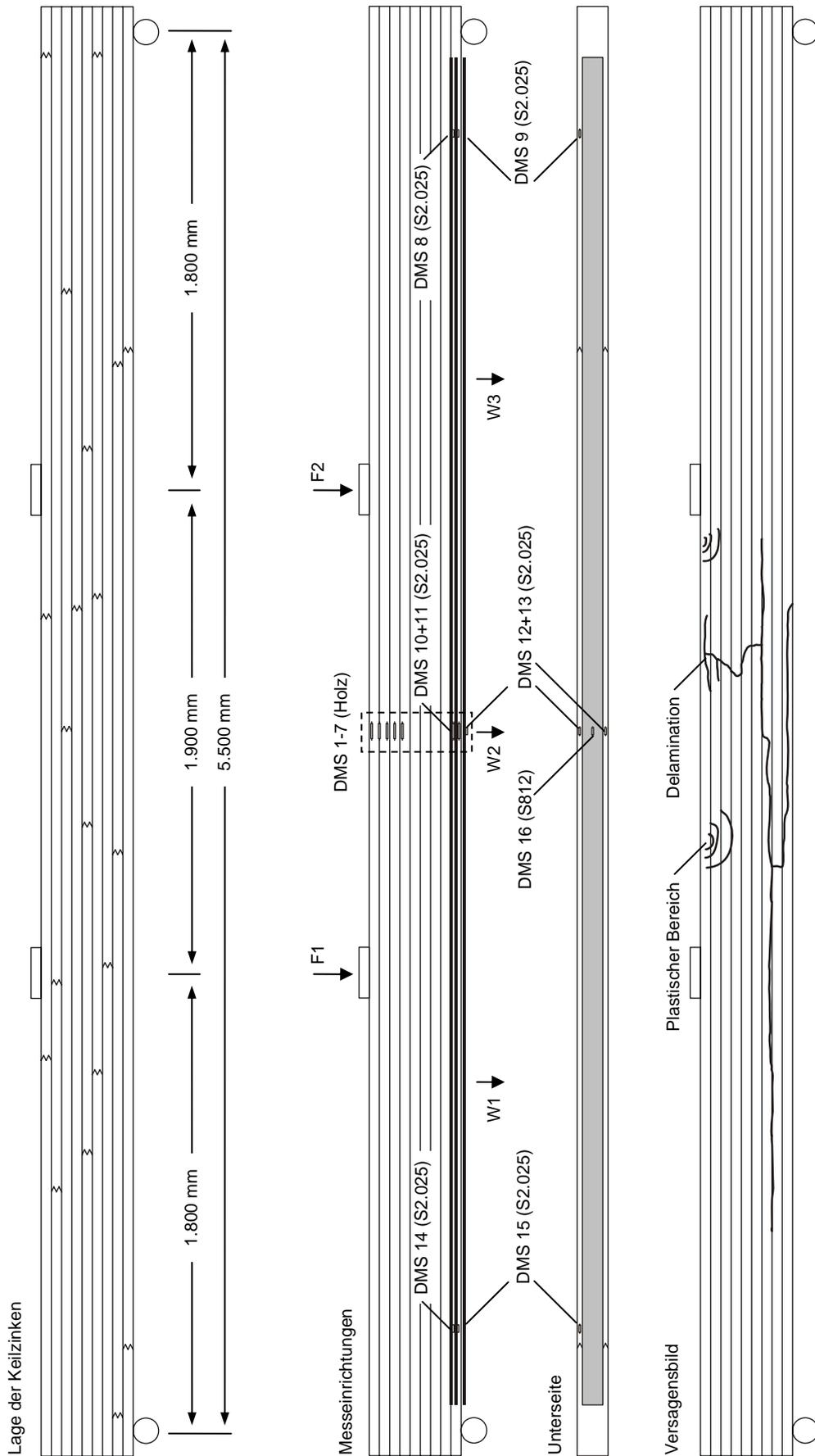
Versuchsbezeichnung:	trv_0,35_K_3	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	3 x S2.025 (z _L ≈ 350 mm)
Abmessungen (bxh):	119 x 358 mm	Bruchlasten (F ₁ /F ₂ /F _{ges}):	49,0 kN/53,6 kN/102,6 kN	Lamellenfläche:	150 mm ²
Querschnittsfläche:	42.602 mm ²	max. Durchbiegung, W ₂ :	62,9 mm	Verstärkungsgrad:	0,35% (L = 3.120 mm)
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	nein		
mittl. Länge der Brettlamellen:	174,8 cm (VarK: 17,1%)	Bruchmechanismus:	Schubversagen hinter CFK		



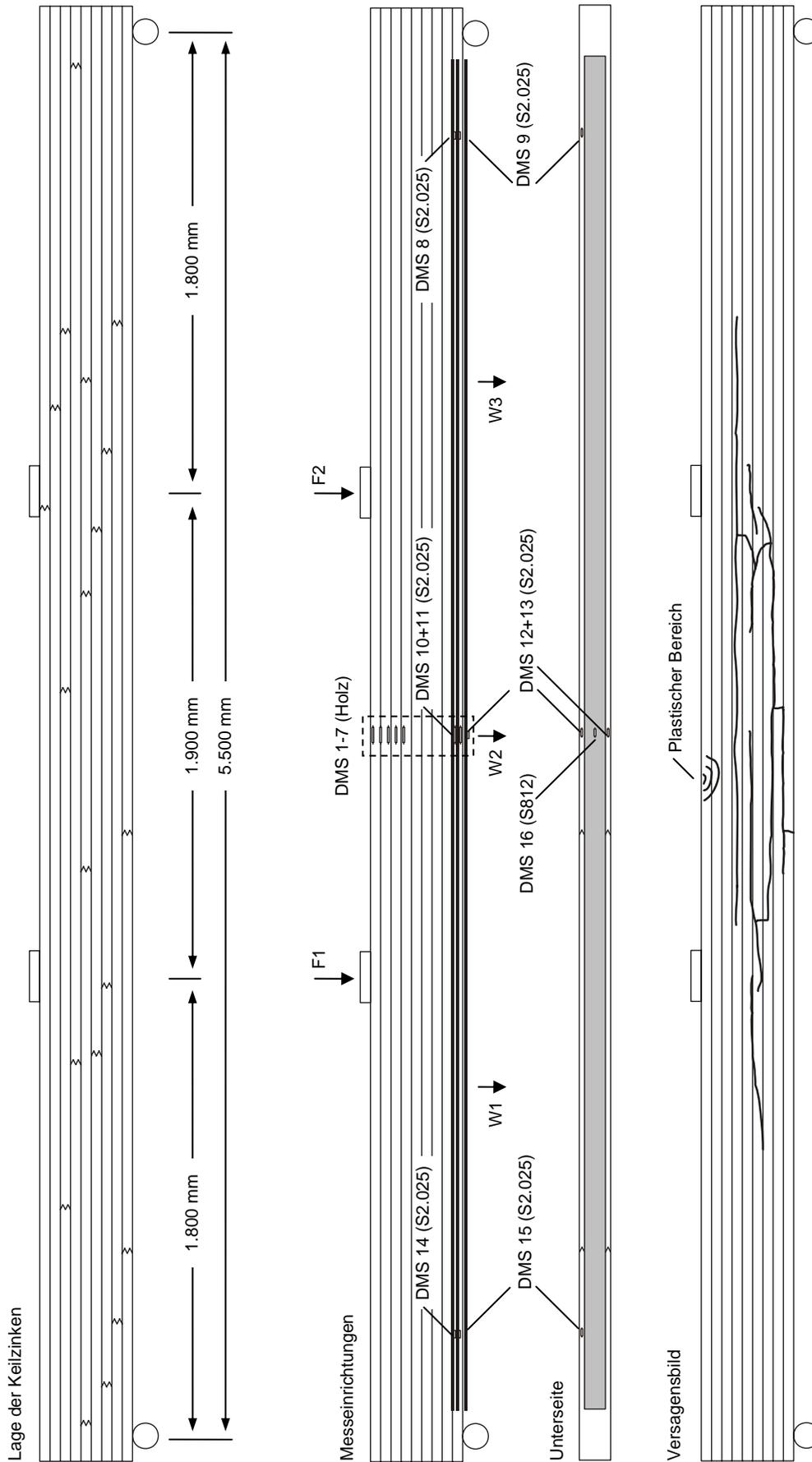
Versuchsbezeichnung:	trv_0,81_1	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	2 x S2.025 ($z_L \approx 316,5$ mm)
Abmessungen (bxh):	119 x 359 mm	Bruchlasten ($F1/F2/F_{ges}$):	80,8 kN/71,1 kN/151,9 kN	Lamellenfläche:	5 x S2.025 ($z_L \approx 350$ mm)
Querschnittsfläche:	42.721 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	120,1 mm	Verstärkungsgrad:	350 mm ²
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	nein		0,81%
mittl. Länge der Brettlamellen:	159,3 cm (VarK: 32,2%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen an KZV		



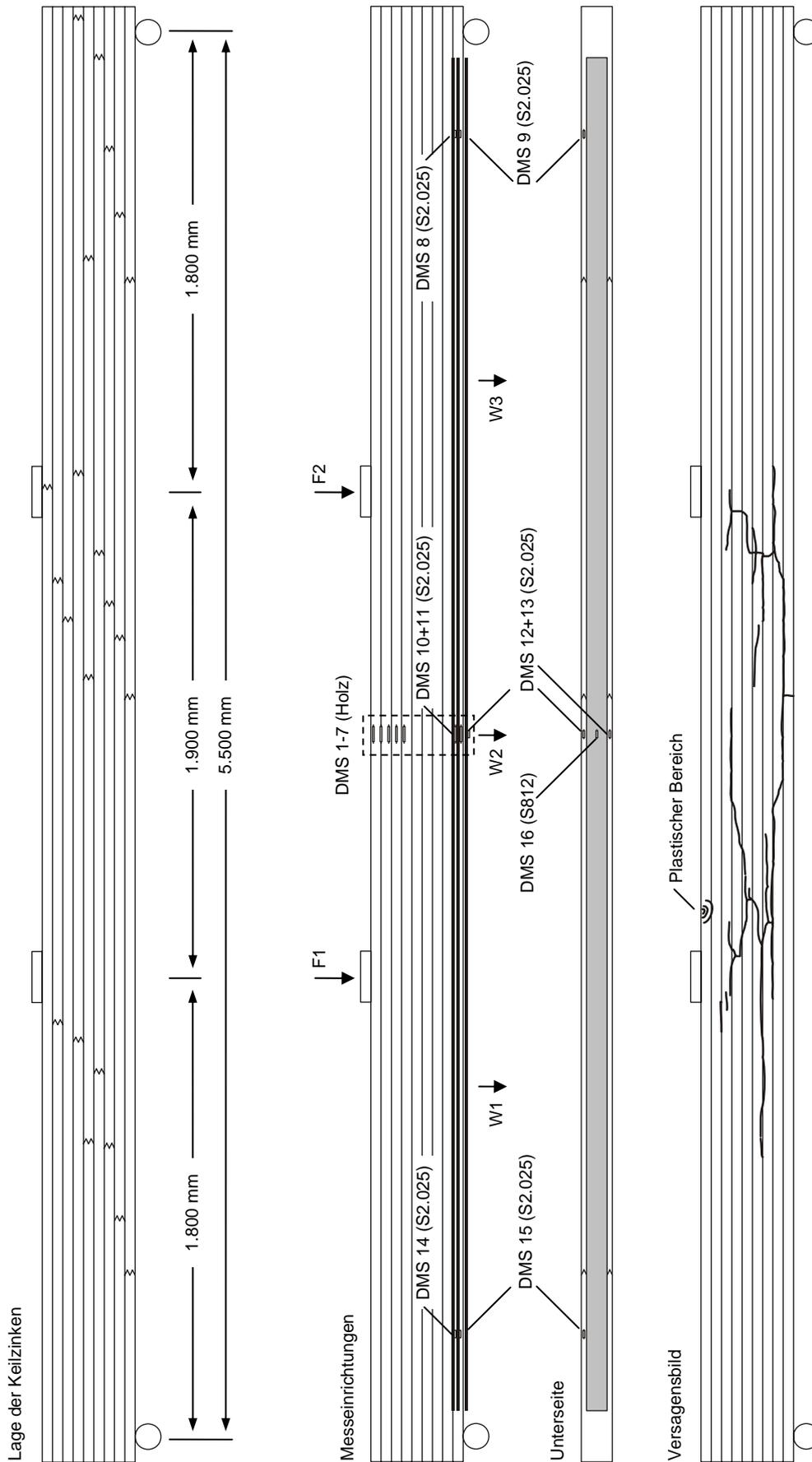
Versuchsbezeichnung:	trv_0,81_2	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	2 x S2.025 ($z_L \approx 316,5$ mm)
Abmessungen (bxh):	118 x 359 mm	Bruchlasten ($F1/F2/F_{ges}$):	85,3 kN/84,4 kN/169,7 kN	Lamellenfläche:	5 x S2.025 ($z_L \approx 350$ mm)
Querschnittsfläche:	42.362 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	127,8 mm	Verstärkungsgrad:	350 mm ²
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	ja		0,81%
mittl. Länge der Brettlamellen:	186,6 cm (VarK: 10,5%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen an KZV		



Versuchsbezeichnung:	trv_0,91_1	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	2 x S2.025 (z _L ≈ 320 mm)
Abmessungen (bxh):	117 x 357 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	99,5 kN/89,5 kN/189,0 kN		2 x S2.025 (z _L ≈ 340 mm)
Querschnittsfläche:	41.769 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	123,3 mm		2 x S812 (z _L ≈ 362 mm)
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	ja	Lamellenfläche:	392 mm ²
mittl. Länge der Brettlamellen:	201,9 cm (VarK: 32,8%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen am Astloch	Verstärkungsgrad:	0,91%



Versuchsbezeichnung:	trv_0,91_2	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	2 x S2.025 (z _L ≈ 320 mm)
Abmessungen (bxh):	118 x 359 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	90,5 kN/94,2 kN/184,7 kN		2 x S2.025 (z _L ≈ 340 mm)
Querschnittsfläche:	42.362 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	100,5 mm		2 x S812 (z _L ≈ 362 mm)
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	ja	Lamellenfläche:	392 mm ²
mittl. Länge der Brettlamellen:	205,1 cm (VarK: 32,9%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen an KZV	Verstärkungsgrad:	0,91%



Versuchsbezeichnung:	trv_0,91_3	Prüfgeschwindigkeit:	5,0 mm/min	CFK-Verstärkung:	2 x S2.025 (z _L ≈ 320 mm)
Abmessungen (bxh):	119 x 359 mm	Bruchlasten (F1/F2/F _{ges}):	89,2 kN/84,8 kN/174,0 kN		2 x S2.025 (z _L ≈ 340 mm)
Querschnittsfläche:	42.721 mm ²	max. Durchbiegung, W2:	97,3 mm		2 x S812 (z _L ≈ 362 mm)
Holzart / Festigkeitsklasse:	Kiefer / GL24h	plast. Druckzone:	ja	Lamellenfläche:	392 mm ²
mittl. Länge der Brettlamellen:	191,3 cm (VarK: 16,5%)	Bruchmechanismus:	Zugversagen an KZV	Verstärkungsgrad:	0,91%

Anhang D: Ergebnisse der Aussteifungsversuche

D.1 Abmessungen des Versuchsaufbaus

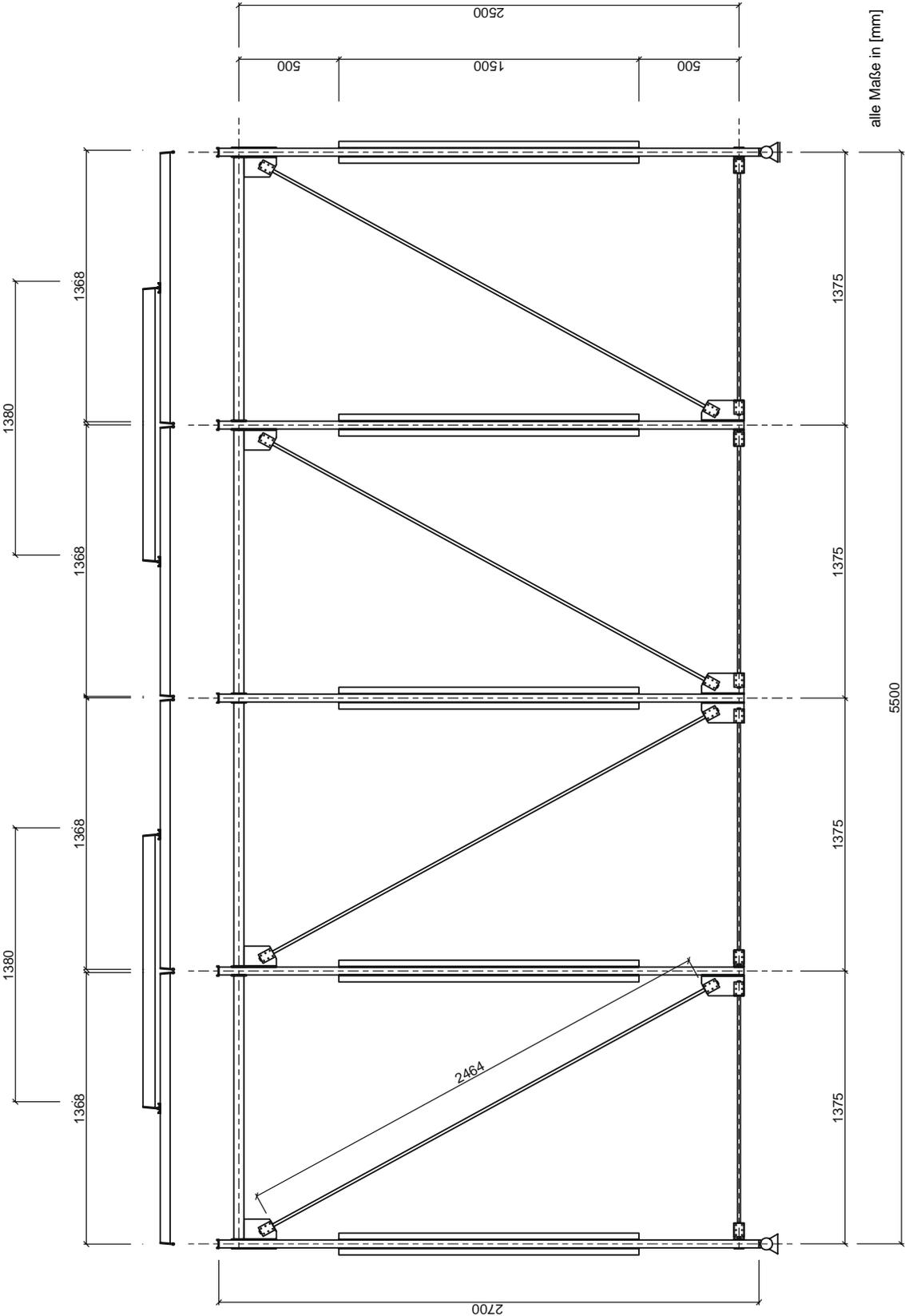


Abbildung D-1: Abmessungen des Aussteifungsversuchs

D.2 Abmessungen der Modellprofile

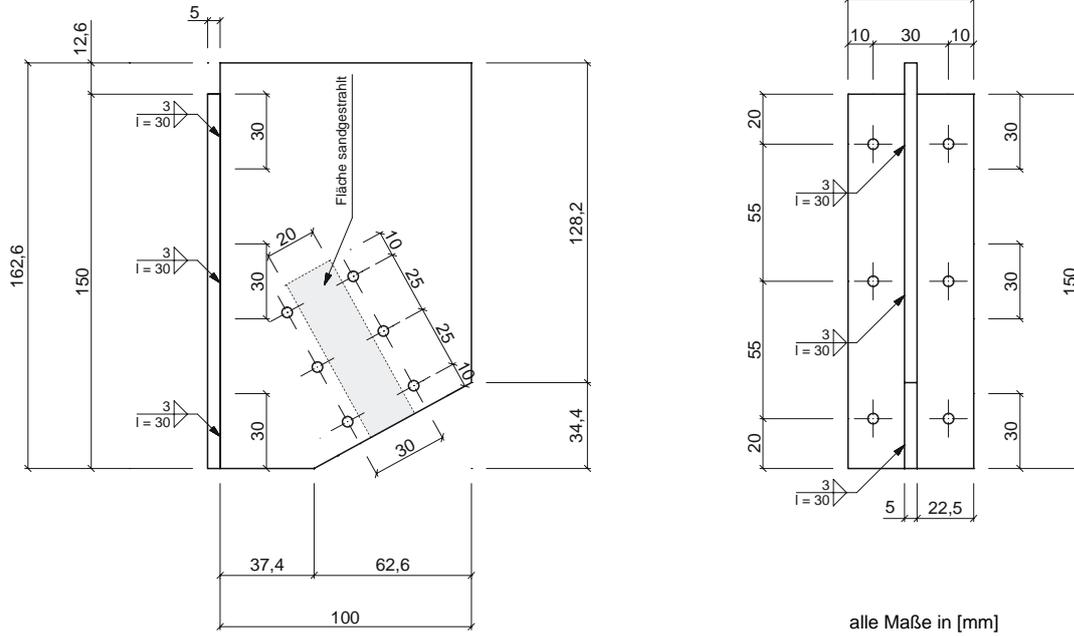


Abbildung D-2: Ausführungszeichnung für Anschluss A.1

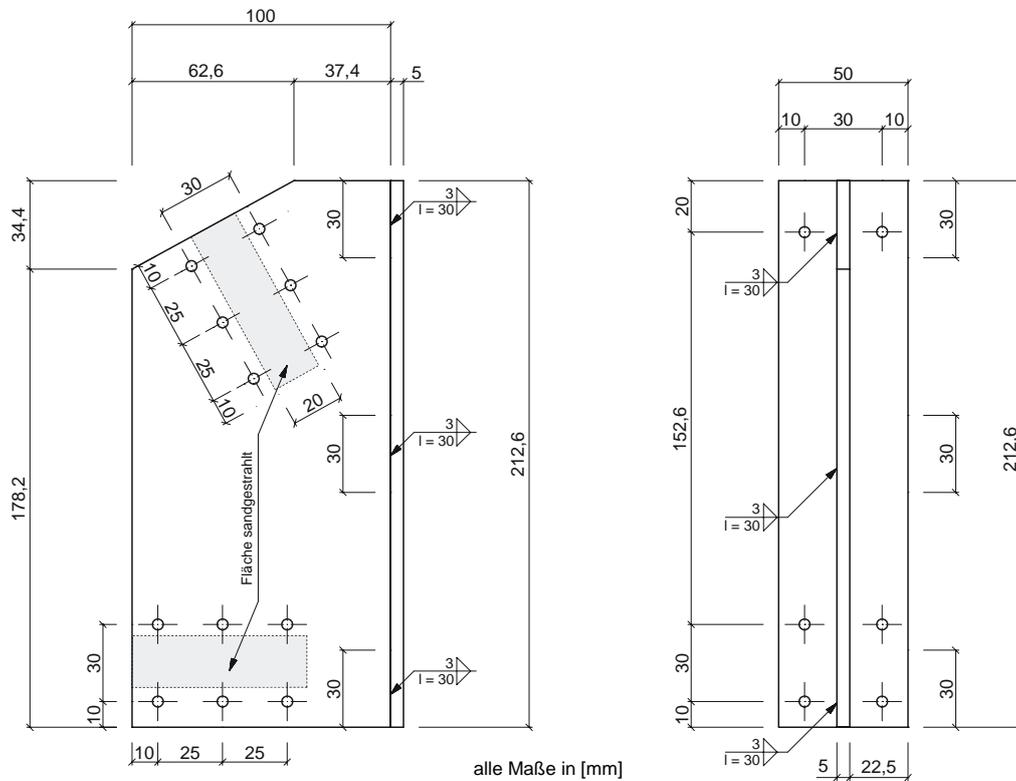


Abbildung D-3: Ausführungszeichnung für Anschluss A.2

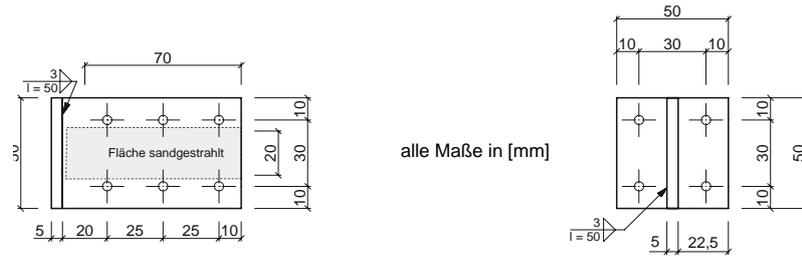


Abbildung D-4: Ausführungszeichnung für Anschluss A.3

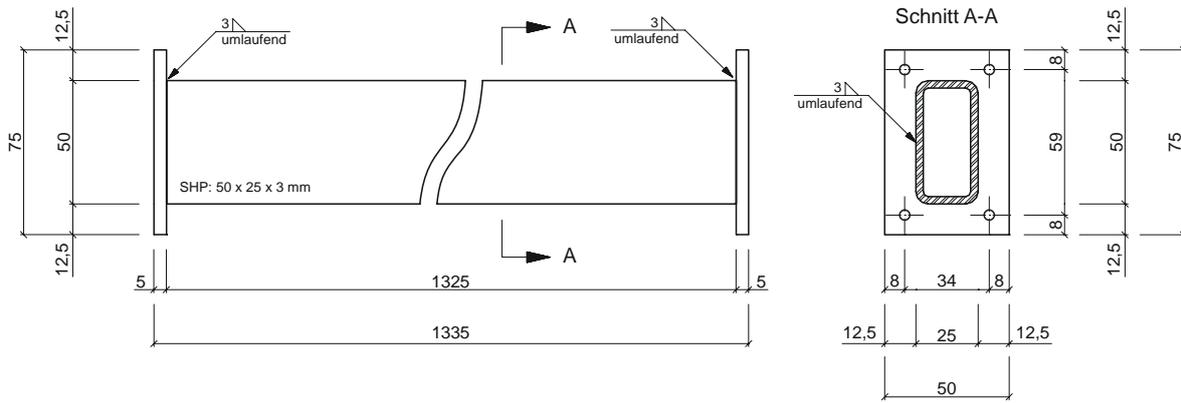


Abbildung D-5: Ausführungszeichnung der Stahl-Druckstreben

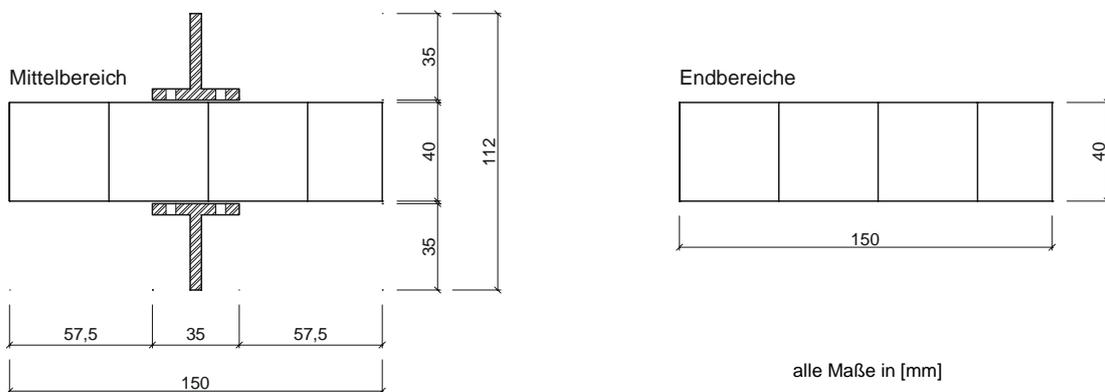
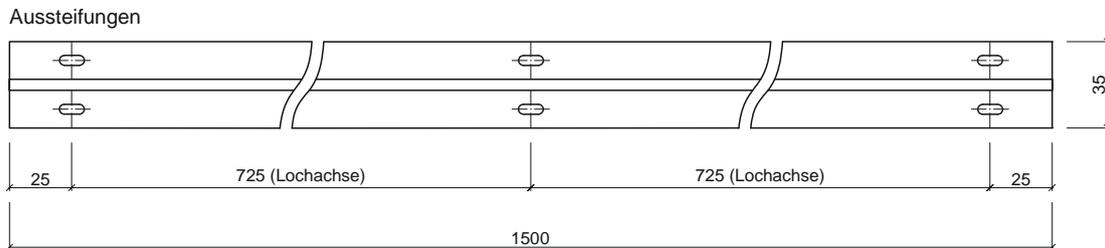


Abbildung D-6: Ausführungszeichnung der Holzträger

D.3 Bestimmung der Klemmspannungen

Um die Klemmdruckverteilung über die Lamellenbreite rechnerisch nachzuvollziehen, wird das mittlere Teilelement der profilierten Klemmplatte nach Abbildung D-7 betrachtet. Im ersten Fall wird für das unbelastete System, d. h. $N_s = 0$, ein Abstand $d_i \geq 0$ zwischen CFK-Lamelle und Klemmplatte vorausgesetzt. Die Seitenstege stehen dabei stets in Kontakt mit der als unendlich biegesteif angenommenen Grundplatte ($d_a = 0$). Zum Aufbringen einer Klemmkraft auf die CFK-Lamelle ist zunächst der Abstand d_i durch die Biegeverformung der Klemmplatte zu überwinden.

Im zweiten Fall befindet sich die unbelastete Klemmplatte in direktem Kontakt mit der CFK-Lamelle ($d_i = 0$). Der Abstand $d_a > 0$ bestimmt in diesem Fall die Lastverteilung zwischen der Klemmfläche und den Seitenstegen. Wird der Abstand d_a hinreichend groß gewählt, so findet selbst unter maximaler Vorspannung kein Lastabtrag in die Seitenstege statt.

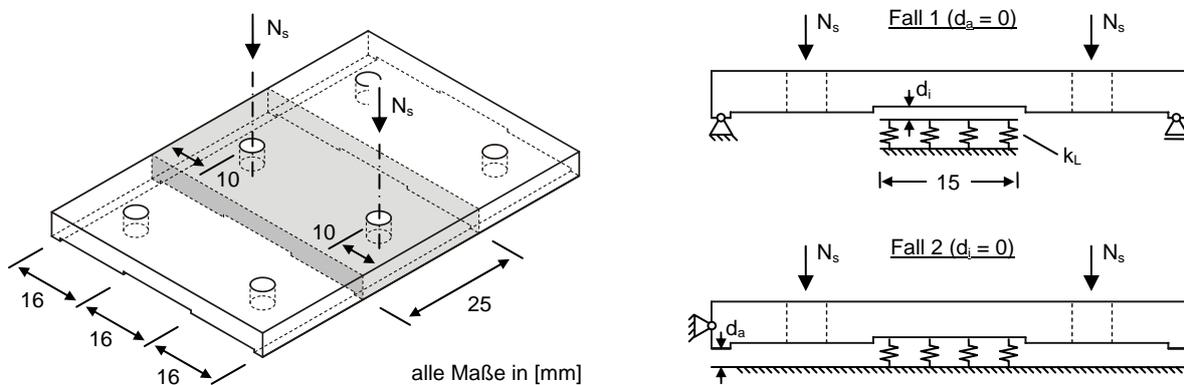


Abbildung D-7: Bestimmung der Klemmdruckverteilung

Das elastische Verformungsverhalten der quer zur Faserrichtung beanspruchten CFK-Lamelle vom Typ Sika CarboDur S512 mit einer Stärke von $t_L = 1,2$ mm wird mit Hilfe einer elastischen Bettung modelliert. Bei einem angenommenen E-Modul der Verbundwerkstoffmatrix von $E_M = 4.500$ N/mm² ergibt sich der Bettungsmodul k_L näherungsweise zu:

$$k_L = \frac{E_M}{t_L} = 3,75 \text{ kN/mm}^3 \quad (\text{D.1})$$

Tabelle D-1 zeigt die Berechnungsergebnisse der Kraft- und Klemmdruckverteilungen für eine Vorspannkraft von $N_s = 4,3$ kN nach [VDI 2230-1] in Abhängigkeit der Abstandswerte d_a bzw. d_i . Der Wirkungsgrad η gibt den prozentualen Anteil der auf die CFK-Lamelle entfallenden Gesamtvorspannkraft von $2 \cdot N_s$ an.

Im ersten Fall können maximal 56% der Schraubenkraft für die Klemmung genutzt werden. Vorteilhaft wirken sich hierbei die vergleichsweise geringen Spannungsspitzen an den Lamellenkanten aus, wodurch ein Versagen der Lamellenmatrix auf Querdruck verhindert wird. Bei $d_i > 1/20$ mm werden die Außenkanten hingegen nicht mehr geklemmt, was zu einem hohen Schlupf zwischen dem Mittel- und Randbereich der Lamelle führen kann.

Im zweiten Fall werden die Lamellenkanten vergleichsweise hohen Klemmspannungen ausgesetzt. Ab $d_a > 1/100$ kann es erneut zu Schlupfdifferenzen innerhalb der Lamelle kommen, was ggf. ein Abscheren in Längsrichtung zwischen den CFK-Fasern und der Matrix zur Folge haben kann.

Tabelle D-1: Kraft- und Spannungsverteilungen der profilierten Klemmplatte

d_a [mm]	d_i [mm]	η [%]	Kraftverteilung [kN]	Klemmspannung [N/mm ²]
0	$1/10$	31		
	$1/20$	44		
	$1/25$	46		
	$1/50$	51		
	$1/100$	54		
0	0	56		
$1/100$	0	59		
$1/50$		61		
$1/25$		66		
$1/20$		68		
$> 1/4$		100		

D.4 Bestimmung der Drehfedersteifigkeit k_y

Für die Bestimmung der Drehfedersteifigkeit k_y wird der in Abbildung D-8 dargestellte Anschlusspunkt zwischen Stahl-Druckstrebe und Holzträger betrachtet. Es wird vorausgesetzt, dass sich an der als unendlich biegesteif angenommenen Stirnplatte unter Einwirkung des Drehmoments M_y eine Winkeländerung φ_y einstellt. Die Höhe des auf Druck beanspruchten Bereichs wird näherungsweise mit 10 mm festgelegt.

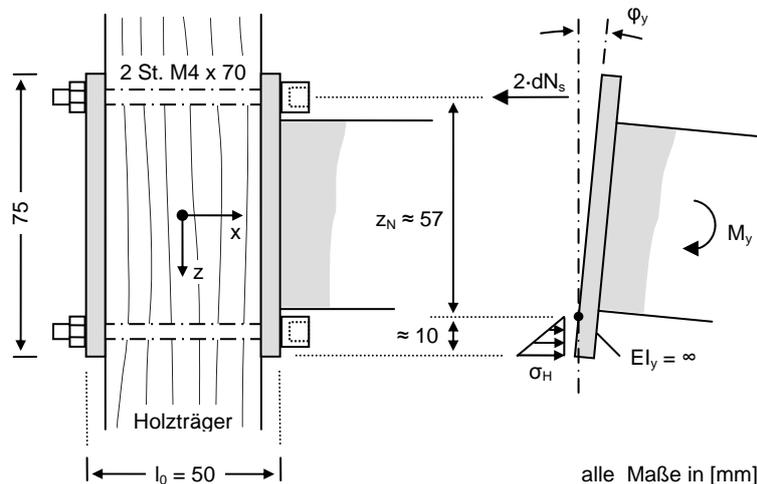


Abbildung D-8: Rechnerische Abschätzung der Drehfedersteifigkeit der Druckstreben

Unter Vernachlässigung zusätzlicher Verformungen sowie des aus der Holzdruckzone resultierenden Momentenanteils gilt dann:

$$M_y \approx 2 \cdot dN_s \cdot z_N \quad (\text{D.2})$$

Die zusätzlichen Schraubenkräfte ergeben sich durch:

$$dN_s = d\varepsilon_s \cdot E_s \cdot A_s \quad (\text{D.3})$$

mit:

$$d\varepsilon_s = \frac{\tan \varphi_y \cdot z_N}{l_0} \approx \frac{\varphi_y \cdot z_N}{l_0} \quad (\text{D.4})$$

$$A_s = 8,78 \text{ mm}^2 \quad \text{nach [VDI 2230-1]} \quad (\text{D.5})$$

$$E_s = 210.000 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{D.6})$$

Durch Einsetzen von Gleichung (D.3) in Gleichung (D.2) erhält man:

$$M_y \approx 2 \cdot d\varepsilon_s \cdot E_s \cdot A_s \cdot z_N \quad (\text{D.7})$$

Mit Hilfe der Gleichungen (D.4) bis (D.6) sowie Umstellen von Gleichung (D.7) ergibt sich die Drehfedersteifigkeit zu:

$$k_y = \frac{M_y}{\varphi_y} \approx \frac{2 \cdot 210.000 \cdot 8,78 \cdot 57^2}{50} = 240 \text{ kNm/rad} \quad (\text{D.8})$$

D.5 Kraft und Verschiebungsverläufe

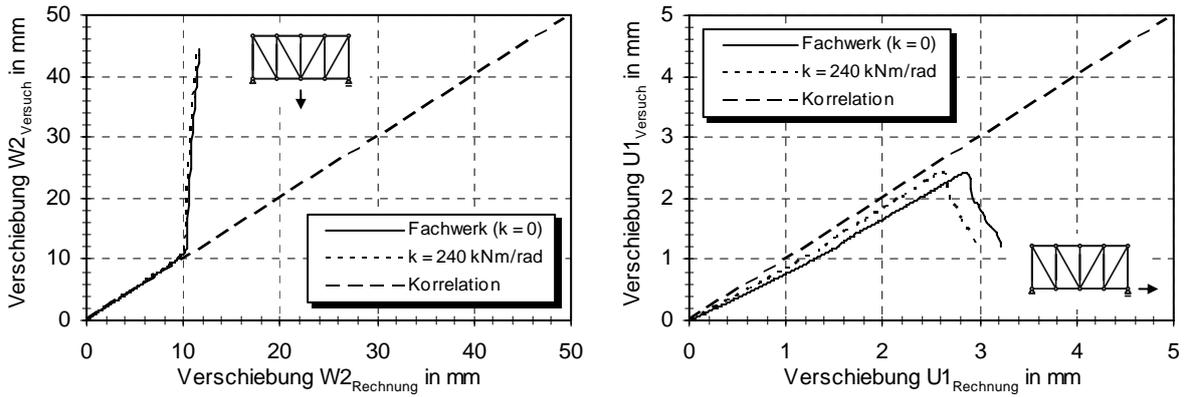


Abbildung D-9: Verschiebungsverläufe, Versuch asv_1

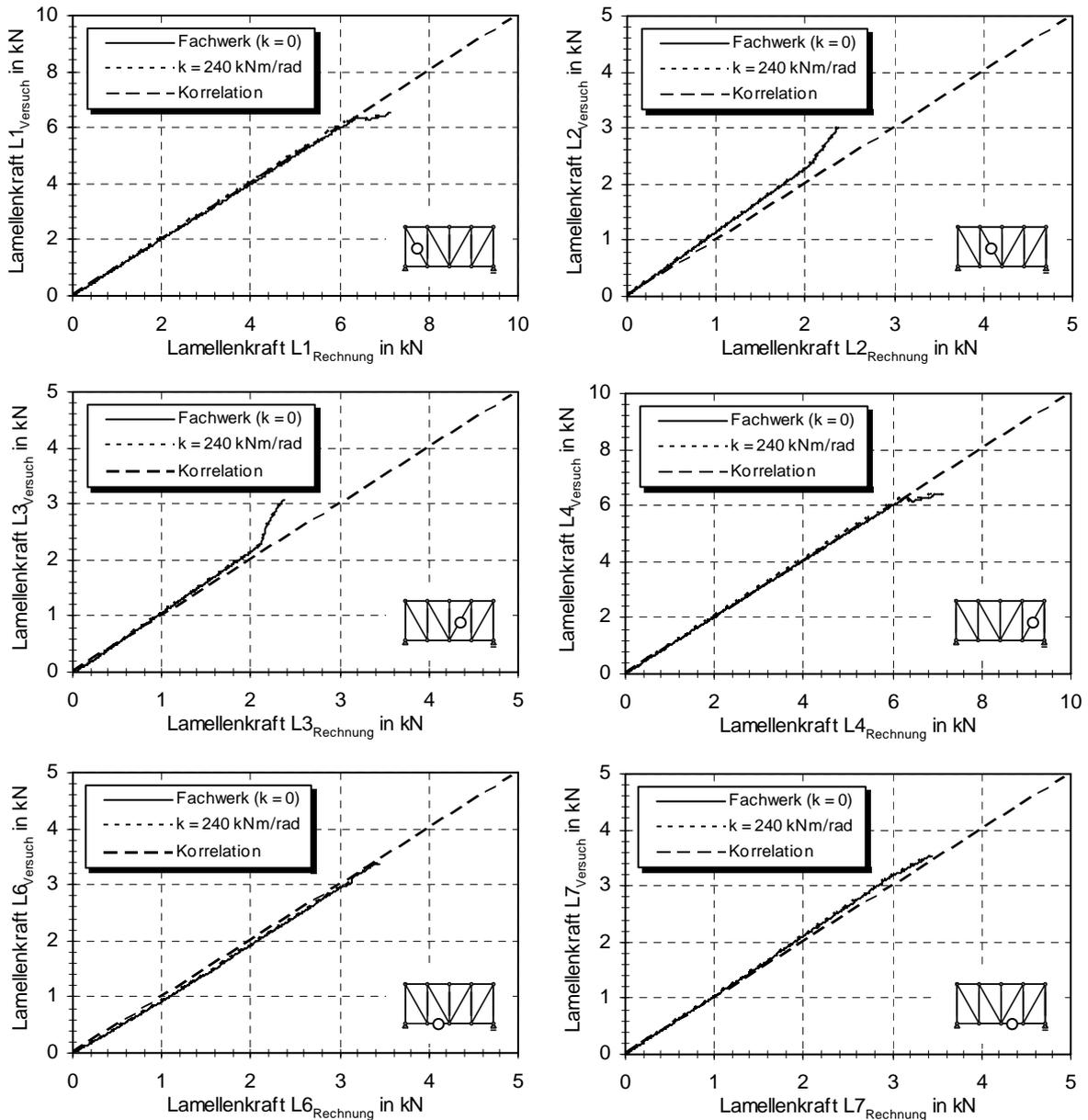


Abbildung D-10: Kraftverläufe der CFK-Zugbänder, Versuch asv_1

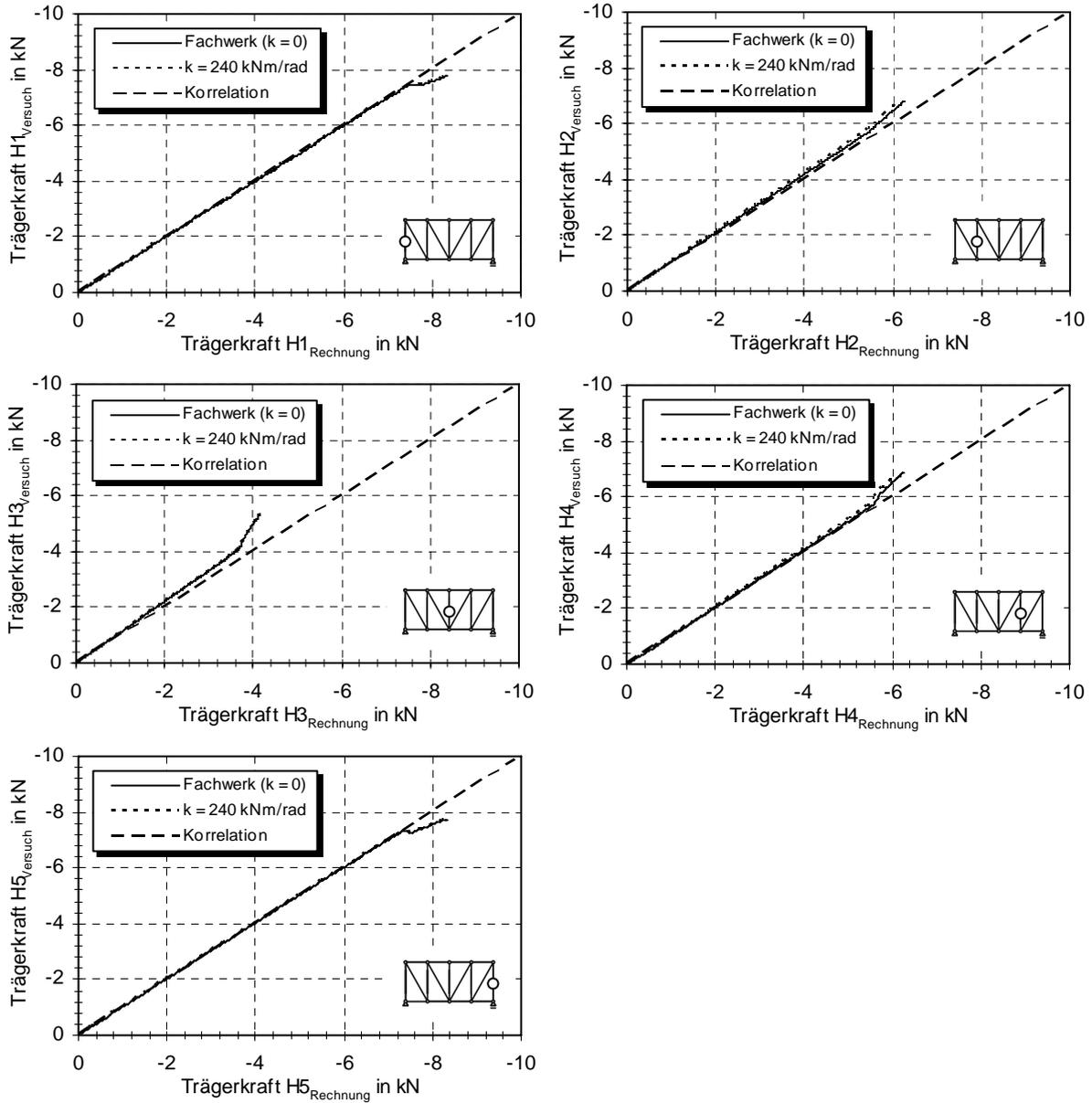


Abbildung D-11: Kraftverläufe der BSH-Träger, Versuch asv_1

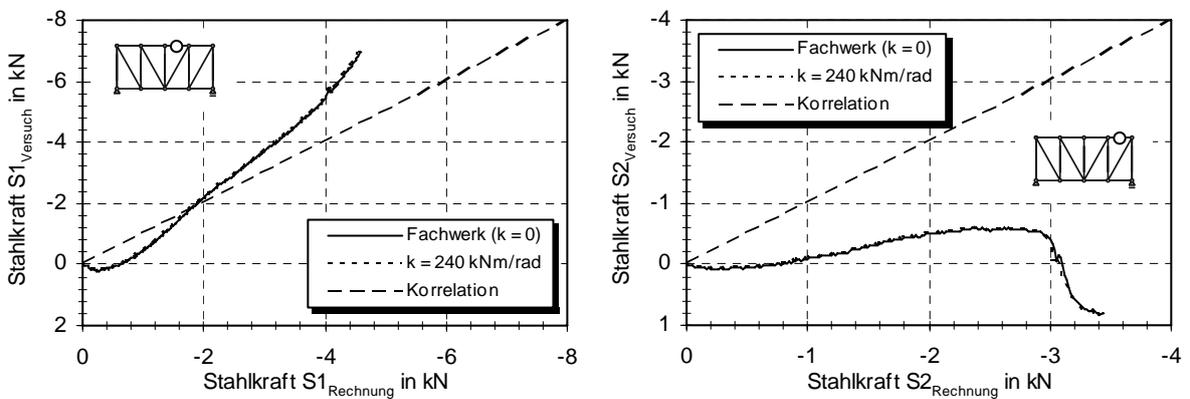


Abbildung D-12: Kraftverläufe der Stahl-Druckgurte, Versuch asv_1

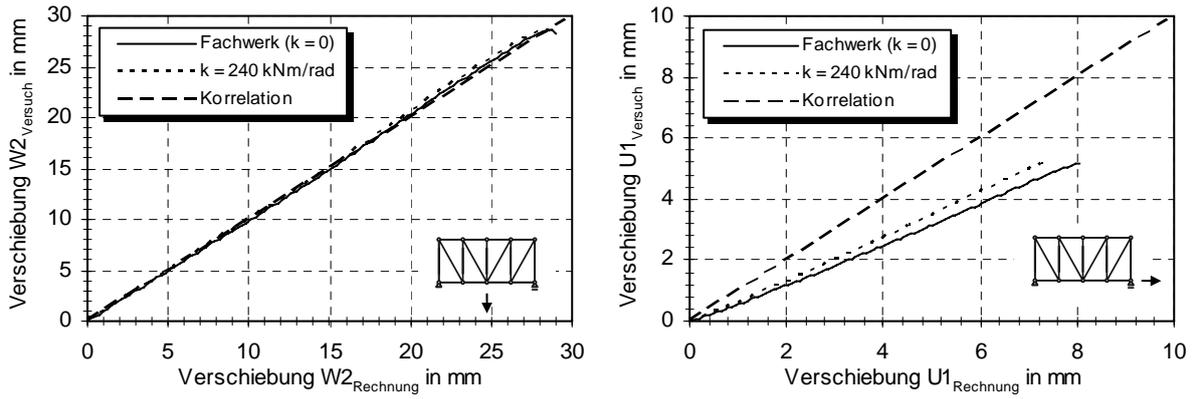


Abbildung D-13: Verschiebungsverläufe, Versuch asv_2

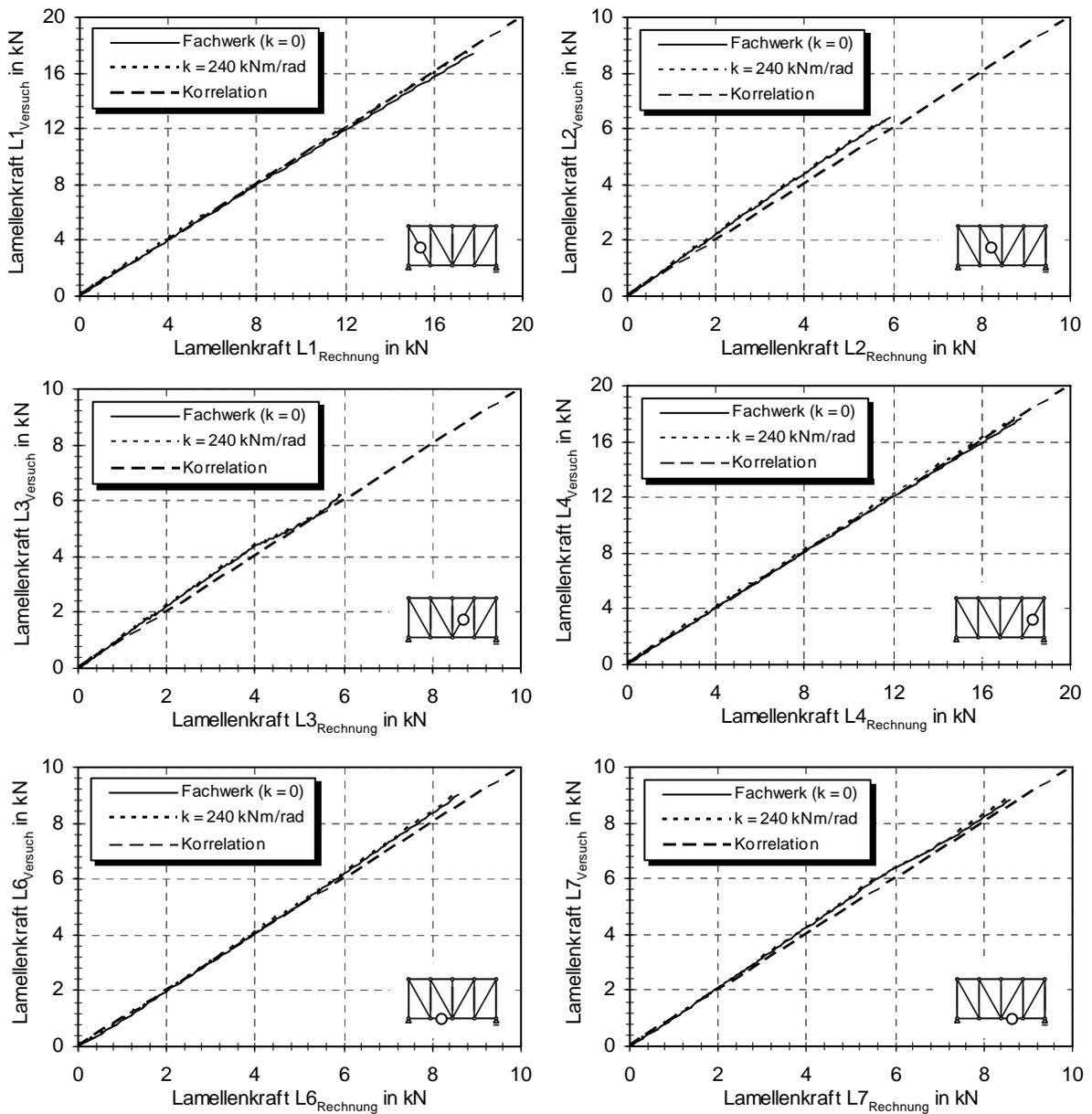


Abbildung D-14: Kraftverläufe der CFK-Zugbänder, Versuch asv_2

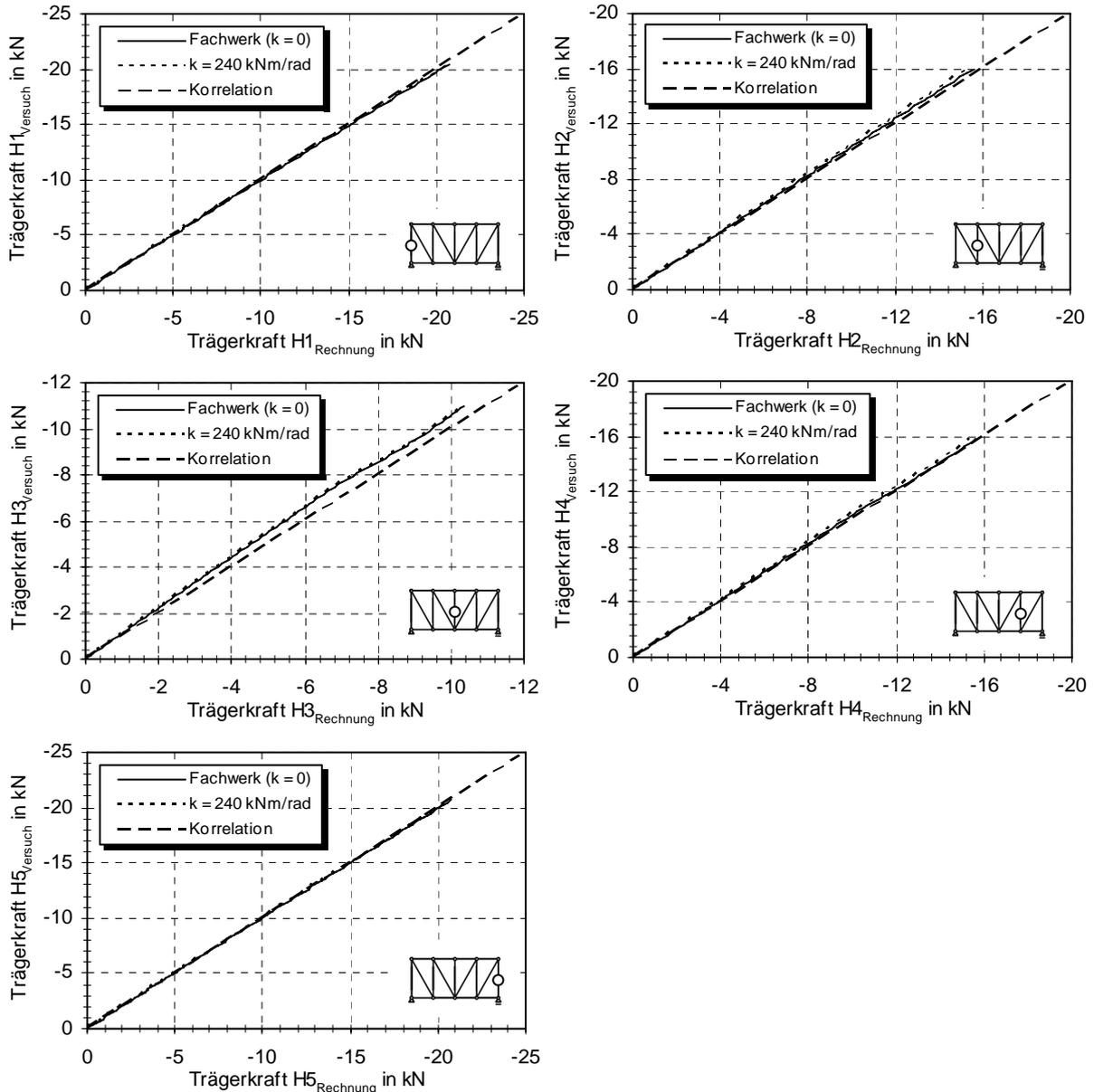


Abbildung D-15: Kraftverläufe der BSH-Träger, Versuch asv_2

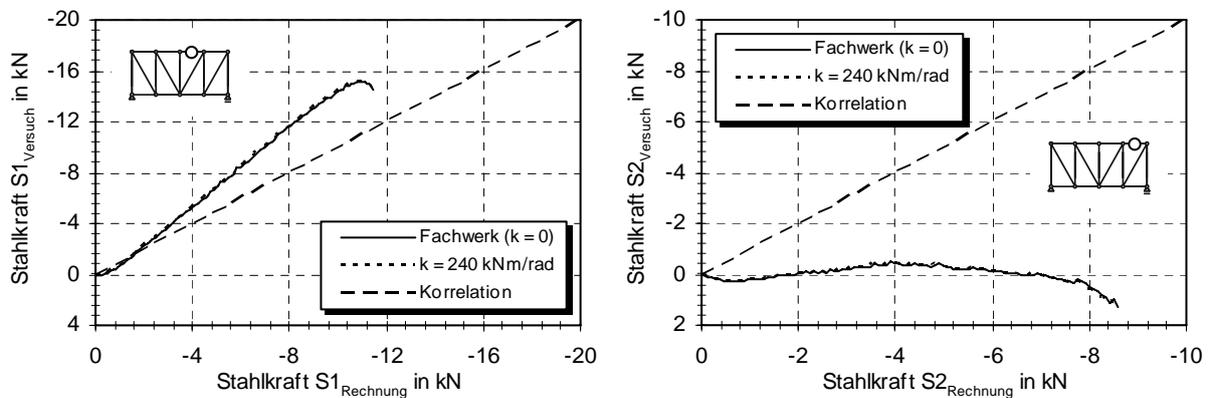


Abbildung D-16: Kraftverläufe der Stahl-Druckgurte, Versuch asv_2

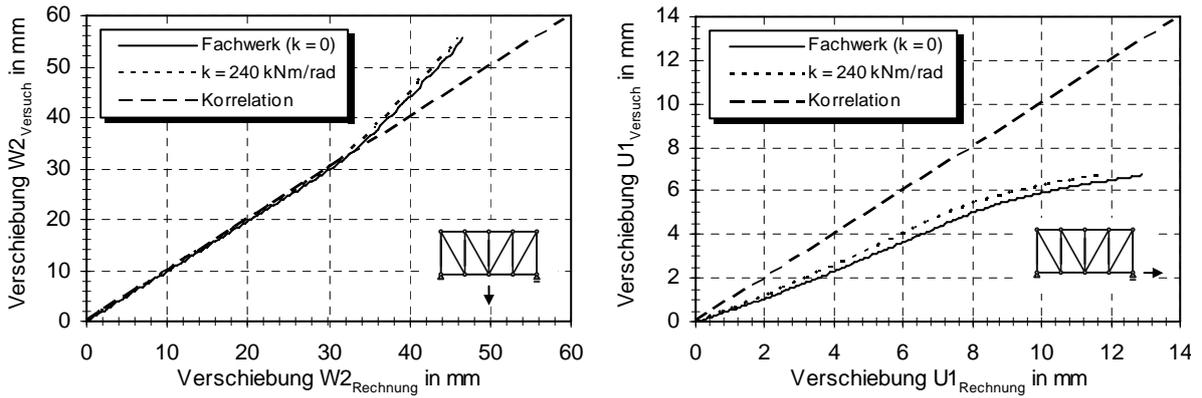


Abbildung D-17: Verschiebungsverläufe, Versuch asv_3

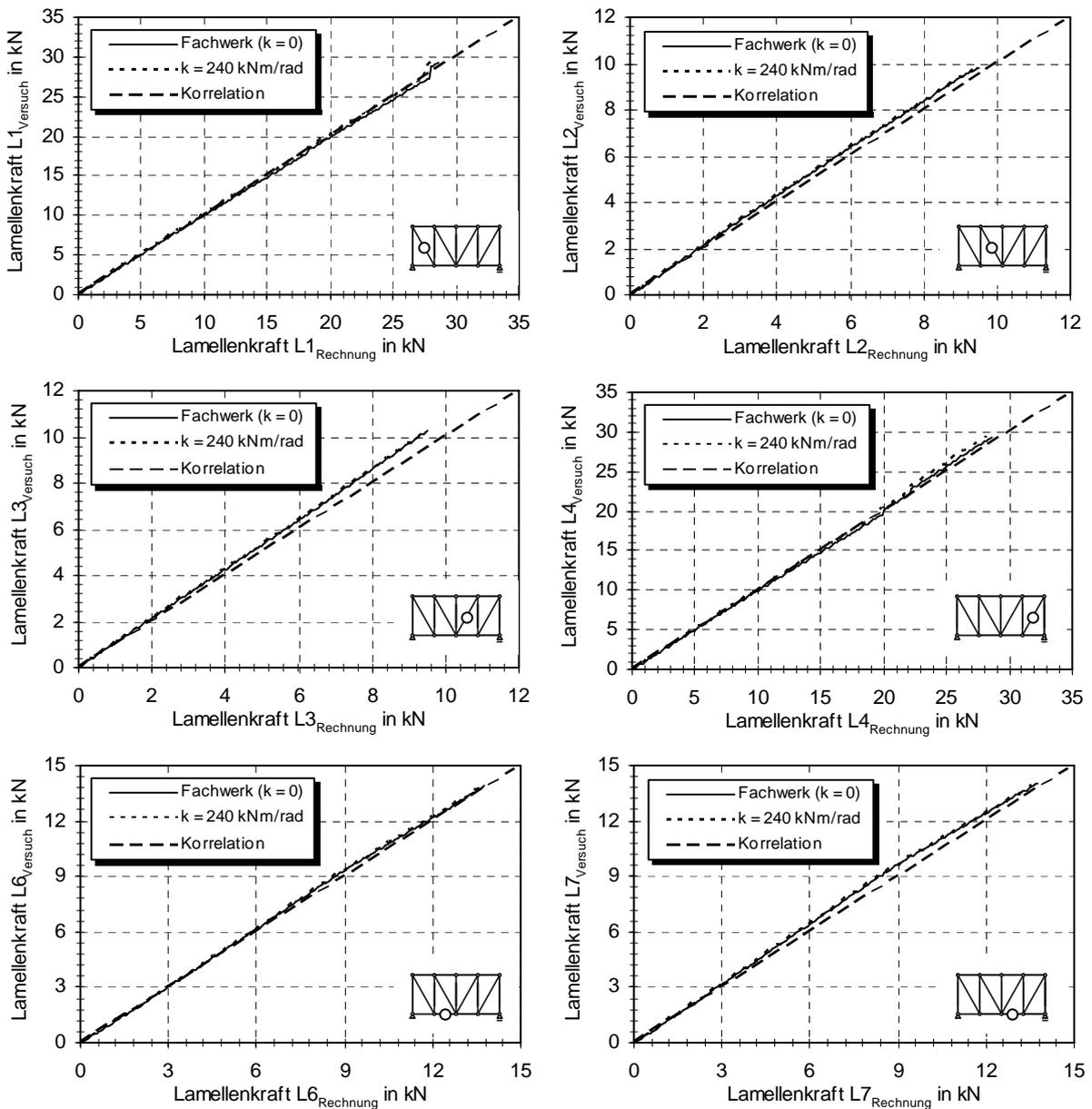


Abbildung D-18: Kraftverläufe der CFK-Zugbänder, Versuch asv_3

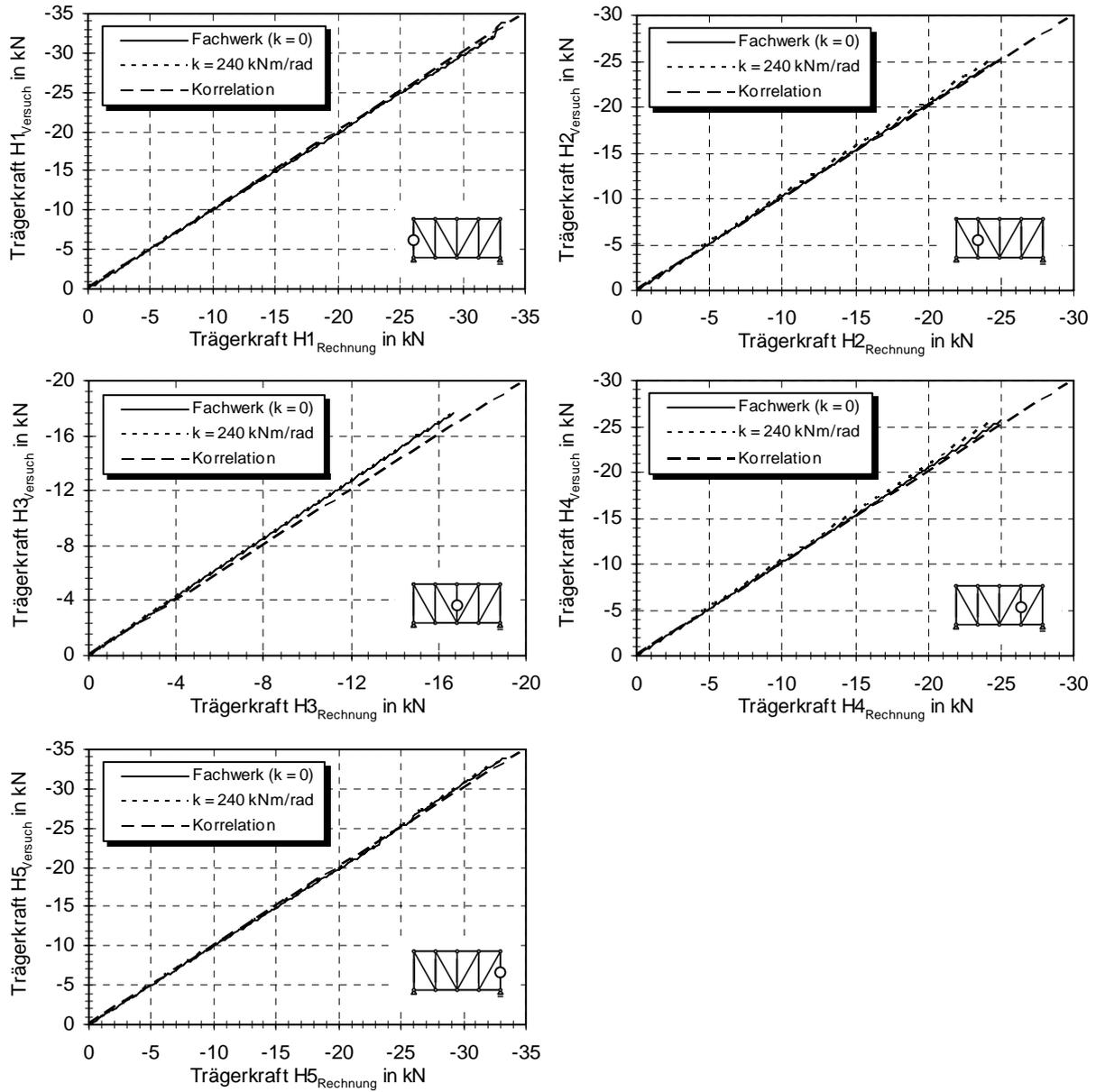


Abbildung D-19: Kraftverläufe der BSH-Träger, Versuch asv_3

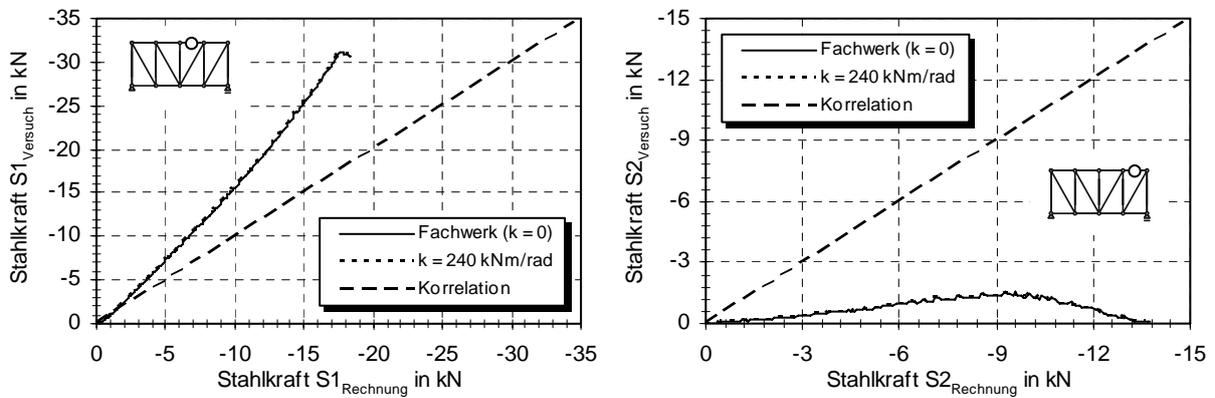


Abbildung D-20: Kraftverläufe der Stahl-Druckgurte, Versuch asv_3

Anhang E: Sonstige Untersuchungen

Unter Verwendung des in Abschnitt 6.2.1 beschriebenen Versuchsaufbaus wurde an insgesamt 28 Proben aus Fichtenholz das Tragverhalten von in Holz eingeklebten CFK-Stäben des Typs Sika CarboDur S mit einem Durchmesser von $d = 6,5$ mm untersucht. Die wirksamen Verbundlängen lagen zwischen 50 und 180 mm. Die Stäbe wurden in einem Bohrloch mit einem Durchmesser von $d = 10$ mm mittels Sikadur 30 verklebt. Im Hinblick auf die Anwendung als schubverstärkendes Element wurden Stabwinkel von 45° bzw. 90° relativ zur Faserrichtung des Holzes gewählt. Die Prüfung erfolgte im quasi-statischen Zugversuch mit einer Vorschubgeschwindigkeit von $1,0$ mm/min. Abbildung E-1 zeigt die verklebten Probekörper vor dem Auszugversuch.

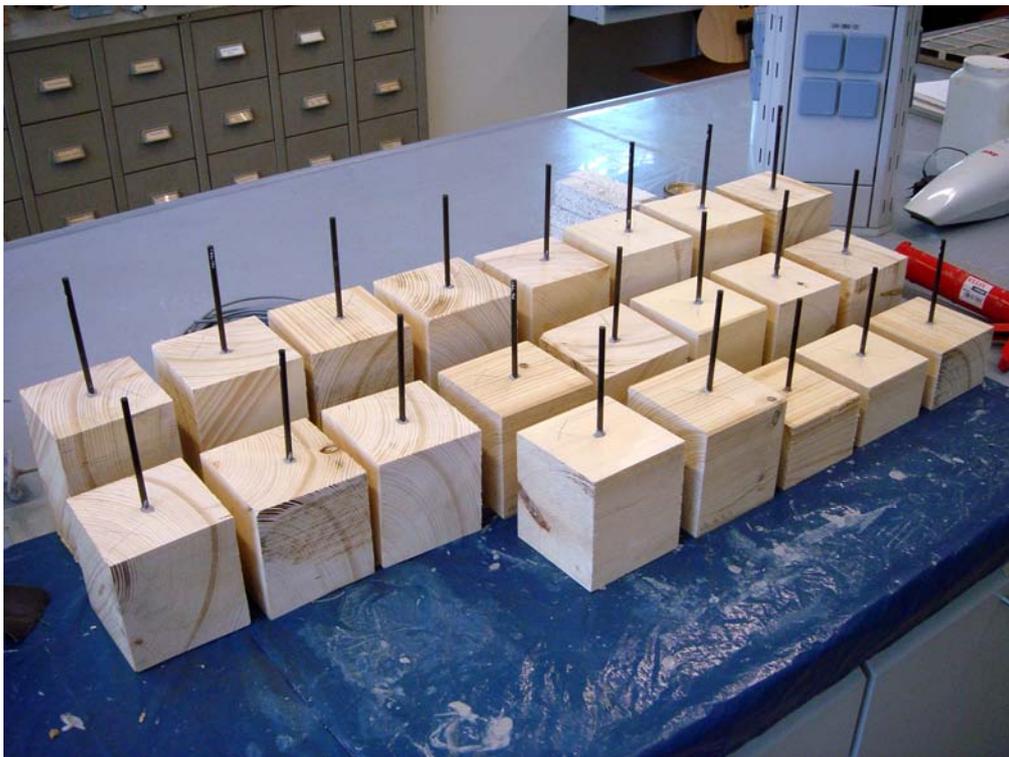


Abbildung E-1: Verbundproben mit CFK-Stäben Sika CarboDur Typ S, $d_{St} = 6,5$ mm

In Abhängigkeit der wirksamen Verbundlänge wurden Auszugkräfte zwischen 15 und 30 kN ermittelt. Dabei wurden für die unter 45° verklebten CFK-Stäbe geringfügig höhere Auszugkräfte festgestellt. Gleichzeitig war die zum Herausziehen erforderliche Verbundbruchenergie der unter 90° zur Faserrichtung orientierten CFK-Stäbe deutlich größer. Abbildung E-2 zeigt einen Schnitt durch die Verbundflächen zweier Prüfkörper.

Die Nachrechnungen der Auszugversuche zeigten eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Bemessungsvorschlag von Pörtner [Pör05, Pör08] (vgl. Abbildung E-3). Von weiterführenden Untersuchungen an CFK-Stäben wurde aus diesem Grund abgesehen. Da die Ergebnisse der Trägerversuche *trv_0,35_VGS* eine vernachlässigbare Mitwirkung der Schubverstärkung ergeben haben, wurden darüber hinaus keine zusätzlichen Versuche mit stabförmigen Verstärkungselementen durchgeführt.



Abbildung E-2: Geprüfte Verbundproben mit 90° (links) und 45° (rechts) Faserrichtung

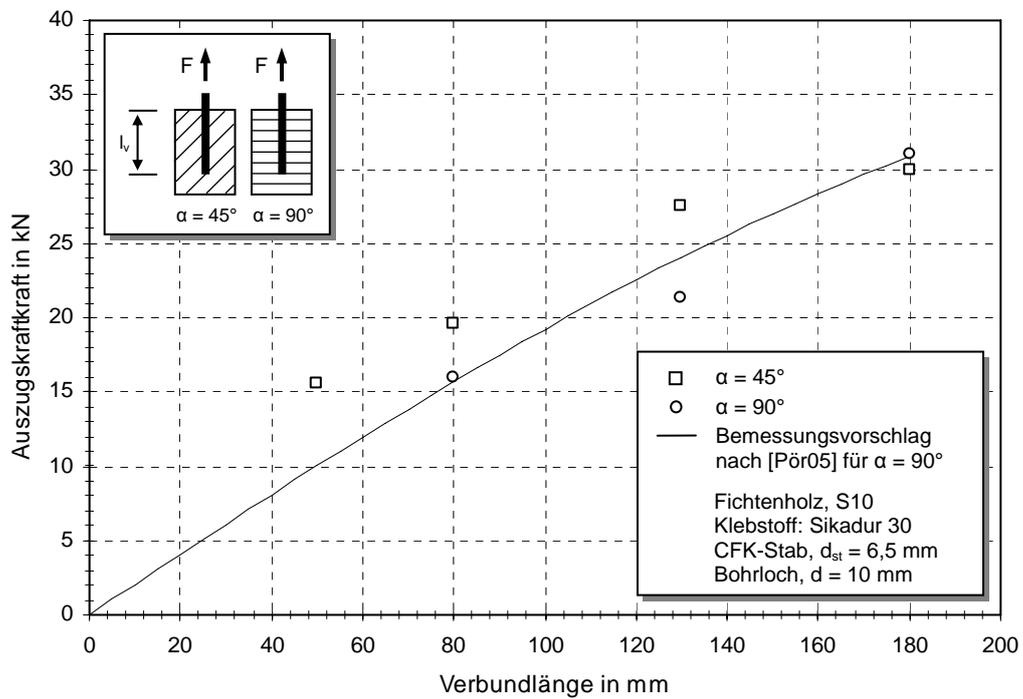


Abbildung E-3: Vergleich der Auszugskräfte mit dem Bemessungsvorschlag von [Pör05]