

TUM School of Engineering and Design

Holzbewehrtes Holz

Entwicklung eines furnierverstärkten stabförmigen Holzprodukts für tragende Zwecke

Markus Lechner

Vollständiger Abdruck der von der TUM School of Engineering and Design der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.) genehmigten Dissertation

Vorsitz:

Prof. Dr.-Ing. Christoph Gehlen

Prüfer*innen der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Stefan Winter
2. Prof. Dr.-Ing. Philipp Dietsch
3. Prof. Dr. Klaus Richter

Die Dissertation wurde am 05.07.2021 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die TUM School of Engineering and Design am 06.12.2021 angenommen.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner mehrjährigen Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion der Technischen Universität München.

Besonders bedanken möchte ich mich bei Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Stefan Winter für die Betreuung meiner Dissertation und die sehr gute persönliche und fachliche Zusammenarbeit während meiner gesamten Zeit am Lehrstuhl. Sein großes Interesse, die wertvollen Anregungen und seine unermüdliche Gesprächsbereitschaft habe ich überaus zu schätzen gewusst. Dank seiner Offenheit und seiner Unterstützung hatte ich die Möglichkeit, durch die Mitarbeit an verschiedenen Forschungsvorhaben und vielfältigen anderen Projekten ein großes Spektrum der Wissenschaft und Lehre im Bereich des Holzbaus, der Baukonstruktion und des Brandschutzes kennenlernen zu dürfen.

Herzlich danken möchte ich auch Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Philipp Dietsch für die Übernahme des Koreferats. Ungeachtet seiner Berufung an die Universität Innsbruck und der anschließenden Berufung an das Karlsruher Institut für Technologie stand er mir mit seiner fachlichen Expertise und Erfahrung stets für Diskussionen zur Verfügung. Dies führte zu einer wertvollen Bereicherung der vorliegenden Arbeit.

Für die Übernahme des weiteren Koreferats und das rege Interesse an dieser Arbeit bedanke ich mich herzlich bei Univ.-Prof. Dr. Klaus Richter.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Christoph Gehlen danke ich für den Vorsitz der Prüfungskommission sowie für die zügige Abwicklung des Promotionsverfahrens.

Ein weiterer Dank gebührt der Forschungsinitiative Zukunft BAU des Bundesinstituts für Bau-, Stadt- und Raumforschung (BBSR) im Bundesamt für Bauwesen und Raumordnung (BBR) für die Förderung experimenteller und theoretischer Untersuchungen.

Ein großer Dank gilt ebenfalls meinen Kolleginnen und Kollegen vom Lehrstuhl sowie den Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern der MPA-Bau. An die gemeinsame Zeit, die spannenden Diskussionen (besonders mit Herrn Engel) und das gute Arbeitsklima werde ich mich mit Freude erinnern. Des Weiteren danke ich allen Studierenden, die durch ihre Abschlussarbeiten zur Klärung der Forschungsfrage beigetragen haben, sowie den wissenschaftlichen Hilfskräften. Besonders für den hohen Einsatz und die engagierte Unterstützung bei der Prüfkörperherstellung möchte ich mich bedanken.

Meinen herzlichsten Dank möchte ich meiner Familie, meinen Vertrauten, Freunden, Unterstützern und dem DST-Trucker-Club widmen. Sie haben mich jederzeit gefördert, unterstützt und motiviert und so die Fertigstellung der Arbeit mit ermöglicht.

München, Januar 2022

Markus Lechner

Kurzfassung

Eine bekannte Schwachstelle von Brettschichtholz aus Nadelholz sind die im Vergleich zur Biegefestigkeit sehr geringen Schub- und Querkzugfestigkeiten. In statistischen Auswertungen von Schadensfällen sind die geringen Festigkeiten häufig Ursache von Schäden im Holzbau. Aus diesem Grund war es das Ziel dieser Arbeit, ein furnierverstärktes stabförmiges Holzprodukt für tragende Zwecke im Bauwesen zu entwickeln – holzbewehrtes Holz. Um die Schub- und Querkzugbeanspruchbarkeit zu erhöhen, wurden Furnierebenen vertikal in einen Brettschichtholzquerschnitt eingebracht. Die Anordnung der Furnierlagen zwischen den Brettschichtholzkomponenten in Winkeln von 0° bis 90° homogenisierte die stark anisotropen Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften von Brettschichtholz. Mittels einer numerischen Parameter- und Sensitivitätsstudie ließen sich effiziente Aufbauten von holzbewehrtem Holz in Abhängigkeit von den Parametern Furnierdicke und Neigungswinkel identifizieren. Zug- und Schubversuche bestimmten die maßgeblichen Festigkeits- und Steifigkeitskenngrößen der verwendeten Furniere. Dabei zeigt sich, dass geneigt angeordnete Furniere die Schubsteifigkeit von Furnierebenen deutlich erhöhen. Umfangreiche experimentelle Versuche im Bauteilmaßstab belegten die verstärkende Wirkung der Furnierebenen für unterschiedliche Beanspruchungssituationen. Der Fokus dieser Versuche lag auf der Biege-, Schub-, Querdruck- und Querkzugbeanspruchbarkeit von holzbewehrtem Holz. Ermittelt wurde auch die Tragfähigkeitssteigerung von holzbewehrtem Holz bei Ausklinkungen, runden Durchbrüchen und Queranschlüssen im Vergleich zu unbewehrtem Brettschichtholz. Den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen zufolge steigert holzbewehrtes Holz die Beanspruchbarkeit bei Ausklinkungen (Faktor 5), runden Durchbrüchen (Faktor 2) und Queranschlüssen (Faktor 3) erheblich. Für alle drei Beanspruchungssituationen wurden auf Basis der experimentellen und numerischen Untersuchungen analytische Modelle zur Abschätzung der Tragfähigkeit erarbeitet. Zusätzlich wurde in einem Klimaversuch das Schwindverhalten von holzbewehrtem Holz bewertet. Praxisrelevante Konstruktionsempfehlungen für den Entwurf und die Berechnung von holzbewehrtem Holz schließen diese Arbeit ab.

Holzbewehrtes Holz ist ein neues, hochleistungsfähiges Holzbauprodukt mit deutlich verbesserten Eigenschaften bei Schub- und Querkzugbeanspruchungen.

Abstract

A well-known weakness of glued laminated timber made of softwood is the very low shear and tension perpendicular to grain strength compared to the bending strength. Statistical evaluations of damage cases show that the low strengths are often the cause of damage in timber construction. Therefore, the aim of this work was to develop a novel veneer-reinforced timber product for load-bearing applications – veneer-reinforced timber. For this purpose, veneer plates were inserted vertically into a glulam cross-section to increase the load capacity for shear and tension perpendicular to grain stresses. By arranging the veneer layers between the glulam components at angles from 0° to 90° , the highly anisotropic strength and stiffness properties of glulam were homogenized. A comprehensive numerical parameter and sensitivity study was used to identify efficient layups and cross sections of veneer-reinforced timber depending on the parameters veneer thickness and inclination angle. Tensile and shear tests determined the relevant strength and stiffness parameters of the veneers used. It was found that the inclined veneer arrangement has significantly increased the shear stiffness of veneer plates. Extensive experimental tests on the component scale determined the reinforcing effect of the veneer plates for different load situations. The focus was on the bending, shear, perpendicular to the grain compression, and perpendicular to the grain tensile load capacity of veneer-reinforced timber. The increase in load-bearing capacity of veneer-reinforced timber at notches, circular holes and cross connections was also determined in comparison with unreinforced glulam. According to the results of the experimental investigations, veneer-reinforced timber significantly increased the load-bearing capacity at notches (factor 5), circular holes (factor 2) and cross connections (factor 3). Analytical models for estimating the load-carrying capacity were developed for all three loading situations on the basis of the experimental and numerical investigations. In addition, climatic tests evaluated the shrinkage behavior of veneer-reinforced timber. Practical recommendations for the design and calculation of veneer-reinforced timber conclude this work.

With veneer-reinforced timber a new, high-performance timber construction product with significantly improved properties in shear and perpendicular to the grain is now available.

Inhaltsverzeichnis

	<u>Seite</u>
Kurzfassung	III
Abstract	V
Symbole und Abkürzungen	XI
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Problemstellung	2
1.3 Zielsetzung	3
1.4 Aufbau und Methodik	5
2 Aufbau und Struktur von holzbewehrtem Holz (HBH)	7
2.1 Bisherige Forschungsarbeiten zu flächig verstärkten Holzprodukten	7
2.1.1 Allgemein	7
2.1.2 Historische Trägerformen	7
2.1.3 Flächige metallische Verstärkungen	10
2.1.4 Kunststoffe und faserartige Verstärkungen	11
2.1.5 Trummer (2002)	13
2.1.6 Bejtka (2011)	16
2.1.7 Echavarría et al. (2012)	18
2.1.8 Flaig (2013)	19
2.1.9 Aicher, Tapia (2018)	24
2.2 Konzept – holzbewehrtes Holz	26
2.2.1 Definitionen	26
2.2.2 Produktarchitektur	28

2.3	Bestandteile von holzbewehrtem Holz.....	30
2.3.1	Brettschichtholz.....	30
2.3.2	Furniere.....	34
2.3.3	Klebstoff.....	40
2.4	Numerische Parameter- und Variantenstudie zu holzbewehrtem Holz.....	41
2.4.1	Untersuchungsziel und Vorgehensweise.....	41
2.4.2	Modellierung.....	41
2.4.3	Schub- und Biegebeanspruchung.....	42
2.4.4	Querzugbeanspruchung.....	46
2.4.5	Einfluss von Holzfeuchteänderungen.....	50
2.4.6	Fazit.....	57
3	Festigkeits- und Steifigkeitskennwerte von Laubholz Furnieren aus Buche.....	59
3.1	Untersuchungsziel und Vorgehensweise.....	59
3.2	Zugfestigkeit- und Elastizitätsmodul in Faserlängsrichtung.....	59
3.2.1	Material und Herstellung.....	59
3.2.2	Versuchskonfiguration und -durchführung.....	60
3.2.3	Auswertung und Ergebnisse.....	60
3.3	Scherfestigkeit und Schubsteifigkeit von Furnierebenen.....	63
3.3.1	Grundlagen.....	63
3.3.2	Material und Herstellung.....	63
3.3.3	Versuchskonfiguration und -durchführung.....	64
3.3.4	Auswertung und Ergebnisse.....	65
3.3.5	Vergleich mit analytischen Untersuchungen.....	68
3.4	Zusammenfassung.....	72
4	Trag- und Steifigkeitsverhalten bei Biege- und Schubbeanspruchung.....	73
4.1	Untersuchungsziele und Vorgehensweise.....	73
4.2	Material und Herstellung der HBH-Prüfkörper.....	74
4.2.1	Materialeigenschaften.....	74
4.2.2	Herstellung.....	74
4.2.3	Delaminierung.....	76
4.3	Biegebeanspruchung.....	77
4.3.1	Versuchskonfiguration und -durchführung.....	77
4.3.2	Auswertung und Ergebnisse.....	79
4.3.3	Vergleich mit numerischen Untersuchungen.....	87
4.4	Schubbeanspruchung.....	90

4.4.1	Grundlagen	90
4.4.2	Versuchskonfiguration und -durchführung	90
4.4.3	Auswertung und Ergebnisse	94
4.4.4	Vergleich mit numerischen Untersuchungen	101
4.5	Zusammenfassung	106
5	Querzug- und Querdrucktragfähigkeit.....	109
5.1	Untersuchungsziel und Vorgehensweise	109
5.2	Querzugtragfähigkeit	109
5.2.1	Grundlagen	109
5.2.2	Versuchskonfiguration und -durchführung	110
5.2.3	Auswertung und Ergebnisse	111
5.3	Querdrucktragfähigkeit	115
5.3.1	Grundlagen	115
5.3.2	Versuchskonfiguration und -durchführung	116
5.3.3	Auswertung und Ergebnisse	117
5.4	Vergleich mit analytischen Untersuchungen	119
5.5	Zusammenfassung	119
6	Tragfähigkeit von Ausklinkungen, Durchbrüchen und Queranschlüssen.....	121
6.1	Untersuchungsziel und Vorgehensweise	121
6.2	Ausklinkungen	122
6.2.1	Grundlagen	122
6.2.2	Versuchskonfiguration und -durchführung	123
6.2.3	Auswertung und Ergebnisse	124
6.2.4	Vergleich mit gängigen Verstärkungsmethoden für Ausklinkungen.....	129
6.2.5	Vergleich mit numerischen Untersuchungen	131
6.2.6	Rechnerische Abschätzung der Tragfähigkeit	136
6.2.7	Fazit	139
6.3	Durchbrüche	140
6.3.1	Grundlagen	140
6.3.2	Versuchskonfiguration und -durchführung	142
6.3.3	Auswertung und Ergebnisse	143
6.3.4	Vergleich mit ähnlichen Untersuchungen	150
6.3.5	Vergleich mit numerischen Untersuchungen	151
6.3.6	Rechnerische Abschätzung der Tragfähigkeit	159
6.3.7	Fazit	162

6.4	Queranschlüsse	163
6.4.1	Grundlagen	163
6.4.2	Versuchskonfiguration und -durchführung	166
6.4.3	Auswertung und Ergebnisse	167
6.4.4	Vergleich mit numerischen Untersuchungen	174
6.4.5	Rechnerische Abschätzung der Tragfähigkeit	176
6.4.6	Fazit	179
6.5	Zusammenfassung	180
7	Einfluss von Holzfeuchteänderungen	181
7.1	Grundlagen	181
7.2	Versuchskonfiguration und -durchführung	181
7.3	Auswertung und Ergebnisse	182
7.4	Zusammenfassung	191
8	Berechnungs- und Konstruktionsempfehlungen	193
8.1	Allgemein	193
8.2	Analytische Berechnung und Bemessung	194
8.3	Konstruktionsempfehlungen	197
8.4	Identifizierung möglicher Fertigungsverfahren	199
9	Zusammenfassung und Ausblick	203
	Literaturverzeichnis	209
	Abbildungsverzeichnis	217
	Tabellenverzeichnis	225

Symbole und Abkürzungen

Abkürzungen

3PB	3-Punkt-Biegeversuch
4PB	4-Punkt-Biegeversuch
AFK	aramidfaserverstärkter Kunststoff
AK	Ausklinkung
BSH	Brettschichtholz
BSP	Brettsperrholz
CFK	kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CLT	Cross Laminated Timber
COV	Variationskoeffizient
DB	Durchbruch
DLT	Diagonal Laminated Timber
DMS	Dehnungsmessstreifen
E-Modul	Elastizitätsmodul
EP	Epoxidharz
EPI	Emulsion-Polymer-Isocyanat
FE	Furnierebene
FEM	Finite-Elemente-Methode
FL	Furnierlage
FRP	Fiber-Reinforced Polymer
FSH	Furnierschichtholz

FVK	Faserverbundkunststoffe
GFK	glasfaserverstärkter Kunststoff
Gt	Gigatonne
HBB	Holzbau und Baukonstruktion
HBH	holzbewehrtes Holz
IPCC	Intergovernmental Panel on Climate Change
KF	Klebefuge
LF	Laststeigerungsfaktor
LND	Lognormalverteilung
LS	Lehrstuhl
max	Maximalwert
min	Minimalwert
MPA	Materialprüfanstalt
MUF	Melamin-Harnstoff-Formaldehyd
MW	Mittelwert
ND	Normalverteilung
PK	Prüfkörper
PRF	Phenol-Resorcin-Formaldehyd
PU	Polyurethan
PvK	Prinzip der virtuellen Kräfte
QA	Queranschluss
QD	Querdruck
QZ	Querzug
rLF	relative Luftfeuchtigkeit
SFB	Sonderforschungsbereich
TU	Technische Universität
TUM	Technische Universität München
VA	Versagensart
VBM	Verbindungsmittel
VG	Vollgewinde
VM	Versagensmechanismus

Große lateinische Buchstaben

<i>A</i>	Querschnittsfläche
<i>C</i>	Steifigkeitsmatrix, Celsius
<i>D</i>	Diffusionskoeffizient
<i>E</i>	Elastizitätsmodul
<i>F</i>	Einzellast, Kraft
<i>G</i>	Schubmodul
<i>J</i>	Teilchenstromdichte
<i>I</i>	Flächenträgheitsmoment
<i>M</i>	Moment
<i>N</i>	Normalkraft
<i>V</i>	Querkraft
<i>R</i>	Korrelationskoeffizient
<i>S</i>	Nachgiebigkeitsmatrix
<i>T</i>	Transformationsmatrix, Temperatur
<i>V</i>	Querkraft, Volumen
<i>W</i>	Widerstandsmoment
<i>Z</i>	Zugkraft

Kleine lateinische Buchstaben

<i>a</i>	Abstand; Feldlänge
<i>b</i>	Breite
<i>c</i>	Stoffmengenkonzentration
<i>d</i>	Durchmesser
<i>e</i>	Abstand
<i>f</i>	Festigkeit, Frequenz
<i>h</i>	Höhe
<i>k</i>	Federsteifigkeit
<i>l</i>	Länge
<i>m</i>	Meter
<i>mm</i>	Millimeter
<i>n</i>	Anzahl, Beanspruchungsvektor

q	Wärmestromdichte
t	Dicke, Risstiefe
u	Holzfeuchte
x, y, z	Koordinatenrichtung

Griechische Buchstaben

α	Neigungswinkel einer Furnierlage, Winkel zwischen Kraft- und Faser- richtung, Winkel für Transformation, Schwindmaß, Wärmeausdeh- nungskoeffizient
δ	Bewehrungsgrad
Δ	Änderung
λ	Wärmeleitfähigkeit
ε	Dehnung
η	Ausnutzungsgrad, Verstärkungsgrad
κ	Beiwert
ν	Querdehnzahl
ρ	Rohdichte
σ	Normalspannungen
τ	Schubspannungen
φ	Winkel, Winkel für die Transformation

Indizes

\perp	senkrecht
0	Faserlängsrichtung, Ausgangslänge
45/45	Furnierebene mit zwei gegenläufigen Furnierlagen unter 45°
45/90/45	Furnierebene mit zwei gegenläufigen Furnierlagen unter 45° und ei- ner 90° orientierten Furnierlage dazwischen
90	senkrecht zur Faserrichtung
analytisch	analytisch berechnete Größe
brutto	bezogen auf die gesamte Querschnittsbreite
BSH	Brettschichtholz
c	Druck
crack	Riss
d	Durchmesser Durchbruch

e	Abstand
edge	parallel zu den Klebstoffugen zwischen den Furnieren beladen
est	Erwartungswert
F	Feld, Furnier
FE	Furnierebene
FEM	Finite-Elemente-Methode
FL	Furnierlage
FSH	Furnierschichtholz
gl	global
h	Lochleibung
HBH	holzbewehrtes Holz
i	Laufvariable, ideelle Querschnittsgröße
init	initiale Rissbildung
j	Laufvariable
k	charakteristischer Wert
K	Kragarm
lc	lokal
m	Biegung
max	Maximalwert
mean, MW	Mittelwert
netto	bezogen auf die Breite der BSH-Komponenten
o	oben
PK	Prüfkörper
R	Tragwiderstand, Rollschub, Rückseite
S	Schubfeldlänge, Schubfeld
t	Zug
Test	Versuchsergebnis
u	unten
v	Schub
V	Vorderseite
y	Streckgrenze

1 Einleitung

1.1 Motivation

Die Herausforderung der Menschheit in den nächsten 30 Jahren wird die Bekämpfung des Klimawandels sein. Das aktuelle Wirtschafts- und Lebensmodell basiert auf fossilen Verbrennungsprozessen. Das Verbrennen fossiler Energieträger verursacht CO₂-Emissionen und verschärft so die Erderwärmung. Der jährliche Ausstoß von klimaschädlichen CO₂-Emissionen der Menschheit beträgt ca. 42 Gigatonnen (Gt) (Rogelj et al. 2018). Um das 1,5°C-Ziel nicht zu verfehlen, können laut dem Sonderbericht Intergovernmental Panel on Climate Change (IPCC) (Rogelj et al. 2018), gerechnet ab Ende 2017, noch knapp 420 Gt CO₂ in die Atmosphäre abgegeben werden. Deswegen muss das auf fossilen Verbrennungsprozessen basierende Wirtschafts- und Lebensmodell in eine emissionsfreie Zukunft transformiert werden. Gleichzeitig wird die Weltbevölkerung bis zum Jahr 2050 auf ca. 10 Mrd. Menschen wachsen, weshalb der Bedarf an gebauter Umwelt wie Infrastruktur, Wohnraum, Schulen etc. weiter steigen wird. Infolgedessen muss auch das Bauwesen seinen Beitrag zur Reduktion und Vermeidung von klimaschädlichen Emissionen leisten.

Holz ist der weltweit führende biogene Baustoff und aus aktueller Sicht einer der Schlüsselwerkstoffe zur Entwicklung nachhaltiger Lösungen für das Bauen von Morgen. Holz kann wesentlich zur notwendigen Reduzierung der Emissionen und zur zielgerichteten Nutzung von nachwachsenden Rohstoffen beitragen. Die Herausforderung der Zukunft ist es, schneller für mehr Menschen zu bauen, mit weniger nachwachsenden Rohstoffen – denn auch diese sind endlich –, weniger Flächenverbrauch und weniger Emissionen. Dazu werden Hochleistungswerkstoffe aus Holz benötigt.

In unseren Wäldern fand und findet aktuell schon ein massiver, klimawandelbedingter Umbau hin zu robusten, klimatoleranten Mischbeständen statt. Dadurch wird in Zukunft das Laubholzaufkommen in den Wäldern steigen. Zum Ausgleich des veränderten Rohholzaufkommens ist die stoffliche Verwendung der anfallenden Laubhölzer auszuweiten, vor allem im Bauwesen. Gleichzeitig ist die stoffliche Verwertung auch vermeintlich geringwertiger Nadel-Schwachholzsorimente voranzutreiben. Eine energetische Verwertung sollte, wann immer möglich, erst nach einer stofflichen Nutzung erfolgen, denn die in einem Kubikmeter verbautem Holz gespeicherte Menge an Kohlenstoff entspricht ca. einer Tonne CO₂.

1.2 Problemstellung

Eine bekannte Schwachstelle von Brettschichtholz (BSH) aus Nadelholz sind die im Vergleich zur Biegefestigkeit sehr geringen Schubfestigkeiten (bei BSH nur ca. 15 % der Biegefestigkeit) und Querkzugfestigkeiten (bei BSH nur ca. 2 % der Biegefestigkeit). Die geringen Festigkeits-eigenschaften führen häufig zu Rissen parallel zur Faser, vor allem bei Geometrien oder Details wie gekrümmten Trägern, Durchbrüchen, Ausklinkungen, Queranschlüssen und Gruppen von Verbindungsmitteln. Darüber hinaus führen wechselnde Klimabedingungen zu Rissen in Brettschichtholzträgern durch ungleichmäßiges Schwinden. Abbildung 1.1 zeigt daraus resultierende typische Schadensbilder von Holzkonstruktionen.



(a) Querkzugrisse BSH-Träger, $u_{BSH} \approx 7\%$
(Bild: A. Brunauer)



(b) Ausklindung
(Bild: Kreuzinger, LS HBB TUM)



(c) Schubriss Durchbruch, $u_{BSH} \approx 6\%$
(Dietsch 2017)



(d) Querkzugversagen einer BSH-Pfette
Bild: Kreuzinger (Winter 2006b)

Abbildung 1.1 Typische Schadensbilder aufgrund einer geringen Querkzug- und Schubfestigkeit: (a) mit senkrecht eingeklebten Gewindestangen verstärkter BSH-Träger, Querkzugrisse infolge von Schwinden, (b) Querkzugriss einer Ausklindung, (c) Schubriss eines mit senkrecht eingeklebten Gewindestangen verstärkten Durchbruchs in einem BSH-Träger, (d) Querkzugversagen einer BSH-Pfette

Statistischen Auswertungen von Schadensfällen zufolge, stellen derartige Rissbildungen mehr als 50 % aller vorgefundenen Schäden in Brettschichtholzbauteilen dar (Blaß und Frese 2010) (Dietsch 2012) (Dietsch und Winter 2018).

Derartige Schäden sind ein massiver Imageverlust für den Holzbau!

Stand der Technik ist es, den geringen Schub- und Querkzugfestigkeiten mit lokalen Verstärkungen, meist senkrecht zur Faserrichtung des Holzbauteils, entgegenzuwirken, z. B. durch Gewindestangen oder Vollgewindeschrauben (DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08) (Dietsch und Brandner 2015). Diese Verstärkungen werden jedoch nur im Falle eines gerissenen Holzbauteils aktiviert. Zudem können sie Risse induzieren, da sie das freie Schwindverhalten von Holz behindern (Dietsch 2017). Neuere Untersuchungen zu flächigen Verstärkungen über die gesamte Bauteillänge von Bejtka (2011), Flaig (2013) sowie Aicher und Tapia (2018) zeigen dagegen bereits eine hohe Verstärkungswirkung im ungerissenen Zustand. Flächige Verstärkungen können die Robustheit generell erhöhen. Ebenso bieten Träger mit flächiger Verstärkung eine höhere Flexibilität für den Ausbau oder spätere Nutzungsänderungen, da sich Durchbrüche oder Queranschlüsse in bestehenden Trägern anordnen lassen, ohne dass eine zusätzliche detaillierte statische Berechnung erforderlich wird.

1.3 Zielsetzung

Ziel dieser Arbeit ist es, auf Basis einer Ideenentwicklung am Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion ein leistungsfähiges und robustes, furnierverstärktes, stabförmiges Holzprodukt für tragende Zwecke zu entwickeln. Dafür wird Brettschichtholz aus Fichte mit gezielt angeordneten Furnierlagen zu „holzbewehrtem Holz“ (HBH) kombiniert (Abbildung 1.2).

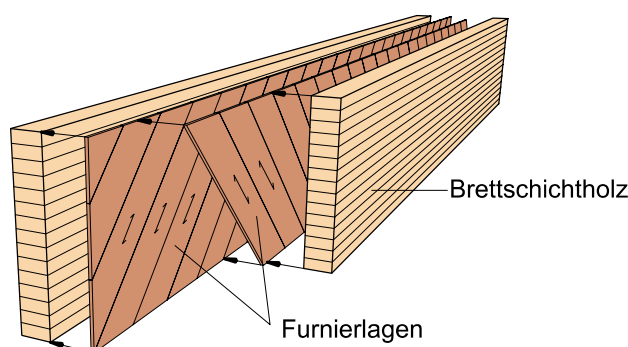


Abbildung 1.2 Prinzipieller Aufbau von holzbewehrtem Holz

Die Anordnung der Furnierlagen zwischen den Brettschichtholzbauteilen in Winkeln von 0° bis 90° soll die stark anisotropen Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften von Brettschichtholz homogenisieren. Die Furnierlagen können grundsätzlich aus Nadel- oder Laubholz gefertigt werden. Laubholz zeichnet sich im Vergleich zu Nadelholz durch höhere Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften aus. Zudem wird durch den klimawandelbedingten Waldumbau in Zukunft das Laubholzaufkommen in den Wäldern steigen. Aus den genannten Gründen ist ein weiteres Ziel dieser Arbeit die Furnierlagen aus Laubholz zu fertigen und dadurch eine stoffliche Verwertung von Laubholz für tragende Zwecke zu ermöglichen.

Holzbewehrtes Holz soll zudem die Schubbeanspruchbarkeit, die Querkzugbeanspruchbarkeit und die Leistungsfähigkeit von Verbindungsmittelgruppen wesentlich verbessern. Mögliche künftige Anwendungen von holzbewehrtem Holz zeigt Abbildung 1.3.

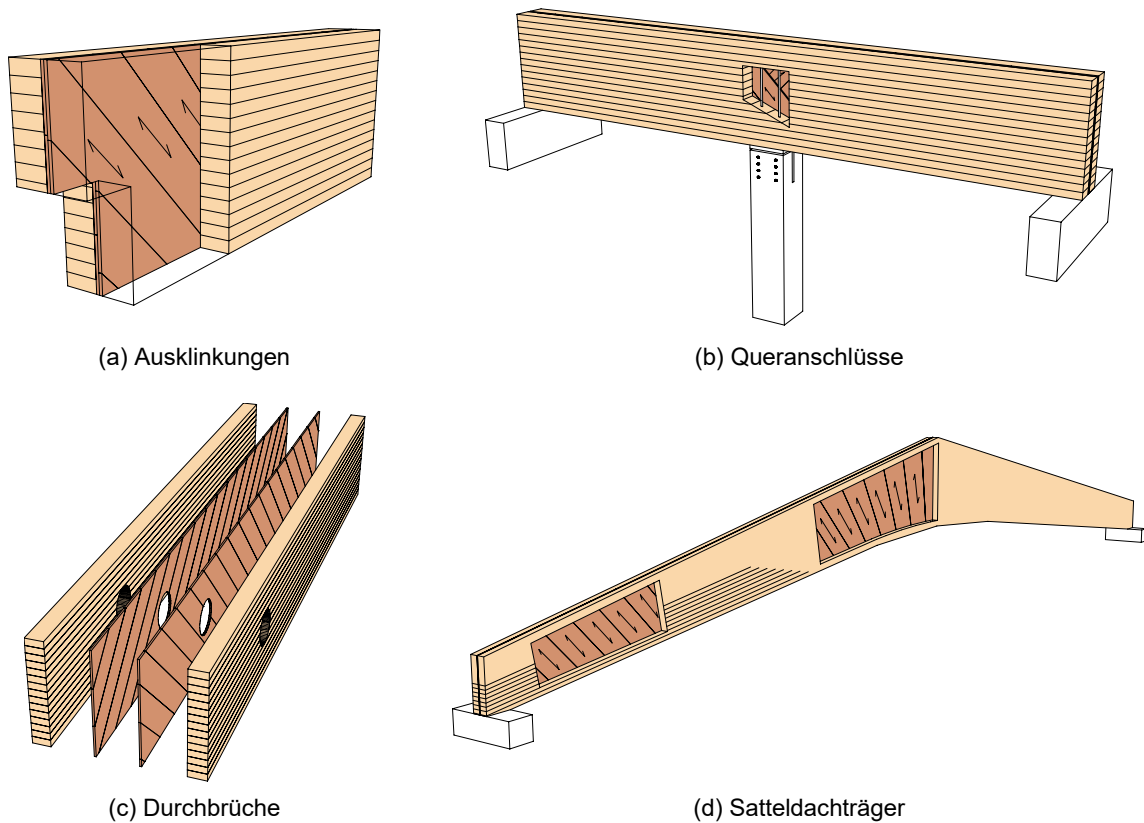


Abbildung 1.3 Anwendungsfelder für holzbewehrtes Holz

Die übergeordneten Forschungsfragen sind:

- Welche Konfigurationen (Furnierebenen, Winkel, Abmessungen etc.) von holzbewehrtem Holz zeigen die größten Potenziale zur Erhöhung der genannten Beanspruchbarkeiten?
- Welche tatsächlichen Traglaststeigerungsfaktoren in Abhängigkeit von der Beanspruchungssituation (Biegung, Schub, Querkzug, Querdruck, Ausklinkungen, runde Durchbrüche und Queranschlüsse) bietet holzbewehrtes Holz im Vergleich zu unverstärktem Brett-schichtholz?
- Welchen Einfluss haben Holzfeuchteänderungen auf holzbewehrtes Holz?
- Mit welchen numerischen und analytischen Berechnungsansätzen lässt sich das Trag- und Verformungsverhalten von holzbewehrtem Holz erfassen?

Diese Arbeit soll auf Basis theoretischer und experimenteller Untersuchungen alle erforderlichen Grundlagen, um das Tragverhalten und die Leistungsfähigkeit von holzbewehrtem Holz abbilden und beurteilen zu können.

1.4 Aufbau und Methodik

KAPITEL 1 sensibilisiert für die aus dem Klimaschutz resultierenden notwendigen Veränderungen im Bauwesen, benennt die Schwachstellen von Brettschichtholz und zeigt, wie dieses optimiert werden kann.

KAPITEL 2 beschreibt bisherige Forschungsarbeiten zu flächig verstärkten Holzprodukten, skizziert die Struktur von holzbewehrtem Holz und definiert deren Komponenten. Abschnitt 2.3 behandelt die Materialeigenschaften der Komponenten von holzbewehrtem Holz. Abschließend identifiziert eine umfangreiche numerische Parameter- und Sensitivitätsstudie effiziente Aufbauten von holzbewehrtem Holz.

KAPITEL 3 untersucht mittels experimenteller und analytischer Ansätze die wesentlichen Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften der Furniere.

Die Kapitel 4 bis 7 umfassen experimentelle Untersuchungen der unterschiedlichen Beanspruchungssituationen. Die Versuchsergebnisse werden jeweils mit numerischen Berechnungen abgeglichen. Um die Beanspruchungen der HBH-Komponenten zu ermitteln, werden analytische Berechnungsansätze erarbeitet. Ein Großteil der experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit erfolgte im Rahmen des Forschungsprojekts „*Hybride Holzbauteile aus Laubholz-Furnieren und Brettschichtholz aus Nadelholz*“ (Lechner et al. 2021).

In KAPITEL 4 wird das Tragverhalten von holzbewehrtem Holz als Biegeträger untersucht. Dadurch lässt sich das Biege- und Schubtragverhalten unter möglichst realitätsnahen Beanspruchungsverhältnissen bewerten.

In KAPITEL 5 wird mittels kleinformatischer Prüfkörper analysiert, wie die Furnierebenen der HBH-Querschnitte als Querzug- und Querdruckverstärkung wirken.

In KAPITEL 6 wird die Leistungsfähigkeit von holzbewehrtem Holz bei Ausklinkungen, runden Durchbrüchen und Queranschlüssen untersucht. Die Abmessungen der Prüfkörper (Ausklinkungshöhe, Durchbruchdurchmesser) orientieren sich dabei an den aktuellen geometrischen Randbedingungen der Bemessung von Brettschichtholz.

Der Klimaversuch in KAPITEL 7 zeigt die Wirkung der Furnierebenen auf das Schwindverhalten der BSH-Komponenten.

KAPITEL 8 beschreibt, wie holzbewehrtes Holz berechnet und bemessen werden kann. Zudem enthält es Konstruktionsempfehlungen und erste Ansätze für eine wirtschaftliche Produktion.

KAPITEL 9 liefert eine zusammenfassende Bewertung des Entwicklungsstandes von holzbewehrtem Holz und erläutert weiteren Forschungs- und Entwicklungsbedarf.

2 Aufbau und Struktur von holzbewehrtem Holz (HBH)

2.1 Bisherige Forschungsarbeiten zu flächig verstärkten Holzprodukten

2.1.1 Allgemein

In den vergangenen Jahrzehnten befasste sich die Forschung national und international immer wieder mit der flächigen Verstärkung von Brettschichtholz. Während von 1960 bis 1980 vornehmlich flächige metallische Verstärkungen im Fokus standen, waren es von 1980 bis 2010 vor allem Kunststoffe und faserartige Verstärkungen. Die folgenden Abschnitte stellen ausgewählte Untersuchungen zu flächigen metallischen und faserartigen Verstärkungen von Brettschichtholz vor und zeigen die für holzbewehrtes Holz relevanten Entwicklungen der vergangenen 20 Jahre. Die Literaturrecherche wurde durch die Arbeiten von Ludwig (2019), Welz (2019) und Zürnstein (2019) unterstützt.

2.1.2 Historische Trägerformen

Die Entwicklungsgeschichte des Ingenieurholzbaus hat Seraphin (2002) detailliert aufgearbeitet. Die folgenden Abschnitte betrachten ausgewählte historische Trägerformen, die holzbewehrtem Holz ähnlich sind.

Anfang des 20. Jahrhunderts war Holz, bedingt durch die zwei Weltkriege, eine wertvolle Ressource. Im Zweiten Weltkrieg stieg in Deutschland der Holzverbrauch weit über das Niveau, das dem deutschen Wald nachhaltig entnommen werden konnte. Gaber (1940) schrieb dazu: *„Es ist daher eine volks- und wehrwirtschaftlich wichtige Forderung, auch im Bauwesen Holz möglichst einzusparen und durch Entwicklung eines hochwertigen Holzbaues den wertvollen Baustoff Holz richtig auszunützen und kein Stück Holz mehr zu verschwenden“*.

Ein Beispiel dafür ist die Bauweise Stephan (Abbildung 2.1). Stephan, ein Architekt, ließ die Trägergurte mit dünnen, stehend gebogenen Brettern herstellen. Dabei betrug die Länge der

Bohlen und Bretter nicht mehr als acht Meter, was aber ausreichte, um wenige Stöße ausbilden zu müssen. Die stehenden, doppelten oder einfachen Fachwerkstreben zwischen den Gurten wurden zunächst mit Schwalbenschwänzen angeschlossen, was aber durch Schwinden und ungenaues Arbeiten zur Aufweichung des Tragwerks führte (Abbildung 2.1).

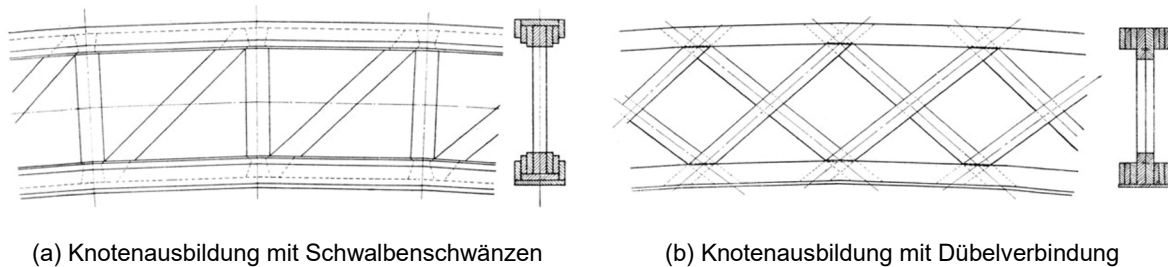
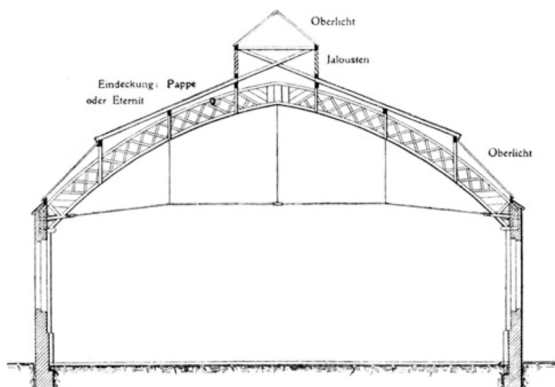


Abbildung 2.1 Trägerform – Bauweise Stephan (Kersten 1921)

Als Weiterentwicklung führte Stephan zur Knotenausbildung eine Dübelverbindung ein, die in vielen Ländern patentiert wurde und unabhängig vom Schwinden funktionierte. Stephan arbeitete eng mit Ingenieuren zusammen, um die nötigen Gutachten zu erhalten und seiner Erfindung die erforderliche Grundlage zur Verbreitung zu geben. Die Schubkräfte wurden mit sehr großzügigen Vernagelungen bewältigt und ermöglichten Stephan, Spannweiten bis zu 60 Meter zu realisieren. Meist wurden gebogene Formen bevorzugt, dadurch wurden die Fachwerke primär auf Druck beansprucht. Die horizontalen Lasten wurden damals entweder mit Eisenstangen oder mit Holzzugbändern aufgenommen (Kersten 1921). Deutlich zu erkennen ist die Ausbildung des unteren vollwandigen Bogenstücks am Auflager und die Gestaltung des Auflagers selbst. Abbildung 2.2 zeigt exemplarisch die Wagenhalle Wien-Kagran.

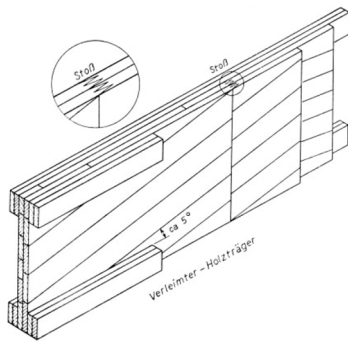


(a) Binderform Bauweise Stephan

(b) Wagenhalle Wien-Kagran

Abbildung 2.2 Bauweise Stephan (Kersten 1921)

Zunächst wurden hauptsächlich genagelte Träger verwendet. Abbildung 2.3 (a) zeigt genagelte Hohlkastenträger, ähnlich der Bauweise von Stephan, mit etwas dickeren Holzlatten als Gurte und Brettern als Stege, die durch Nagelverbindungen mit Stahlstiften hergestellt wurden. Abbildung 2.3 (b) präsentiert genagelte Holzträger als Ersatz für Stahlträger im Hoch- und Brückenbau mit einem sehr geringen Holzverbrauch. Die Stege wurden aus diagonalen Brettern hergestellt.



(a) Kämpf-Stegträger, Konstruktionszeichnung, eingesetzt in den 1950er und 1960er Jahren (Steinhardt und Möhler 1956)

(b) Lagerhalle in Kämpf-Steg-Bauweise, Spannweite 21 m, Trägerhöhe 90 cm, errichtet 1950 (Voormann und Pfeifer 2007)

Abbildung 2.5 Kämpf-Stegträger

Die Träger waren gegenüber anderen Bindersystemen in der Herstellung sehr materialsparend, allerdings war die Produktion sehr aufwendig. Die zulässige Scherspannung betrug laut Zulassungsbescheid (IV B5 9151/2-40) 18 kg/cm^2 ($1,8 \text{ N/mm}^2$). Um 1960 erreichte die Verwendung geleimter Hohlkasten- und Stegträger ihren Höhepunkt. Danach verdrängte das einfache Brettschichtholz aufgrund der weniger lohnintensiven Fertigung die holzsparenden Träger – mitunter auch, weil Holz als Rohstoff wieder besser verfügbar war als in den Nachkriegsjahren (Voormann und Pfeifer 2007). Traurige Berühmtheit erlangte der Kämpf-Stegträger durch das Unglück von Bad Reichenhall im Jahr 2006 (Winter 2006a). Ausgelöst durch eine hohe Schneelast versagte am 2. Januar 2006 die Dachkonstruktion aus Kämpf-Stegträgern der Eissporthalle in Bad Reichenhall (Voormann und Pfeifer 2007).

2.1.3 Flächige metallische Verstärkungen

Mark (1961) untersuchte die Verstärkung mit oben und unten aufgeklebten Aluminiumblechen auf einem Rechteckquerschnitt aus Holz; Sliker (1962) verwendete Aluminiumbleche zur Verstärkung eines Biegebalkens. Dazu wurden die Bleche horizontal und vertikal zwischen die Lamellen geklebt (Abbildung 2.6). Durch die Aluminiumbleche erhöhte sich die Biegesteifigkeit- und Biegetragfähigkeit deutlich; zudem verringerte sich die Streuung der Biegefestigkeit.

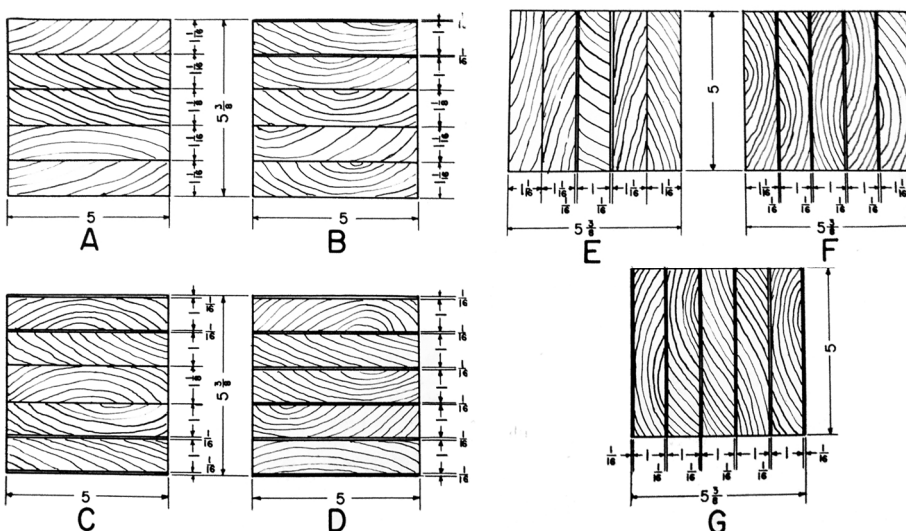


Abbildung 2.6 Mit Aluminiumblechen verstärktes Brettschichtholz nach Sliker (1962)

Stern und Kumar (1973) befassten sich ebenfalls mit der Verstärkung durch metallische Bleche: Stahlbleche wurden zwischen die Lamellen in horizontaler und vertikaler Richtung eingebracht und mit Bolzen verbunden. Dieser Querschnittsaufbau hat den Namen „*Flitch Beam*“ (Abbildung 2.7).

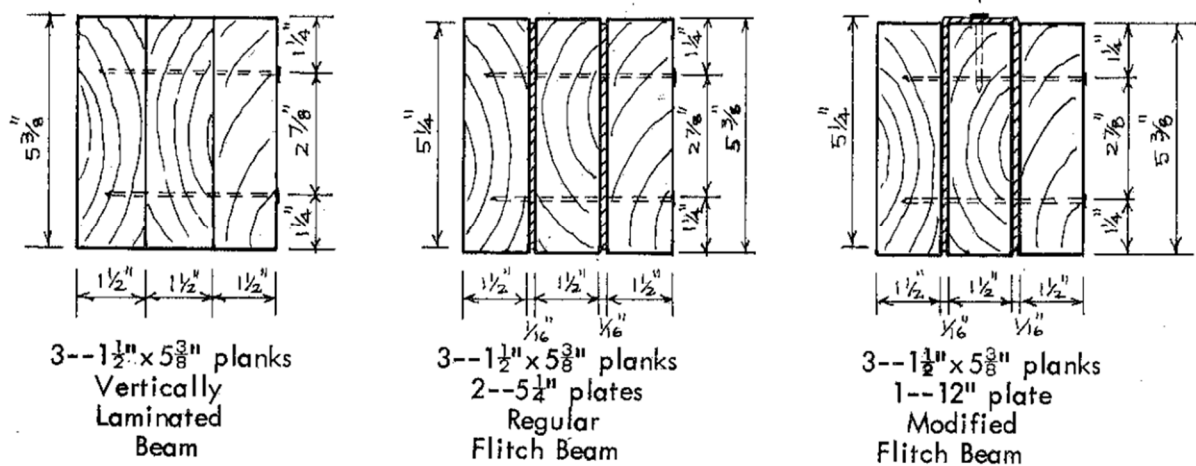


Abbildung 2.7 „*Flitch Beams*“ nach Stern und Kumar (1973)

Dabei werden ein oder mehrere stehende Stahlbleche seitlich oder innerhalb des Querschnitts zwischen die Lamellen eingebracht. Bolzen verbinden die Stahlbleche und die Holzquerschnitte kraftschlüssig miteinander. Die Biegesteifigkeit der verstärkten Träger steigerte sich um 22 %, die maximal aufnehmbare Last um 11 % (Stern und Kumar 1973). 1972 wurde im Rahmen der Olympischen Sommerspiele auf dem Münchner Olympiagelände ein Holz-Stahl-Verbundträger (*Flitch Beam*) zum Bau zweier Behelfsbrücken verwendet. Statische Belastungsprüfungen erreichten gegenüber der zulässigen Blechspannung eine 2,51-fache Bruch-sicherheit (Möhler und Maier 1972).

2.1.4 Kunststoffe und faserartige Verstärkungen

Spaun (1981) untersuchte als einer der Ersten zu Beginn der 1980er Jahre einen mehrschichtigen Verbundträger. Die Verstärkung wurde in Schichten, bestehend aus Glasfaser und einem Douglasien-Furnier, aufgebracht. Abschließend erhielten die Seitenflächen des gesamten Trägers eine Deckschicht aus westamerikanischer Hemlocktanne. Durch eine gezielt angeordnete Keilzinkenverbindung mit niedriger Qualität wurde ein erwarteter Versagensbereich definiert. In allen Fällen initiierte die Keilzinkenverbindung das Versagen. Selbst ein geringes Verstärkungsvolumen steigerte die Dehnsteifigkeit signifikant. Die Zugfestigkeit ließ sich um bis zu 66 % steigern.

Rowlands et al. (1986) untersuchten Brettschichtholz-Träger (BSH-Träger) mit Verstärkungen aus glasfaserverstärkten Kunststofflamellen (GFK-Lamellen). Neben den Verstärkungen analysierten sie auch detailliert verschiedene Klebstoffe in Kombination mit Faserverbundkunststoffen (FVK).

Ehlbeck und Colling (1987) untersuchten Brettschichtholz mit einer Biegezugverstärkung aus einem Glasfaserverbundprofil. Dabei handelte es sich um kreisrunde Vollstäbe mit unidirektionalen Glasfasern. Die Rundstäbe wurden beidseitig mit Deckschichten aus Kiefer-Messerrfurnieren verklebt. Das Sandwichprofil hatte eine Dicke von 4,5 mm. Die unverstärkten wie

auch die verstärkten BSH-Träger zeigten ein Biegezugversagen im Holz. Eine mittlere Tragfähigkeitssteigerung von 26 % war möglich. Weitere Untersuchungen zur Biegezugverstärkung von Brettschichtholz bieten van de Kuilen (1991), Plevris und Triantafillou (1992), Hernandez et al. (1997), Blaß und Romani (2001), Johnsson et al. (2007) und Blank (2018).

Haller und Wehsener (1999) untersuchten die Verstärkungswirkung von Glasfasergewebe für Stabdübel-Schlitzblechverbindungen. Das Ziel war, die Festigkeit des Holzquerschnitts durch ein höheres Tragvermögen der Verbindung besser ausnutzen zu können (Abbildung 2.8).

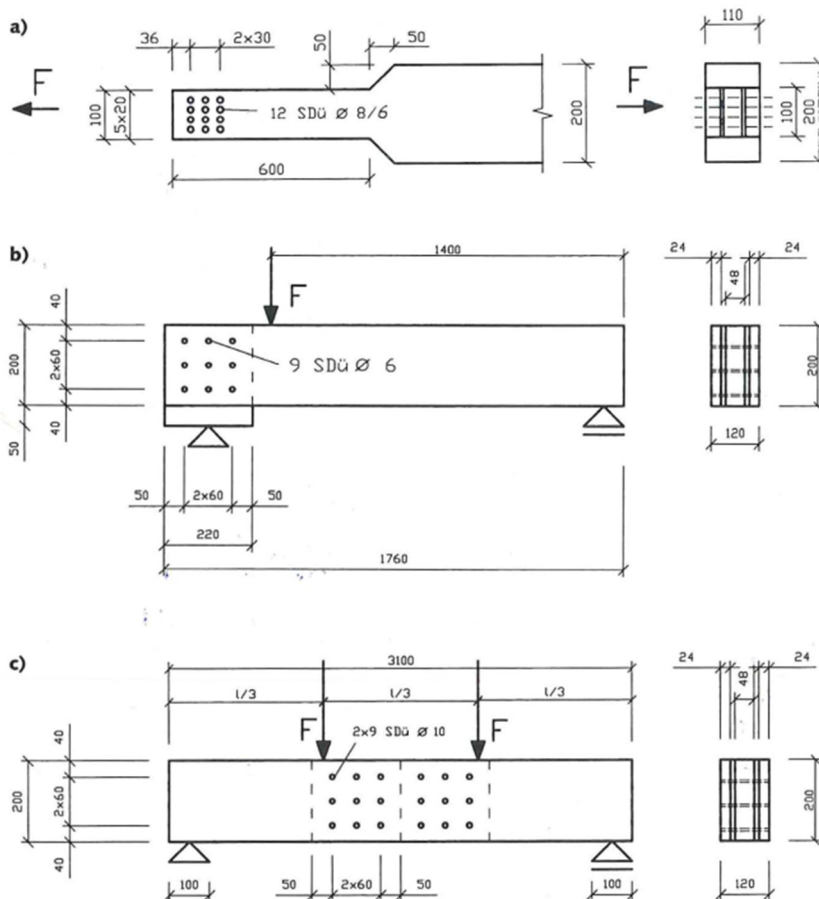


Abbildung 2.8 Mit Glasfasern verstärktes Holz, a) Probkörpergeometrie bei Normalkraftbeanspruchung, b) Probkörpergeometrie bei Querkraftbeanspruchung, c) Probkörpergeometrie bei Momentenbeanspruchung (Haller und Wehsener 1999)

Die Bruchlast unter Biegebeanspruchung erhöhte sich bei den verstärkten Versuchskörpern deutlich. Ebenso stellten sich bei den bewehrten Holzverbindungen große Verformungen ein, während bei den unbewehrten Versuchskörpern ein plötzliches sprödes Versagen auftrat. Bei Querkraftbeanspruchung der unbewehrten Versuchskörper trat das Versagen durch Aufspalten der unteren Dübelreihe auf. Auch hier steigerte die Bewehrung Tragverhalten und Duktilität. Das Versagen trat hierbei in der oberen und unteren Dübelreihe gleichzeitig auf. Die höchste Traglaststeigerung bei Zugbeanspruchung in Faserrichtung ließ sich durch eine bewehrte Lage bestehend aus $+45^\circ/-45^\circ$ -geneigten Schichten erreichen. Die Bruchlast von glasfaserbewehrtem Holz konnte im Vergleich zu unbewehrtem Holz verdoppelt werden.

Im Sonderforschungsbereich „*Textile Bewehrungen zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung*“ (SFB 528) untersuchten Haller et al. (2001) die Lochleibungsfestigkeit von textiltbewehrtem Holz. Ziel war es, textile Strukturen und Holz-Textil-Verbunde so zu optimieren, dass Anschlüsse mit höheren Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften entstehen. Es wurden unterschiedliche Faseranordnungen untersucht. Abbildung 2.9 zeigt die Anordnungen und die Versuchsergebnisse der Serie 3 (Belastung quer zur Holzfaser).












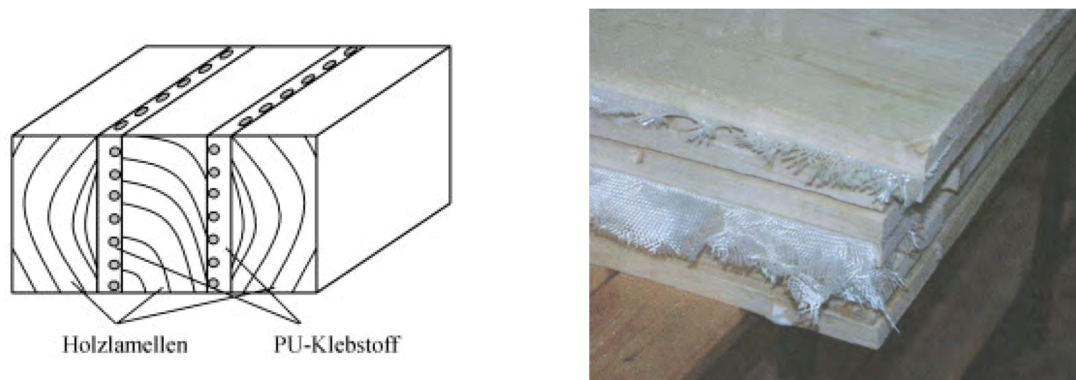
Serie 3		\bar{F}_{max}	\bar{f}_h	v	$\bar{w}_{i,mod}$	\bar{K}_s	v
Glas, quer zur Faser		[kN]	[N/mm ²]	[%]	[mm]	[N/mm ³]	[%]
Holz, unbewehrt		7,06	9,41	4,82	0,6467	9,43	19,59
Jojo		10,03	13,37	6,43	0,4733	12,40	1,41
Multi 2		11,50	15,33	10,22	0,5600	10,50	4,76
Schlaufe, gefächert		13,31	17,75	–	0,4533	12,94	–
Auge, gestützt		13,76	18,35	–	0,4267	13,75	–
Schlaufe, parallel		13,93	18,57	1,26	0,5200	11,35	7,69
Stern		16,83	22,44	9,69	0,5333	11,06	7,50
Aramid, quer zur Faser							
Jojo		9,58	12,77	5,74	0,6933	9,77	36,54
Auge, gestützt		13,66	18,21	6,63	0,7156	11,31	47,62
Stern		16,64	22,19	3,85	0,7067	8,30	0,12
Schlaufe, parallel		7,43	23,23	19,60	0,5467	11,74	29,27

Abbildung 2.9 Mittelwerte und Varianz der Lochleibungsfestigkeit und Bettungssteifigkeit unter Belastung quer zur Faser nach DIN EN 383:2007-03

Eine sternförmige Anordnung steigerte die aufnehmbare Kraft um das 2,4-fache. Ein signifikanter Unterschied des verwendeten Fasermaterials war nicht zu beobachten. Ausführliche Beschreibungen der Entwicklungen und Untersuchungen von Glas- bzw. Kohlenstofffasern als Verstärkung für Holz finden sich bei André (2007) und Trummer (2002).

2.1.5 Trummer (2002)

Trummer (2002) untersuchte in seiner Dissertation das Tragverhalten von vertikalem Brett-schichtholz. Dabei wurde ein Glasfasergewebe mit Polyurethanklebstoff (PU-Klebstoff) und vertikalen Lamellen flächig verklebt (Abbildung 2.10).



(a) Aufbau von vertikalem Brett-schichtholz, Glasfasergewebe in PU-Klebstoff eingebettet

(b) Mit Glasfasergewebe verklebte Brett-lamellen zu vertikalem Brett-schichtholz

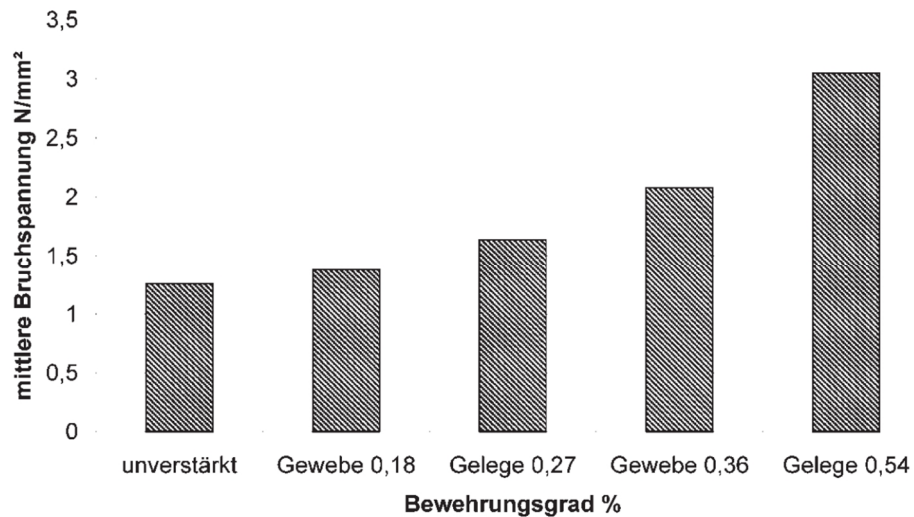
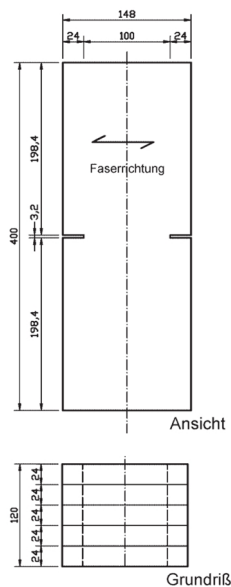
Abbildung 2.10 Vertikales Brett-schichtholz nach Trummer (2002)

In experimentellen Untersuchungen erfolgten einschnittige und zweischnittige Abscherversuche, Querkzugversuche und Biegeversuche an ausgeklinkten Trägern. Dazu wurden Glasfasergewebe mit einem Flächengewicht von 150 g/m² bzw. 290 g/m² in Leinwandbindung und Gelege mit einem Flächengewicht von 435 g/m² mit Polyurethanklebstoff und Brettlamellen aus Fichtenholz (S10) miteinander verklebt. Die Bewehrungsrichtung wurde variiert. Der Elastizitätsmodul (E-Modul) der Glasfasern betrug 70.000 N/mm², die Bruchspannung $f_t = 1.800 \text{ N/mm}^2$. Zur Beschreibung des Anteils der Glasfasern wurde der Bewehrungsgrad ρ_{gf} eingeführt. Dieser errechnet sich als Quotient aus Glasfaserfläche durch Gesamtfläche nach Gleichung (2-1).

$$\rho_{gf} = \frac{A_{gf}}{A_{ges}} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (2-1)$$

ρ	[-]	Bewehrungsgrad, Flächenprozent der Verstärkung
A_{gf}	[mm ²]	Fläche der Verstärkung, Glasfaserfläche
A_{ges}	[mm ²]	Gesamtfläche

Die Prüfkörper der Querkzugversuche wurden je Seite durch einen 24 mm tiefen Einschnitt auf halber Höhe mit einer Sollbruchstelle versehen (Abbildung 2.11). Untersucht wurden sowohl unverstärkte als auch verstärkte Prüfkörper mit unterschiedlichem Bewehrungsgrad.



(a) Versuchsaufbau Querkzug

(b) Mittlere Bruchspannung in Abhängigkeit des Bewehrungsgrads

Abbildung 2.11 Untersuchung der Querkzugfestigkeit von vertikalem Brettschichtholz nach Trummer et al. (2004)

Die unverstärkten Prüfkörper verhielten sich linear-elastisch; ein spröder Zugbruch trat auf. Die verstärkten Prüfkörper zeigten ein völlig anderes Bruchverhalten und ermöglichten höhere Bruchspannungen. Nach dem ersten Holzversagen kam es zu einer Lastumlagerung auf die

Glasfasern und zu einer weiteren Laststeigerung. Das Versagen ging auch bei diesen Versuchen von der Sollbruchstelle aus. Die Bruchspannung steigerte sich im Vergleich zu unbewehrten Brettern um einen Faktor von bis zu 2,4.

Um die Tragfähigkeitssteigerung von ausgeklinktem vertikalem Brettschichtholz mit Glasfasergewebe zu ermitteln, wurden vier Verstärkungsvarianten mit jeweils fünf Prüfkörpern und fünf unverstärkte Prüfkörper untersucht. Abbildung 2.12 zeigt den Prüfaufbau.

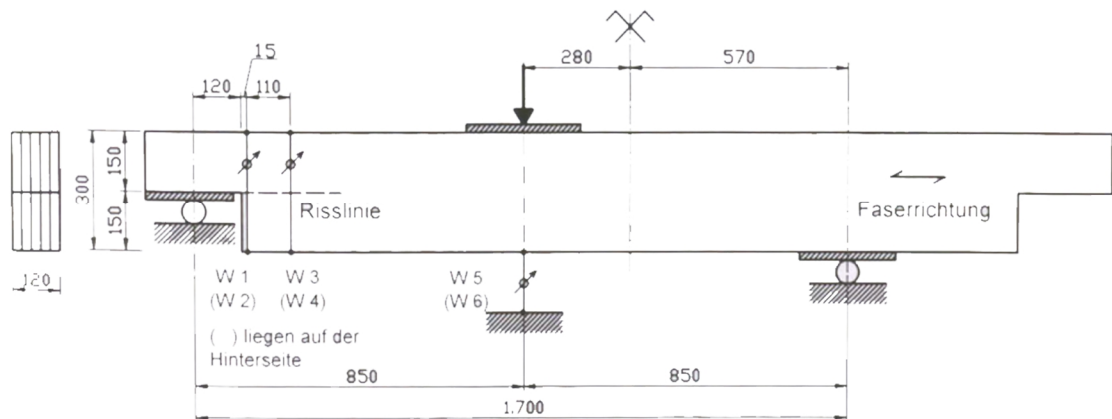


Abbildung 2.12 Prüfaufbau Ausklinkungen nach Trummer (2002)

Das Querkzugversagen der Holzbretter begann immer am Ausklinkungsgrund. Bei den unverstärkten Versuchskörpern trat das Versagen schlagartig auf. Bei Versuchen mit verstärkten Trägern kündigte sich der erste Anriss immer durch Knistern an. Das Nachbruchverhalten war bei den unverstärkten wie auch bei den verstärkten Trägern von der Holzfaserrichtung im Bereich der Kerbe abhängig. Bei allen verstärkten Trägern kam es zu Glasfaserbrüchen. Klebstoffversagen und das Herausziehen von Glasfasern waren nicht zu beobachten. Abbildung 2.13 zeigt die Ergebnisse und die untersuchten Querschnittsaufbauten.

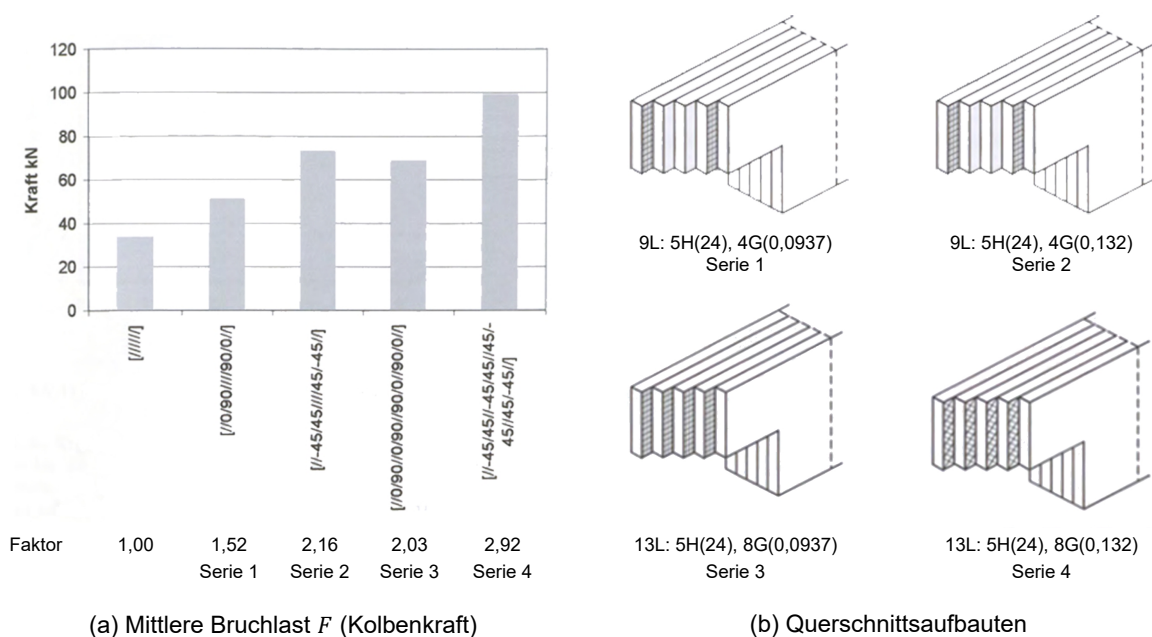


Abbildung 2.13 Ergebnisse der Versuche von Ausklinkungen in vertikalem Brettschichtholz nach Trummer (2002)

Abhängig vom Bewehrungsgrad ließ sich die Bruchkraft um bis zu einem Faktor von 2,92 steigern. Den experimentellen Untersuchungen von Trummer (2002) zufolge kann glasfaserverstärktes Brettschichtholz die Schub- und Querkzugbeanspruchung von Holz erhöhen. Der verwendete PU-Klebstoff eignet sich für die Verklebung von Glasfasern und Holz.

2.1.6 Bejtka (2011)

Bejtka (2011) untersuchte die Tragfähigkeit von Biegeträgern aus Brettsperrholz mit diagonalen Querlagen (engl. diagonal-laminated-timber, DLT). Alternativ zur rechtwinkligen Anordnung der Querlagen werden dabei die Querlagen gegenläufig unter einem Winkel von 45° zu den Längslagen angeordnet. Das Prüfprogramm umfasste 24 Brettsperrholzträger (engl. cross-laminated-timber, CLT) und 36 DLT-Prüfkörper. Die Dicke der Längslagen $t_{\text{längs}}$ betrug 35 mm, die der Querlagen $t_{\text{quer}} = 17,5$ mm. Abbildung 2.14 zeigt die untersuchten Querschnittsaufbauten.

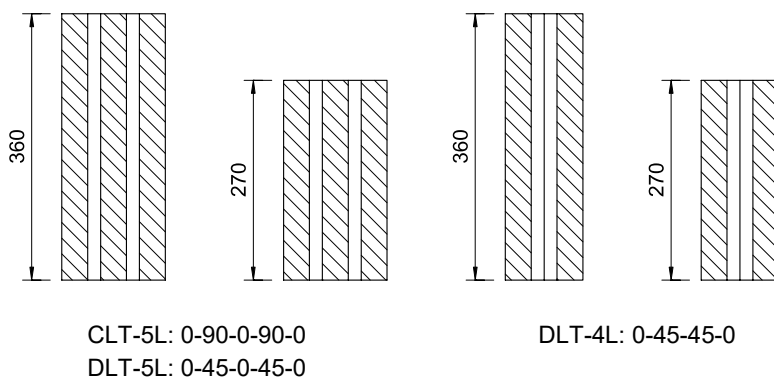


Abbildung 2.14 Untersuchte CLT- und DLT-Querschnittsaufbauten von Bejtka (2011), eigene Darstellung

Durchgeführt wurden 4-Punkt-Biegeversuche mit einer Spannweite von $L = 2,10$ m ($H = 360$ mm) und von $L = 3,80$ m ($H = 270$ mm). Alle Prüfkörper versagten auf Biegezug in den Längslagen. Im Vergleich zu den Ergebnissen der kürzeren Biegeträger war der lokale Elastizitätsmodul für die längeren Biegeträger deutlich höher. Im Vergleich zu den CLT-Trägern war die Biegesteifigkeit der DLT-Träger nicht höher. Die Neigung der Querlagen hatte keinen signifikanten Einfluss auf die Biegesteifigkeit. Das Tragverhalten von Ausklinkungen in CLT- und DLT-Trägern wurde in 15 Biegeversuchen untersucht. Abbildung 2.15 illustriert den verwendeten Prüfaufbau.

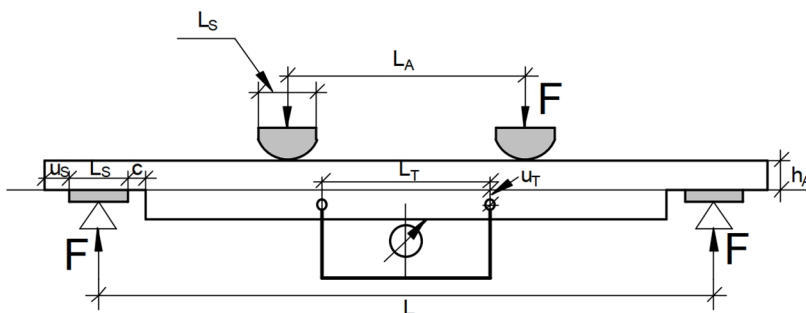


Abbildung 2.15 Versuchsaufbau Ausklinkung, $L = 2100$ mm, $L_A = 800$ mm, $L_T = 600$ mm, $u_T = -10$ mm, $L_S = 300$ mm, $u_S = 0$ mm, $c = 50$ mm, $H = 360$ mm, $h_A = 180$ mm (Bejtka 2011)

Bei dieser Versuchsreihe waren zwei Versagensmechanismen zu beobachten. Einige Träger zeigten ein Schubversagen im Restquerschnitt der Ausklinkung. Dieses Versagen war durch Delaminierung mindestens einer der äußeren Längslagen gekennzeichnet. Es kam zu keinem Versagen im Bereich der Ausklinkungsecke. Die restlichen Träger versagten im Bereich der Ausklinkung. Dabei versagten entweder die Querlagen auf Zug, oder es kam zu einem reinen Schubversagen in der Klebefuge zwischen den Längs- und Querlagen (Abbildung 2.16).



(a) Zugversagen der Querlagen

(b) Schubversagen der Klebefuge

Abbildung 2.16 Versagensarten von Ausklinkungen in CLT und DLT (Bejtka 2011)

Die höchste Tragfähigkeit erreichten die CLT-Querschnittsaufbauten. Der 5-lagige DLT-Aufbau hatte im Mittel ca. 12 % niedrigere Bruchlasten.

Das Tragverhalten von rechteckigen Durchbrüchen in CLT- und DLT-Trägern wurde in 15 Biegeversuchen untersucht. Abbildung 2.17 zeigt den verwendeten Prüfaufbau.

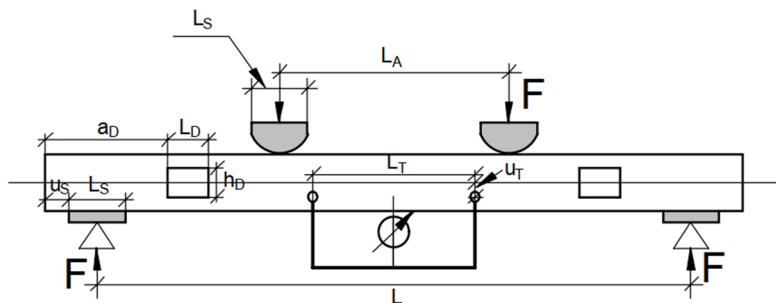


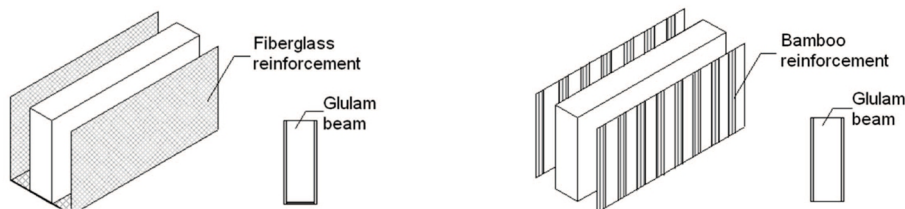
Abbildung 2.17 Versuchsaufbau rechteckige Durchbrüche, $L = 3800$ mm, $L_A = 1300$ mm, $L_T = 1000$ mm, $u_T = 0$ mm, $L_S = 300$ mm, $u_S = 50$ mm, $c = 50$ mm, $a_D = 690$ mm, $L_D = 270$ mm, $h_D = 100$ mm ($H/h_D = 0,37$), $H = 270$ mm (Bejtka 2011)

Die untersuchten CLT- und DLT-Träger versagten auf Biegung. Weder Zug- noch Schubversagen waren im Bereich der Durchbrüche zu beobachten. Die Querlagen (90° oder 45°) verhinderten ein Aufspalten und damit ein sprödes Versagen im Durchbruchsbereich. Die globale Tragfähigkeit der untersuchten CLT- und DLT-Biegeträger war in etwa auf demselben Niveau wie die der Biegeträger ohne Durchbrüche. Obwohl nicht explizit beobachtet, könnte DLT für Biegeträger mit Durchbrüchen besser sein als CLT. Denn die Bereiche um die Durchbrüche werden durch Zugspannungen senkrecht zur Balkenachse und durch Schubspannungen beansprucht. Die resultierende Kraft aus den Querzug- und Schubspannungen verläuft diagonal zur Trägerlängsrichtung und damit in Richtung der Querlagen (Bewehrungslagen) im DLT-Querschnittsaufbau. Die Ergebnisse der Untersuchungen von Bejtka (2011) lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- CLT- und DLT-Querschnittsaufbauten können für Träger verwendet werden, die auf Biegung und durch Querkzugspannungen senkrecht zur Trägerlängsachse belastet werden.
- In Bezug auf die maximal aufnehmbaren Schubspannungen eignen sich DLT-Träger mit diagonalen Querlagen besser als CLT-Träger. Bei kurzen Trägern, bei denen die Tragfähigkeit durch die Schubspannung bestimmt wird, sollte DLT anstelle von CLT verwendet werden.

2.1.7 Echavarría et al. (2012)

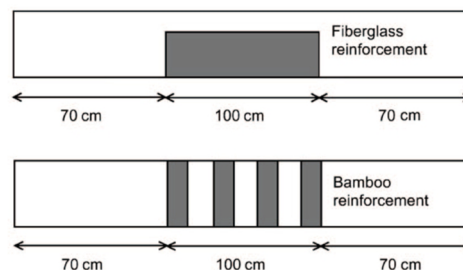
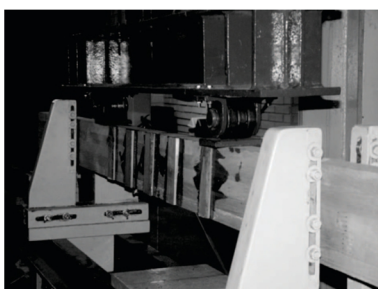
Echavarría et al. (2012) beschäftigten sich ebenfalls mit der Verstärkung von Brettschichtholz. Mittels experimenteller Studien untersuchten sie die Tragfähigkeit von Biegeträgern mit glasfaserverstärktem Polymer (engl. fiber-reinforced polymer, FRP) und mit einer Bambusverstärkung (Abbildung 2.18). Dabei wurden dünne, flache Streifen aus Bambus seitlich quer zur Faserlängsrichtung der Brettschichtholzträger aufgeklebt.



(a) Glasfaserverstärkter Brettschichtholzträger (b) Bambusverstärkter Brettschichtholzträger

Abbildung 2.18 Untersuchte Querschnittsaufbauten als Verstärkung von Brettschichtholz (Echavarría et al. 2012)

Die Lamellen der Brettschichtholzträger wurden aus Carbonero (*Licania Campestre*) aufgebaut. Hierbei handelt es sich um einen lokalen Laubholzbaum, der vor allem im südamerikanischen Raum beheimatet ist. Es wurden 4-Punkt-Biegeversuche durchgeführt; die Verstärkungen wurden als Biegezugverstärkungen zwischen den Lasteinleitungsstellen angeordnet (Abbildung 2.19).



(a) Bambusverstärkter Brettschichtholzträger (b) Anordnung der Verstärkungen

Abbildung 2.19 Untersuchte Querschnittsaufbauten zur Verstärkung von Brettschichtholz (Echavarría et al. 2012)

Im Vergleich zu unverstärktem Brettschichtholz wurde die Biegezugfestigkeit bei Verwendung von Glasfasern um 11 % und bei der Bambusverstärkung um 22 % gesteigert.

2.1.8 Flaig (2013)

Flaig (2013) untersuchte in seiner Dissertation die Anwendungsmöglichkeiten von Biegeträgern aus Brettsperrholz bei Beanspruchung in Plattenebene und erarbeitete für die Bemessung der Bauteile erforderliche Ansätze für den Nachweis der Tragfähigkeit und der Verformungen. Untersucht wurden parallelgurtige Biegeträger, Biegeträger mit angeschnittenem Rand, Träger mit Durchbrüchen, Ausklinkungen und Queranschlüssen.

Im Vergleich zu Brettschichtholz weisen Biegeträger aus Brettsperrholz (BSP) bei gleichem Bruttoquerschnitt auf den ersten Blick vermutlich eine wesentlich geringere Biegefestigkeit und Biegesteifigkeit auf, da einerseits die senkrecht zur Spannrichtung angeordneten Querlagen kaum einen Beitrag zur Tragfähigkeit in Längsrichtung leisten. Andererseits sind die Schmalseiten der Brettsperrholzlagen in der Regel nicht verklebt. Die Schubkräfte können daher nicht direkt zwischen den Lamellen der Längslagen übertragen werden, sondern müssen über die Querlagen umgeleitet werden. Im Vergleich zu BSH-Trägern führt der fehlende Schubverbund zu einer geringeren Biegesteifigkeit. Die Biegezugfestigkeit bei Beanspruchung in Plattenebene ermittelte Flaig in insgesamt acht Versuchsreihen mit Brettsperrholzträgern mit unterschiedlichem Lagenaufbau und unterschiedlicher Anzahl der Lamellen in den Längslagen (Abbildung 2.20).

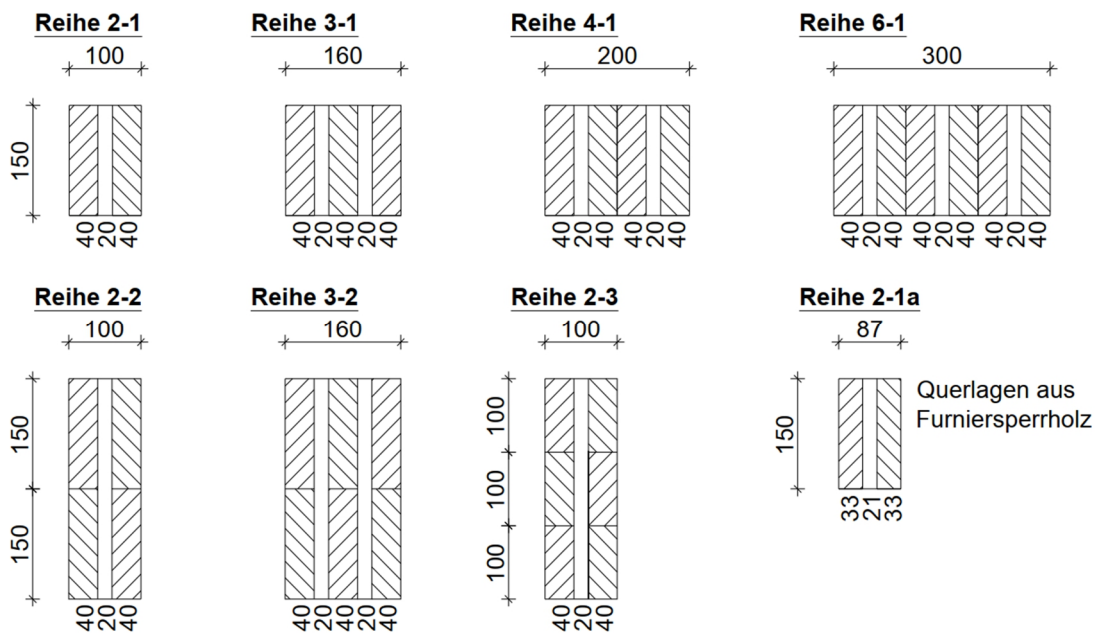


Abbildung 2.20 Untersuchte Querschnittsaufbauten der BSP-Biegeträger (Blaß und Flaig 2012), (Flaig 2013)

Je Querschnittsaufbau wurden zehn (Reihe 2-1a, 16) Prüfkörper mittels 4-Punkt-Biegeversuchen nach DIN EN 408:2012-10 geprüft. Für jede Brettlamelle wurde der dynamische E-Modul ermittelt. Anschließend wurden die Brettlamellen in zwei Klassen (K1: $E_{\text{dyn}} > 11.550 \text{ N/mm}^2$, K2: $E_{\text{dyn}} < 11.550 \text{ N/mm}^2$) eingeteilt. Die Versuchsergebnisse zeigen, dass mit zunehmender Anzahl der Längslagen die charakteristische Biegefestigkeit ansteigt. Die hohen Biegefestigkeiten sind im Wesentlichen auf das Zusammenwirken mehrerer, in Richtung der Trägerbreite nebeneinander liegenden Brettlamellen und die damit einhergehende Homogenisierung der mechanischen Eigenschaften im Gesamtquerschnitt zurückzuführen. Da bei Brettsperrholz-

trägern eine Homogenisierung in Richtung der Trägerbreite und auch in Richtung der Trägerhöhe stattfindet, ist die Abhängigkeit der Biegefestigkeit vom Bauteilvolumen geringer als bei Brettschichtholz. Dieses Verhalten bestätigte das verwendete Rechenmodell.

Wird Brettschichtholz in Scheibenebene beansprucht, können nach Flaig (2013) drei verschiedene Versagensmechanismen (VM) auftreten (Abbildung 2.21).

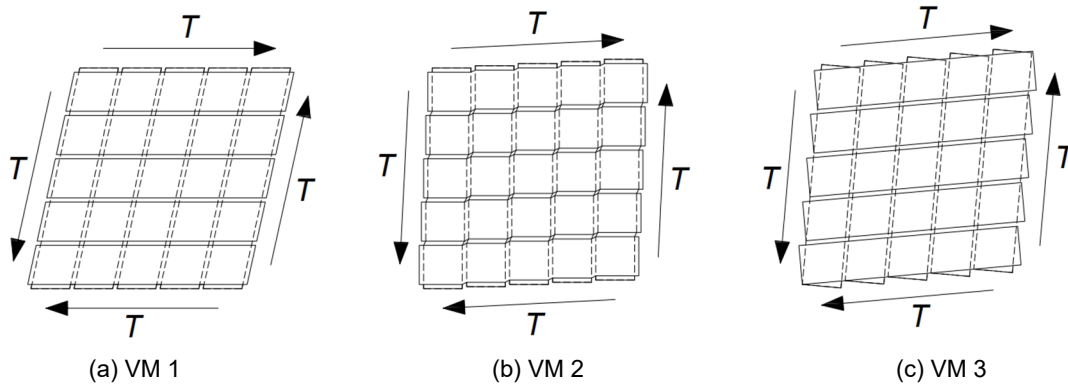


Abbildung 2.21 Versagensmechanismen von Brettspertholzelementen bei Schubbeanspruchung in Plattenebene, (a) VM 1 Schub im Bruttoquerschnitt; (b) VM 2 Schub im Nettoquerschnitt; (c) VM 3 Schub in den Kreuzungsflächen (Flaig 2013)

Im Versagensmechanismus 1 findet eine Verzerrung der gesamten Brettsperrholzscheibe und dadurch ein Schubversagen der Längslagen in Faserrichtung statt. Demzufolge ist die Schubfestigkeit der Längslagen die maßgebende Größe. Ein Schubversagen der Querlagen quer zur Faser kennzeichnet VM 2. Bei VM 3 versagen die Kreuzungspunkte (Klebeflächen der Lamellen) durch eine Kombination aus Torsionsschubbeanspruchung in den Kreuzungspunkten mit einer Rollschubbeanspruchung. Bei dieser Kombination sind die Rollschubfestigkeit und Torsionsfestigkeit der Klebeverbindung maßgebend. Die Art des Schubversagens von Brettsperrholzträgern, d. h. welcher Versagensmechanismus die Tragfähigkeit eines Trägers bestimmt, ist abhängig von der Anordnung der Längs- und Querlagen im Querschnitt, dem Verhältnis der Lagendicken und den Lamellenbreiten. Flaig (2013) entwickelte für jeden Versagensmechanismus ein Nachweisverfahren, das die Berechnung einer auf den Bruttoquerschnitt bezogenen Schubfestigkeit in Abhängigkeit des Trägeraufbaus ermöglicht.

Entsprechend dem Prüfaufbau von Bejtka (2011) untersuchte auch Flaig (2013) die Tragfähigkeit von Ausklinkungen in Brettsperrholz. Dabei wirken die Querlagen im Bereich der Ausklinkung wie Verstärkungen durch seitlich aufgeklebte Bretter oder Holzwerkstoffplatten. Es wurden drei Versuchsreihen mit jeweils fünf Prüfkörpern geprüft. Abbildung 2.22 zeigt die untersuchten Querschnittsaufbauten und den Versuchsaufbau.

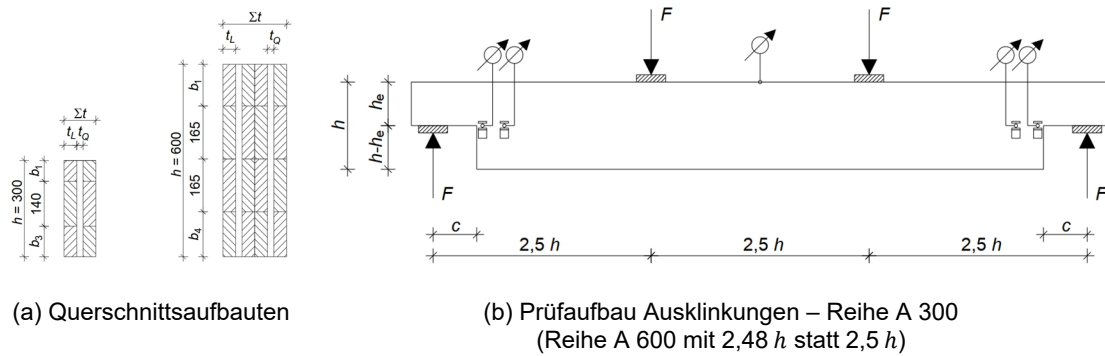


Abbildung 2.22 Untersuchte BSP-Querschnitte und Prüfaufbau für Ausklinkungen, $h/h_e = 0,5$ (Flaig 2013)

Die Prüfkörperabmessungen sind in Tabelle 2.1 zusammengestellt.

Tabelle 2.1 Abmessungen der Prüfkörper für die Versuchsreihen Träger mit Ausklinkungen, Abmessungen in mm (Flaig 2013)

Reihe	Anzahl	h	t_{gross}	L	h_e	c	t_{long} / t_{cross}
A 600/200	5	600	200	4800	300	375	40/20
A 300/100	5	300	100	2400	150	150	40/20
A 300/110	5	300	110	2400	150	150	40/30

Bis auf zwei Prüfkörper der Reihe A 300/100 versagten alle Prüfkörper durch Erreichen der Schubfestigkeit in den Kreuzungsflächen neben der Ausklinkung. Die anderen beiden Prüfkörper versagten durch Biegebrüche im Restquerschnitt der Ausklinkung.

Die Tragfähigkeit von Brettsperrholzträgern mit Durchbrüchen ermittelte Flaig (2013) in fünf Versuchsreihen mit insgesamt 24 Trägern. Die Prüfkörper der einzelnen Reihen unterschieden sich durch Anzahl und Abmessungen der Durchbrüche. Abbildung 2.23 skizziert die untersuchten Querschnittsaufbauten und den Versuchsaufbau.

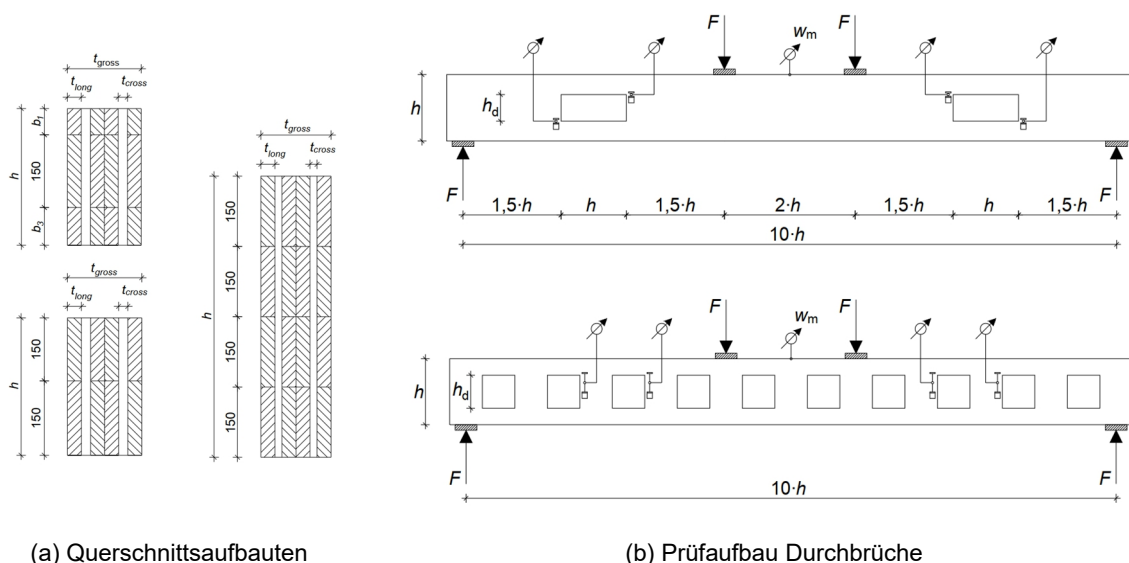


Abbildung 2.23 Untersuchte BSP-Querschnitte und Prüfaufbau für Durchbrüche (Flaig 2013)

Die Prüfkörperabmessungen sind in Tabelle 2.2 zusammengestellt.

Tabelle 2.2 Abmessungen der Prüfkörper der Träger mit Durchbrüchen, Abmessungen in mm (Flaig 2013)

Reihe	Anzahl	h	t_{gross}	L	h_d	l_d	t_{long} / t_{cross}
DB 600/240	5	600	150	6300	240	600	30/15
DB 600/300	5	600	150	6300	300	600	30/15
DB 300/120	5	300	160	3150	120	300	30/20
DB 300/150	5	300	160	3150	150	300	30/20
DB 300/150	4	300	160	3150	150	150	30/20

In den Versuchsreihen traten im Wesentlichen zwei unterschiedliche Versagensformen auf: Biegebrüche, die in den meisten Fällen im Bereich der Durchbruchöffnungen auftraten, vereinzelt aber auch in ungeschwächten Bereichen zwischen den Durchbrüchen lagen. Die zweite Versagensursache waren Schubbrüche am Rand der Durchbrüche, die durch das Erreichen der Schubfestigkeit in den Kreuzungsflächen ausgelöst worden waren (Abbildung 2.24).



(a) Biegezugversagen

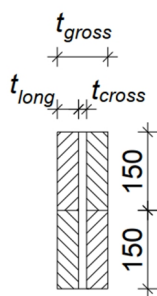


(b) Schubversagen der Klebefuge

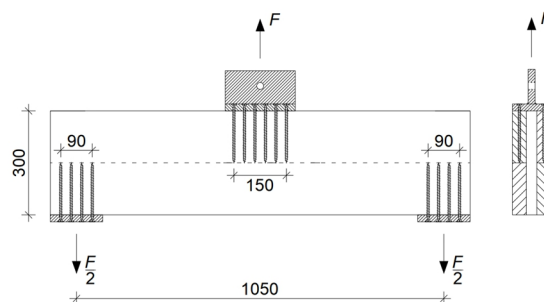
Abbildung 2.24 Versagensarten von Durchbrüchen in BSP (Flaig 2013)

Auch bei der Versuchsreihe mit zehn Durchbrüchen je Träger trat das Versagen bei allen Prüfkörpern durch Erreichen der Biegefestigkeit in den Trägerabschnitten mit Durchbrüchen ein. Dies zeigt das große Potenzial von Brettsperrholz als Biegeträger mit Unstetigkeitsstellen.

Abschließend ermittelte Flaig (2013) die Tragfähigkeit von Brettsperrholzträgern mit Queranschlüssen in zwei Versuchsreihen mit jeweils fünf Versuchen. Die Queranschlüsse wurden mit Vollgewindeschrauben (VG-Schrauben) realisiert. Abbildung 2.25 skizziert die untersuchten Querschnittsaufbauten und den Versuchsaufbau.



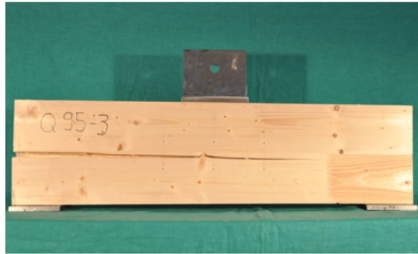
(a) Querschnittsaufbau



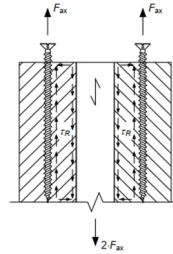
(b) Prüfaufbau Queranschlüsse

Abbildung 2.25 Untersuchte BSP-Querschnitte und Prüfaufbau für Queranschlüsse mit Vollgewindeschrauben, Durchmesser 6 mm (Flaig 2013)

Fünf der insgesamt zehn Versuche versagten durch ein Herausziehen der beanspruchten Schraubenverbindungen, bevor die Tragfähigkeit der Brettsperrholzträger erreicht werden konnte. Die restlichen fünf Träger versagten durch Erreichen der Schubfestigkeit in den Kreuzungsflächen, drei davon in Trägermitte, zwei an einem der beiden Auflager (Abbildung 2.26).



(a) Schubversagen in den Kreuzungsflächen



(b) Kraftübertragung durch Rollschub

Abbildung 2.26 Versagensarten von Queranschlüssen in BSP (Flaig 2013)

Die Lasteinleitung erfolgte durch VG-Schrauben, die rechtwinklig zur Faserorientierung der Längslagen eingeschraubt wurden. Dadurch werden die Zugkräfte über Rollschubspannungen in die Querlagen eingeleitet. Dies verursacht hohe lokale Rollschubspannungen in den Längslagen, die zu einem Ausziehversagen der VG-Schrauben führen.

Die von Flaig (2013) neu entwickelten Ansätze für die Biege- und Schubspannungsnachweise und die Berechnung der Verformungen von Biegeträgern aus Brettsperrholz ermöglichen eine differenzierte, aber dennoch einfache und damit wirtschaftliche Bemessung.

2.1.9 Aicher, Tapia (2018)

Die neueste Entwicklung flächig verstärkter Holzträger stellen die Unterzüge aus Fichten-Brettschichtholz und Buchen-Furnierschichtholz (FSH) der Bürogebäude des International House in Sydney (Fertigstellung 2017) und des Projekts King 25 (Fertigstellung 2018) in Brisbane dar (Abbildung 2.27).



(a) International House – Sydney
(© Ben Guthrie / The Guthrie Project,
www.hess-timber.com)



(b) Projekt: King 25 – Brisbane
(Bilder: www.wiehag.com)

Abbildung 2.27 Ausgeführte Projekte mit dem BSH-FSH-Verbundträger

Beide Objekte errichtete der Generalunternehmer Lendlease. Die Verbundträger des International House in Sydney produzierte *Hess Timber*, die Träger im Projekt King 25 *Wiehag*. Die städtebaulich maximal mögliche Gebäudehöhe und die von den Bauherren gewünschte Etagenzahl ließen sich mit herkömmlichen Holzbauprodukten nicht realisieren. Die geometrischen Randbedingungen schlossen eine Verwendung stiftförmiger Verbindungsmittel aus. Daher wurde ein Verbundträger aus Brettschicht- und Furnierschichtholz eingesetzt. Anordnung und Größe der Durchbrüche erforderten experimentelle Untersuchungen zur Bestimmung der Tragfähigkeit. Im Rahmen der Projektabwicklung wurden die Materialprüfanstalt Stuttgart sowie die Universität Dresden von *Hess Timber* beauftragt, die Bauteilprüfungen durchzuführen. Die von Aicher und Tapia (2018) untersuchten Träger hatten eine Querschnittsbreite von 480 mm und eine Höhe von 800 mm. Die seitlichen BSH-Komponenten hatten eine Breite von 100 mm, die mittlere BSH-Komponente eine Breite von 200 mm. Die Furnierschichtholzplatten waren aus 3 mm dicken Furnieren mit 14 Schichten aufgebaut. Dabei waren zehn Furnierlagen parallel zur Faserrichtung und vier Schichten quer zur Faserrichtung von BSH orientiert. Damit ergab sich ein Querlagenanteil von 29 % (Abbildung 2.28). Bezogen auf den Gesamtquerschnitt betrug der FSH-Anteil 16,6 % der Gesamtbreite.

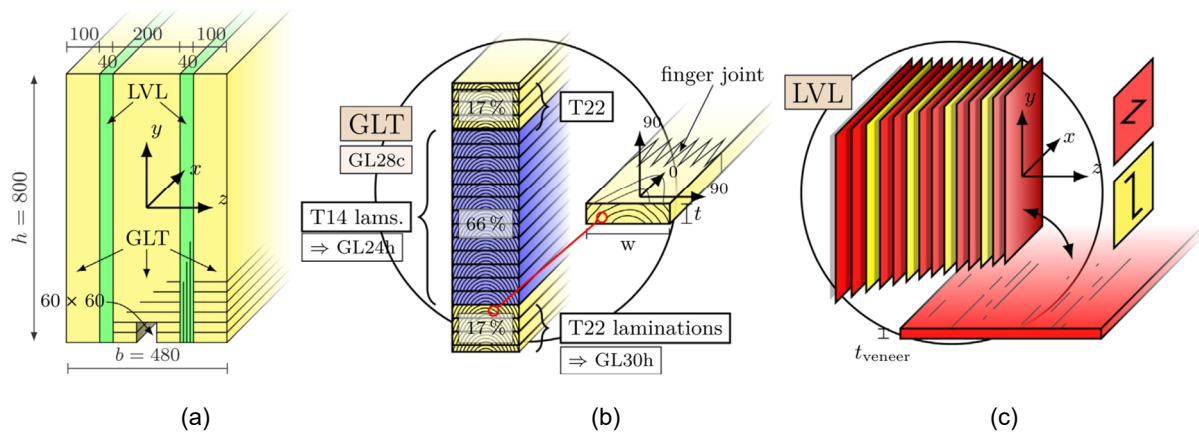


Abbildung 2.28 Aufbau des untersuchten BSH-FSH-Verbundträgers, (a) Querschnittsabmessungen, (b) BSH-Aufbau mit zwei Festigkeitsklassen, (c) Lagenaufbau der FSH-Platten (Maße in mm) (Aicher und Tapia 2018)

Untersucht wurden zwei Prüfserien (A und B) mit jeweils drei Prüfkörpern. Die Prüfserien unterschieden sich in der Lasteinleitung. Prüfserie A (Prüfung am MPA der Universität Stuttgart) simulierte eine gleichmäßige Flächenlast. Im Rahmen der Prüfserie B (Prüfung an der TU Dresden) wurde eine Einzellast mithilfe von Lastverteilungsträgern auf vier Lasteinleitungspunkte aufgeteilt.

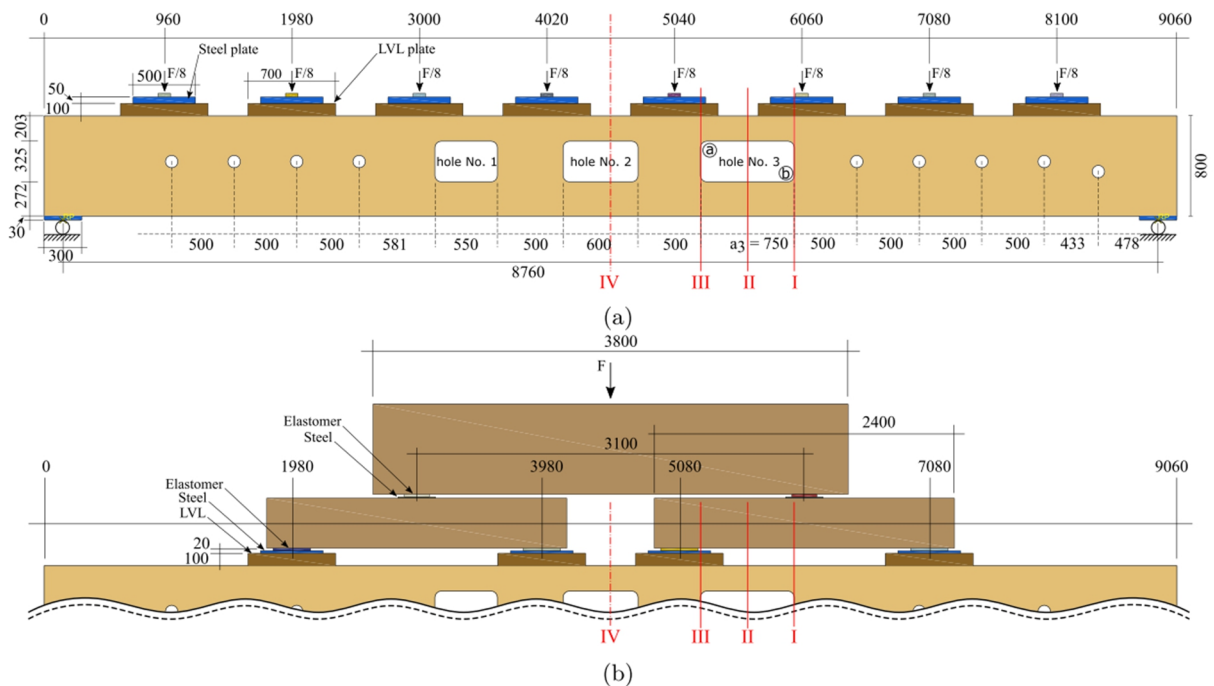
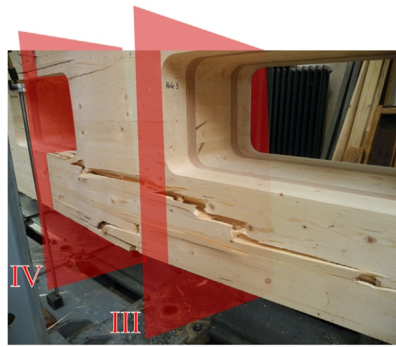
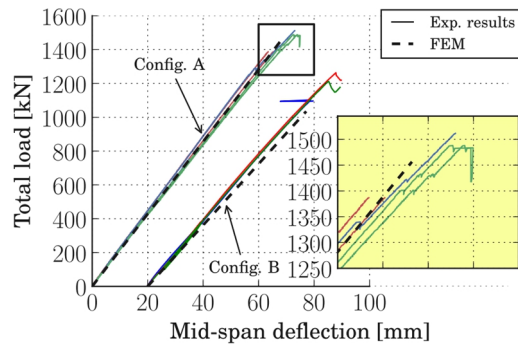


Abbildung 2.29 Abmessungen und Versuchsaufbau der untersuchten BSH-FSH-Verbundträger. (a) Belastungskonfiguration A, (b) Belastungskonfiguration B

Das Versagen der Probekörper erfolgte in allen Fällen kontrolliert und nicht spröde, was für BSH-Träger sehr ungewöhnlich ist. Das Versagen begann langsam in der Zone des maximalen Biegemoments und mit hörbaren Mikrorissen innerhalb des Brettchichtholzes am äußeren Biegezugrand. Die Risse breiteten sich bei Laststeigerung zu größeren Rissen aus, gefolgt von einem globalen Biegezugversagen (Abbildung 2.30) (a).



(a) Biegezugversagen



(b) Last-Verformungskurven aller Prüfkörper

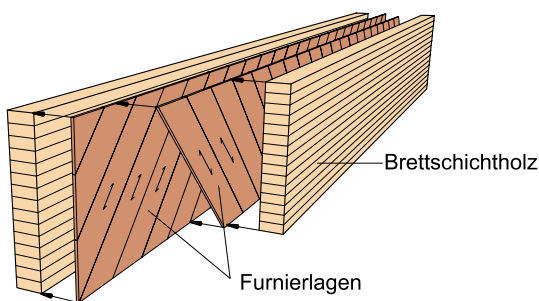
Abbildung 2.30 Versagensart und Last-Verformungskurven

Ebenso zeigten die Träger ein Lastumlagerungspotenzial durch die zwei FSH-Ebenen. Dies ist an den horizontalen Sprüngen in der Last-Verformungskurve zu erkennen (Abbildung 2.30) (b). Die Untersuchungen belegen das hohe Leistungspotenzial der neuartigen, intern mit FSH verstärkten Brettschichtholzstruktur in Bezug auf Festigkeit und redundantes, nicht sprödes Traglastverhalten. Der Verbundträger eignet sich besonders gut für mehrere Durchbrüche in einem Träger, eine Anwendung, die bisher auf Stahl- und Stahlbetonbalken beschränkt war.

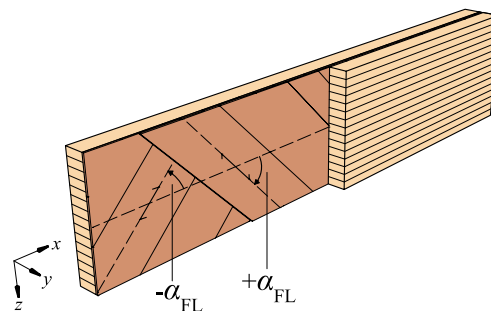
2.2 Konzept – holzbewehrtes Holz

2.2.1 Definitionen

Holzbewehrtes Holz (HBH) besteht aus den Komponenten Brettschichtholz, Furniere und Klebstoff und ist eine Weiterentwicklung von Brettschichtholz. Dafür wird Brettschichtholz aus Fichte mit gezielt angeordneten vertikalen Furnierebenen (FE) zu holzbewehrtem Holz kombiniert (verklebt) (Abbildung 2.31). Durch Anordnung von Furnierlagen (FL) zwischen oder auf den Brettschichtholzbauteilen in Winkeln von -90° bis 90° zur Faserlängsrichtung des Brettschichtholzes werden die stark anisotropen Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften von Brettschichtholz homogenisiert. Es entsteht ein inhärent verstärktes, stabförmiges Holzprodukt für tragende Zwecke.



(a) Prinzipieller Aufbau von holzbewehrtem Holz



(b) Definition Neigungswinkel (α_{FL}) einer Furnierlage von -90° bis $+90^\circ$ zur x -Achse

Abbildung 2.31 Aufbau von holzbewehrtem Holz am Beispiel einer innenliegenden Furnierebene mit zwei gegenläufigen Furnierlagen

Das grundsätzliche Vorgehen der Anordnung der Furnierlagen orientiert sich am Aufbau von Faserverbundwerkstoffen wie Carbon (CFK), glasfaserverstärkten Kunststoffen (GFK) oder aramidfaserverstärkten Kunststoffen (AFK) aus dem Flugzeug- und Automobilbau. Eine Furnierlage besteht aus einem oder mehreren faserparallel verklebten Einzelfurnieren (Abbildung 2.31) (a). Der Neigungswinkel (α_{FL}) einer Furnierlage ist als der Winkel zwischen der Faserlängsrichtung des Brettschichtholzes und der Faserlängsrichtung einer Furnierlage definiert (Abbildung 2.31) (b). Möglich sind Neigungswinkel (α_{FL}) von -90° bis 90° . Eine Furnierebene (Superlamelle) besteht aus einer oder mehreren Furnierlagen, holzbewehrtes Holz aus einer oder mehreren Furnierebenen (Superlamellen) mit innen- oder außenliegender Anordnung (Abbildung 2.32).

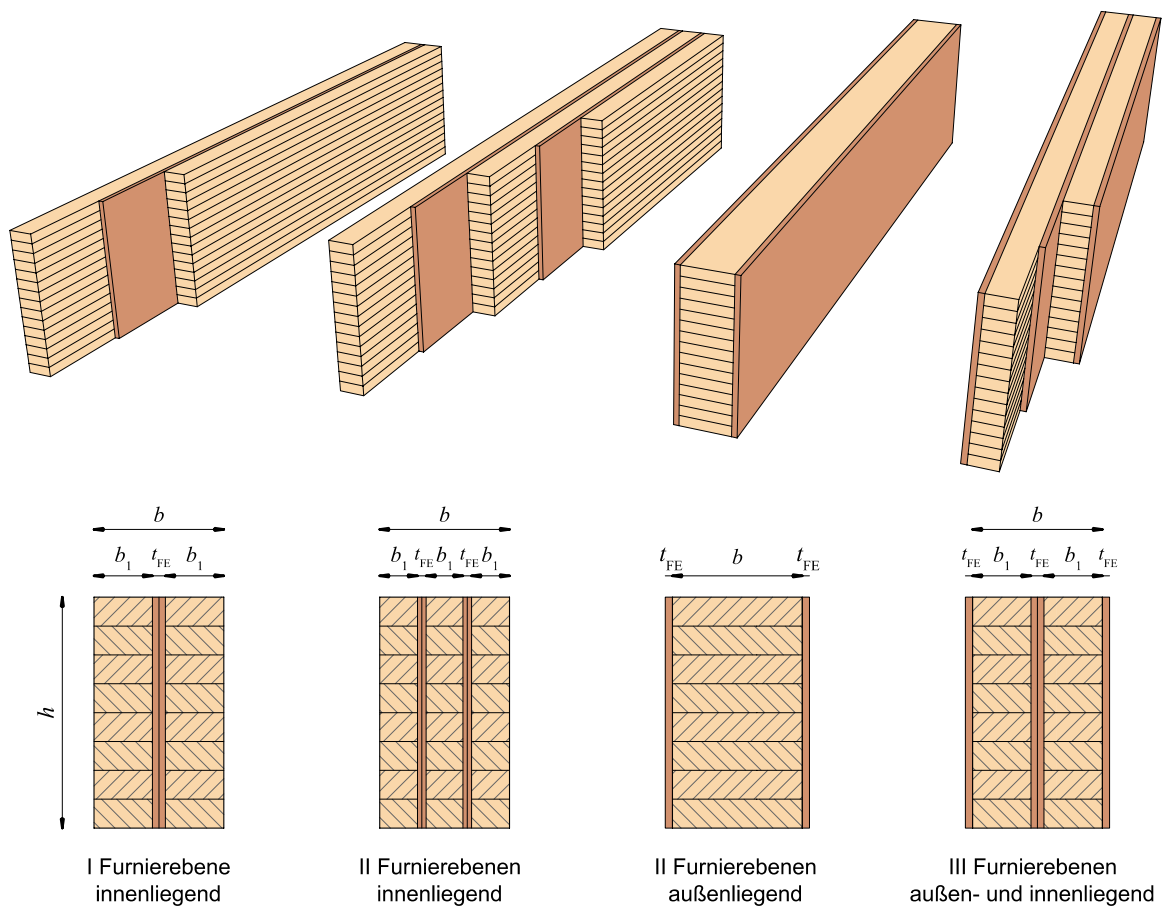


Abbildung 2.32 Anordnungsmöglichkeit von Furnierebenen (FE) für holzbewehrtes Holz

Der Bewehrungsgrad (δ) gibt das Verhältnis der Breite der Furnierebene zur Querschnittsbreite (b) an und wird wie folgt definiert:

$$\delta = \frac{\sum t_{FE}}{b} \quad [-] \quad (2-2)$$

t_{FE}	[mm]	Breite der Furnierebene
b	[mm]	Querschnittsbreite (brutto)

In Abbildung 2.32 sind die geometrischen Zusammenhänge dargestellt.

2.2.2 Produktarchitektur

Für die Produktion von holzbewehrtem Holz eignen sich einerseits schmale Brettschichtholzträger, die durch Blockverklebung mit den Furnierebenen zu einem Querschnitt gefügt werden (Abbildung 2.33) (a). Der Vorteil ist, dass die schmalen Brettschichtholzträger definierte Festigkeitseigenschaften haben und Nadelholzbäume mit geringem Durchmesser verwendet werden können.

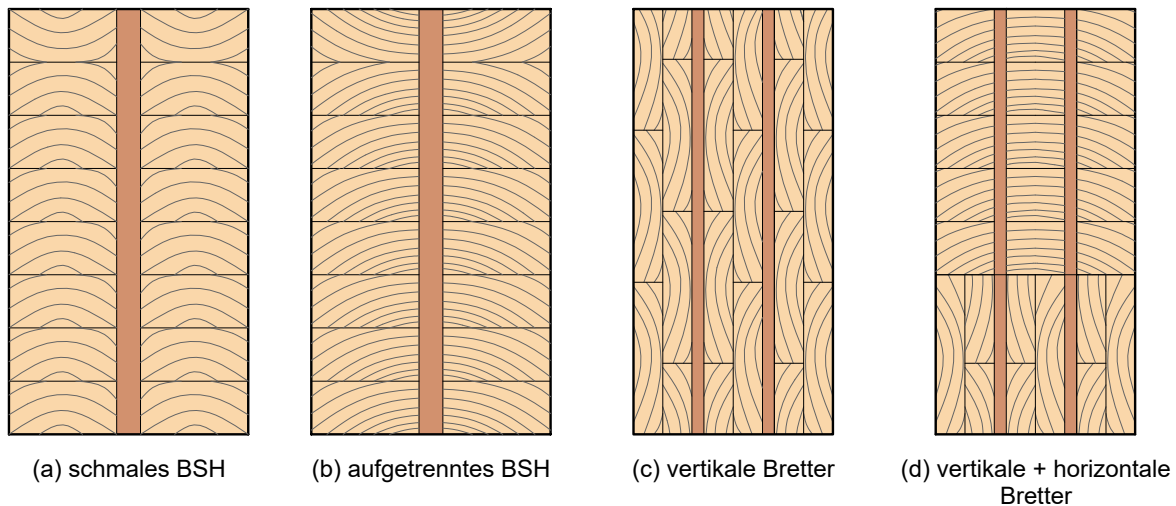


Abbildung 2.33 Mögliche Varianten der Nadelholz-Komponenten von HBH und die daraus resultierenden Querschnittsaufbauten

Andererseits lassen sich breite Brettschichtholzquerschnitte einfach oder mehrfach vertikal auftrennen (Abbildung 2.33) (b). Die DIN EN 14080:2013-09 gibt hierzu Regelungen vor. Die Festigkeiten der einzelnen Lamellen beeinflussen die Festigkeitseigenschaften des Gesamtquerschnitts maßgeblich. Fehlstellen wie Äste oder Wuchsfehler und deren Sortierkriterien sind von den Lamellenabmessungen abhängig. Durch das Auftrennen eines Brettschichtholzquerschnitts wird ihr Einfluss größer, kann jedoch durch die anschließende Blockverklebung mit der Furnierebene wieder kompensiert werden. Nachteilig ist, dass für die Produktion von breiten BSH-Querschnitten Rundhölzer mit größerem Durchmesser nötig sind.

Eine weitere Möglichkeit, HBH-Querschnitte zu generieren ist die Verwendung von vertikal angeordneten und verklebten Brettern (Abbildung 2.33) (c). Die Bretter müssen allseitig miteinander verklebt werden. Durch die vertikale Anordnung steigt die Biegezugfestigkeit, da sich Fehlstellen homogenisieren (Flaig 2013). Ein Nachteil der vertikalen Brettanordnung ist die Gefahr der Schwindrissbildung durch Holzfeuchteschwankungen.

Abbildung 2.33 (d) zeigt eine Kombination aus einer liegenden und einer stehenden Lamellenanordnung. Dadurch lässt sich die Festigkeitssteigerung der vertikal verklebten Lamellen nutzen und das Schwindproblem mindern. Allgemein bietet holzbewehrtes Holz die Möglichkeit, Nadelschwachhölzer für die Produktion von leistungsfähigen tragenden Bauteilen zu verwenden.

Auf Bauteilebene, d. h. über die Trägerlänge, sind prinzipiell drei Anordnungsmöglichkeiten denkbar. Eine symmetrische Anordnung entlang der Trägerlänge (Abbildung 2.34) (a) hat den Vorteil, dass die Furnierebenen auf Zug eingebaut werden können. Dadurch entstehen in den

BSH-Komponenten Querdruckkräfte, die sich positiv auf die Schubtragfähigkeit von BSH auswirken (Spengler 1982) (Blaß und Krüger 2010) (Dietsch 2012). Der Nachteil ist, dass die Trägerlänge vor Produktionsstart bekannt sein muss. Für die Produktion von Standardbauteilen (Stangenware) bietet sich eine gegenläufige Anordnung der Furnierlagen an (Abbildung 2.34) (b). Die Furnierlagen werden dabei in einem oder mehreren Winkeln gegenläufig angeordnet. Dies hat den Vorteil, dass die Produktion unabhängig von der späteren Spannweite erfolgen kann.

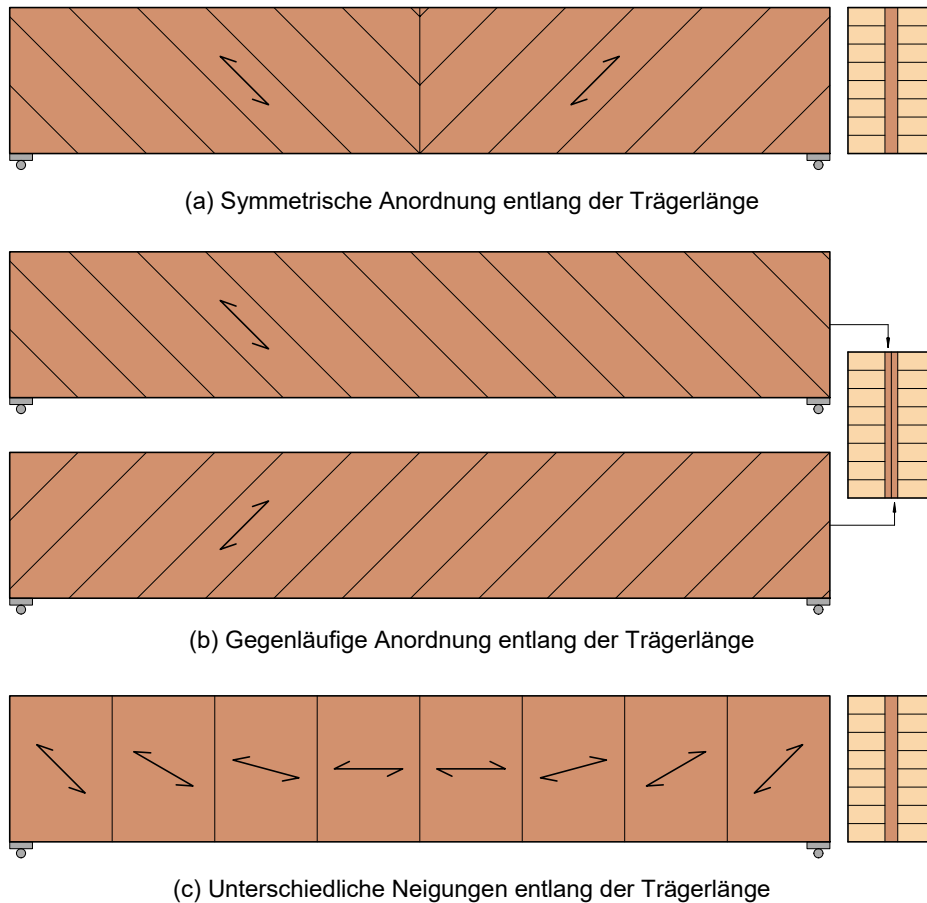


Abbildung 2.34 Anordnung der Furnierlagen über die Bauteillänge

Eine weitere Möglichkeit, die Furnierlagen anzuordnen, ist die Positionierung der Furniere entsprechend dem Verlauf der Hauptspannungstrajektorien (Abbildung 2.34) (c). Durch diese Anordnung werden Zugfestigkeit- und Steifigkeit der Furnierlagen optimal ausgenutzt. Die großen Herausforderungen dabei sind die Fügungen der unterschiedlich geneigten Furnierlagen und die Produktion an sich.

2.3 Bestandteile von holzbewehrtem Holz

2.3.1 Brettschichtholz

Brettschichtholz hat sich in den vergangenen 100 Jahren als leistungsfähiges Holzprodukt für tragende Zwecke im konstruktiven Holzbau etabliert. Die Anforderungen für die Produktion von Brettschichtholz und die mechanischen Eigenschaften sind in der harmonisierten europäischen Produktnorm DIN EN 14080:2013-09 geregelt. Brettschichtholz ist demnach ein Bauteil aus Bauholz mit mindestens zwei parallel verklebten Lamellen einer Lamellendicke (t_l) zwischen 6 und 45 mm. Als Lamellen werden dabei Bretter bezeichnet, die in ihrer Länge durch Keilzinkenverbindungen gefügt sind. Dadurch ist es einerseits möglich, die natürliche Grenze der Brettlänge zu überwinden, andererseits können etwaige Fehlstellen und Unstetigkeitsstellen aus den Brettern entfernt werden. Abbildung 2.35 zeigt den prinzipiellen Produktionsprozess von Brettschichtholz.

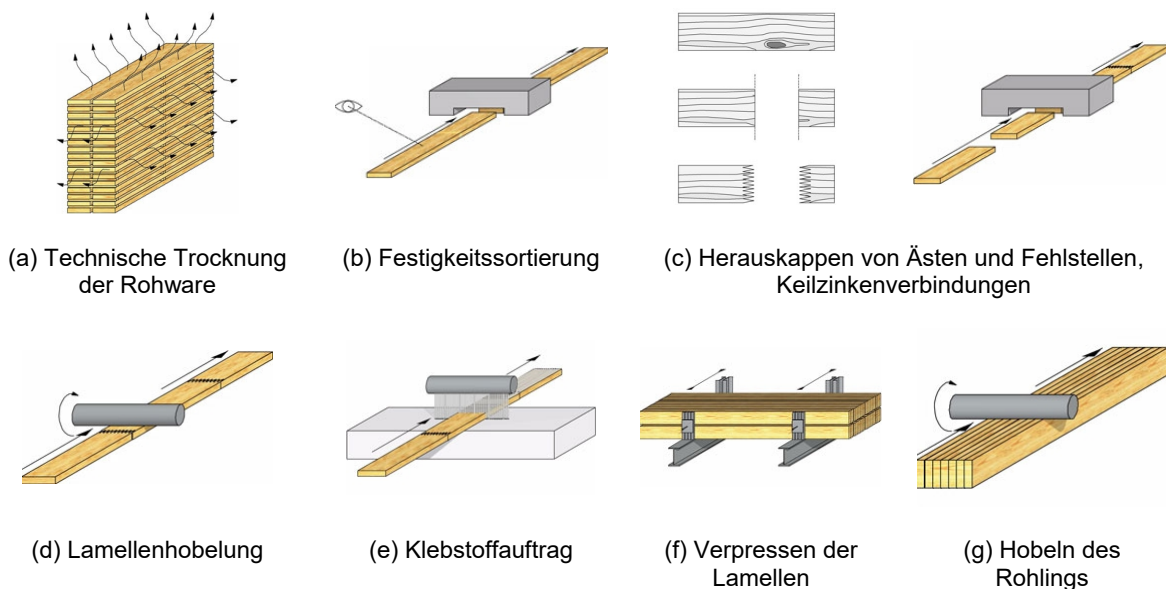


Abbildung 2.35 Produktionsprozess von Brettschichtholz (Bildquelle: www.brettschichtholz.de)

Brettschichtholz zeichnet sich durch eine hohe Formstabilität, nahezu beliebige Querschnittsabmessungen und eine hohe statische Leistungsfähigkeit aus.

Bei Brettschichtholz handelt es sich, wie auch bei Vollholz, um einen anisotropen und inhomogenen Baustoff (Niemz und Sonderegger 2017). Bei einer Zugbeanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung zeigt Holz die geringste Festigkeit. Dies verdeutlicht ein Vergleich der charakteristischen Zugfestigkeiten: In Abhängigkeit der Festigkeitsklasse von Brettschichtholz ist die Zugfestigkeit in Faserrichtung ($f_{t,0,k}$) ca. 30 bis 50-mal höher als die Zugfestigkeit rechtwinklig zur Faserrichtung ($f_{t,90,k}$). Das Versagen von Holz bei Zugbeanspruchung ist als spröde zu bewerten (Niemz und Sonderegger 2017). Im Gegensatz dazu zeigt Holz bei einer Druckbeanspruchung ein duktileres Versagensverhalten (Abbildung 2.36).

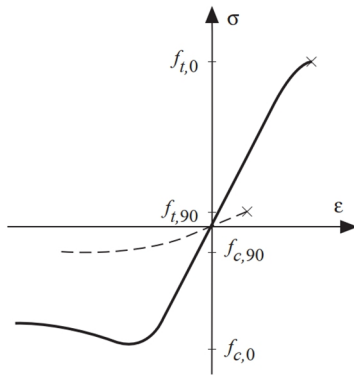


Abbildung 2.36 Spannungs-Dehnungslinien von fehlerfreiem Holz unter Zug (t) und Druckbeanspruchung (c) parallel zur Faser (durchgezogene Linie) und rechtwinklig zur Faser (gestrichelte Linie) bei konstanter Dehnungszunahme (Blaß und Sandhaas 2016) nach STEP1995 Beitrag B2

Die Querkzugfestigkeit von Brettschichtholz hängt vom beanspruchten Volumen und von der Spannungsverteilung in diesem Volumen ab (Ehlbeck und Kürth 1994) (Blaß und Schmid 2001). Dieser Größeneffekt tritt bei vielen Werkstoffen in unterschiedlicher Ausprägung auf und beschreibt den Effekt, dass Probekörper mit größerem Volumen im Vergleich zu solchen mit kleinerem Volumen geringere Festigkeitskenngrößen zeigen. Mit zunehmendem beanspruchten Volumen steigt die Wahrscheinlichkeit von Fehlstellen wie Ästen, Harzgallen etc. Dadurch sinkt die Querkzugfestigkeit (Prinzip schwächstes Glied in einer Kette).

Des Weiteren reduzieren höhere Holzfeuchte und längere Lasteinwirkungsdauer die Querkzugfestigkeit von Holz stärker als andere Festigkeitseigenschaften (Aicher und Dill-Langer 1997). Als hygroskopisches Material passt Holz seinen Feuchtegehalt an die klimatischen Bedingungen der Umgebung (Temperatur und relative Luftfeuchtigkeit) an. Es reagiert mit Volumenvergrößerung (Quellen) bei einer Zunahme und mit Volumenverringern (Schwinden) bei einer Abnahme der Holzfeuchte. Behindern konstruktive Randbedingungen oder Verstärkungen die Quell- und Schwindverformungen können kritische Querkzugspannungen und daraus resultierende Risse entstehen. Aufgrund der geringen Beanspruchbarkeit von Holz quer zur Faser ist bei Entwurf und Konstruktion von Strukturen aus Holz eine planmäßige Beanspruchung von Holz quer zur Faser möglichst zu vermeiden.

Die charakteristischen Werte der Schubfestigkeit von Brettschichtholz ($f_{v,k}$) beschreibt die DIN EN 14080:2013-09. Dabei ist die Schubfestigkeit von Brettschichtholz für alle Festigkeitsklassen zu $3,5 \text{ N/mm}^2$ angegeben. Durch Holzfeuchteänderungen entstehen Schwindrisse. Diese reduzieren die zur Schubübertragung zur Verfügung stehende Querschnittsbreite. Bei der Bemessung nach DIN EN 1995-1-1:2010-12 wird dieser negative Einfluss durch den Faktor k_{cr} berücksichtigt. Die Schubfestigkeit von BSH unterscheidet sich von der Schubfestigkeit, die bei Trägern in Bauteilgröße durch Versuche ermittelt werden kann, da die Schubfestigkeit u. a. vom beanspruchten Volumen abhängt (Blaß und Krüger 2010) (Gehri 2010) (Brandner et al. 2012). Schubversagen ist, wie auch das Querkzugversagen, ein spröder Versagensmechanismus, der ohne Vorankündigung eintritt. Zu unterscheiden sind Schubbeanspruchung und Scherbeanspruchung. Eine Schubbeanspruchung wirkt zweiachsig, eine Scherbeanspruchung einachsig (Abbildung 2.37).

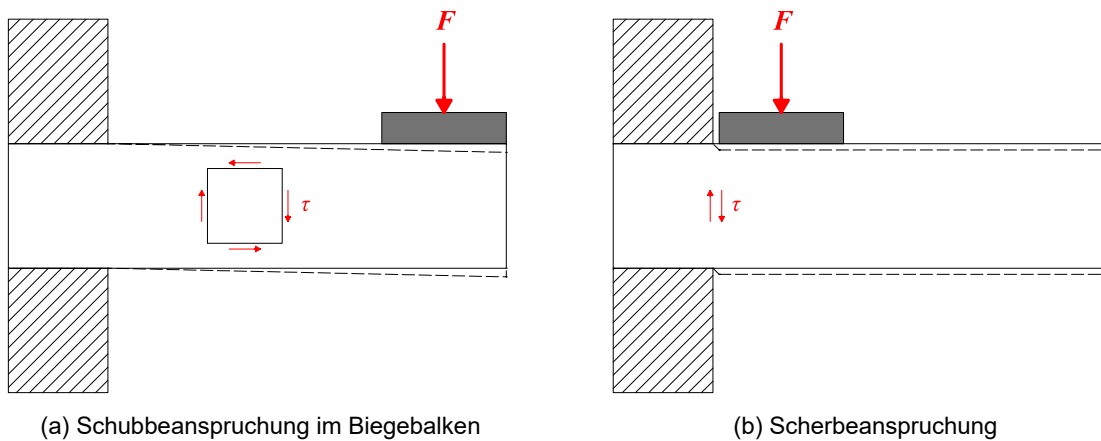


Abbildung 2.37 Unterschied zwischen Schub- und Scherbeanspruchungen, eigene Darstellung nach (Albers 1970)

Die Schubfestigkeit ist ebenfalls von der Interaktion mit Querbeanspruchungen abhängig. Spengler (1982) untersuchte das Verhalten der Schubfestigkeit von Fichtenholzlamellen unter kombinierter Schub- und Querbeanspruchung. Die Lasteinleitung in die Brettlamellen erfolgte über flächig verklebte Laschen, mittels Ausrundungen. Auf Höhe der Wirkungslinie im Bereich der Enden sollte das Auftreten von Spannungsspitzen vermieden werden (Abbildung 2.38).

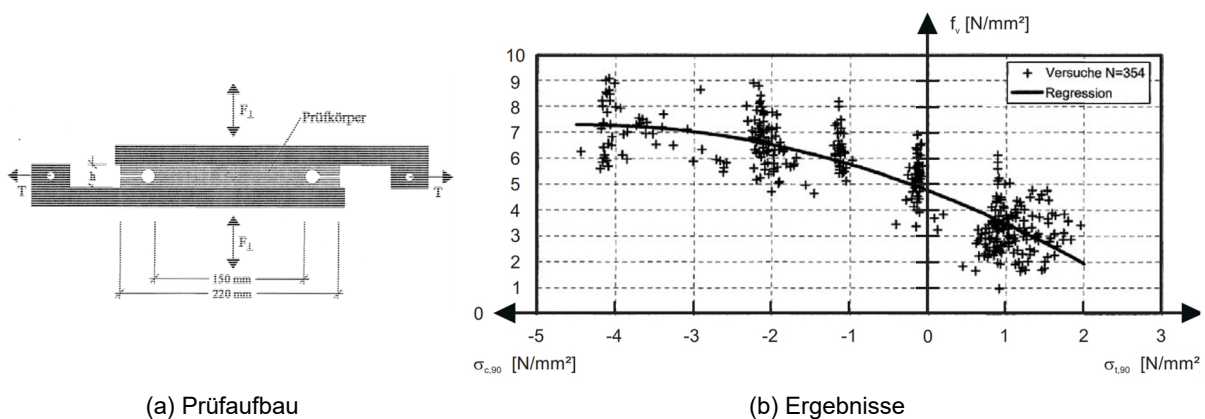


Abbildung 2.38 Prüfaufbau und Ergebnisse der Schubfestigkeit in Abhängigkeit von Querspannungen (Spengler 1982)

Durch eine multiple Regressionsanalyse ($R = 0,871$) ermittelten Blaß und Krüger (2010) die folgende Gleichung zur Beschreibung des Interaktionsverhaltens bei kombinierter Beanspruchung aus Schub und Querspannung:

$$\tau = 4,75 \text{ N/mm}^2 - 1,15 \cdot \sigma_{\perp} - 0,13 \cdot \sigma_{\perp}^2 \quad [\text{N/mm}^2] \quad (2-3)$$

Die Auswertung der Ergebnisse zeigt deutlich, dass Querdruckspannungen die Schubfestigkeit erhöhen und Querspannungen dieselbe verringern. Dies wurde auch von (Hemmer 1984) und (Steiger und Gehri 2011) festgestellt.

Holz und Brettschichtholz sind hygroskopische Materialien. Der Wasseranteil des Holzes wird dabei in freies Wasser und gebundenes Wasser unterteilt. Unterhalb des Fasersättigungsbereichs spricht man von gebundenem Wasser in den Zellwänden. Freies Wasser bezeichnet das Wasser in den Zelllumina, das über dem Fasersättigungsbereich hinzukommt. Der Fasersättigungsbereich ist abhängig von der Holzart und liegt im Bereich von Holzfeuchten zwischen 24 % und 35 % (Niemz und Sonderegger 2017). In Abhängigkeit von den klimatischen Umgebungsbedingungen (Temperatur und relative Luftfeuchte) passt sich die Materialfeuchte (Holzfeuchte) an, man spricht dabei von Ausgleichsfeuchte (Gleichgewichtsfeuchte). Popper und Niemz (2009) zeigen, dass sich die Gleichgewichtsfeuchte zwischen den Holzarten stark unterscheiden kann. Der Zusammenhang zwischen Temperatur, relativer Luftfeuchte und Holzfeuchte wird in Sorptionsthermen abgebildet. Die Verformungsänderung von Holz aufgrund von Holzfeuchteänderungen ist stark abhängig von der Holzfaserrichtung. In longitudinaler Richtung schwindet und quillt Holz am geringsten. Deutlich stärker schwindet und quillt es in radialer Richtung und am stärksten in tangentialer Richtung. Das Verhältnis zwischen den Quell- und Schwindmaßen liegt in etwa bei 1 (longitudinal) zu 15 (radial) zu 35 (tangential) (Niemz und Sonderegger 2017).

Niemz und Gereke (2009) untersuchten die Auswirkungen von Kurzzeit- und Langzeitschwankungen der Luftfeuchtigkeit auf die Holzfeuchte und die Eigenschaften des Holzes. Dabei wurden großformatige quaderförmige Proben aus BSH ($l/b/h = 250/150/450$ mm) einem langzeitigen Klimawechsel unterzogen. Die Hirnholzflächen wurden mit Lack isoliert, um eine erhöhte Feuchteaufnahme zu verhindern. Abbildung 2.39 zeigt die Ergebnisse.

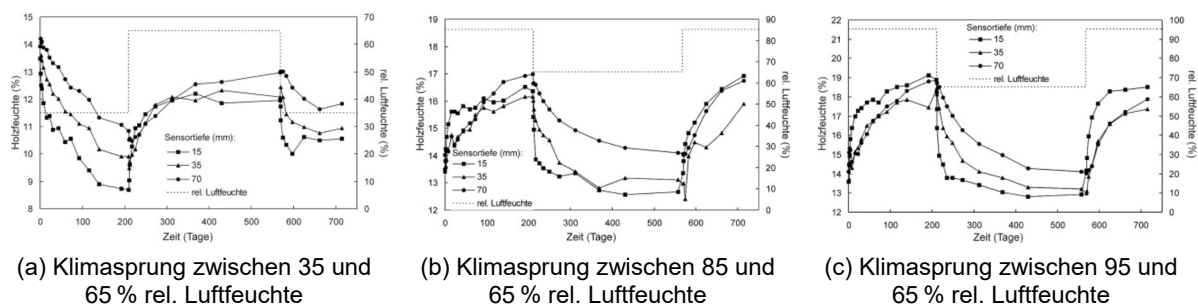


Abbildung 2.39 Verlauf der Holzfeuchte, gemessen in verschiedenen Tiefen, $b = 150$ mm (Niemz und Gereke 2009)

Die Ergebnisse zeigen, dass der Ausgleichsprozess über Monate andauert und sich dadurch ein starkes Feuchteprofil einstellt. Im Inneren des Querschnitts werden die Gleichgewichtsfeuchten erst nach Monaten erreicht. In den tieferliegenden Bereichen wird die Gleichgewichtsfeuchte nicht erreicht. In der Praxis schwanken die Luftfeuchte und die Lufttemperatur aufgrund der Nutzung i. d. R. ständig. Dies lässt den Schluss zu, dass sich effektiv über die gesamte Querschnittsbreite nie ein Gleichgewicht einstellt. Das Feuchtegefälle führt zu inneren Zug- bzw. Druckspannungen im Holz und daraus resultierender Schwindrissbildung.

Möhler und Steck (1977) untersuchten die Rissbildung von Brettschichtholzträgern durch Trocknung. Dazu setzten sie quaderförmige BSH-Prüfkörper ($l/b/h = 600/150/450$ mm) aus Fichtenholz unterschiedlichen klimatischen Bedingungen aus. Zu Beginn lagerten sie alle Prüfkörper bei 20 °C und 65 % relative Luftfeuchtigkeit. Anschließend wurde ein Teil der Prüfkörper

42 Tage in einem feuchten Klima (20 °C und 95 % relative Luftfeuchtigkeit) gelagert und danach wieder dem ursprünglichen Klima ausgesetzt. Ein anderer Teil war 68 Tage lang einem trockenen Klima (32 °C und 19 % relative Luftfeuchtigkeit) ausgesetzt und kam dann wieder in das vorherige Klima zurück. Den dritten Teil der Prüfkörper setzten sie zuerst 55 Tage lang dem feuchten Klima aus, dann 15 Tage einem trockenen Klima (20 bis 25 °C und 44 % relative Luftfeuchtigkeit) und schließlich 32 Tage einem sehr trockenen Klima (32 °C und 27 % relative Luftfeuchtigkeit). Anschließend stellten sie die Körper in das ursprüngliche Klima (20 °C und 65 % relative Luftfeuchtigkeit) zurück. Die Autoren kommen zu folgendem Schluss: In dem 1 cm dicken Randbereich ist bei einer Holzfeuchteänderung $\Delta u = -5 \%$, bei schneller Trocknung bereits $\Delta u = -2 \%$, mit Rissen im BSH zu rechnen. Die Änderung der Holzfeuchte über die Querschnittbreite in Abhängigkeit des Umgebungsklimas ist ein langsam ablaufender Prozess, weshalb Relaxationsvorgänge die inneren Spannungen reduzieren können (Dietsch 2012).

2.3.2 Furniere

Ein Furnier ist nach DIN 68330:2016-06 ein Blatt aus Holz, das durch Schälen, Messern oder Sägen vom Baumstamm, von einem Teil des Baumstamms oder von dessen Wurzel gewonnen wird. Entsprechend ihrer Herstellung lassen sich Furniere in drei Gruppen unterteilen: Sägefurniere, Messerfurniere und Schäl-furniere (Abbildung 2.40). Die geschichtliche Entwicklung der Produktion und Verarbeitung von Furnieren erläutert Staudacher (2015).

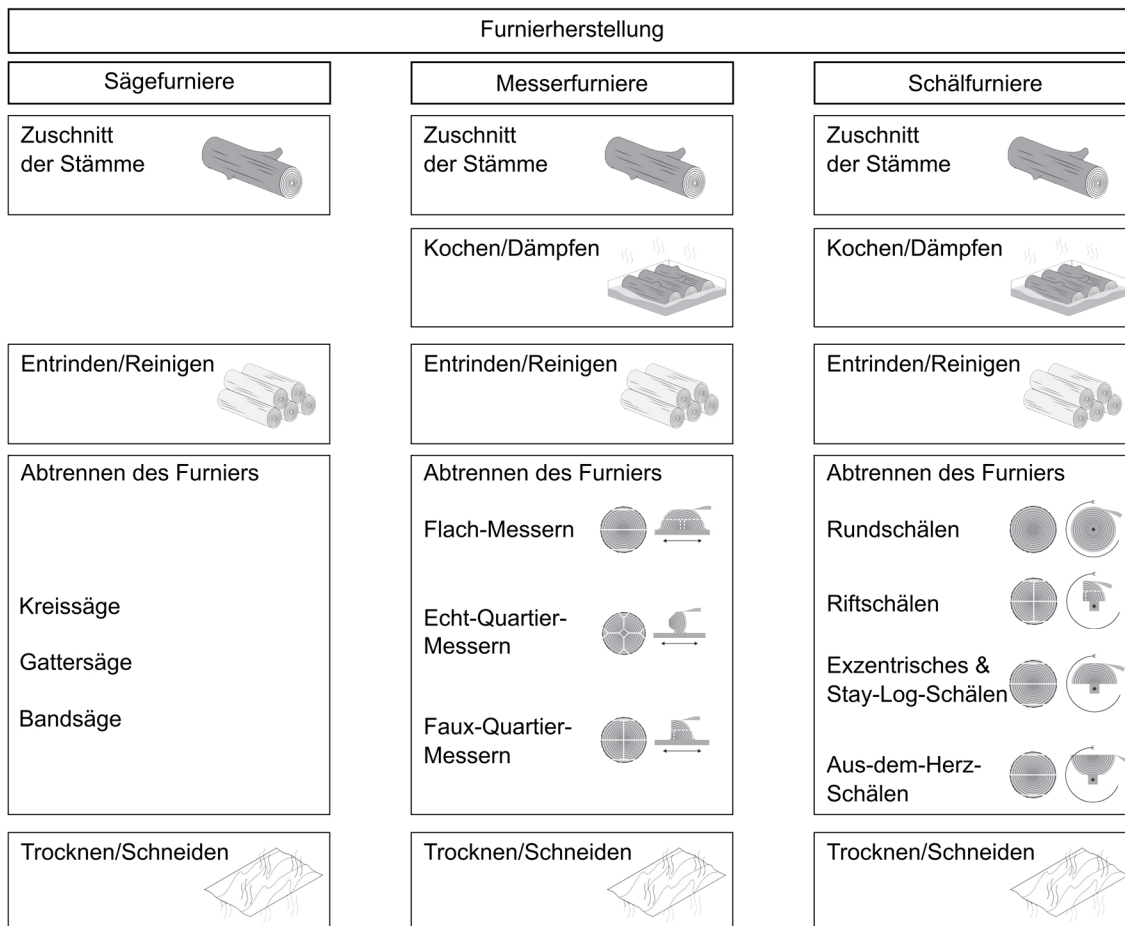


Abbildung 2.40 Verfahren zur Furnierherstellung, eigene Darstellung nach (Wallner 2018), (Pollmeier 2020) und (Fritz Kohl GmbH & Co. KG 2017)

Zunächst werden die geschlagenen Baumstämme auf eine bearbeitbare Länge zugeschnitten. Fehlstellen lassen sich hierbei bereits aussortieren. Nun folgen das Entrinden und Reinigen der Stämme. Da Bäume ein hohes Alter erreichen können, sind eingebundene Fremdmaterialien wie Munitionseinschlüsse aus Kriegen möglich. Da metallische Einbindungen wie Gratsplitter die Lebenserwartung der Maschinen deutlich verkürzen, sind sie vor der Verarbeitung zu entfernen (Kollmann et al. 1975). Einige Furnierwerke führen diesen Schritt nach dem Kochen bzw. Dämpfen durch. Werden die Stämme zwischengelagert, müssen sie mit Wasser berieselt werden. Dies verhindert ein Austrocknen, das zu Rissen führen kann. Anschließend werden die Stämme durch eine Wärmebehandlung für die Verarbeitung vorbereitet. Dabei werden sie in einem Heißwasserbad gekocht bzw. gedämpft. Dadurch kommt es zu einer Plastifizierung des Holzes und innere Spannungen werden abgebaut. Dieser Schritt ist für die Verarbeitung als Messer- und Schäl furnier notwendig, um eine saubere Schnittführung zu gewährleisten. Sägefurniere müssen nicht wärmebehandelt werden (Kollmann et al. 1975). Der Koch- bzw. Dämpfprozess dauert je nach Holzart und Temperatur einen Tag bis zwei Wochen und verändert die Farbe des Holzes (Initiative Furnier + Natur e.V. 2017). Nach der Wärmebehandlung sind die Stämme bereit für das Abtrennen des Furniers. Dies erfolgt auf unterschiedliche Weise. Sägefurniere werden mittels Kreis-, Gatter- oder Bandsäge aufgetrennt. Das Furnierbild entspricht dem der Messerfurniere. Bei der Gewinnung von Furnieren durch Messern und Schälen ist es wichtig, dass die Messer und der Druckbalken mit einer Genauigkeit von 0,1 mm eingestellt sind (Fritz Kohl GmbH & Co. KG 2017). Dies beeinflusst die Furnierqualität maßgeblich. Der Druckbalken dient einerseits der Erzeugung einer gleichmäßigen Furnierstärke, andererseits zur Minimierung von herstellungsbedingten Mikrorissen. Je nach Auftrennung des Stammes und Schnittwinkel unterteilt sich das Messerverfahren in Flach-Messern, Echt-Quartier-Messern und Faux-Quartier-Messern. Flach-Messern bezeichnet das Messern eines halbierten Stammes von der Außenseite. Das Ergebnis ist eine Maserung, die außen streifig und innen gefladert ist und mit zunehmendem Arbeitsfortschritt streifiger wird. Echt- und Faux-Quartier-Messern erfolgt am geviertelten Stamm. Bei Echt-Quartier-Messern wird senkrecht zu den Jahrringen geschnitten, was eine ausschließlich streifige Textur ergibt; beim Faux-Quartier-Messern werden die Jahrringe flach angeschnitten. Dies hat eine halbblumige Maserung zur Folge (Initiative Furnier + Natur e.V. 2017). Auch für Schäl furniere gibt es unterschiedliche Herstellungsverfahren. Die gängigste Methode ist das Rundschälen. Dabei wird der ganze Stamm an der Mittelachse eingespannt und von außen nach innen spiralförmig geschält. Die Textur des Furniers wird sehr unregelmäßig gefladert (Initiative Furnier + Natur e.V. 2017). Mit diesem Verfahren werden beispielsweise die 3,5 mm starken Furniere für *Bau-Buche*-Produkte hergestellt (Pollmeier 2014). Beim Riftschälen wird der Stamm geviertelt und nahezu senkrecht zur Faser geschält, wodurch sich eine streifige Maserung ergibt. Exzentrisches bzw. Stay-Log-Schälen erfolgt meist am halbierten Stamm und ergibt eine ähnliche Maserung wie beim Flach-Messern. Eine weitere Möglichkeit ist das „Aus-dem-Herz-Schälen“. Dies erfolgt von innen nach außen, an halbierten, gedrittelten oder geviertelten Stämmen. Die Textur des Furniers wird als sehr blumig bezeichnet (Initiative Furnier + Natur e.V. 2017). Die Herstellung von Schäl furnieren mittels Rundschälen ist deutlich preiswerter und damit wirtschaftlicher als die übrigen Verfahren (Fritz Becker GmbH & Co. KG 2017). Gemesserte bzw. geschälte Furniere haben einen extrem hohen Feuchtigkeitsgehalt. Um die Dauerhaftigkeit sicherzustellen, werden sie bis unter den Fasersättigungspunkt getrocknet. Zu trockene Furniere sind brüchig, zu feuchte sind anfällig für Schädlinge (Initiative Furnier + Natur e.V. 2017). Während des Trocknungsvorgangs neigen Furniere stark zum Verziehen und Werfen. Deshalb

ist eine gleichzeitige Druckbeaufschlagung sinnvoll. Um Risse zu vermeiden und die Qualität zu gewährleisten, ist eine genaue Abstimmung von Druck, Temperatur, Zeit und Luftfeuchtigkeit erforderlich (Kollmann et al. 1975). Die Buchenfurniere für *BauBuche*-Produkte werden in einem Durchlauftrockner innerhalb von 15 Minuten auf eine Holzfeuchte von 4 % gebracht (Pollmeier 2014). Hier gibt es inzwischen verbesserte Methoden: So lassen sich mit dem Presstrocknungsverfahren Presszeit und tangenciales Schwindverhalten nachweislich reduzieren und eine höhere Formstabilität der Furniere erreichen (Buddenberg 2015).

Im letzten Schritt werden die Ränder der getrockneten Furniere begradigt und auftretende Fehlstellen herausgeschnitten (Initiative Furnier + Natur e.V. 2017). Die aktuellen Entwicklungen tendieren in Richtung visueller Bildbearbeitungsprogramme. Damit lassen sich Fehlstellen genauer erkennen und heraustrennen. Das führt zu einer höheren Furnierausbeute (Buddenberg 2015).

In modernen Furnierwerken sind alle Arbeitsschritte automatisiert. Präzise Einstellungen der Messer, eine hohe Genauigkeit der Furnierstärken und die Garantie der Qualität sind Stand der Technik. Neuere Erkenntnisse und Entwicklungen sowie die Anwendung des Rundschälens erhöhen die Ausbeute. Insgesamt beträgt der Holzverlust während der Schäl furnierherstellung rund 50 %. Er umfasst Verluste durch das Ablängen der Rundholzstämme, Schälverluste, Trocknungsverluste und Klippverluste. Die Ausbeute ist zwar wesentlich höher als bei der Schnittholzerzeugung, jedoch gibt es noch Entwicklungspotential (Buddenberg 2015). Abbildung 2.41 veranschaulicht den Herstellungsprozess.

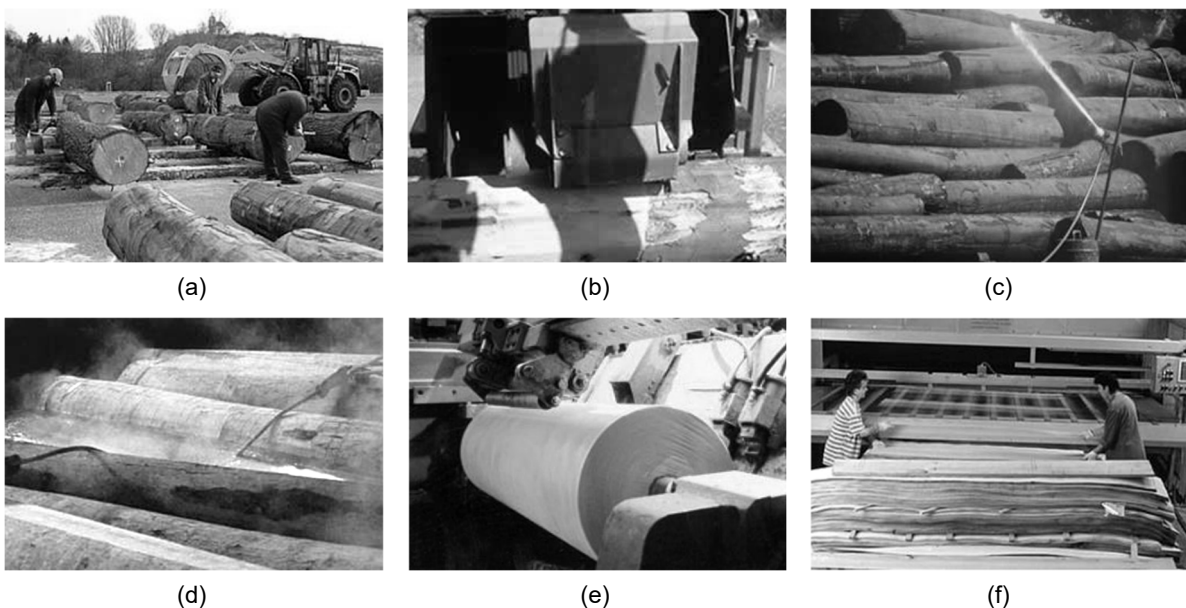


Abbildung 2.41 Herstellungsprozess von Furnieren: (a) Zuschnitt der Stämme, (b) Entrinden der Stämme, (c) Lagerung unter Wasserbeaufschlagung, (d) Kochen/Dämpfen, (e) Rundschälen, (f) Trocknen/Sortieren (Initiative Furnier + Natur e.V. 2017), (Fritz Becker GmbH & Co. KG 2017)

Prinzipiell eignet sich jede Holzart für die Herstellung von Furnierebenen für holzbewehrtes Holz. Für die vorliegende Arbeit kommen aufgrund der hohen Zugfestigkeit der Laubhölzer und einer breiten Verfügbarkeit Buchenholzfurniere zum Einsatz.

Die Literaturrecherche von Wallner (2018) und Brunner (2019) fasst aktuelle mechanische Kennwerte von Buchenfurnieren zusammen, die in Tabelle 2.3 aufgelistet sind.

Tabelle 2.3 Mechanische Kennwerte und Rohdichte von Einzelfurnieren und Furnierschichtholz aus Buche, Mittelwerte nach verschiedenen Untersuchungen, Zusammenstellung von Wallner (2018)

Untersuchung	t	n_{Lagen}	ρ	E_0	E_{90}	G	G_R	$f_{t,0}$	$f_{c,0}$	$f_{t,90}$	f_m	f_v	f_R
	[mm]	[-]	[kg/m ³]	[N/mm ²]									
(Buchelt und Wagenführ 2008) Einzelfurniere	0,5	1	-	12.000	630	-	-	71	-	7,9	136	-	-
(Staudacher 2015) Zugprüfung an Kleinproben, Einzelfurnier	3	1	610	16.725	-	-	-	158	-	-	-	-	-
(Staudacher 2015) Zugprüfung nach DIN EN 408:2012-10, Furnierschichtholz	1,5	12	758	11.852	-	-	-	100	-	-	-	-	-
(Staudacher 2015) Hochkantbiegeprüfung nach DIN EN 408:2012-10, Furnierschichtholz	1,5	12	756	17.556	-	720	-	-	-	-	-	-	-
(Staudacher 2015) Schubversuch, Furniersperrholz	1,5	11	741	-	-	-	458	-	-	-	-	-	5,4
(Staudacher 2015) Schubversuch nach (Hirschmann 2011), Furnierschichtholz	1,5	11	742	-	-	-	-	-	-	-	-	10,8	-
(Aydin et al. 2004) Furnierschichtholz	2,1	9	700	19.512	-	-	-	-	55	-	118	-	-

$F_{c,90}$, keine Werte vorhanden

Buchelt und Wagenführ (2008) führten Zug- und Biegezugprüfungen an längsgemesserten Einzelfurnieren aus Buche (*fagus sylvatica*) und Eiche (*quercus robur*) von 0,5 mm und 0,35 mm Stärke durch. Dabei ermittelten sie die mechanischen Kennwerte sowie den Einfluss von Furnierstärke und Holzart, wobei sich der 3-Punkt-Biegeversuch als ungeeignet erwies.

Staudacher (2015) beschäftigte sich mit der Ermittlung mechanischer Kennwerte von Furnieren, unter anderem der Holzart Buche (*fagus sylvatica*). Es wurden Zugprüfungen an Einzelfurnieren von 3 mm Stärke durchgeführt. Des Weiteren führte er an 12-lagigem Furnierschichtholz mit 1,5 mm starken Lagen Zug- und Hochkantbiegeversuche nach DIN EN 408:2012-10 durch. Die Schubfestigkeiten wurden nach Hirschmann (2011) anhand von Schubversuchen an 11-lagigem Furnierschichtholz mit 1,5 mm starken Lagen untersucht. Zur Ermittlung der Rollschubfestigkeit diente der Versuch nach Ehrhart (2014). Dieser erfolgte an 11-lagigem Furniersperrholz mit zwei Querlagen. Da Staudacher (2015) jeweils nur eine geringe Anzahl Versuche durchführte, sind die Ergebnisse aufgrund der Streuung die Materialkennwerte nicht sehr aussagekräftig.

Aydin et al. (2004) untersuchten neben dem Einfluss der Klebstoffart die mechanischen Eigenschaften von 9-lagigem Furnierschichtholz aus 2,1 mm starken Buchenfurnieren (*fagus orientalis*). Tabelle 2.3 präsentiert die Werte aus den Versuchen parallel zur Faser mit Phenol-Formaldehyd-Verklebung.

Für die Anwendung in holzbewehrtem Holz werden aus den Einzelfurnieren Furnierebenen (Superlamellen) hergestellt. Im Prinzip handelt es sich dabei um individuelle Sperrholzplatten, hergestellt aus Schichthölzern. Als Schichthölzer bezeichnet man faserparallel verklebte Fur-

niere. Schichthölzer und Sperrholzplatten, deren Eigenschaften breit erforscht wurden, kommen seit mehr als 100 Jahren für tragende Zwecke erfolgreich zum Einsatz. Mit Beginn des Flugzeugbaus Anfang des 20. Jahrhunderts spielten ab etwa 1912 Sperrhölzer eine wichtige Rolle. Die Eigenschaften von Sperrholz machten es möglich, stromlinienförmige und selbst tragende Rümpfe, ohne innere Stützstruktur oder Stützverspannung herzustellen (Hassinger 2013). Ab 1933 konzentrierten sich die Entwicklungen des Flugzeugbaus auf den Metallflugzeugbau. Winter (1943) machte dem Reichsminister der Luftfahrt und Oberbefehlshaber der Luftwaffe den Vorschlag, die Erfahrungen des Holzflugzeugbaus zu sammeln. Seine Arbeit mündete in der Richtlinie für den Holzflugzeugbau (Winter 1943). Das im Flugzeugbau verwendete Sperrholz wurde aus Rundschäl furnieren hergestellt. Abbildung 2.42 zeigt Aufbauten der verwendeten Sperrhölzer.

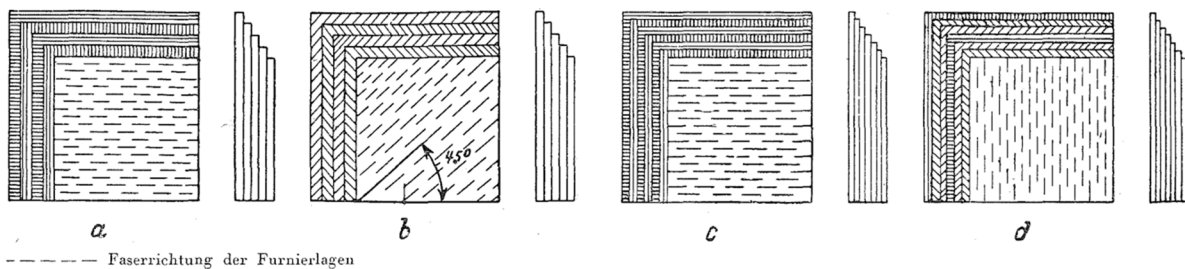


Abbildung 2.42 Lagenaufbau der Sperrhölzer: (a) Normalsperrholz, (b) Diagonalsperrholz, (c) Vielschichtsperrholz und (d) Sternholz (Winter 1943)

Die Verleimung der Furniere steigert die Festigkeit von Sperrholz. Nach Schepelmann (1930) erhöht der Leimauftrag (Hautleim) auf das Einzelfurnier die Zugfestigkeit (parallel zur Faser) um 16 bis 17 %. Für die Entwicklung von holzbewehrtem Holz sind die Zug- und die Scherfestigkeiten sowie die Steifigkeiten von Sperrholzplatten von besonderem Interesse. Abbildung 2.43 zeigt ausgewählte Festigkeits- und Steifigkeitskennwerte für Sperrhölzer aus Buche und Birke. Mit Diagonalsperrholz lässt sich die Scherfestigkeit im Vergleich zu Normalsperrholz um 75 % steigern. Entsprechend verhält sich der Schubmodul. Dieser beträgt für Diagonalsperrholz 1950 bis 6150 N/mm² und ist somit ca. 2,4 bis 7,5-mal höher als der Schubmodul ($G_{v,0,edge,mean}$) mit 820 N/mm² nach Z-9.1-838 (Platte *BauBuche Q*). Die Entwicklung von Sternholz ermöglichte es, annähernd isotrope Sperrholzplatten einzusetzen. Für Sonderzwecke wurde mit Sternholz eine Sperrholzplatte entwickelt und produziert, die eine gleichbleibende Festigkeit in der Plattenebene, unabhängig vom Winkel zwischen Deckfaser und Zugrichtung, aufweist. Durch eine weitergehende Unterteilung und durch Legen der Faserrichtungen unter 45° oder sogar 30° gegenüber 90° bei Normalsperrholz ließ sich eine auf Zug vollkommen isotrope Platte herstellen (Abbildung 2.44). Da die Herstellung sehr aufwendig war, fand Sternsperrholz keine große Verbreitung.

Lfd. Nr.	Benennung	Bezeichnung	Dimension	Belastungsbild	Grenzwerte		Rechenwerte		Sperrholzstärke S mm
					Buchensperrholz	Birkensperrholz	Sorte 1; 2	Sorte 3	
2	Zugfestigkeit längs (in Faserrichtung der Außenlagen)	σ_{zBl}	kg/cm ²		490 — 1770	610 — 1350	700	630	
3	Zugfestigkeit quer (senkrecht zur Faserrichtung der Außenlagen)	σ_{zBq}	kg/cm ²		— 315 — 1100 335 — 965	688 — 930 420 — 900 325 — 1080	500 550 600	450 500 540	0,6 0,8 1,0 1,2—16,0
4	Zugfestigkeit diagonal (unter 45° zur Faserrichtung der Außen- und Innenlagen)	σ_{zBd}	kg/cm ²		370 — 540 260 635 275 610	265 — 420 220 — 315	400 350 300	360 315 270	0,6—3,0 4,0—8,0 10,0—16,0
2	Zugfestigkeit längs (in Faserrichtung der Außenlagen)	σ_{zBl}	kg/cm ²		490 — 1770	610 — 1350	700	630	
3	Zugfestigkeit quer (senkrecht zur Faserrichtung der Außenlagen)	σ_{zBq}	kg/cm ²		— 315 — 1100 335 — 965	688 — 930 420 — 900 325 — 1080	500 550 600	450 500 540	0,6 0,8 1,0 1,2—16,0
4	Zugfestigkeit diagonal (unter 45° zur Faserrichtung der Außen- und Innenlagen)	σ_{zBd}	kg/cm ²		370 — 540 260 635 275 610	265 — 420 220 — 315	400 350 300	360 315 270	0,6—3,0 4,0—8,0 10,0—16,0
9	Schubfestigkeit parallel	τ_{sBp}	kg/cm ²		160 — 375	150 — 309	200	180	
10	Schubfestigkeit diagonal	τ_{sBd}	kg/cm ²		405 — 705	280 — 447	350	315	
15	E-Modul für Zug längs	E_{zI}	kg/cm ²		77000 — 175000	85000 — 140000	100 000	100 000	
16	E-Modul für Zug quer	E_{zq}	kg/cm ²		55000 — 120000	71000 — 96000	70 000	70 000	
17	E-Modul für Zug diagonal	E_{zd}	kg/cm ²		24500 — 47000	26000 — 36000	30 000	30 000	
22	Schubmodul parallel	G_p	kg/cm ²		9000 — 19400	7900 — 10500	10 000	10 000	
23	Schubmodul diagonal	G_d	kg/cm ²		19500 — 61500	19300 — 47000	35 000	35 000	

Abbildung 2.43 Festigkeitskennwerte von Sperrholzplatten aus Buche und Birke (Winter 1943)

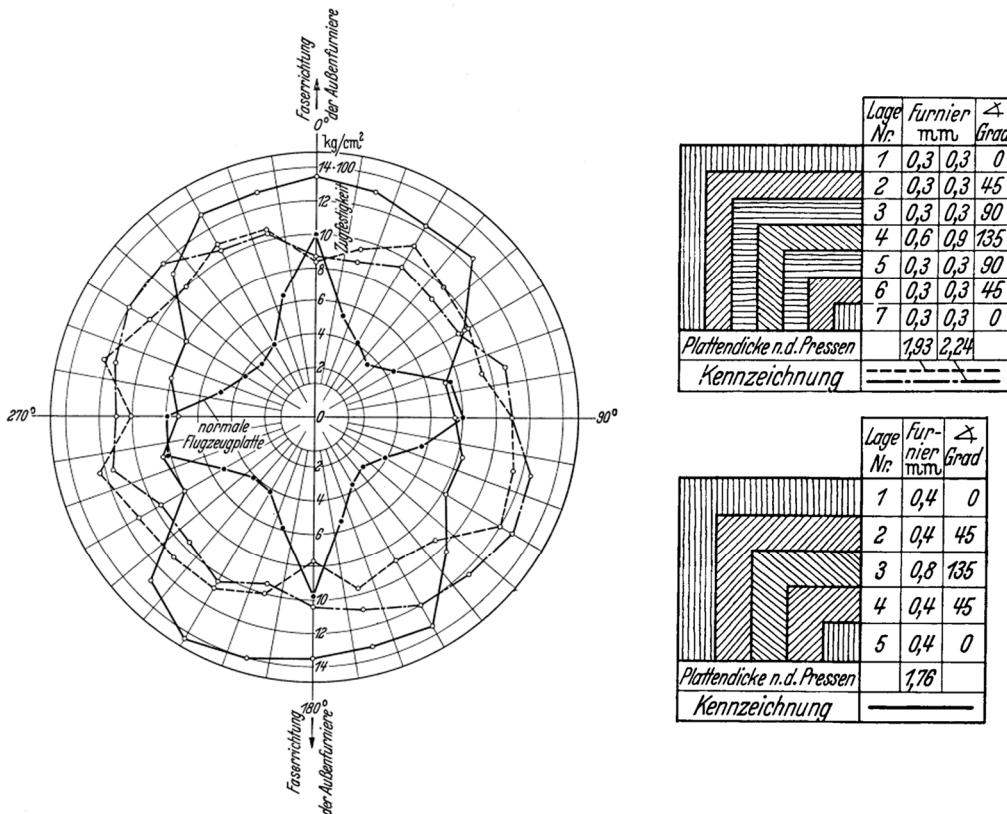


Abbildung 2.44 Zugfestigkeit von Stern- und Normalsperrholz unter Angabe des jeweiligen Plattenaufbaus, Holzart: Birke (Bittner 1939)

Für die Entwicklung von holzbewehrtem Holz kann aktuell auf Festigkeits- und Steifigkeitskennwerte von Furnierprodukten wie Sperrholz oder Furnierschichtholz zurückgegriffen werden. Ein allgemeines System für die Klassifizierung von Einzelfurnieren für den Einsatz in tragenden Bauteilen ist bis dato noch nicht vorhanden.

2.3.3 Klebstoff

Der konstruktive Holzbau muss Klebstoffe verwenden, um leistungsfähige Holzprodukte für tragende Zwecke herzustellen. Produziert werden damit vergütete Holzprodukte wie Brettschichtholz, Brettsperrholz oder Furnierschichtholz, die in den mechanischen Kennwerten und in ihren Abmessungen Vollholzprodukten überlegen sind.

Für holzbewehrtes Holz sind zur kraftschlüssigen Verbindung der Furnierlagen untereinander und der Furnierebenen mit den BSH-Komponenten geeignete Klebstoffsysteme erforderlich. Die Besonderheit bei holzbewehrtem Holz ist die nicht faserparallele Fügung unterschiedlicher Holzarten. Zum aktuellen Zeitpunkt existieren keine Klebstoffe, die explizit für diese Anwendung zugelassen sind. Nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 sind für die Herstellung von tragenden Holzbauteilen, unabhängig von der Nutzungsklasse, nur Klebstoffe des Klebstofftyps I nach DIN EN 301:2018-01 zulässig. Zugelassene Klebstoffe finden sich in den Klebstofflisten der Materialprüfanstalten Stuttgart und München. Die DIN EN 301:2018-01 teilt Klebstoffe entsprechend der Verwendung in drei Unterklassen ein:

- Klebstoffe für allgemeine Zwecke, wie Keilzinkenverbindungen und Flächenverklebungen (GP),
- Klebstoffe für Keilzinkenverbindungen (FJ) und
- fugenfüllende Klebstoffe (GF).

Tabelle 2.4 präsentiert eine Übersicht der gängigen Klebstofffamilien im konstruktiven Holzbau.

Tabelle 2.4 Übersicht der im konstruktiven Holzbau verwendeten Klebstofffamilien, zusammengestellt von Wallner (2018)

Klebstofffamilie	Farbe	Aushärtezeit	Formaldehyd	Anwendungsbereich
Phenol-Resorcin-Formaldehyd (PRF)	dunkel	Stunden bis Tage	Ja	Flächenverklebung, Keilzinkenverbindung
Melamin-Harnstoff (Urea)-Formaldehyd (MUF)	hell	Stunden bis Tage	Ja	Flächenverklebung, Keilzinkenverbindung
1-Komponenten-Polyurethan (1K-PU)	hell	Wenige Minuten	Nein	Flächenverklebung, Keilzinkenverbindung
Emulsion-Polymer-Isocyanat (EPI)	hell	Wenige Stunden	Nein	Flächenverklebung, Keilzinkenverbindung
2-Komponenten-Polyurethan (2K-PU)	hell	24 Stunden	Nein	Risssanierung, Einkleben von Stahlstäben
Epoxidharz (EP)	hell	24 Stunden	Nein	Risssanierung, Einkleben von Stahlstäben

Aicher und Reinhardt (2007) untersuchten die Delaminierungseigenschaften und Scherfestigkeiten von verklebten rotkernigen Buchenholzlamellen. Die Verklebung mit MUF- und PRF-Klebstoffen zeigte eine bessere Delaminierungsbeständigkeit als bei der Verwendung von PU-Klebstoffen. Schmidt (2013) stellte fest, dass bei MUF-Klebeverbindungen von Buchenholz die Dauer der geschlossenen Wartezeit, insbesondere bei farbverkernten Bereichen, einen erheblichen Einfluss auf die Delaminierungsbeständigkeit hat. Bei ausreichend langer Wartezeit verbessert sich die Dauerhaftigkeit. Jiang et al. (2014) untersuchten die Verklebbarkeit unterschiedlicher Nadel- und Laubholzarten für die Verwendung als Brettschichtholz. Untersucht wurden vier handelsübliche Klebstoffe der Klebstofffamilien PRF, EPI, MUF und PU, die für die Herstellung von geklebten tragenden Holzbauteilen zugelassen sind. Die Verklebung von unterschiedlichen Holzarten miteinander wurde nicht untersucht. Die mit dem PRF-Klebstoff hergestellten Verklebungen zeichneten sich durch eine hervorragende Festigkeit und Beständigkeit gegen Delaminierung aus. Auch bei der Verklebung der Laubholzarten konnten mit dem PRF-Klebstoff leistungsfähige Klebeverbindungen erzielt werden. Neben MUF- zeigen PRF-Klebstoffe hinsichtlich Qualität und Dauerhaftigkeit der Klebstoffuge die besten Resultate bei der Verklebung von Buchenholz (Wehrmann und Torno 2015). PRF- und MUF-Klebstoffe sind formaldehydhaltig. Dabei kommt es vor und während des Aushärtens zu Formaldehydemissionen. Nach dem Aushärten müssen die Formaldehydemissionen unter den Grenzwerten der E1-Klassifizierung nach DIN EN 14080:2013-09 liegen. Nach Abwägung der genannten Untersuchungen erfolgt in der vorliegenden Arbeit die Verklebung der Furnierlagen untereinander und der Furnierebenen mit den BSH-Komponenten mit einem Klebstoffsystem der PRF-Familie mit fugenfüllenden Eigenschaften.

2.4 Numerische Parameter- und Variantenstudie zu holzbewehrtem Holz

2.4.1 Untersuchungsziel und Vorgehensweise

Ziel der numerischen Parameter- und Variantenstudie war es, für unterschiedliche Beanspruchungssituationen leistungsfähige Querschnittsaufbauten für holzbewehrtes Holz zu identifizieren. Untersucht wurden dabei die Einflüsse der Parameter Bewehrungsgrad, Anzahl der Furnierebenen, Furnierneigungswinkel und Breite der BSH-Komponenten. Auf Basis der Simulationsergebnisse wurden die experimentellen Untersuchungen konzipiert und durchgeführt.

2.4.2 Modellierung

Die HBH-Querschnittsaufbauten wurden als parametrische dreidimensionale Simulationsmodelle mit einem linear-elastischen orthotropen Materialmodell in der Finite-Elemente-Software ANSYS® erstellt. Zum Einsatz kamen Volumenelemente (ANSYS-SOLID186) mit quadratischen Ansatzfunktionen. Die Verklebung der Komponenten wurde als starrer Verbund modelliert. Tabelle 2.5 listet die verwendeten Steifigkeitskennwerte auf.

Tabelle 2.5 Steifigkeitskennwerte für die numerische Simulation von holzbewehrtem Holz

Komponente	E_x [N/mm ²]	E_y [N/mm ²]	E_z [N/mm ²]	ν_{xy} [-]	ν_{yz} [-]	ν_{xz} [-]	G_{xy} [N/mm ²]	G_{yz} [N/mm ²]	G_{xz} [N/mm ²]
BSH (GL24h)	11.500	300	300	0,016	0,33	0,016	650	65	650
Furnierlagen	10.000-15.000	470	470	0,016	0,33	0,016	850	430	850

Die Steifigkeitskennwerte der BSH-Komponenten basieren auf den Mittelwerten der DIN EN 14080:2013-09. Für die Furnierlage wurden die Kennwerte für *Platte BauBuche S* aus der Zulassung (Z-9.1-838) verwendet. Als Rollschubmodul (G_{YZ}) wurde der Wert für das Flachkantschubmodul ($G_{v,0,flat,mean}$) der *Platte BauBuche Q* angesetzt, da das Rollschubmodul der Querlagen dabei maßgebend wird. Die Querkontraktionszahlen (ν) wurden nach Niemz und Sonderegger (2017) aus den Werten von Fichte abgeleitet. Die Netzgröße wurde auf Basis von Konvergenzstudien je Simulation gewählt. Die Steifigkeiten der geeigneten Furnierlagen bildeten gedrehte lokale Koordinatensysteme ab.

2.4.3 Schub- und Biegebeanspruchung

Um den Einfluss der Furnierlagen auf die Schub- und Biegespannungen der BSH-Komponenten von HBH bewerten zu können, wurde für die symmetrische und gegenläufige Anordnung jeweils ein FEM-Volumenmodell eines 3-Punkt-Biegeversuchs erstellt (Abbildung 2.45). Die Auswertung der Schubspannung erfolgte auf der seitlichen Oberfläche der BSH-Komponente auf halber Trägerhöhe. Die Biegezugspannungen wurden an der Unterseite der BSH-Komponente ausgewertet. Das Verhältnis von Länge zu Höhe (l/h) des Modells war fünf zu eins, die Querschnittsbreite (b) betrug 180 mm, die Höhe (h) 400 mm. Die Lasteinleitung erfolgte über 100 mm breite Stahlplatten. Das System wurde statisch bestimmt gelagert.

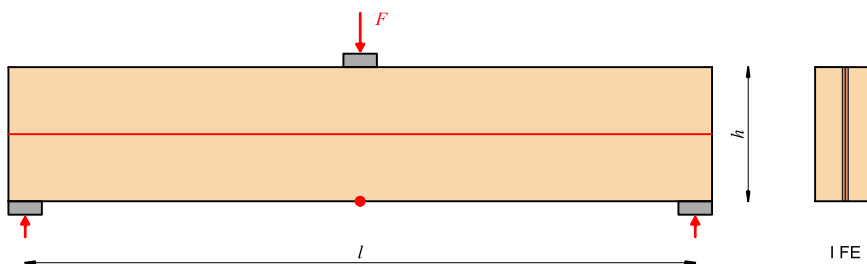


Abbildung 2.45 FEM-Volumenmodell eines 3-Punkt-Biegeversuchs mit jeweils einer Furnierebene

Je Modell wurden die Biegezugspannungen und die Schubspannungen der BSH-Komponente von HBH ausgegeben ($\text{Ergebnis}_{\text{HBH}}$) und mit den Spannungen eines unbewehrten BSH-Trägers ($\text{Ergebnis}_{\text{BSH}}$) verglichen. Das Spannungsverhältnis (η) gibt an, wie sich die Spannungsgrößen im Vergleich zu unbewehrtem BSH verhalten:

$$\eta = \frac{\text{Ergebnis}_{\text{HBH}}}{\text{Ergebnis}_{\text{BSH}}} \quad [-] \quad (2-4)$$

Bei Werten von η kleiner als eins werden die Spannungen in der BSH-Komponente von HBH reduziert. Die Furniere wirken dadurch verstärkend. Mit der gewählten numerischen Analyse

lassen sich lediglich die Veränderungen der Spannungsgrößen quantifizieren. Belastbare Aussagen über das Bruchverhalten und mögliche Laststeigerungsfaktoren sind nicht möglich.

Untersucht wurde im ersten Schritt der Einfluss des Elastizitätsmoduls ($E_{0,FL}$) der Furnierlagen ($E_{0,FL}$) auf die Schub- und Biegespannungen in Abhängigkeit des Bewehrungsgrads (δ), für eine symmetrische und gegenläufige Furnieranordnung, mit einem Neigungswinkel (α_{FL}) von 45° in einer Furnierebene. Zur Abdeckung der Bandbreite verschiedener Holzarten wurde der E-Modul im Bereich von 5.000 bis 20.000 N/mm² ($\Delta = 5.000$) variiert. Die symmetrische Anordnung kann die Schubspannungen in der BSH-Komponente unwesentlich reduzieren (Abbildung 2.46) (a), die Furniere sind in Feldmitte stumpf gestoßen und tragen somit nicht zur Lastabtragung des Biegemoments bei. Deswegen erhöhen sich die Biegespannungen der BSH-Komponenten bereits bei niedrigen Bewehrungsgraden (Abbildung 2.46) (b). Das Biegemoment wird nur von den BSH-Komponenten abgetragen; die Breite der BSH-Komponenten reduziert sich mit steigendem Bewehrungsgrad.

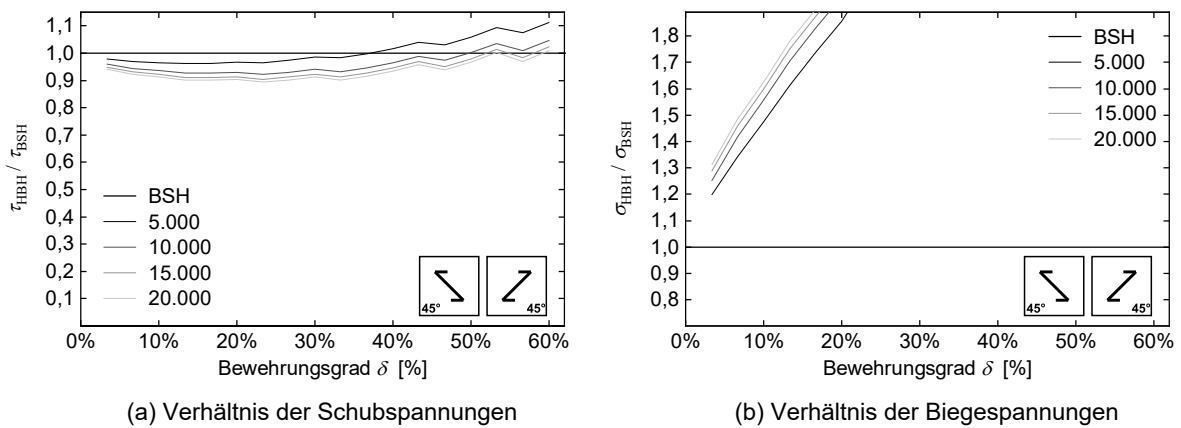


Abbildung 2.46 Spannungsverhältnis (η) der Schub- und Biegespannungen in der BSH-Komponente von HBH in Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls des Furniers $E_{0,FL}$ von 5.000 bis 20.000 N/mm² ($\Delta = 5.000$) für eine symmetrische Furnieranordnung mit einem Neigungswinkel (α_{FL}) von 45°

Im Vergleich zur symmetrischen Furnieranordnung ist bei einer gegenläufigen Anordnung ein signifikanter Einfluss des Elastizitätsmoduls ($E_{0,FL}$) auf die Reduktion der Schubspannungen zu erkennen (Abbildung 2.47) (a).

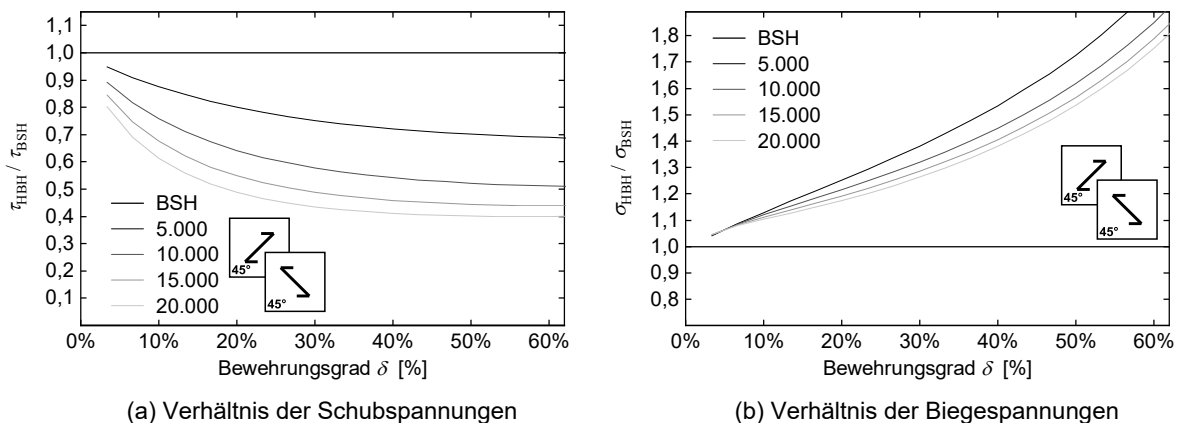


Abbildung 2.47 Spannungsverhältnis (η) der Schub- und Biegespannungen in der BSH-Komponente von HBH in Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls des Furniers $E_{0,FL}$ von 5.000 bis 20.000 N/mm² ($\Delta = 5.000$) für eine gegenläufige Furnieranordnung mit einem Neigungswinkel (α_{FL}) von 45°

Ein Vergleich der Ergebnisse der Furniere mit E-Modulen von 5.000 und 20.000 N/mm² für einen Bewehrungsgrad von 10 % zeigt: Die steiferen Furniere können die Schubspannungen um das Dreifache reduzieren. Der Einfluss des E-Moduls auf die Biegespannungen ist viel geringer (Abbildung 2.47) (b). Mit steigendem Bewehrungsgrad nehmen die Biegespannungen in der BSH-Komponente von HBH deutlich zu. Die 45° geneigten Furnierlagen beteiligen sich nicht an der Lastabtragung des Biegemoments.

Unter Ausnutzung der Biegefestigkeit von 24 N/mm² ergeben sich die in Abbildung 2.48 gezeigten Querspannungen in Abhängigkeit der Furnieranordnung. Die symmetrische Anordnung führt in den BSH-Komponenten von HBH aus Gleichgewichtsbedingungen vornehmlich zu Druckspannungen. Die Furniere sind dabei auf Zug beansprucht. Im Vergleich dazu entstehen bei einer gegenläufigen Furnieranordnung einseitig geringe Querspannungen in der BSH-Komponente, da dort die Furniere auf Druck beansprucht werden. Dieser Zusammenhang ließ sich auch schon bei der Verstärkung von Brettschichtholz mit Vollgewindeschrauben (VG-Schrauben) beobachten (Blaß und Krüger 2010).

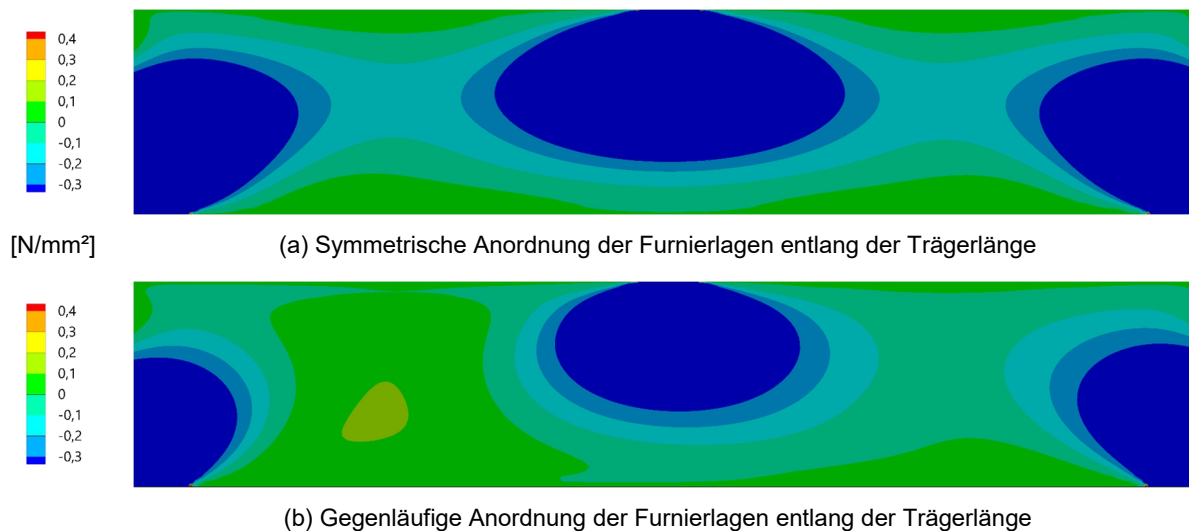


Abbildung 2.48 Querspannungen der an die Furnierebene anliegenden Seitenflächen der BSH-Komponente für eine symmetrische und gegenläufige Anordnung der Furnierlagen (Abbildung 2.34), $\alpha_{FL} = 45^\circ$, Bewehrungsgrad $\delta = 10\%$, $E_{0,FL} = 15.000 \text{ N/mm}^2$

Für die weiteren Simulationen wurde der Elastizitätsmodul der Furnierlage ($E_{0,FL}$) zu 15.000 N/mm² angesetzt; betrachtet wurde nur noch die gegenläufige Furnieranordnung. Zu untersuchen war hierbei der Einfluss des Furnierneigungswinkels (α_{FL}) auf die Schub- und Biegespannungen in der BSH-Komponente in Abhängigkeit des Bewehrungsgrades. Dabei wurde der Winkel im Bereich von 0° bis 90° ($\Delta = 5^\circ$) variiert. Abbildung 2.49 zeigt die Ergebnisse für Neigungen der Furnierlagen von 0° und 45°. Mit steigendem Winkel reduzieren sich die Schubspannungen in der BSH-Komponente von HBH. Das Maximum wird bei einer Neigung von 45° erreicht. Bei einem Bewehrungsgrad von 10 % und einer Neigung von 45° können die Schubspannungen in der BSH-Komponente von HBH im Vergleich zu einem unbewehrten BSH-Träger um 33 % reduziert werden. Mit steigendem Bewehrungsgrad konvergieren die Kurven. Bis zu einem Winkel von ca. 25° ($\delta < 15\%$) beteiligen sich die Furnierlagen an der Lastabtragung des Biegemoments, die Biegezugspannungen in der BSH-Komponente von HBH werden dabei reduziert (Abbildung 2.49) (b).

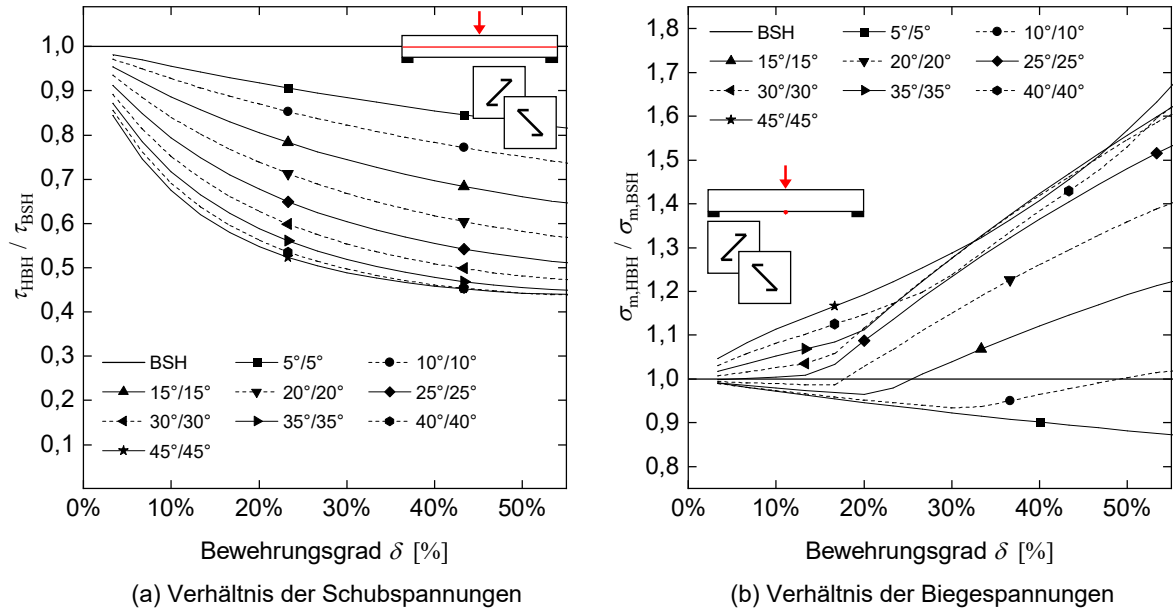


Abbildung 2.49 Spannungsverhältnis (η) der Schub- und Biegespannungen in der BSH-Komponente von HBH in Abhängigkeit des Furnierneigungswinkels (α_{FL}) von 0° bis 45° ($\Delta = 5^\circ$) für eine gegenläufige Furnieranordnung, $E_{0,FL} = 15.000 \text{ N/mm}^2$

Zur Abschätzung der seitlichen Einflussbreite der Furnierebene auf die Schubspannungen in den BSH-Komponenten wurde die BSH-Breite in Schritten von 20 mm Schritten erhöht, die Schubspannungen auf der BSH-Oberfläche wurden mit den Schubspannungen eines unbewehrten BSH-Trägers verglichen. Die Furnierebene besteht aus zwei Furnierlagen mit einer gegenläufigen Anordnung und einer Furnierlagendicke von jeweils 9 mm. Mit zunehmender Breite der BSH-Komponenten gleichen sich die Schubspannungen in den BSH-Komponenten denen von Brettschichtholz an (Abbildung 2.50) (a). Bis zu einer Breite (b_1) von 100 bis 120 mm können die Schubspannungen um ca. 25 % reduziert werden. Daraus abgeleitet sollte die Schubsteifigkeit der Furnierebene (GA_{FE}) mindestens 50 % der Schubsteifigkeit der BSH-Komponenten (GA_{BSH}) betragen.

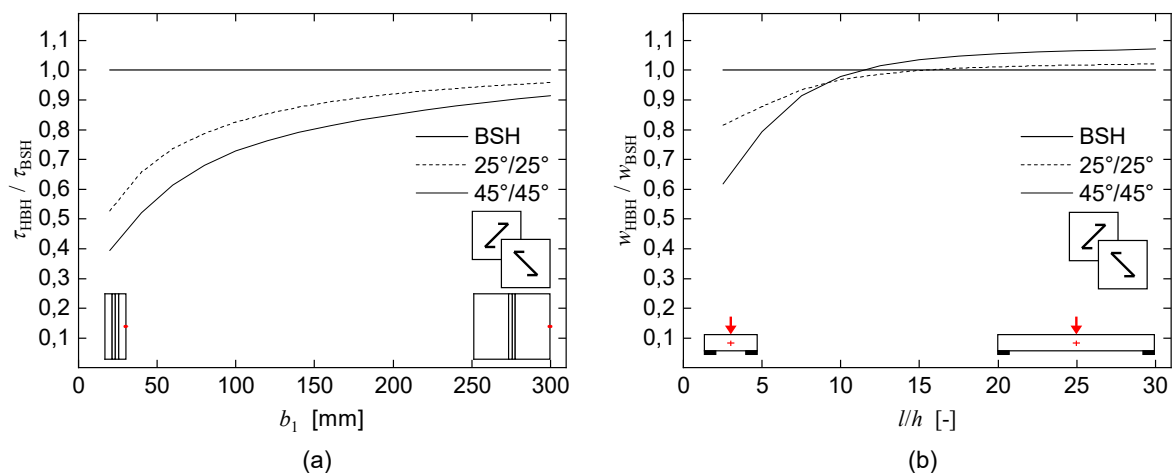


Abbildung 2.50 (a) Einflussbreite der Furnierebenen auf die Schubspannungen; (b) Durchbiegung von HBH-Trägern in Abhängigkeit von l/h

Die Furnierebene erhöht die Schubsteifigkeit des Brutto-Querschnitts. Um den Einfluss der Furnierebene auf die Durchbiegung abschätzen zu können, wurde für eine gegenläufige Furnieranordnung die Durchbiegung in Abhängigkeit des l/h -Verhältnisses ermittelt (Abbildung 2.50) (b). Bei gedrungenen Querschnitten reduziert sich die Durchbiegung von HBH-Trägern im Vergleich zu BSH-Trägern. Im baupraktisch relevanten Bereich ($l/h > 15$) erhöht sich die Durchbiegung bei einer $45^\circ/45^\circ$ Anordnung um bis zu 7 %. Bei flacher geneigten Furnierlagen ($25^\circ/25^\circ$) erhöht sich die Durchbiegung nur um rund 1 bis 2 %.

2.4.4 Querzugbeanspruchung

Um den Einfluss der Furnierlagen auf die Querzugspannungen der BSH-Komponenten von HBH bewerten zu können wurden quaderförmige FEM-Volumenmodelle mit einer Länge von 250 mm und einer Dicke der Furnierebene von 18 mm erstellt (Abbildung 2.51). Die numerischen Berechnungen und die erstmalige Auswertung wurden durch eine vom Verfasser betreute Masterarbeit (Uphoff 2020) begleitet.

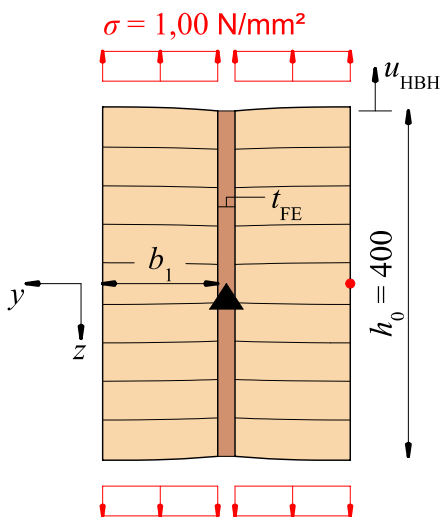


Abbildung 2.51 FEM-Modell zur Untersuchung des Einflusses der Furniere auf die Zugspannungen senkrecht zur Faser in der BSH-Komponente, Auswertepunkt auf der seitlichen Oberfläche der BSH-Komponente (Abbildung zeigt den Querschnitt)

Im ersten Schritt war die Höhe (h) zu ermitteln, ab der sich konstante Spannungen in den BSH-Komponenten einstellen (abgeschlossene Lastumlagerung). Dazu wurde die Höhe (h) ausgehend von 400 mm bis zu 1000 mm ($\Delta = 200$ mm) bei konstanter Breite von $b = 180$ mm ($t_{FE} = 18$ mm) erhöht (Abbildung 2.52).

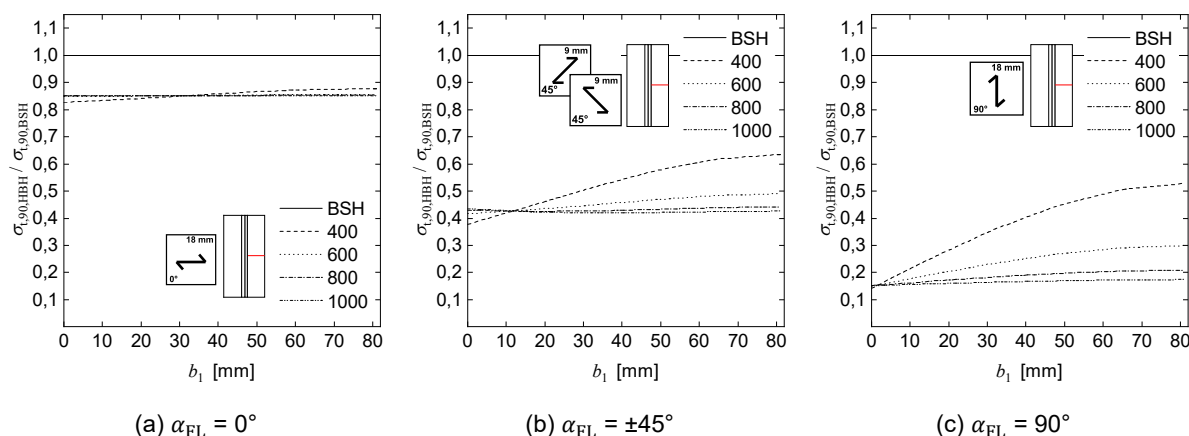


Abbildung 2.52 Querkzugspannungen in den BSH-Komponenten von HBH in Abhängigkeit der Höhe und des Neigungswinkels der Furnierlagen

Bei einem Neigungswinkel der Furnierlage von 0° (faserparallel zur BSH-Komponente) stellt sich erwartungsgemäß unabhängig von der Höhe (h) ein konstanter Verlauf der Querkzugspannungen über die BSH-Breite ein, bei einem Winkel von 45° ab einer Höhe von 800 mm und bei einem Winkel von 90° ab einer Höhe von 1000 mm. Mit zunehmendem Neigungswinkel und dadurch erhöhter Dehnsteifigkeit der Furnierebene in die globale z-Richtung können die Querkzugspannungen der BSH-Komponenten über eine größere Übertragungslänge in die Furnierebene eingeleitet werden. Ab einer Höhe von 1000 mm kann von einer abgeschlossenen Spannungumlagerung für alle Varianten der Furnierebenen ausgegangen werden.

Im zweiten Schritt waren die Querkzugspannungen der BSH-Komponenten in Abhängigkeit variierender Konfigurationen der Furnierebenen zu ermitteln. Dazu wurde je Konfiguration ein FEM-Modell mit einer Querschnittsbreite von 180 mm, einer Höhe von 1000 mm und einem Bewehrungsgrad $\delta = 10\%$ entsprechend Abbildung 2.51 erstellt. Mit zunehmender Dehnsteifigkeit der Furnierebene in die globale z-Richtung lassen sich die Querkzugspannungen in den BSH-Komponenten um bis zu 80 % reduzieren (Tabelle 2.6).

Tabelle 2.6 Höhe der Querkzugspannungen in der BSH-Komponente in Abhängigkeit von unterschiedlichen Aufbauten der Furnierebene

Aufbau Furnierebene	$\sigma_{t,90,HBH} / \sigma_{t,90,BSH}$
BSH	1,0
0°	0,85
$22,5^\circ/22,5^\circ$	0,75
$45^\circ/45^\circ$	0,42
$67,5^\circ/67,5^\circ$	0,22
90°	0,17
$45^\circ/90^\circ/45^\circ$	0,32

Im letzten Schritt galt es, die seitliche Breite (b_1) in Abhängigkeit der Furnierebenen zu ermitteln, ab der die Querkzugspannungen der BSH-Komponenten der Belastung ($\sigma_{t,90} = 1,0 \text{ N/mm}^2$) entsprechen. Dazu wurde je Konfiguration ein FEM-Modell mit einer Querschnittsbreite ausgehend von 80 mm bis 880 mm ($\Delta = 100 \text{ mm}$) und einer Höhe von 1000 mm entsprechend Ab-

Abbildung 2.51 erstellt. Abbildung 2.53 zeigt den abnehmenden Einfluss der Furnierebene in Abhängigkeit der Breite (b_1) der BSH-Komponenten.

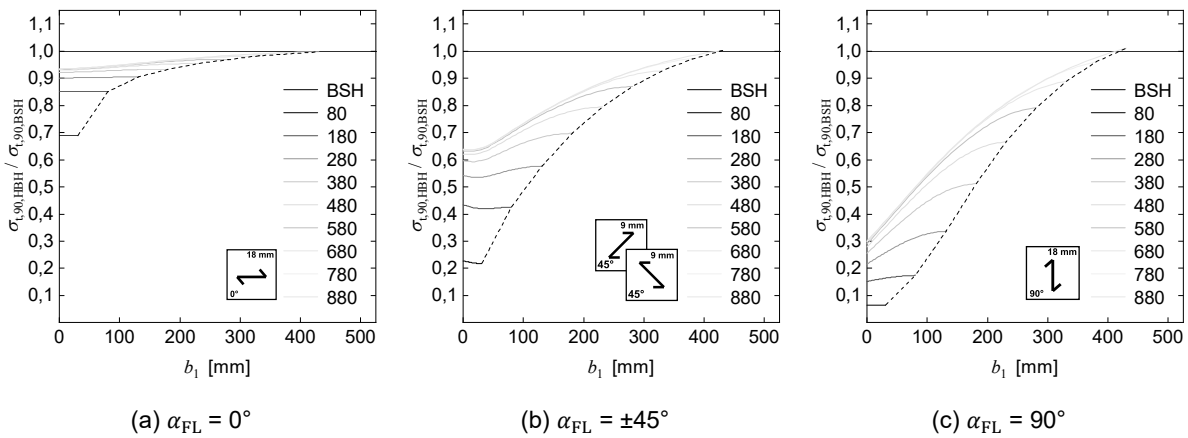


Abbildung 2.53 Quersugspannungen in den BSH-Komponenten von HBH in Abhängigkeit des Neigungswinkels der Furnierlagen und der Breite der BSH-Komponenten (b_1)

In allen drei Konfigurationen entspricht die Quersugspannung in den BSH-Komponenten ($\sigma_{t,90,HBH}$) ab einer Querschnittsbreite von ca. 880 mm ($b_1 = 431$ mm) der aufgetragenen Belastung. Die Einflussbreite der Furnierebene ist dabei unabhängig von der Anordnung der Furnierlagen, da die aktivierbare BSH-Breite vom Schubmodul $G_{yz,BSH}$ abhängt. Die Reduktion der Quersugspannungen in der BSH-Komponente hängt von der Dehnsteifigkeit der Furnierebene in globaler z-Richtung ab.

Zur Untersuchung der Wirkung der Furnierebene bei räumlich verteilter Quersugbeanspruchung, verursacht durch geometriebedingte Umlenkkkräfte, wurde der Firstbereich eines Satteldachträgers modelliert (Abbildung 2.54).

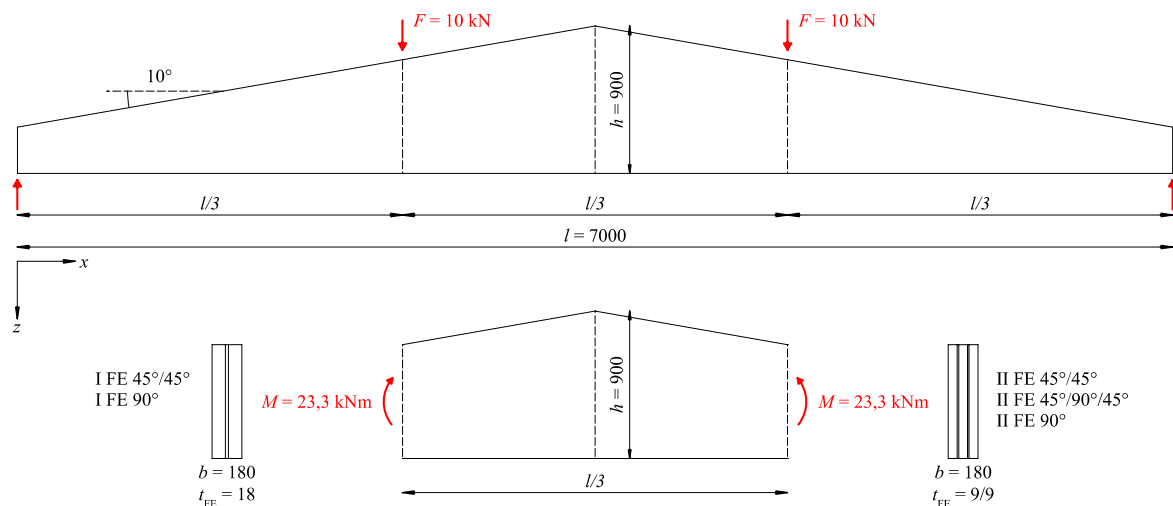


Abbildung 2.54 Modellierter Ausschnitt Satteldachträger, Abmessungen in mm

Den Simulationsergebnissen zufolge wird mit zunehmender Dehnsteifigkeit der Furnierebene in globaler z-Richtung die Quersugbeanspruchung in den BSH-Komponenten sowohl räumlich als auch in der Höhe deutlich reduziert (Abbildung 2.55).

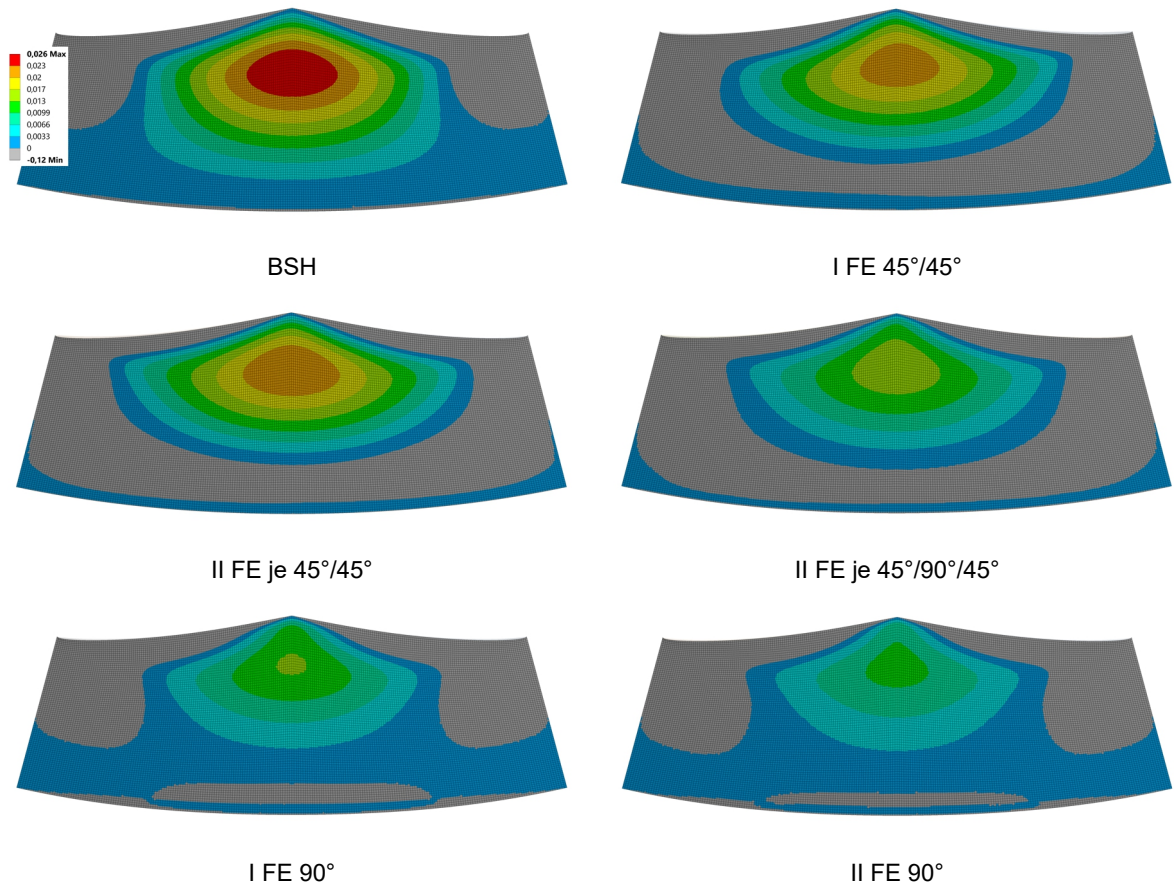


Abbildung 2.55 Querzugspannungen $\sigma_{t,90}$ an der Oberfläche der BSH-Komponenten in Abhängigkeit unterschiedlicher HBH-Querschnittsaufbauten, Bewehrungsgrad $\delta = 10\%$ (Uphoff 2020)

Eine Gegenüberstellung der Quer- und Biegespannungen im Firstbereich findet sich in Abbildung 2.56. Ein HBH-Querschnittsaufbau mit zwei Furnierebenen und 90° -orientierten Furnierlagen reduziert die maximalen Querzugspannungen im Vergleich zu einem unbewehrten BSH-Querschnitt um ca. 60 % (Abbildung 2.56) (a). Im Gegensatz dazu verändern sich Höhe und Verlauf der Biegespannungen der BSH-Komponenten in Abhängigkeit der Furnierebenen im Vergleich zu unverstärktem Brettschichtholz nicht (Abbildung 2.56) (b).

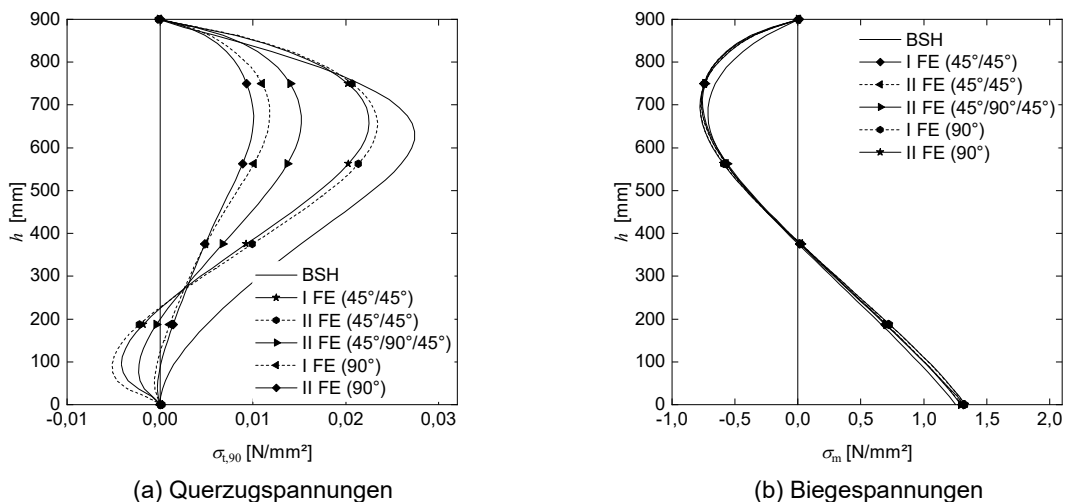


Abbildung 2.56 Verlauf der Querzug- und Biegespannungen im Firstbereich in Abhängigkeit unterschiedlicher HBH-Aufbauten eines Satteldachträgers mit geradem Untergurt, Daten aus Uphoff (2020)

2.4.5 Einfluss von Holzfeuchteänderungen

Um den Einfluss der Furnierlagenneigung verschiedener klimatischer Umgebungsbedingungen auf die Querspannungen der BSH-Komponenten von HBH bewerten zu können, wurden FEM-Volumenmodelle erstellt. Vereinfachend wurde ein orthotropes FEM-Netz verwendet. Abzuschätzen ist, welche Querspannungen in den BSH-Komponenten von HBH entstehen und wie hoch diese Spannungen im Vergleich zu unverstärktem Brettschichtholz sind. Zur numerischen Simulation der Feuchtetransportvorgänge im Holz wird die Analogie zwischen den Gesetzen der Diffusion und der Wärmeleitung genutzt. Dabei werden Feuchteänderungen als Temperaturänderung implementiert und die Schwindmaße den Wärmeausdehnungskoeffizienten zugewiesen (Tabelle 2.7).

Tabelle 2.7 Analogie der physikalischen Größen Diffusion und Wärmeleitung

Diffusion			Wärmeleitung		
Teilchenstromdichte:	J	[mol/m ² s]	Wärmestromdichte:	q	[W/m ²]
Diffusionskoeffizient:	D	[m ² /s]	Wärmeleitfähigkeit:	λ	[W/mK]
Stoffmengenkonzentration:	c	[mol/m ³]	Temperatur:	T	[K]
Schwindmaß:	α_S	[%/% Δu]	Wärmeausdehnungskoeffizient:	α_T	[1/K]

Die numerische Simulation der Holzfeuchteänderung unter dem Fasersättigungsbereich baut auf dem Feuchtetransportmodell von Angst (2010) auf, mit dem die Holzfeuchteverläufe aus den Untersuchungen von Jönsson (2004) in BSH aus Fichte mit relativ guter Übereinstimmung nachgerechnet wurden. Das Modell beruht auf dem 2. Fickschen Gesetz:

$$\frac{\partial u}{\partial t} = D \cdot \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) = D \cdot \Delta u \quad (2-5)$$

Dabei ist u die Holzfeuchtigkeit und D der Diffusionskoeffizient. Angst (2010) nennt zwei verschiedene Ansätze zur Beschreibung des Feuchtigkeitstransports im Bereich der Holzoberfläche. Nach dem ersten Ansatz ist die Holzfeuchtigkeit der äußersten Holzschicht (u_{surf}) gleich der Ausgleichsfeuchte (u_{eq}) aus der relativen Luftfeuchtigkeit. Änderungen des Raumklimas wirken sich somit ohne Verzögerung auf den Feuchtezustand der äußersten Holzschicht aus. Im Gegensatz dazu berücksichtigt der zweite Ansatz den Feuchteübergangswiderstand an der Oberfläche durch den Oberflächenemissionskoeffizienten (S). Je höher S , desto geringer ist der Widerstand an der Holzoberfläche. Bei einem unendlich großen Oberflächenemissionskoeffizienten geht der zweite Ansatz in den ersten Ansatz über. Nach Shi (2007) spielt der Oberflächenemissionskoeffizient bei der Feuchteaufnahme (Sorption) keine große Rolle, wodurch sich für die Simulation der Feuchteaufnahme der erste Ansatz besser eignet. Bei der Trocknung (Desorption) kann dagegen eine Verzögerung des Feuchteverlusts an der Oberfläche festgestellt werden, die in der Simulation durch den Oberflächenemissionskoeffizienten berücksichtigt werden kann. Für die Simulation von HBH wird der Oberflächenemissionskoeffizient nur bei Feuchteabnahme berücksichtigt. Zur Kalibrierung des Simulationsmodells werden die Werte für die Diffusionskoeffizienten (D) und Oberflächendiffusionskoeffizienten (S) durch „Curve Fitting“ bestimmt. Das heißt, die gesuchten Parameter des Simulationsmodells werden so lange variiert, bis sich die Kurven der berechneten Holzfeuchte an die Kurven aus

den Untersuchungen von Jönsson (2004) und Angst (2010) anpassen. Für die Feuchteaufnahme und -abnahme ergeben sich jeweils unterschiedliche Werte für den Diffusionskoeffizienten. Das Simulationsmodell soll Feuchteaufnahme und -abnahme abbilden. Aus diesem Grund wird für den Diffusionskoeffizienten der Mittelwert aus der Feuchteaufnahme und -abnahme gebildet. Abbildung 2.57 zeigt die Ergebnisse.

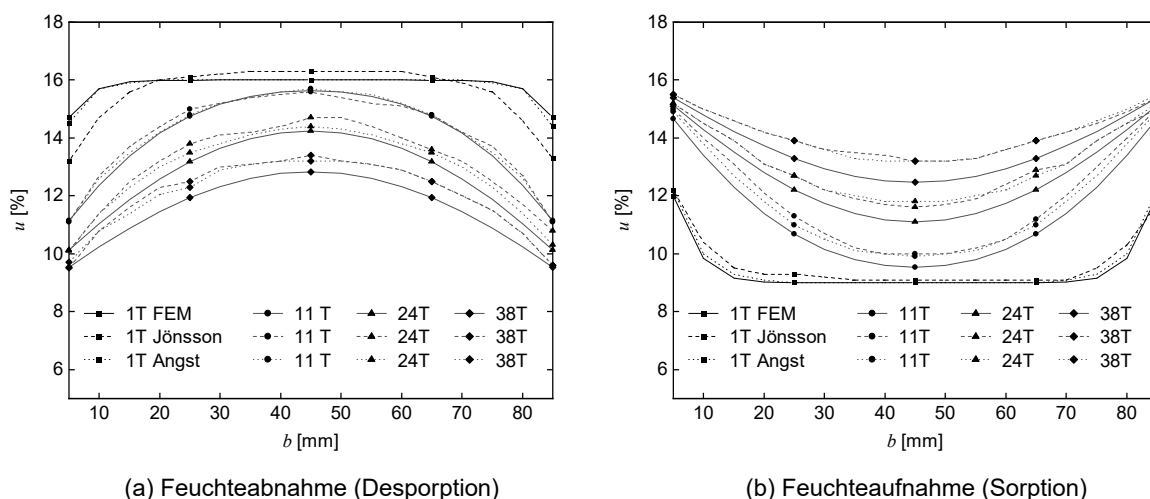


Abbildung 2.57 Vergleich der mit dem FEM-Simulationsmodell berechneten Holzfeuchteverläufe mit den Ergebnissen von Jönsson (2004) und Angst (2010)

Die so ermittelten Kennwerte werden für die Simulation des Feuchtetransports in Fichtenholz quer zum Faserverlauf angesetzt. Aufbauend auf den Erkenntnissen von Sonderegger et al. (2011) wird davon ausgegangen, dass die Diffusionskoeffizienten von Buchenholz um das Zwei- bis Dreifache geringer sind als die des Fichtenholzes. Eine weitere Annahme: Der Diffusionskoeffizient in longitudinaler Richtung ist bei der Fichte ca. 12-mal und bei Buchenholz ca. 15-mal höher als der Diffusionskoeffizient quer zur Faser. Die Furnierebenen behindern das freie Schwinden der BSH-Komponenten, sodass sich in der Realität im Holz Relaxationsvorgänge einstellen werden. Möhler und Maier (1970) sowie Steck (1985) ermittelten in ihren Untersuchungen Relaxationswerte von rund 50 %. Danzer et al. (2019) halbierten daher in ihren numerischen Untersuchungen die Schwindmaße von Holz. Ein möglicher Einfluss der Klebefugen wird für die Simulation des Feuchtetransports vereinfachend nicht berücksichtigt. Die angesetzten Steifigkeitskennwerte der BSH-Komponenten und der Furnierlagen sind Tabelle 2.5 zu entnehmen. Tabelle 2.8 zeigt die verwendeten Kennwerte für den Feuchtetransport im Holz und die angesetzten Schwindmaße.

Tabelle 2.8 Verwendete Materialkennwerte für die FEM-Simulation der Feuchtetransportvorgänge in HBH

Material	Richtung	D	S	α
		[m ² /s]	[m/s]	[%/% Δu]
BSH Fichte	quer zur Faser	1,775E-04	2,500E-08	0,25/2
	längs zur Faser	2,130E-03		0,01/2
Buchenfurnier	quer zur Faser	7,100E-05	2,500E-08	0,30/2
	längs zur Faser	1,065E-03		0,01/2

Die Erarbeitung des Simulationsmodells wurde durch eine vom Verfasser betreute Masterarbeit (Rieder 2019) begleitet.

Die klimatischen Verhältnisse und damit die Feuchtelast (Holzfeuchteschwankungen) von Holzbauteilen ist stark abhängig von der Nutzung. Gamper et al. (2013) untersuchten in einem Forschungsvorhaben die Gebäudeklimas in sieben unterschiedlichen Nutzungskategorien. Analysiert wurden die Auswirkungen des Gebäudeklimas auf die Holzfeuchte mittels Langzeitmessung. Das kritische Klima für verstärkte Holzbauteile wie holzbewehrtes Holz entsteht in gedämmten und beheizten Gebäuden. Dort entstehen trockene Klimabedingungen mit vergleichsweise geringen jahreszeitlichen Schwankungen, die zu einem einmaligen, aber deutlichen Austrocknen der Holzbauteile, ausgehend von der Herstellfeuchte (~ 12 %) auf die Ausgleichsfeuchte (~ 6-10 %) führen können. Für die Simulation wird das in Abbildung 2.58 gezeigte Feuchtelastprofil (Klima) verwendet.

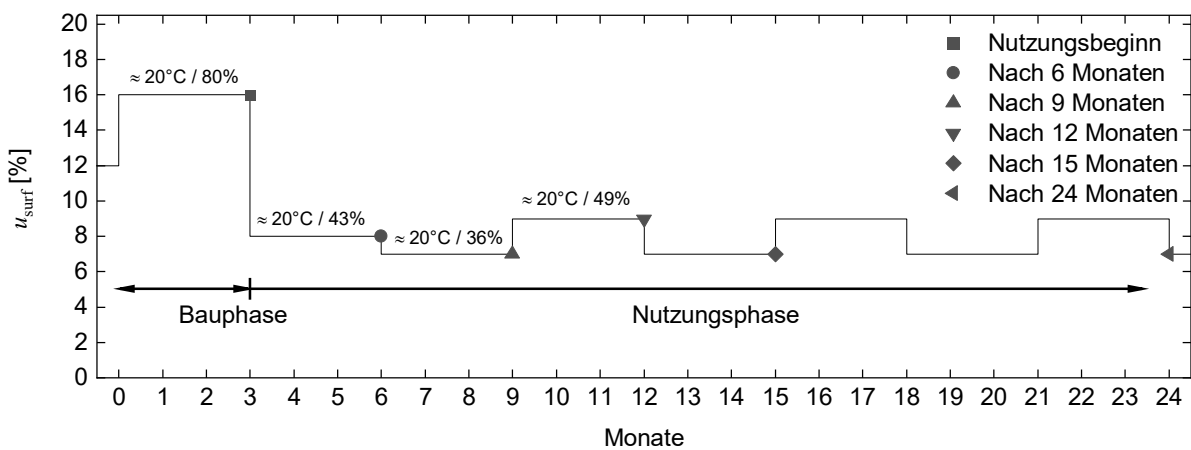


Abbildung 2.58 Feuchtelastprofil mit Angabe der daraus resultierenden klimatischen Bedingungen (Temperatur und relativen Luftfeuchtigkeit)

Für die Beurteilung der Querspannungen wurden die Querspannungsverläufe (σ_z) eines HBH-Querschnitts mit zwei Furnierebenen ($b / h = 180/400$ mm, $t_{\text{FE}} = 18$ mm) und eines unbewehrten BSH-Querschnitts nach 9 und 24 Monaten berechnet. Die Neigung der Furnierlagen (α_{FL}) variierte zwischen 0° , 45° und 90° . Die Feuchtebeanspruchung wurde dabei nur auf die Seitenflächen aufgebracht, die Hirnholzflächen wurden als dampfdicht angenommen, wodurch das Quell- und Schwindverhalten eines Trägerabschnitts simuliert wird. Abbildung 2.59 zeigt den Verlauf der Holzfeuchte für den BSH- und den HBH-Querschnitt.

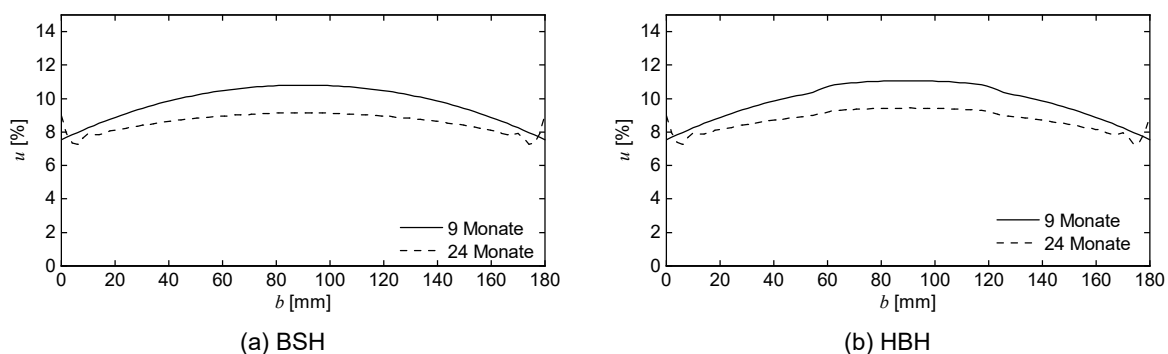


Abbildung 2.59 Verlauf der Holzfeuchte über die Querschnittsbreite

Durch die erste Trocknungsphase nach der Fertigstellung (9 Monate) entstehen in den BSH-

Komponenten die größten Querspannungen an den Seitenflächen auf halber Höhe. Ein deutlicher Einfluss der Neigung der Furnierlagen ist zu erkennen. Der BSH-Querschnitt zeigt den erwarteten Spannungsverlauf mit Querspannungen an den Seitenflächen und Querdrukspannungen in Querschnittsmitte. Nach 24 Monaten, wenn die Holzfeuchte annähernd konstant über den Querschnitt verteilt ist, verlagern sich die maximalen Zugspannungen in Richtung der Furnierebenen. Die mittlere BSH-Komponente ist dabei fast vollständig durch Querspannungen beansprucht (Abbildung 2.60).

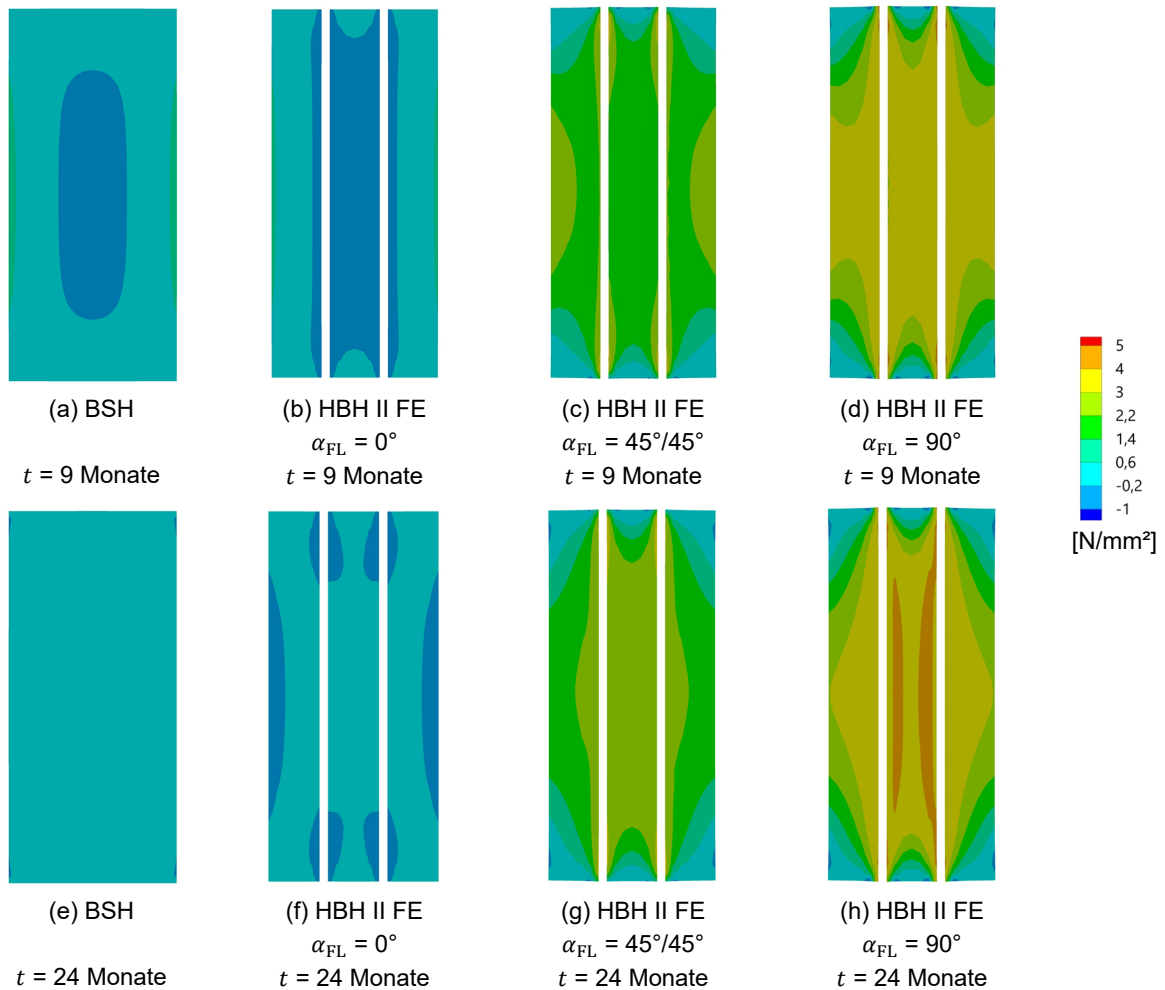


Abbildung 2.60 Querspannungen (σ_z) nach 9 und 24 Monaten in den BSH- und HBH-Querschnitten

Zur quantitativen Abschätzung des Einflusses der Furnierebene auf die Schwindverformungen und daraus resultierenden Spannungen wurde jeweils ein Simulationsmodell eines BSH-Querschnitts und eines HBH-Querschnitts mit einer Furnierebene erstellt. Die Furnierebene ($t_{FE} = 18 \text{ mm}$) bestand aus zwei Furnierlagen gleicher Dicke. Die Breite der BSH-Komponenten (b_1) wurde in Schritten von 60, 80, 100, 140 und 200 mm variiert, die Neigung der Furnierlagen (α_{FL}) zwischen 0° , 45° und 90° . Im Falle der 45° -geneigten Furnierlagen waren die Furnierlagen gegenläufig angeordnet.

Die Auswertung der Holzfeuchteverteilung und der Querspannungen in den BSH-Komponenten erfolgte nach sechs Monaten (Abbildung 2.58). Unabhängig von der Breite der BSH-Komponenten entsteht an deren Oberflächen eine Holzfeuchtigkeit von ca. 9 % und in Querschnittsmitte von ca. 12 % (Abbildung 2.61). Die Holzfeuchteverteilung ist maßgeblich von der Dauer der Trocknungs- bzw. Aufweichungsphase abhängig. Ein Einfluss auf die Verteilung der Holzfeuchtigkeit bei unterschiedlich geneigten Furnierlagen ist nicht zu erkennen. Die größte Gradienten entsteht in den ersten 40 mm der BSH-Komponenten. Bei den Querspannungen in den BSH-Komponenten ist ein Einfluss der Neigung der Furnierlagen bei Breiten (b_1) bis 100 mm erkennbar. Bei einer Breite (b_1) von 60 mm sind die maximalen Querspannungen der HBH-Querschnitte mit 45° - und 90° -geneigten Furnierlagen um 20 bis 25 % höher als die eines unbewehrten BSH-Querschnitts. Zudem ist bei den HBH-Querschnitten das querzugbeanspruchte Volumen deutlich größer als bei dem BSH-Querschnitt ohne Bewehrung. Ab einer Breite (b_1) von 100 mm sind die Querspannungen in den BSH-Komponenten unabhängig von der Furnierebene und der Neigung der Furnierlagen (Abbildung 2.61).

Der Einfluss der Querschnittshöhe wurde anhand einer Breite der BSH-Komponenten von 100 mm und einer Neigung der Furnierlagen von $22,5^\circ$ und 45° untersucht. Mit zunehmender Querschnittshöhe steigen die maximalen Querspannungen geringfügig (Abbildung 2.62). Viel stärker steigt dagegen das querzugbeanspruchte BSH-Volumen in Abhängigkeit einer größeren Neigung der Furnierlagen. Bei 45° -geneigten Furnierlagen ist das querzugbeanspruchte Volumen deutlich größer als bei $22,5^\circ$. Zudem entstehen bei den 45° -geneigten Furnierlagen in den BSH-Komponenten Querspannungen von der Oberfläche bis zur Furnierebene. Ab einer Querschnittshöhe von 800 mm ist kein Einfluss der Höhe auf die Querspannungen mehr zu erkennen. Mit flach geneigten Furnierlagen verringert sich das querzugbeanspruchte Volumen (Abbildung 2.62).

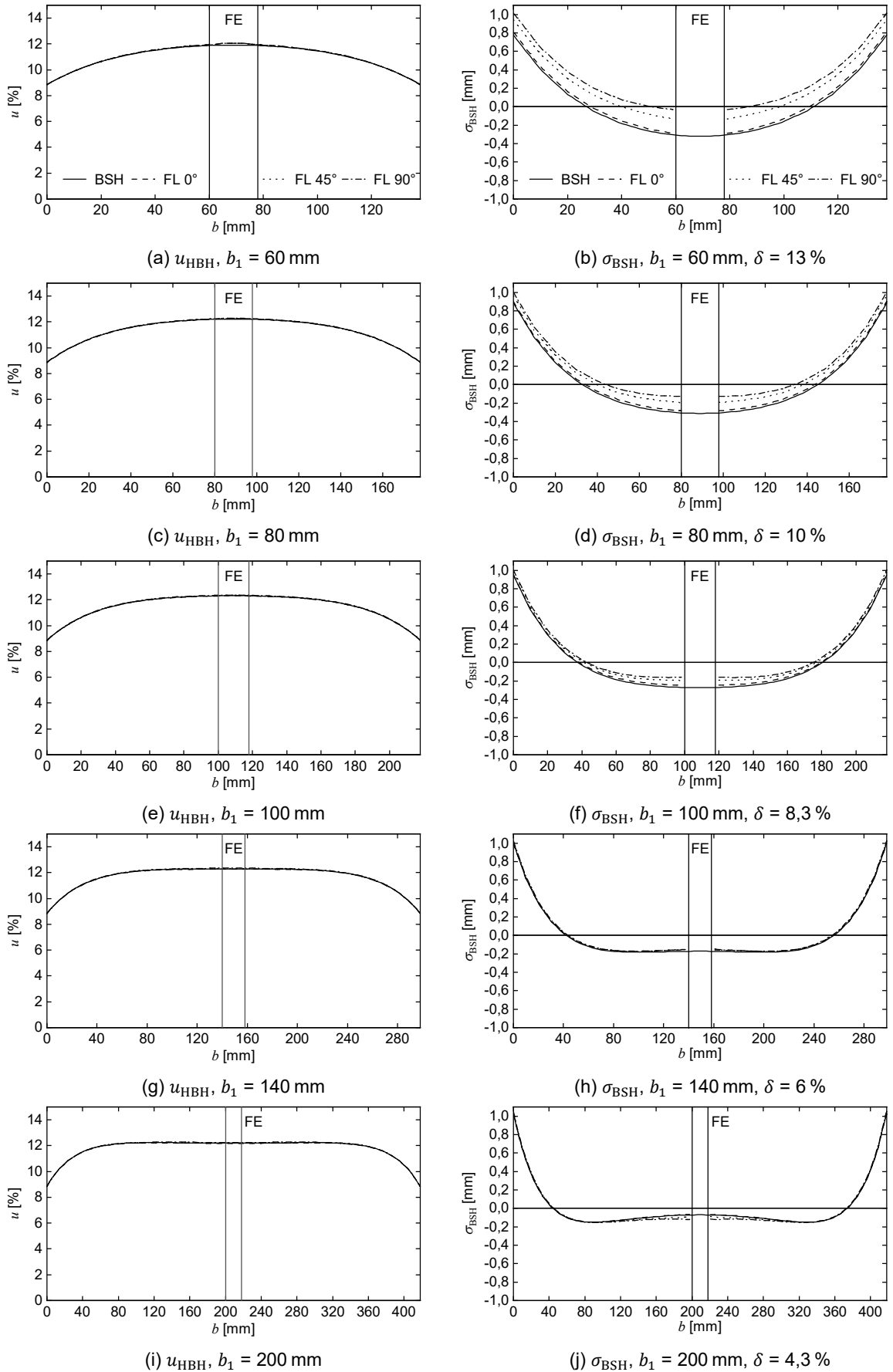


Abbildung 2.61 Verlauf der Holzfeuchtigkeit und der Querspannungen über die Querschnittsbreite (BSH und FE)

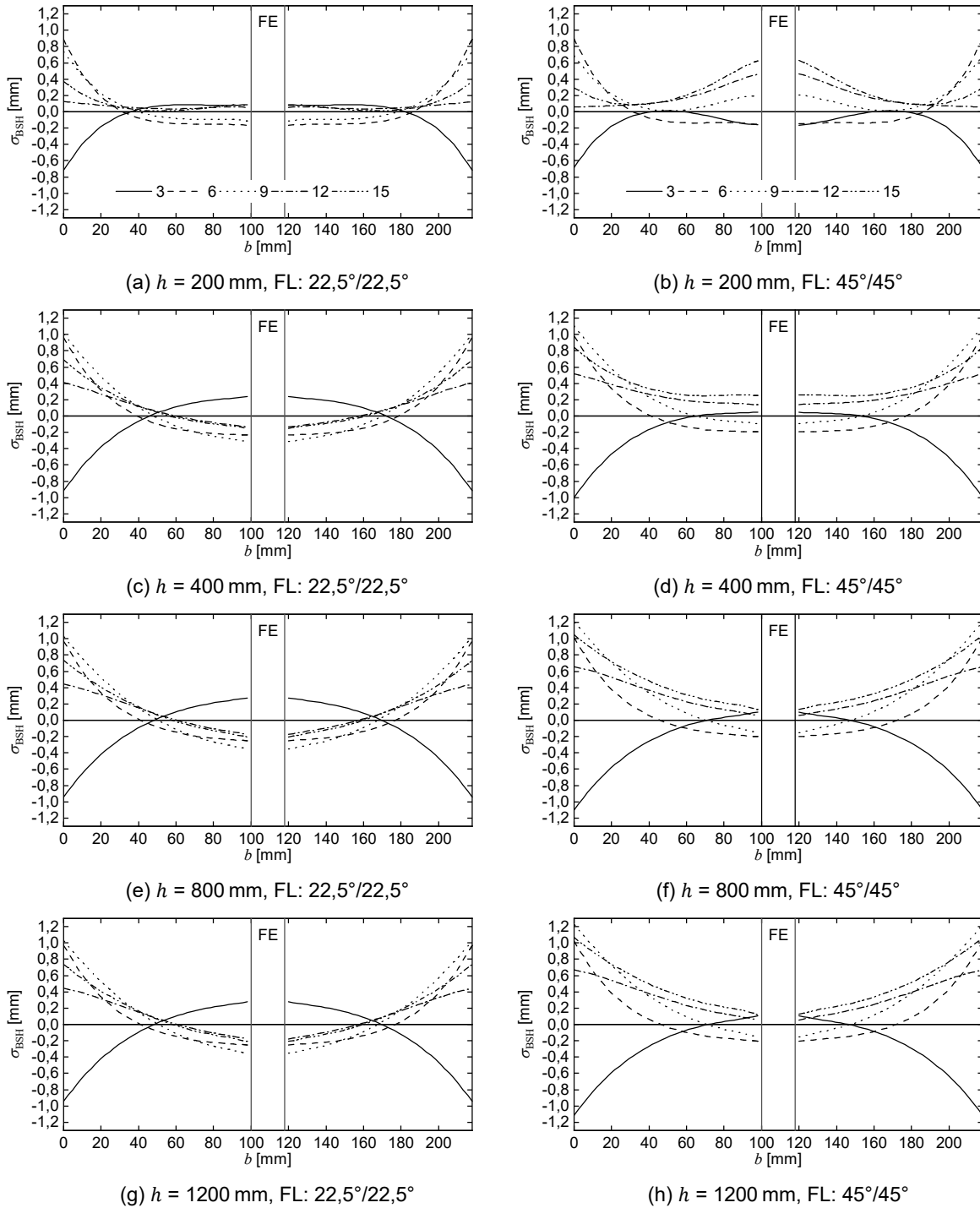


Abbildung 2.62 Verlauf der Querspannungen entsprechend den Auswertepunkten des Feuchtelastprofils für einen HBH-Querschnitt mit einer Furnierebene und gegenläufiger Anordnung der Furnierlagen für unterschiedliche Querschnittshöhen und Neigungen der Furnierlagen, Breite der BSH-Komponenten: $b_1 = 100 \text{ mm}$

2.4.6 Fazit

Den Ergebnissen der numerischen Parameterstudie zufolge können die Furnierebenen in holzbewehrtem Holz sowohl die Querkzug- als auch die Schubspannungen der BSH-Komponenten im Vergleich zu unbewehrtem Brettschichtholz deutlich reduzieren. Der Elastizitätsmodul der Furnierlagen ($E_{0,FL}$) sollte dabei mindestens 15.000 N/mm^2 betragen. Durch eine symmetrische Anordnung (Abbildung 2.48) (a) der Furnierlagen entstehen aus Gleichgewichtsgründen Querdruckspannungen in den BSH-Komponenten. Die Schubspannungen in den BSH-Komponenten (linear-elastischer Bereich) lassen sich unabhängig vom Bewehrungsgrad (δ) nur um maximal 10 % im Vergleich zu unbewehrtem Brettschichtholz reduzieren. Durch die Anordnung und die daraus resultierende Trennung der Furnierebene in Feldmitte entsteht kein eigenständiger Lastabtragungsmechanismus in der Furnierebene. Demzufolge beteiligt sich die Furnierebene nicht anteilmäßig am Lastabtrag der Querkraft. Im Gegensatz dazu kann eine gegenläufige Anordnung der Furnierlagen die Schubspannungen in den BSH-Komponenten abhängig vom Bewehrungsgrad um bis zu 50 % reduzieren. Das größte Potenzial zeigen 45° -geneigte ($+45^\circ/-45^\circ$) gegenläufig angeordnete Furnierlagen. Durch diese Anordnung entsteht ein fachwerkartiger Lastabtragungsmechanismus, der anteilmäßig Querkräfte anzieht. Die gegenläufige Anordnung der Furnierlagen verursacht aus Gleichgewichtsgründen geringe Querkzugspannungen (Abbildung 2.48) (b) in den BSH-Komponenten. Bis zu einem Neigungswinkel der Furnierlagen (α_{FL}) von ca. 25° und einem Bewehrungsgrad von ca. 15 % erhöhen sich die Biegespannungen in den BSH-Komponenten nicht wesentlich, die Furnierlagen beteiligen sich am Lastabtrag des Biegemoments. Die Schubsteifigkeit der Furnierebene (GA_{FE}) sollte mindestens 50 % der Schubsteifigkeit der BSH-Komponenten (GA_{BSH}) betragen.

Mit zunehmender Dehnsteifigkeit der Furnierebene in globaler z -Richtung lassen sich die Querkzugspannungen in den BSH-Komponenten in Abhängigkeit der Neigung der Furnierlagen um bis zu 80 % reduzieren, bei einer gegenläufigen Furnieranordnung ($+45^\circ/-45^\circ$) um bis zu 55 %. Mit zunehmender Breite der BSH-Komponenten (b_1) nimmt der Einfluss der Furnierebenen ab. Die Einflussbreite der Furnierebene ist dabei maßgeblich abhängig vom Schubmodul der BSH-Komponenten ($G_{yz,BSH}$).

Unter Annahme einer linearen Abhängigkeit (reziproke Proportionalität) der reduzierten Spannungen in den BSH-Komponenten der HBH-Querschnitte zur Traglaststeigerung können nach Gleichung (2-6) Laststeigerungsfaktoren (LF) für holzbewehrtes Holz im Vergleich zu unbewehrtem Brettschichtholz ermittelt werden.

$$LF_{HBH} = \frac{1}{\eta} \quad [-] \quad (2-6)$$

η [-] Spannungsverhältnis nach Gleichung (2-4)

Tabelle 2.9 zeigt das aus der FEM-Studie ermittelte Laststeigerungspotential von HBH-Querschnitten in Abhängigkeit der Beanspruchung.

Tabelle 2.9 Traglaststeigerung von holzbewehrtem Holz im Vergleich zu unverstärktem Brettschichtholz, HBH-Querschnitte mit einer Furnierebene

Beanspruchung	Anordnung Furnierlagen	α_{FL} [°]	δ [%]	Laststeigerungsfaktor [-]
Schub	symmetrisch	45°	10 bis 30 %	1,11
	gegenläufig	+45°/-45°	10 %	1,50
	gegenläufig	+45°/-45°	30 %	2,00
Querzug	gegenläufig	+45°/-45°	10 %	2,38
	gegenläufig	+45°/90°/-45°	10 %	3,13
	orthogonal	90°	10 %	5,88

Die durchgeführten instationären Simulationen zur Holzfeuchteänderung zeigen, dass flacher geneigte Furnierlagen geringere Querzugspannungen initiieren als 90°-orientierte. Mit zunehmender Neigung der Furnierlagen steigt das querzugbeanspruchte Volumen der BSH-Komponenten. Zu Beginn einer Trocknungsphase entstehen die größten Querzugspannungen an den Seitenflächen der BSH-Komponenten. Wenn die Holzfeuchte annähernd konstant über den Querschnitt verteilt ist, verlagern sich die maximalen Zugspannungen in Richtung der Furnierebenen. Bei zwei Furnierebenen ist die mittlere BSH-Komponente fast vollständig durch Querzugspannungen beansprucht.

Die numerische Parameter- und Variantenstudie zeigte den Effekt der Furnierebenen (Superlamelle) auf die Reduktion der Spannungen in den BSH-Komponenten im linear-elastischen Bereich und das daraus resultierende Laststeigerungspotenzial. Diese Ergebnisse werden in den folgenden Kapiteln experimentell untersucht.

3 Festigkeits- und Steifigkeitskennwerte von Laubholz furnieren aus Buche

3.1 Untersuchungsziel und Vorgehensweise

Das Ziel der Untersuchung ist es, die Festigkeits- und Steifigkeitskennwerte mehrlagig faserparallel verklebter Furniere aus Buche zu ermitteln.

Bestimmt werden die Zugfestigkeit in Faserlängsrichtung ($f_{t,k,FL}$) und der E-Modul in Faserlängsrichtung ($E_{0,FL}$) von Furnierlagen.

Zudem werden die Scherfestigkeit rechtwinklig zur Plattenebene ($f_{v,FE}$) und der Schubmodul rechtwinklig zur Plattenebene ($G_{xz,FE}$) von Furnierebenen aus Buche ermittelt. Auf Basis dieser Untersuchungen lassen sich Aussagen über den Homogenisierungseffekt gewinnen.

3.2 Zugfestigkeit- und Elastizitätsmodul in Faserlängsrichtung

3.2.1 Material und Herstellung

Die Prüfkörper wurden aus Einzelfurnieren mit einer Furnierdicke $t_F = 1,50$ mm aufgebaut. Die Furniere wurden drei unterschiedlichen Baumstämmen entnommen. Der Mittelwert der Rohdichte ($\rho_{F,MW}$) der Einzelfurniere bestimmt mit dem Darrverfahren nach EN 13183-1:2012, betrug 744 kg/m^3 (COV 5,7 %). Der Mittelwert der Holzfeuchtigkeit ($u_{F,MW}$) der Furniere der drei Stämme lag bei 9,6 % (COV 2,0 %). Untersucht wurden ein, zwei, vier und sechs faserparallel verklebte Einzelfurniere. Als Klebstoff kam das Klebeharz Silekol® 262 zum Einsatz, ein Gemisch aus Produkten der Polykondensation von Harnstoff und Formaldehyd in wässriger Lösung, da der Hersteller der Prüfkörper in seiner Produktionsanlage nur diesen Klebstoff verarbeiten konnte. Zusätzlich wurden pro Baumstamm jeweils drei Prüfkörper mit vier und zwei Prüfkörper mit sechs Furnierlagen und einem Phenol-Resorcin-Formaldehyd-Klebstoff (PRF-Klebstoff) nach (Z.9.1-1.840) in der Materialprüfanstalt der TU-München hergestellt.

3.2.2 Versuchskonfiguration und -durchführung

Zur Bestimmung der Zugfestigkeit und des Elastizitätsmoduls wurden Zugversuche nach DIN EN 408:2012-10 durchgeführt. Den Prüfaufbau zeigt Abbildung 3.1. Die Berechnung der charakteristischen Werte erfolgte nach DIN EN 14358:2016-11. Die Belastung wurde weggesteuert aufgebracht. Für die Ermittlung des Elastizitätsmoduls wurden seitlich zwei induktive Wegaufnehmer angebracht.

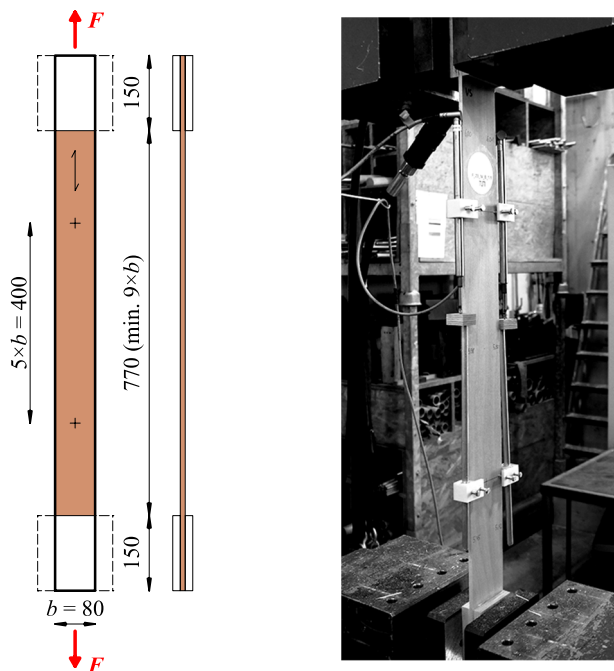


Abbildung 3.1 Versuchsaufbau: Zugversuche der Buchenfurniere

Die Lasteinleitung erfolgte über Klemmbacken auf einer Länge von 150 mm.

3.2.3 Auswertung und Ergebnisse

Die harnstoffverklebten Prüfkörper zeigten ein spröderes Bruchverhalten als die PRF-verklebten Prüfkörper. Zugbrüche und eine Kombination aus Schub- und Zugbrüchen kennzeichneten das Versagen (Abbildung 3.2).

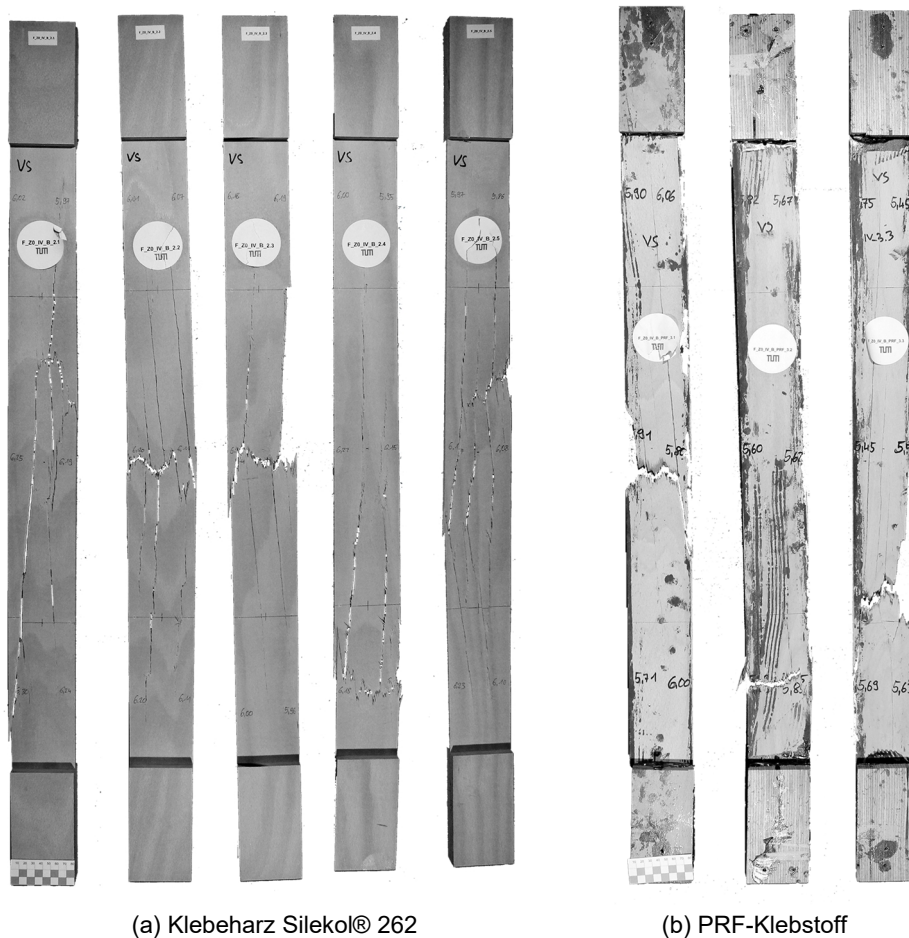


Abbildung 3.2 Bruchbilder der Zugversuche von vier faserparallel verklebten Einzelnurnieren

Die Ergebnisse der Zugversuche zeigen einen starken Homogenisierungseffekt für mehrlagig faserparallel verklebte Buchenurnieren – sowohl für die Zugfestigkeit ($f_{t,k,FL}$) als auch für den Elastizitätsmodul ($E_{0,FL}$) (Abbildung 3.3 und Abbildung 3.4). Der Mittelwert der Zugfestigkeit ($f_{t,k,FL,MW}$) von vier verklebten Furnieren war doppelt so hoch wie der der Einzelnurniere. Die Prüfkörper mit vier und sechs verklebten Furnieren erreichten charakteristische Zugfestigkeiten ($f_{t,k,FL}$) von bis zu 100 N/mm². Ein Einfluss der unterschiedlichen Klebstoffe auf die Zugfestigkeit war nicht festzustellen. Im Gegensatz dazu war jedoch ein Einfluss der Klebstoffe auf den Elastizitätsmodul zu beobachten. Der Mittelwert des Elastizitätsmoduls der PRF-verklebten Prüfkörper mit vier Einzelnurnieren war um 9,0 % und der mit sechs Einzelnurnieren um 13,4 % niedriger als der Prüfkörper mit Harnstoffklebstoff. Harnstoff-Formaldehyd-Klebstoff hat kleinere Moleküle und in Abhängigkeit vom Vernetzungsgrad der Moleküle tendenziell eine bessere Eindringfähigkeit als bereits stärker vernetzte PRF-Klebstoffe (Dunky und Niemz 2002) (Zeppenfeld und Grunwald 2005). Deshalb kann ein niedrig vernetzter Harnstoff-Formaldehyd-Klebstoff tiefer zwischen die Fasern der Buchenurniere eindringen und verursacht dadurch einen Versteifungseffekt. Dieser ist umso größer, je dünner die Einzelnurniere sind. Die Mittelwerte der Elastizitätsmodule liegen in etwa auf dem gleichen Niveau wie die ähnlicher Laubholzprodukte (z. B. *BauBuche S*, $E_{0,mean} = 16.800$ N/mm², nach Z-9.1-838).

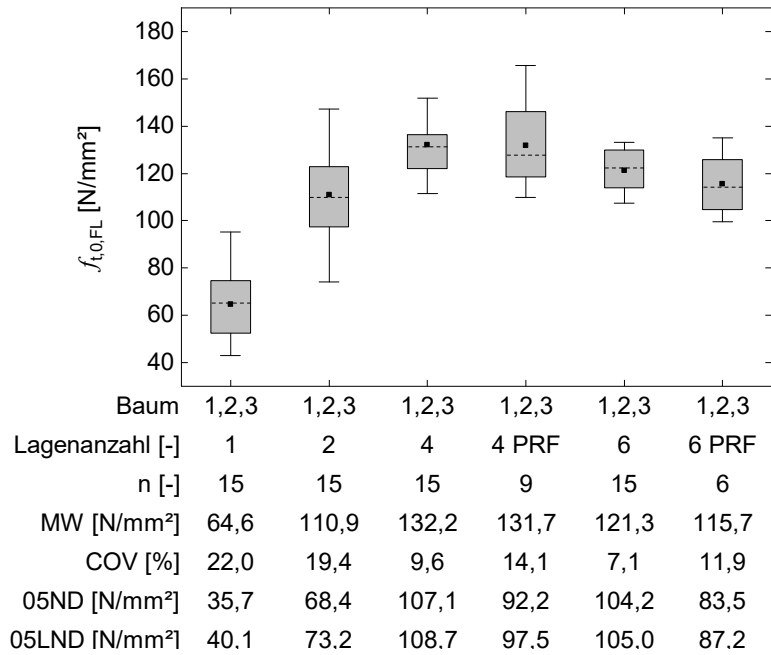


Abbildung 3.3 Zugfestigkeit parallel zur Faser ($f_{t,0,FL}$) mehrlagig faserparallel verklebter Buchenfurniere, 05ND und 05LND sind die 5%-Quantile von Normal- und Lognormalverteilungen

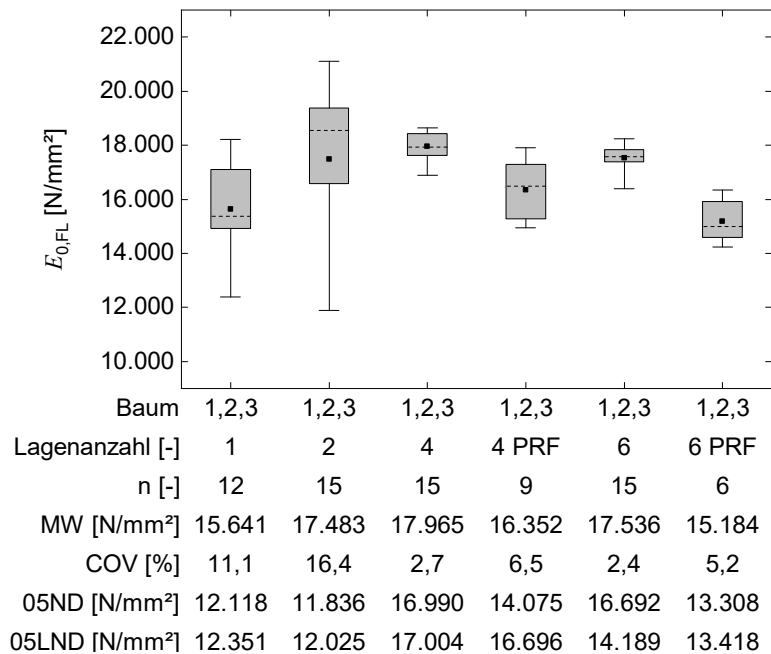


Abbildung 3.4 Elastizitätsmodul parallel zur Faser ($E_{t,0,FL}$) mehrlagig faserparallel verklebter Buchenfurniere, 05ND und 05LND sind die 5%-Quantile von Normal- und Lognormalverteilungen

Auf Basis der untersuchten Furniere mit 1,50 mm Dicke wird ein Furnierlagenaufbau mit vier Einzelfurnieren empfohlen. Dadurch gleichen sich die wachstumsbedingten Unstetigkeiten der Furniere aus, und die Zugfestigkeiten lassen sich im Vergleich zu Einzelfurnieren signifikant erhöhen.

3.3 Scherfestigkeit und Schubsteifigkeit von Furnierebenen

3.3.1 Grundlagen

Furnierebenen können als Holzwerkstoffplatten betrachtet werden. Die Prüfung der Scherfestigkeit und Schubsteifigkeit von Holzwerkstoffplatten (Scheren rechtwinklig zur Plattenebene) regelt die DIN EN 789:2005-01. Den zugrunde gelegten Prüfaufbau stellt Abbildung 3.5 dar.

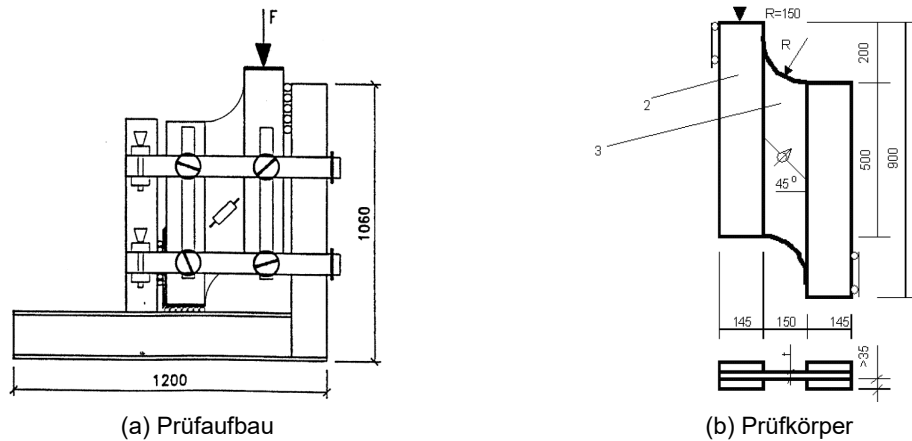


Abbildung 3.5 Prüfaufbau für Holzwerkstoffplatten, Scheren rechtwinklig zur Plattenebene nach DIN EN 789:2005-01

Zur kontinuierlichen Lasteinleitung sind Seitenhölzer an den Längskanten der Prüfkörper aufzukleben. Der lichte Abstand der Seitenhölzer beträgt 150 mm. Da für die Prüfkörper der Furnierebenen nur die unversehrten Abschnitte der Schubprüfkörper (Abschnitt 4.4) zur Verfügung standen, war der Prüfaufbau nach DIN EN 789:2005-01 nicht möglich. Deswegen wurde ein modifizierter Prüfaufbau zur Ermittlung der Scherfestigkeit und Schubsteifigkeit rechtwinklig zur Plattenebene von Furnierebenen entwickelt.

3.3.2 Material und Herstellung

Die Prüfkörper wurden aus den unversehrten Abschnitten der Schubprüfkörper entnommen. Die Furnierebenen bestehen aus mehreren Furnierlagen mit 1,5 mm dicken PRF-verklebten Buchenfurnieren. Das Brettschichtholz entspricht der Festigkeitsklasse GL28h nach DIN EN 14080:2013-09. Untersucht wurden jeweils acht Prüfkörper von zwei Furnierebenen mit einer Dicke von 9 mm und einem Furnierlagenaufbau von $45^\circ/45^\circ$ und $45^\circ/90^\circ/45^\circ$ (Abbildung 3.6). Zusätzlich wurde ein eingeschnittener BSH-Prüfkörper gefertigt.

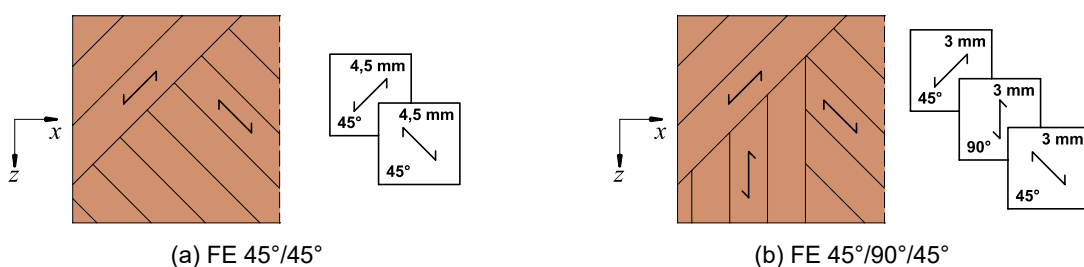


Abbildung 3.6 Untersuchte Furnierebenen (FE), $t_{FE} = 9 \text{ mm}$

3.3.3 Versuchskonfiguration und -durchführung

In Anlehnung an die Prüfung der Scherfestigkeit in Faserrichtung nach DIN EN 408:2012-10 wurde der Prüfkörper um 14° gedreht belastet. Abbildung 3.7 zeigt den Prüfaufbau. Die seitliche BSH-Breite wurde so optimiert, dass die Wirkungslinien der Lasteinleitung in einer Achse verlaufen. Eine 10 mm breite Nut in den seitlichen BSH-Komponenten legte die Furnierebene frei, die dadurch eine Scherbeanspruchung und eine geringe Querdruckbeanspruchung erfährt.

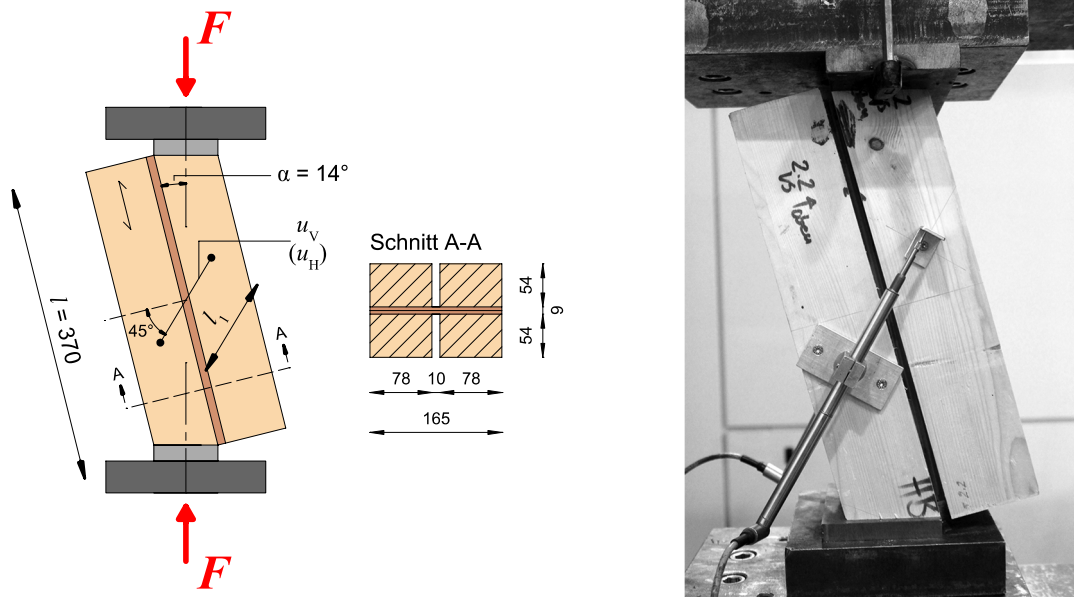


Abbildung 3.7 Prüfaufbau zur Bestimmung der Scherfestigkeit und des Schubmoduls rechtwinklig zur Furnierebene, Abmessungen in mm

Die maximal aufzubringende Last hängt von der Druckfestigkeit der BSH-Komponenten ($f_{c,\alpha}$) und der Schubfestigkeit zwischen den BSH-Komponenten und der Furnierlage ab. Durch die geneigte Furnieranordnung sind die Furnierlagen unter 45° zur Faserorientierung des Brettchichtholzes mit den BSH-Komponenten verklebt. Die Furnierlage wird dadurch unter einem Winkel von 45° auf Rollschub beansprucht. Zu dieser Beanspruchung existieren in der Literatur noch keine Festigkeitskennwerte. Aus diesem Grund erfolgten Tastversuche mit 45° - und 90° -verklebten Furnieren. Hierfür wurden kleinformatische Prüfkörper aus unversehrten Teilen bereits geprüfter Schubprüfkörper (Abschnitt 4.4) gefertigt. Die Furnierebene bestand aus zwei Furnierlagen ($t_{FL} = 4,5$ mm). Die Länge der Scherfläche (l) betrug 140 mm, die Dicke (d) der BSH-Komponenten 38 mm. Die Breite (b) der Prüfkörper betrug 100 mm. Abbildung 3.8 zeigt den geplanten und realisierten Versuchsaufbau sowie die Prüfergebnisse.

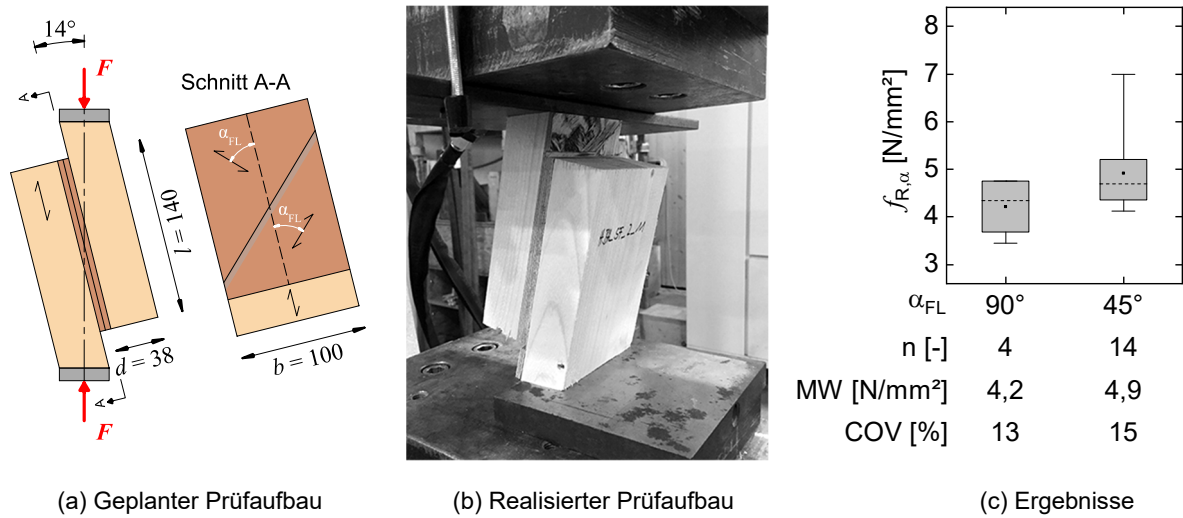


Abbildung 3.8 Prüfaufbau und Ergebnisse der Rollschubfestigkeit von Furnierlagen aus Buche, verklebt mit BSH aus Fichte, Abmessungen in mm

Die Auswertung ergab: Der Mittelwert der Rollschubfestigkeit der um 45°-orientierten Furniere war ca. 16 % höher als der der 90°-orientierten Furniere. Durch die ermittelten Rollschubfestigkeiten ließ sich mit dem geplanten Prüfaufbau (Abbildung 3.7) ein vorzeitiges Versagen im Bereich der an das BSH angrenzenden und um 45°-gedrehten Furnierlage ausschließen.

3.3.4 Auswertung und Ergebnisse

Das Versagen der Prüfkörper war sehr duktil. Den gemittelten Kraft-Verformungslinien zufolge war die Schubsteifigkeit der Furnierebene mit einem 45°/45°-Furnierlagenaufbau höher als die der 45°/90°/45°-Ebene (Abbildung 3.9). Im Bereich der Lasteinleitung waren lokale Stauchungen zu beobachten.

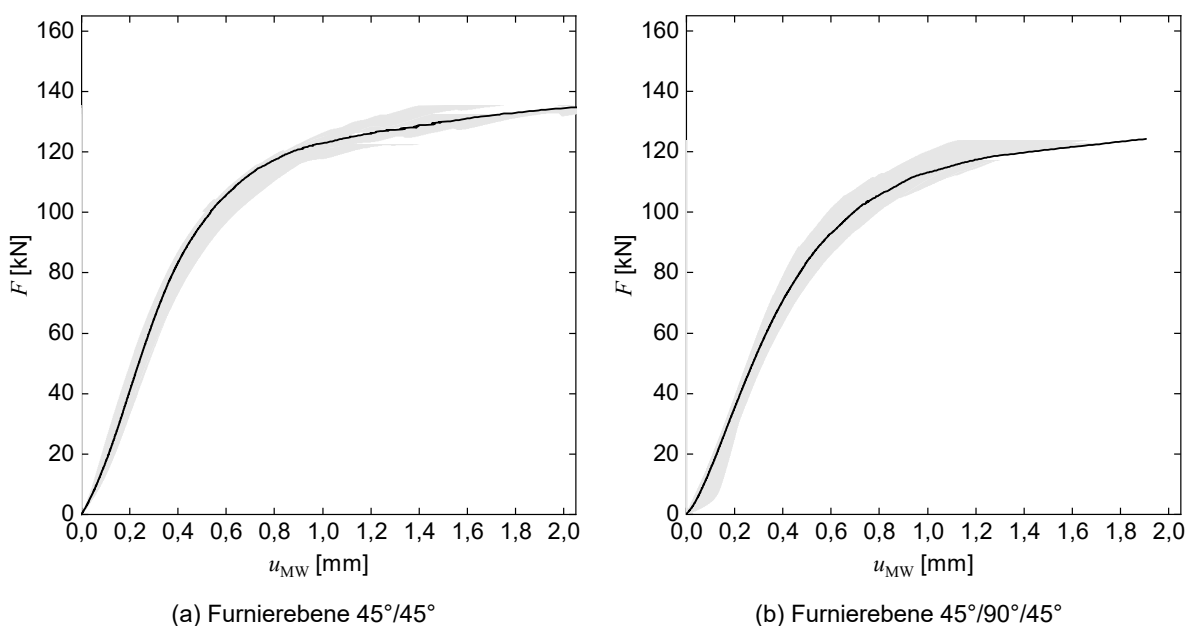
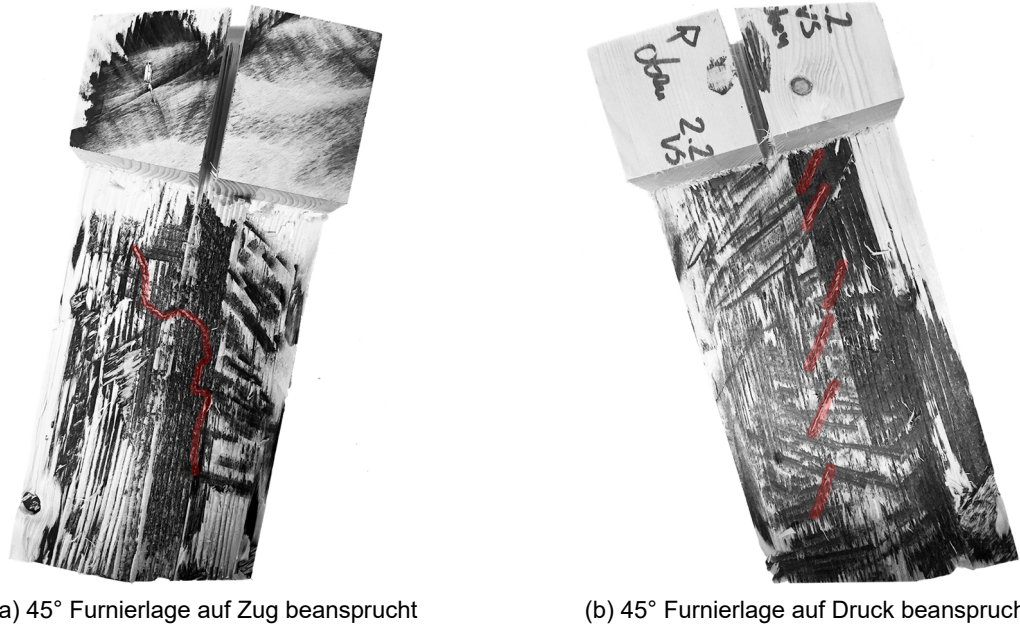


Abbildung 3.9 Mittelwert aller Kraft-Verformungskurven der Furnierebenen

Abbildung 3.10 zeigt eine freigelegte Furnierebene (45°/45°) eines Prüfkörpers. Gut zu erkennen ist, dass die auf Zug beanspruchten Furnierlagen versagten (Abbildung 3.10) (a). In der auf Druck beanspruchten Furnierlage (Abbildung 3.10) (b) sind Quersugrisse der Furnierlagen erkennbar.



(a) 45° Furnierlage auf Zug beansprucht

(b) 45° Furnierlage auf Druck beansprucht

Abbildung 3.10 Freigelegte Furnierebene eines Prüfkörpers mit 45°/45°

Die Berechnung der Scherfestigkeit rechtwinklig zur Furnierebene ($f_{v,FE}$) erfolgte nach Gleichung (3-1), der Schubmodul (G_{FE}) wurde nach Gleichung (3-2) ermittelt. Abbildung 3.11 zeigt die Ergebnisse.

$$f_{v,FE} = \frac{F \cdot \cos(\alpha)}{l \cdot t_{FE}} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (3-1)$$

α	[°]	Neigung des Prüfkörpers
l	[mm]	Länge der Furnierebene entlang der Mittellinie des Scherbereichs
t_{FE}	[mm]	Dicke der Furnierebene

$$G_{FE} = \frac{0,5 \cdot (F_2 - F_1) \cdot l_1}{(u_2 - u_1) \cdot l \cdot t_{FE}} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (3-2)$$

$F_2 - F_1$	[N]	Zunahme der Last zwischen $0,1 \cdot F_{max}$ und $0,4 \cdot F_{max}$
$u_2 - u_1$	[mm]	Zunahme der gemittelten Verformung ($u_V; u_H$) entsprechend $F_2 - F_1$
l_1	[mm]	Messlänge

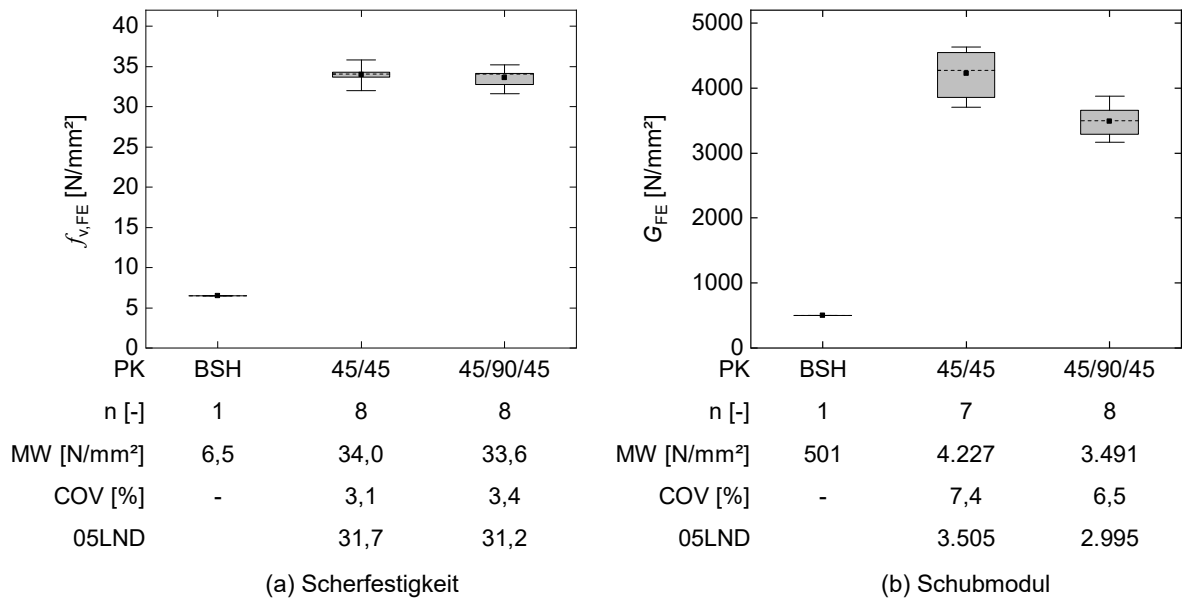


Abbildung 3.11 Scherfestigkeit und Schubmodul rechtwinklig zur Furnierebene, 05LND sind die 5%-Quantile von Lognormalverteilungen

Die Ergebnisse zeigten keinen großen Unterschied der Scherfestigkeit in Abhängigkeit der zwei untersuchten Furnierebenen. Im Gegensatz dazu war der Schubmodul der Furnierebene mit einem 45°/90°/45°-Aufbau um 17,4 % geringer als der einer Furnierebene mit einem 45°/45°-Aufbau.

Ehlbeck und Colling (1985) untersuchten die Scherfestigkeit rechtwinklig zur Plattenebene von Bau-Furniersperrholz aus Buche an großen und kleinen Prüfkörpern unterschiedlicher Plattendicke. Abbildung 3.12 stellt die beiden Prüfaufbauten dar.

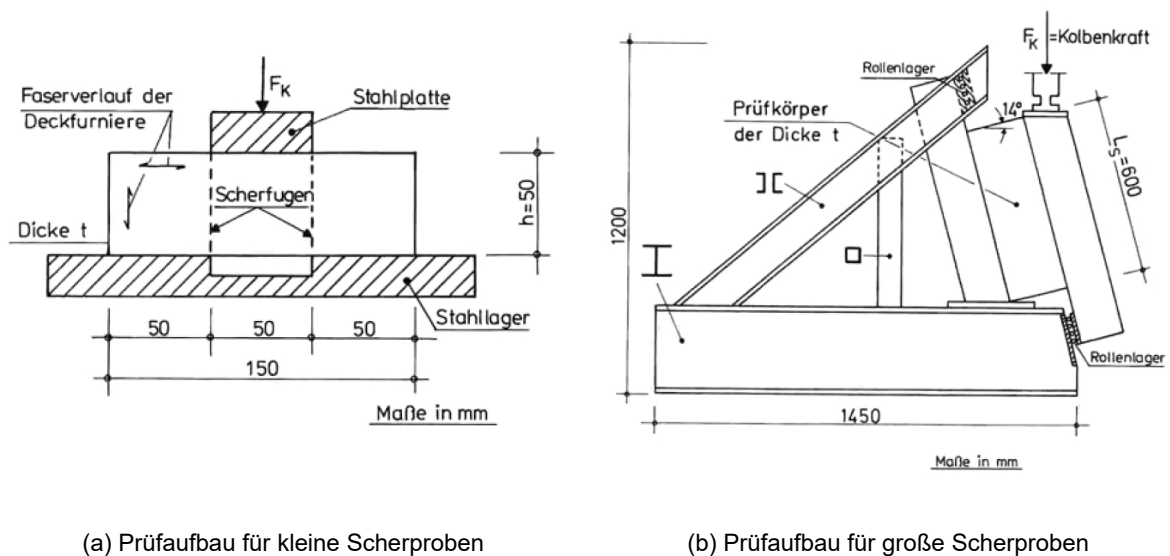


Abbildung 3.12 Prüfaufbauten zur Bestimmung der Scherfestigkeit rechtwinklig zur Plattenebene (Ehlbeck und Colling 1987)

Der Prüfaufbau der großen Prüfkörper ist vergleichbar mit dem Prüfaufbau nach DIN EN 789:2005-01 (Abbildung 3.5). Den Ergebnissen zufolge hat die Dicke der Platten praktisch keinen Einfluss auf die Scherfestigkeit. Ebenso verhält es sich mit der Faserrichtung der Deckfurniere. Bei den großformatigen Prüfkörpern konnte eine Scherfestigkeit $f_{v,mean}$ von 11,5 N/mm² (COV 9,1 %), bei den kleinformatigen von 14,6 N/mm² (COV 10,4 %) ermittelt werden. Der Schubmodul $G_{v,mean}$ der untersuchten BFU-Sperrhölzer lag bei 760 N/mm². Im Vergleich zu den Ergebnissen von Ehlbeck und Colling (1985) erhöhten die geneigten Furnierlagen die Scherfestigkeit um den Faktor 2,9 und den Schubmodul um den Faktor 5,6 (FE 45°/45°).

3.3.5 Vergleich mit analytischen Untersuchungen

Der Schubmodul rechtwinklig zur Furnierebene (G_{FE}) lässt sich analytisch mit dem Verfahren der konstruktiven Anisotropie ermitteln. Informationen zur Entstehung und Entwicklung des Verfahrens finden sich in Dietsch (2012).

Für die Berechnung der Steifigkeiten von Furnierebenen und der Spannungen in den Furnierlagen mittels der konstruktiven Anisotropie gelten folgende Annahmen:

- Es wird von einem ebenen Spannungszustand in Scheibenbeanspruchung ausgegangen, vgl. Lischke (1985) und Bosl (2002). Dies ist zulässig, weil $t_{FL} \ll h, l$ gilt. Die Spannungen senkrecht zur Furnierebene werden vernachlässigt.
- Die Querschnitte bleiben unter Verformung eben (Kirchhoff-Love-Hypothese), vgl. Lischke (1985) und Dietsch (2012).
- Es wird das Hookesche Gesetz der linearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung angenommen, wobei für Zug- und Druckbeanspruchung das gleiche Materialgesetz gilt, vgl. Lischke (1985) und Dietsch (2012).
- Die Kopplung zwischen den Furnierlagen wird als starr angesetzt. Eine Nachgiebigkeit des Verbundes wird nicht berücksichtigt, vgl. Lischke (1985). Dadurch haben die Steifigkeit der Klebstofffuge und die Rollschubsteifigkeit keinen Einfluss.
- Zur Vereinfachung werden die Querkontraktionszahlen (ν_{ij}) vernachlässigt, vgl. Dietsch (2012).

Nach dem Elastizitätsgesetz gelten für die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen eines Elementes unter Scheibenbeanspruchung und Vernachlässigung der Querdehnzahlen in der x - z -Ebene:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xz} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} S_{11} & 0 & 0 \\ 0 & S_{22} & 0 \\ 0 & 0 & S_{33} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_z \\ \tau_{xz} \end{pmatrix} \quad \text{kurz:} \quad \boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{S} \cdot \boldsymbol{\sigma} \quad (3-3)$$

Nach $\boldsymbol{\sigma}$ aufgelöst, lautet die Elastizitätsbeziehung:

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_z \\ \tau_{xz} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} C_{11} & 0 & 0 \\ 0 & C_{22} & 0 \\ 0 & 0 & C_{33} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xz} \end{pmatrix} \quad \text{kurz:} \quad \boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{C} \cdot \boldsymbol{\varepsilon} \quad (3-4)$$

Dabei gilt, dass die Elastizitätsmatrix (Steifigkeitsmatrix) C die Inverse der Dehnmatrix (Nachgiebigkeitsmatrix) S ist:

$$C = S^{-1} \quad (3-5)$$

Eine Furnierebene besteht aus mehreren unterschiedlich orientierten Furnierlagen. In diesem Fall müssen die Steifigkeitsmatrizen der einzelnen Furnierlagen ($C_{i,i}$) zunächst in ein globales Koordinatensystem (x_0, z_0) transformiert werden (Abbildung 3.13).

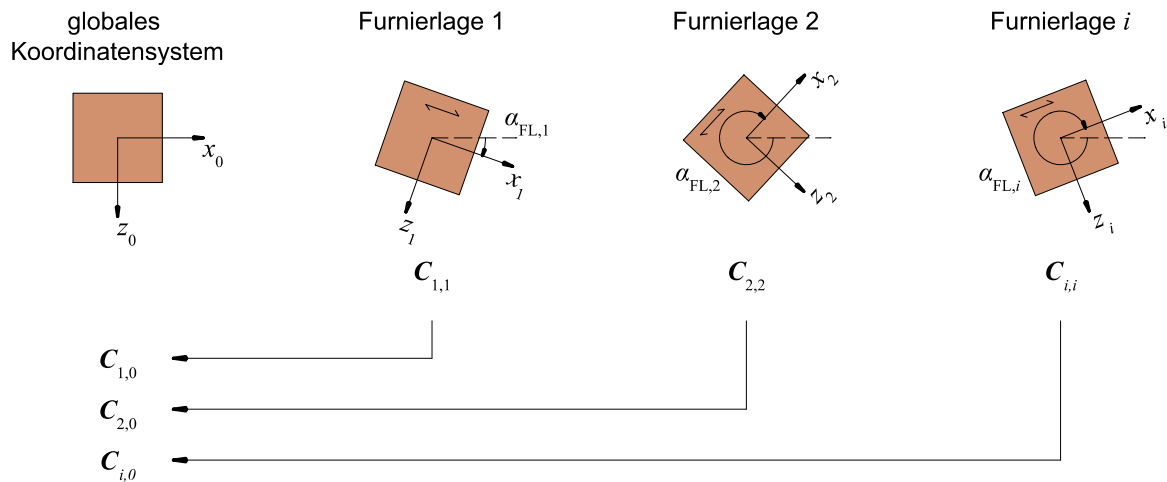


Abbildung 3.13 Transformation der Steifigkeitsmatrizen der Furnierlagen in das globale Koordinatensystem (x_0, z_0)

Die Transformation der Steifigkeiten je Furnierlage vom lokalen Koordinatensystem in das globale Koordinatensystem berechnet sich nach Gleichung (3-6):

$$C_{i,0} = T_{\sigma,i,0}(\alpha_i) \cdot C_{1,1} \cdot T_{\varepsilon,0,i} \quad i = \text{Furnierlage 1, 2 etc.} \quad (3-6)$$

Die Transformationsmatrizen sind wie folgt definiert ($\cos = \cos(\alpha_i)$, $\sin = \sin(\alpha_i)$):

$$T_{\sigma,i,0} = \begin{vmatrix} \cos^2 & \sin^2 & 2 \cdot \sin \cdot \cos \\ \sin^2 & \cos^2 & -2 \cdot \sin \cdot \cos \\ -\sin \cdot \cos & \sin \cdot \cos & \cos^2 - \sin^2 \end{vmatrix} \quad i = \text{Furnierlage 1, 2 etc.} \quad (3-7)$$

$$T_{\varepsilon,0,i} = \begin{vmatrix} \cos^2 & \sin^2 & \sin \cdot \cos \\ \sin^2 & \cos^2 & -\sin \cdot \cos \\ -2 \cdot \sin \cdot \cos & 2 \cdot \sin \cdot \cos & \cos^2 - \sin^2 \end{vmatrix} \quad i = \text{Furnierlage 1, 2 etc.} \quad (3-8)$$

Die Steifigkeitsmatrix der Furnierebene bezogen auf das globale Koordinatensystem ergibt sich durch die Addition der transformierten Steifigkeitsmatrizen je Furnierlage, gewichtet entsprechend der Dicke je Furnierlage (t_{FL}):

$$\mathbf{C}_{FE,0} = \sum_{i=1}^{i=n} t_{FLi} \cdot \mathbf{C}_{i,0} \quad i = \text{Furnierlage 1, 2 etc.} \quad (3-9)$$

In Matrixschreibweise lautet die globale Steifigkeitsmatrix der Furnierebene:

$$\mathbf{C}_{FE,0} = \begin{vmatrix} E_{x,0} & 0 & 0 \\ 0 & E_{z,0} & 0 \\ 0 & 0 & G_{xz,0} \end{vmatrix} \quad (3-10)$$

Der Schubmodul ($G_{xz,0}$) der Furnierebene entspricht dabei dem Schubmodul rechtwinklig zur Plattenebene (G_v) nach DIN EN 789:2005-01.

Über den Belastungsvektor (n_0) können Spannungen auf ein infinitesimales Element der Furnierebene aufgebracht werden. Dabei handelt es sich um konstante Spannungen im globalen Koordinatensystem.

$$\mathbf{n}_{FE,0} = \begin{vmatrix} \sigma_{x,0} \\ \sigma_{z,0} \\ \tau_{xz,0} \end{vmatrix} \quad (3-11)$$

Die aus den Beanspruchungen resultierenden Dehnungen der Furnierebene im globalen Koordinatensystem ergeben sich aus der Multiplikation des Belastungsvektors mit der Inversen der Steifigkeitsmatrix der Furnierebene:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{FE,0} = \begin{vmatrix} \varepsilon_{x,0} \\ \varepsilon_{z,0} \\ \gamma_{xz,0} \end{vmatrix} = \mathbf{C}_{FE,0}^{-1} \cdot \mathbf{n}_{FE,0} \quad (3-12)$$

Da der Verbund der Furnierebenen als starr angenommen wird, sind die Dehnungen der Furnierebene in das lokale Koordinatensystem der Furnierlagen übertragbar:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_i = \begin{vmatrix} \varepsilon_{x,i} \\ \varepsilon_{z,i} \\ \gamma_{xz,i} \end{vmatrix} = \mathbf{T}_{\varepsilon,0,i}(\alpha_i) \cdot \boldsymbol{\varepsilon}_{FE,0} \quad i = \text{Furnierlage 1, 2 etc.} \quad (3-13)$$

Über die Elastizitätsbeziehung lassen sich somit die Spannungen der Furnierlagen berechnen:

$$\mathbf{n}_{i,i} = \begin{vmatrix} \sigma_{x,i} \\ \sigma_{z,i} \\ \tau_{xz,i} \end{vmatrix} = \mathbf{C}_{i,i} \cdot \boldsymbol{\varepsilon}_i \quad i = \text{Furnierlage 1, 2 etc.} \quad (3-14)$$

Die Steifigkeiten der Furnierlagen wurden proportional zu dem in Abschnitt 3.2 ermittelten Elastizitätsmodul ($E_{0,FL}$) für vier faserparallel verklebte Einzelfurniere auf Basis der Zulassung (Z-9.1-838) nach Gleichung (3-15) angepasst.

$$S_{FL} = \frac{E_{0,FL}}{E_{x,BB}} \cdot \frac{1}{S_{BB}} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (3-15)$$

S_{FL}	[N/mm ²]	$E_y, E_z, G_{xy}, G_{yz}, G_{xz}$ der Furnierlage
S_{BB}	[N/mm ²]	$E_y, E_z, G_{xy}, G_{yz}, G_{xz}$ von <i>BauBuche</i>
$E_{0,FL}$	[N/mm ²]	Elastizitätsmodul in Faserrichtung der Furnierlagen
$E_{x,BB}$	[N/mm ²]	Elastizitätsmodul in Faserrichtung von <i>BauBuche</i>

Tabelle 3.1 zeigt die für die analytische Berechnung des Schubmoduls der Furnierebene angesetzten Steifigkeiten der Furnierlagen.

Tabelle 3.1 Steifigkeitskennwerte der Furnierlage, unterstrichene Kennwerte werden für die Berechnung des Schubmoduls der Furnierebene angesetzt

Material	E_x [N/mm ²]	E_y [N/mm ²]	E_z [N/mm ²]	ν_{XY} [-]	ν_{YZ} [-]	ν_{XZ} [-]	G_{XY} [N/mm ²]	G_{YZ} [N/mm ²]	G_{XZ} [N/mm ²]
<i>BauBuche</i> (BB)	16.800	470	470	0,016	0,33	0,016	850	430	850
Furnierlage	<u>16.352</u>	457	<u>457</u>	0,016	0,33	0,016	827	419	<u>827</u>

Tabelle 3.2 enthält den Vergleich der experimentell ermittelten Schubmodule mit den analytisch bestimmten Werten auf Basis der Berechnung nach der konstruktiven Anisotropie.

Tabelle 3.2 Vergleich Schubmodul rechtwinklig zur Furnierebene, Test vs. analytische Berechnung

Furnierebene	$G_{FE,Test,MW}$ [N/mm ²]	$G_{FE,analytisch}$ [N/mm ²]	$G_{FE,analytisch}/G_{FE,Test,MW}$ [-]
45°/45°	4.227	4.202	0,99
45°/90°/45°	3.491	3.077	0,88

Für die Furnierebene mit einem 45°/45°-Aufbau stimmt die analytische Berechnung mit den experimentellen Werten sehr gut überein. Beim Aufbau 45°/90°/45° liegt der analytisch bestimmte Schubmodul ca. 12 % niedriger als der experimentelle. Das Verfahren der konstruktiven Anisotropie eignet sich aufgrund der Verifikation mit den experimentellen Untersuchungen sehr gut für die Ermittlung des Schubmoduls rechtwinklig zur Furnierebene.

Bringt man als Belastungsvektor auf die Furnierebene die experimentell ermittelten Scherfestigkeiten je Furnierebene auf, ergeben sich die in Tabelle 3.3 gezeigten Spannungen in den Furnierlagen.

Tabelle 3.3 Berechnete Spannungen der Furnierlagen bei einer Scherbeanspruchung mit der experimentell ermittelten Scherfestigkeit der Furnierebene

Furnierebene	$f_{v,FE,Test,MW}$ [N/mm ²]	Furnierlage	$\sigma_{x,i}$ [N/mm ²]	$\sigma_{z,i}$ [N/mm ²]	$\tau_{xz,i}$ [N/mm ²]
45°/45°	34,0	1	66,2	-1,9	0
		2	-66,2	1,9	0
45°/90°/45°	33,6	1	89,3	-2,5	0
		2	0	0	9,0
		3	-89,3	2,5	0

Die Normalspannungen (σ_x) der 45°/45°-orientierten Furnierlagen liegen ca. 50 %, die der 45°/90°/45°-orientierten ca. 20 % (FL 1 und 3) niedriger als die experimentell ermittelten Zugfestigkeiten ($f_{t,0,MW}$) nach Abbildung 3.3. Eine rechnerische Ermittlung der Scherfestigkeit rechtwinklig zur Furnierebene auf Basis der Zugfestigkeit der Furnierlagen ist dadurch nicht möglich.

3.4 Zusammenfassung

Die Zugversuche zeigten einen starken Homogenisierungseffekt sowohl der Zugfestigkeit ($f_{t,0,FL}$) als auch des Elastizitätsmoduls ($E_{0,FL}$) bei bis zu vier faserparallel verklebten Einzelfurnieren zu Furnierlagen aus Buche. Ab vier verklebten Einzelfurnieren ($t_F = 1,5$ mm) kann mit einer charakteristischen Zugfestigkeit ($f_{t,0,FL,k}$) von 100 N/mm² gerechnet werden. Mit zunehmender Anzahl an Einzelfurnieren steigt der Elastizitätsmodul der Furnierlage. Dies ist auf den Versteifungseffekt des Klebstoffs zurückzuführen.

Scherfestigkeit und Steifigkeit von Furnierebenen rechtwinklig zur Plattenebene wurden an kleinformatischen Prüfkörpern ermittelt. Die um 45°-gedrehte Anordnung der Furnierlagen steigerte die Schubsteifigkeit der Furnierebene im Vergleich zu einer faserparallelen Anordnung ($G_{xz} = 850$ N/mm²) um das Fünffache. Die Scherfestigkeit der Furnierebene beträgt ca. das Fünffache der Scherfestigkeit des untersuchten Brettschichtholzes. Die ermittelten Scherfestigkeits- und Steifigkeitskennwerte sollten durch großformatige Prüfkörper entsprechend dem Versuchsaufbau der DIN EN 789:2005-01 verifiziert werden.

Durch das Berechnungsverfahren der konstruktiven Anisotropie lässt sich der Schubmodul rechtwinklig zur Plattenebene auf Basis der Steifigkeitskennwerte der Furnierlagen analytisch berechnen. Bei einer Berechnung der Scherfestigkeit der Furnierebene auf Basis der Zugfestigkeit der Furnierlage mit der konstruktiven Anisotropie wird die Scherfestigkeit der Furnierebene deutlich überschätzt.

4 Trag- und Steifigkeitsverhalten bei Biege- und Schubbeanspruchung

4.1 Untersuchungsziele und Vorgehensweise

Zur Ermittlung des Trag- und Steifigkeitsverhaltens von holzbewehrtem Holz (HBH) bei Biege- und Schubbeanspruchung wurden drei HBH-Querschnittsaufbauten (Serie 1-3) untersucht. Zusätzlich wurde je Serie ein Brettschichtholz-Querschnitt (BSH-Querschnitt) als Referenzprüfkörper ohne Furniere geprüft (Abbildung 4.1).

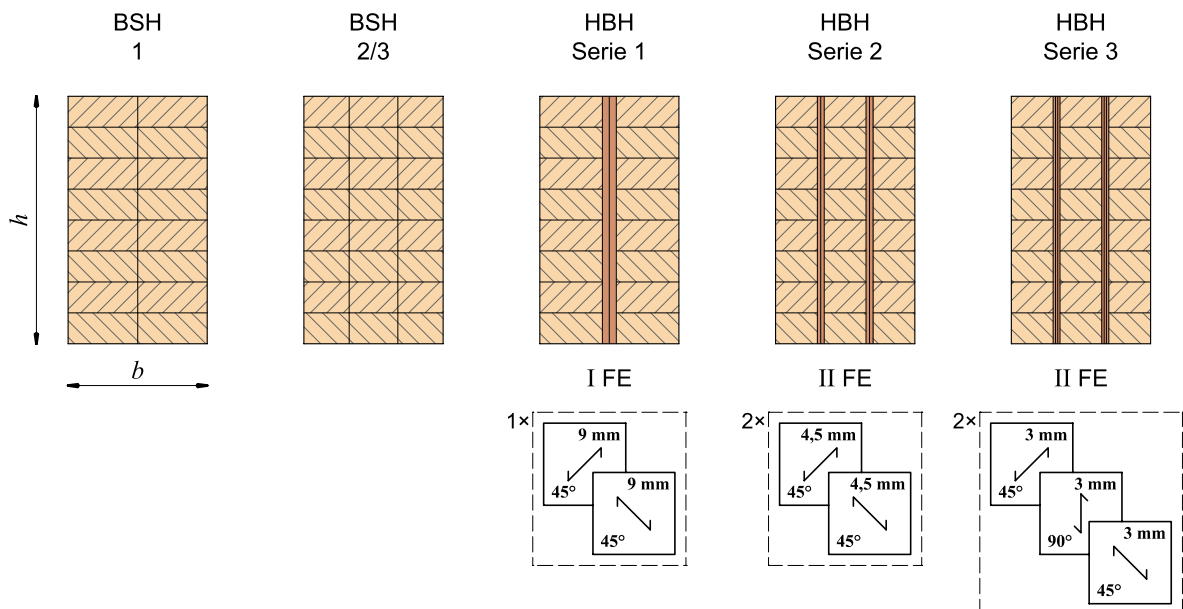


Abbildung 4.1 Querschnitte der BSH- und HBH-Prüfkörper für die experimentellen Untersuchungen

Die Querschnittshöhe (h) der Biegeversuche betrug 320 mm, die der Schubversuche 400 mm. Die Querschnittsbreite (b) war einheitlich 180 mm. Alle HBH-Prüfkörper hatten einen Bewehrungsgrad δ von 10 %. Das Versuchsprogramm war mehrstufig aufgebaut. Vor den zerstörenden Versuchen wurden an den Prüfkörpern nichtzerstörende Schwingungsmessungen durchgeführt. Die Bezeichnung der Prüfkörper erfolgte nach der Nomenklatur in Abbildung 4.2.

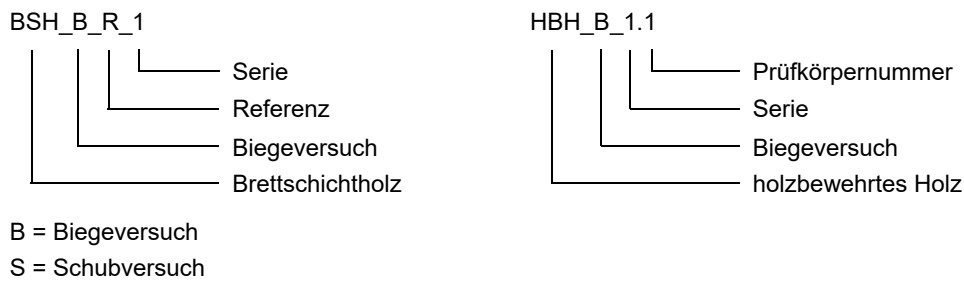


Abbildung 4.2 Nomenklatur der Prüfkörperbezeichnung

4.2 Material und Herstellung der HBH-Prüfkörper

4.2.1 Materialeigenschaften

Für alle Prüfkörper wurde Brettschichtholz der Festigkeitsklasse GL28h nach DIN EN 14080:2013-09 verwendet. Die Furnierebenen wurden aus 1,5 mm dicken und ca. 160 mm breiten Einzelfurnieren aus Buche aufgebaut. Die Rohdichte ($\rho_{F,MW}$) und die Holzfeuchtigkeit ($u_{F,MW}$) der Einzelfurniere wurden an 20 Proben mit dem Darrverfahren nach EN 13183-1:2012 ermittelt. Die Rohdichte betrug 735 kg/m^3 (COV 12,7 %), die Holzfeuchtigkeit 9,9 % (COV 8,6 %). Klebstoff war ein fugenfüllender PRF-Klebstoff nach Z.9.1-1.840. Dieser Klebstoff entspricht Klebstofftyp I nach DIN EN 301:2018-01 und ist für die Blockverklebung mit Klebstoffdicken bis 1,5 mm anwendbar. Um die Biegetragfähigkeit der Schubprüfkörper zu erhöhen, wurden Lamellen aus Furnierschichtholz (*BauBuche*, Z-9.1-838) aufgeklebt.

4.2.2 Herstellung

Die Herstellung der HBH-Prüfkörper erfolgte stufenweise, um möglichst gleichbleibende Materialeigenschaften der BSH-Komponenten sicherzustellen. Den Herstellungsprozess skizziert Abbildung 4.3 (a)-(i). Für die Schubversuche wurde je HBH-Serie ein Brettschichtholzbalken ($b/h = 205/400 \text{ mm}$) produziert. Anschließend wurden die Balken in vier gleich lange Teile abgelängt (a) und mittels eines mobilen Sägewerks aufgetrennt (b). Aus den vier Balken wurden ein BSH-Prüfkörper und drei HBH-Prüfkörper einer Serie hergestellt. Die HBH-Prüfkörper der Biegeversuche wurden analog gefertigt, je HBH-Serie wurden zwei Brettschichtholzbalken ($b/h = 205/320 \text{ mm}$) produziert und anschließend mittig abgelängt. Mittels einer Beleimungsmaschine erfolgte der Klebstoffauftrag (je Klebefuge 750 bis 850 g/m^2) der Einzelfurniere (c). Anschließend wurden die Furniere mit den je nach HBH-Prüfkörperserie vorgegebenen Winkeln (α_{FL}) von 45° bzw. 90° (Abschnitt 4.1) positioniert und mit Stahlklammern lagegesichert (d). Einzelne Furnierblätter wurden mit Dehnungsmessstreifen ausgestattet und anschließend verklebt (e). Jeweils vier Prüfkörper wurden produziert und in der Blockpresse für 12 Stunden bei einem Pressdruck von ca. $1,00 \text{ N/mm}^2$ eingespannt (f). Die Lufttemperatur in der Produktionshalle schwankte zwischen 25 und $30 \text{ }^\circ\text{C}$ bei einer relativen Luftfeuchtigkeit von 50 bis 60% . Nachfolgend wurden die Prüfkörper ausgespannt (g) und die überstehenden Furnierebenen abgeschnitten (h). Abschließend wurden auf die Prüfkörper der Schubversuche die FSH-Biegezug- und FSH-Biegedruckverstärkungen aufgeklebt (i).



(a) Ablängen der BSH-Balken



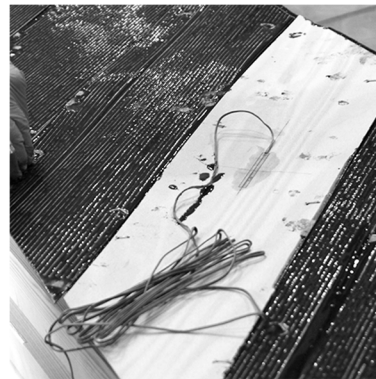
(b) Auftrennen der BSH Balken



(c) Leimauftrag auf die Furniere



(d) Positionierung der Furniere



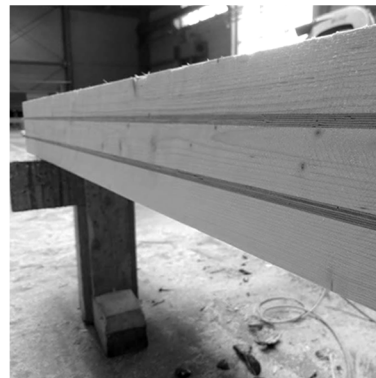
(e) Verkleben der Dehnungsmessstreifen (DMS)



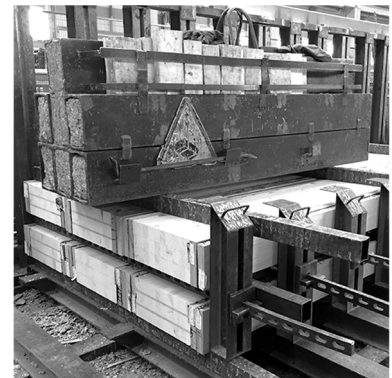
(f) Blockverklebung



(g) Verklebte HBH-Prüfkörper



(h) Abbund HBH-Prüfkörper



(i) Verklebung FSH-Verstärkung

Abbildung 4.3 Produktionsschritte der HBH-Prüfkörperherstellung

4.2.3 Delaminierung

Die Überprüfung der Verklebungsqualität der Furniere untereinander und der Furniere zu den BSH-Komponenten erfolgte in Delaminierungsversuchen nach DIN EN 302-2:2017-11. Dazu wurden je BSH-Serie ein Prüfkörper ($l/b/h = 75/180/400$ mm) und je HBH-Serie zwei Prüfkörper untersucht. Für die Versuche wurden die verklebten Prüfkörper einer Wässerung/Trocknung unterzogen und dabei durch Eintauchen gewässert und abwechselnd hohem und niedrigem (Vakuum-)Druck ausgesetzt. Anschließend wurden sie schnell bei niedriger Feuchte in einem festgelegten Luftstrom getrocknet. Das Ausmaß der Delaminierung (Öffnungen in den Klebstoffugen) als Ergebnis dieser Behandlungen war zu messen und zur Gesamtlänge der Klebstoffugen an beiden Hirnholzflächen des Prüfkörpers in Beziehung zu setzen. Für die BSH- und HBH-Prüfkörper erfolgte das Verfahren bei hoher Temperatur (für Klebstofftyp I). Die Delaminierung wurde für jeden Prüfkörper nach Gleichung (4-1) berechnet und in Prozent angegeben. Das Ergebnis ist nach DIN EN 302-2:2017-11 auf 0,1 % zu runden.

$$D = \frac{l_1}{l_2} \cdot 100 \quad [\%] \quad (4-1)$$

D	[mm]	Delaminierung
l_1	[mm]	Gesamtlänge der Delaminierung an beiden Hirnholzflächen
l_2	[mm]	Gesamtnennlänge der Klebstoffugen an beiden Hirnholzflächen

Die höchstzulässige Delaminierung für Klebstofftyp I nach DIN EN 301:2018-01 beträgt 5 %. Die Ergebnisse sind in Tabelle 4.1 gelistet.

Tabelle 4.1 Ergebnisse der Delaminierungsversuche

Material	Prüfkörper	l_2 [mm]	l_1 [mm]	Delaminierung [%]
BSH	D_1	788	19	2,4
	D_2	1576	18	1,1
	D_3	3152	3	0,1
	D_1.1	1576	116	7,4
	D_1.2	1576	0	0
HBH	D_2.1	3152	246	7,8
	D_2.2	3152	113	3,6
	D_3.1	3152	36	1,1
	D_3.2	3152	85	2,7

Die Verklebung der einzelnen Furniere zeigte keine Delaminierung. Bei der Verklebung zwischen den Buchenfurnieren und den BSH-Komponenten wurden die Vorgabe der DIN EN 301:2018-01 lediglich bei zwei Prüfkörpern geringfügig überschritten. Der verwendete Klebstoff eignet sich für die Anwendung in holzbewehrtem Holz.

4.3 Biegebeanspruchung

4.3.1 Versuchskonfiguration und -durchführung

Je HBH-Serie wurden drei Prüfkörper und ein BSH-Referenzprüfkörper geprüft. Der Versuchsaufbau folgte den Angaben der Prüfnorm DIN EN 408:2012-10. Die Spannweite der 4-Punkt-Biegeversuche betrug $18 \times h$, wobei h mit 320 mm die Höhe des Balkens ist (Abbildung 4.4). Die Kraft wurde an zwei Punkten in einem Abstand von $6 \times h$ von den Auflagern eingeleitet. Eingesetzt wurden hierfür zwei Hydraulikzylinder mit einer maximalen Kraft von je 250 kN.

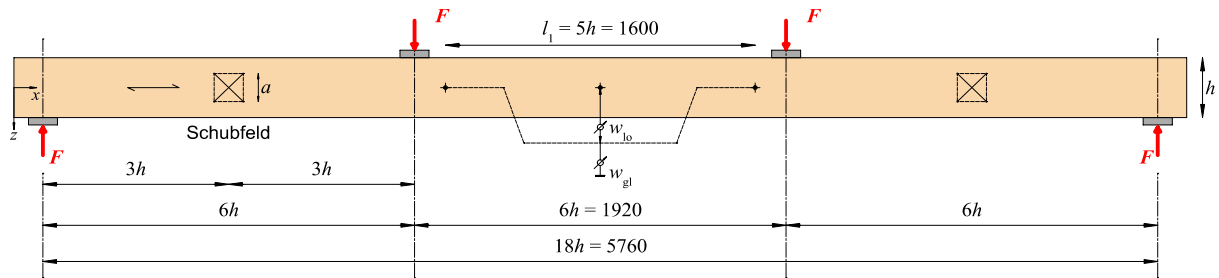
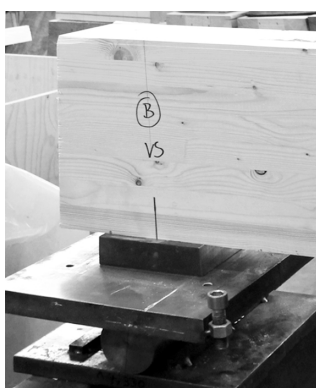
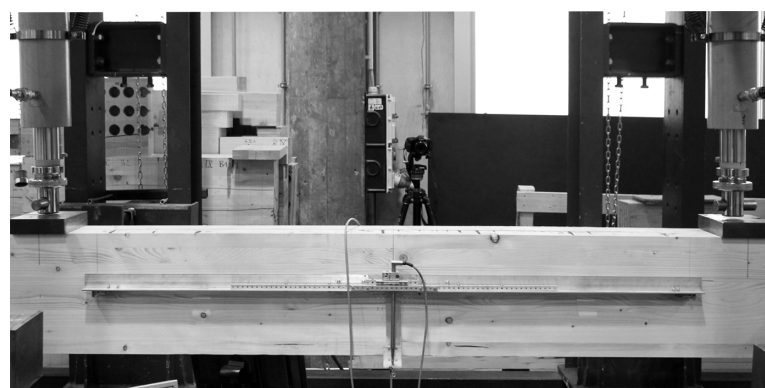


Abbildung 4.4 Prüfaufbau der 4-Punkt-Biegeversuche nach DIN EN 408:2012-10 für die Bestimmung der Biegefestigkeit und des Elastizitätsmoduls, $h = 320$ mm, Abmessungen in mm

Die globale Durchbiegung (w_{gl}) wurde mit einem Seilzugwegaufnehmer in Feldmitte aufgezeichnet, die lokale Durchbiegung (w_{lo}) auf beiden Trägerseiten durch induktive Wegaufnehmer über eine Traverse im Abstand von $l_1 = 5 \times h$ (Abbildung 4.5) (b). Zur Ermittlung des Schubmoduls erhielten die Randfelder auf jeder Trägerseite Messkreuze ($a = 150$ mm) (Abbildung 4.4). Als Lasteinleitungsplatten wurden Stahlplatten mit einer Dicke von 40 mm verwendet (Abbildung 4.5). Die Platten mit einer Länge von 150 mm erstreckten sich über die gesamte Prüfkörperbreite. Unter Berücksichtigung der Querdruckfestigkeit nach DIN EN 14080:2013-09 von BSH und der erwarteten Biegefestigkeit waren keine Querdruckverstärkungen vorgesehen.



(a) Auflager



(b) Lasteinleitung

Abbildung 4.5 Auflager und Lasteinleitung

Die Träger wurden auf Stahlrollen statisch bestimmt gelagert (Abbildung 4.5) (a). Dazu wurde die horizontale Verschiebung einer Rolle behindert. Auf eine seitliche Abstützung gegen ein mögliches Biegeknickversagen wurde verzichtet. In allen Versuchen war die Geschwindigkeit des Belastungszyinders so gewählt, dass die geschätzte Höchstlast F_{est} innerhalb von

300 s ± 120 s erreicht wurde. Aus den ermittelten Rohdichten der Prüfkörper ist ein Einfluss der Klebefugen ablesbar (Abbildung 4.6) (a). Die Prüfkörper der HBH-Serien 2 und 3 haben im Gegensatz zur HBH-Serie 1 eine Klebefuge mehr, dadurch steigt die Rohdichte um 5,2 %. Die Holzfeuchte der BSH-Komponenten wurde in einer Tiefe von 10 bis 15 mm an vier unterschiedlichen Lamellen je Prüfkörper ermittelt (Abbildung 4.6) (b). Der Mittelwert der Holzfeuchte (u_{MW}) der BSH-Komponenten über alle Prüfkörper beträgt 13,2 % (COV 5,7 %).

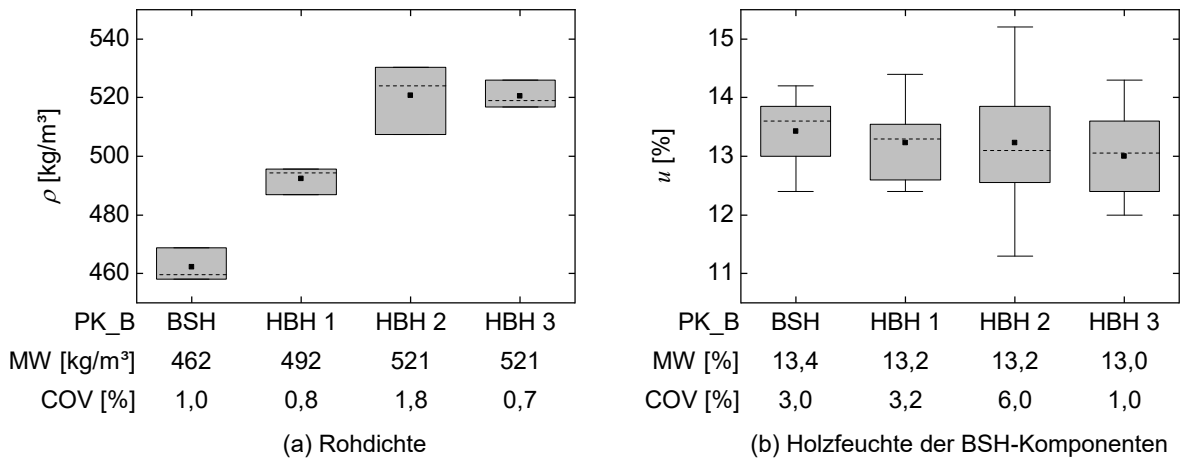
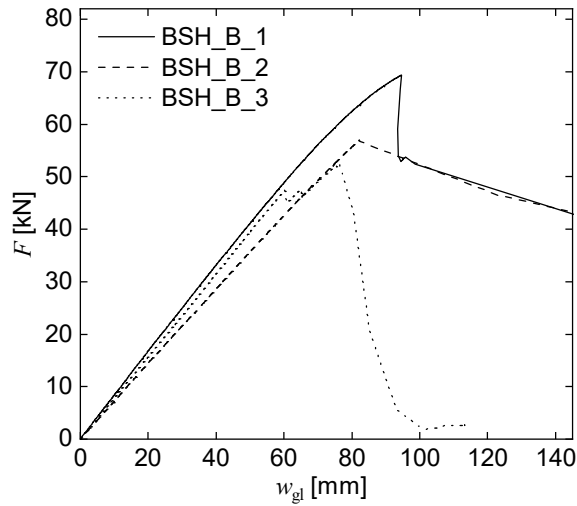


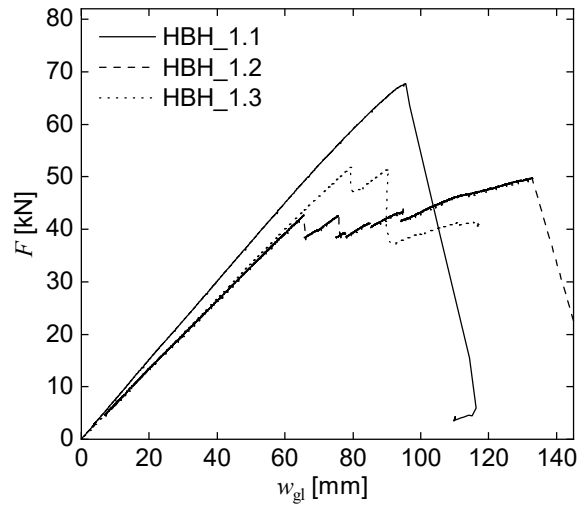
Abbildung 4.6 Rohdichte und Holzfeuchte der BSH- und HBH-Prüfkörper

4.3.2 Auswertung und Ergebnisse

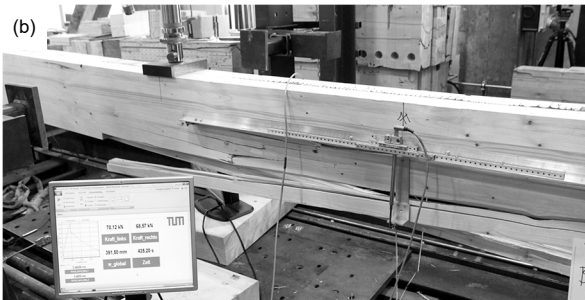
Die BSH- und HBH-Prüfkörper versagten spröde auf Biegezug zwischen den Lasteinleitungspunkten. Die HBH-Prüfkörper tendierten zu einem lokalen Biegebruchverhalten im Vergleich zu den BSH-Referenzprüfkörpern (Abbildung 4.7 und Abbildung 4.8).



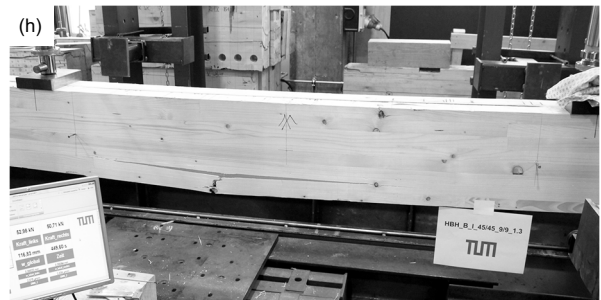
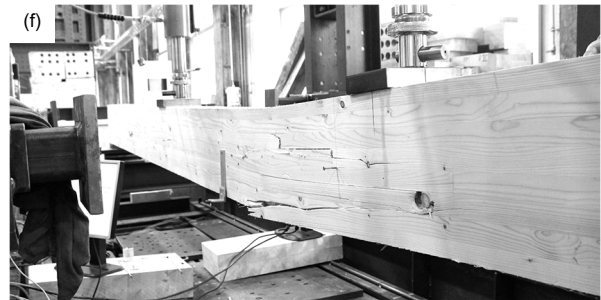
(a) BSH-Prüfkörper



(e) HBH-Serie 1

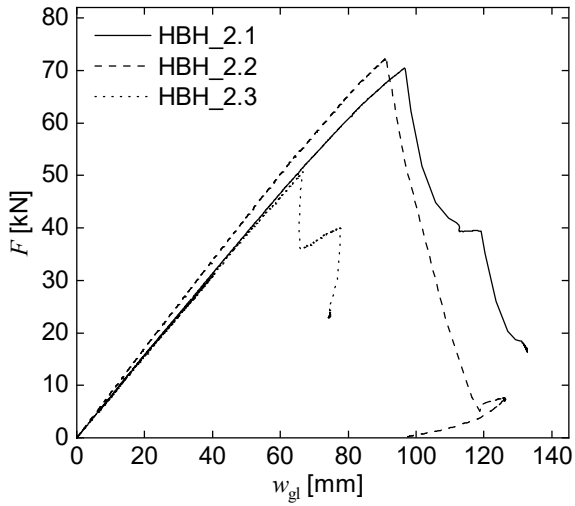


(b) BSH_1, (c) BSH_2, (d) BSH_3

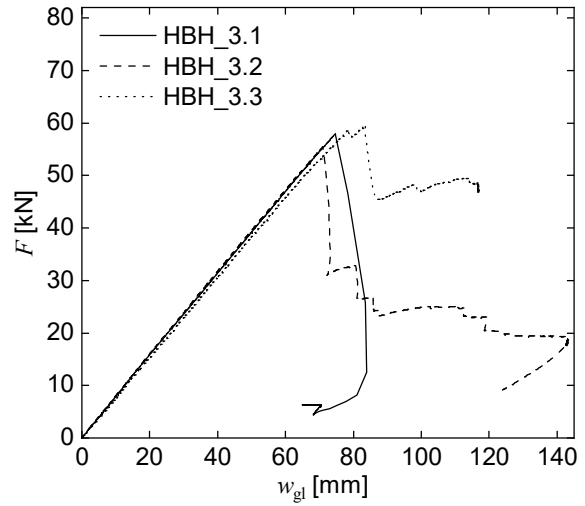


(f) HBH_1.1, (g) HBH_1.2, (h) HBH_1.3

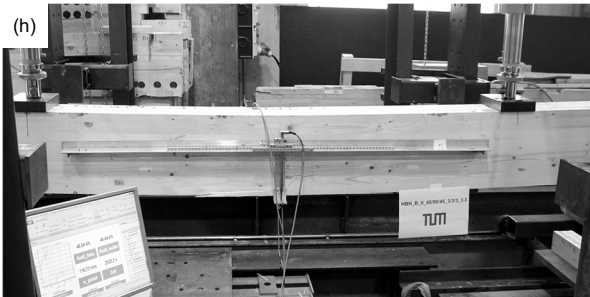
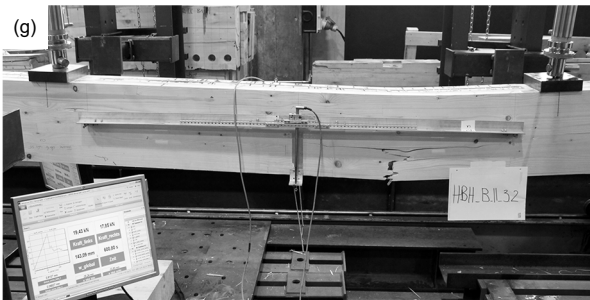
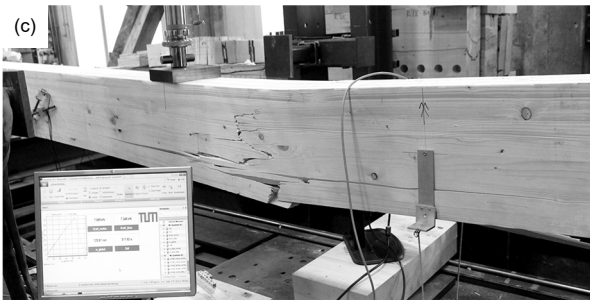
Abbildung 4.7 Last-Verformungskurven und Bruchverhalten der Biegeprüfkörper, BSH und HBH-Serie 1



(a) HBH-Serie 2



(e) HBH-Serie 3



(b) HBH_2.1, (c) HBH_2.2, (d) HBH_2.3

(f) HBH_3.1, (g) HBH_3.2, (h) HBH_3.3

Abbildung 4.8 Last-Verformungskurven und Bruchverhalten der Biegeprüfkörper, HBH-Serie 2 und 3

Die Berechnung der Biegefestigkeit (f_m) der BSH- und HBH-Prüfkörper erfolgte nach Gleichung (4-2) mit der Querschnittsbreite (b) und der Netto-Brettschichtholzbreite (b_{BSH}) mit der Höchstlast (F_{max}). Abbildung 4.9 stellt die Ergebnisse dar.

$$f_m = \frac{3 \cdot a \cdot F_{\text{max}}}{b \cdot h^2} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-2)$$

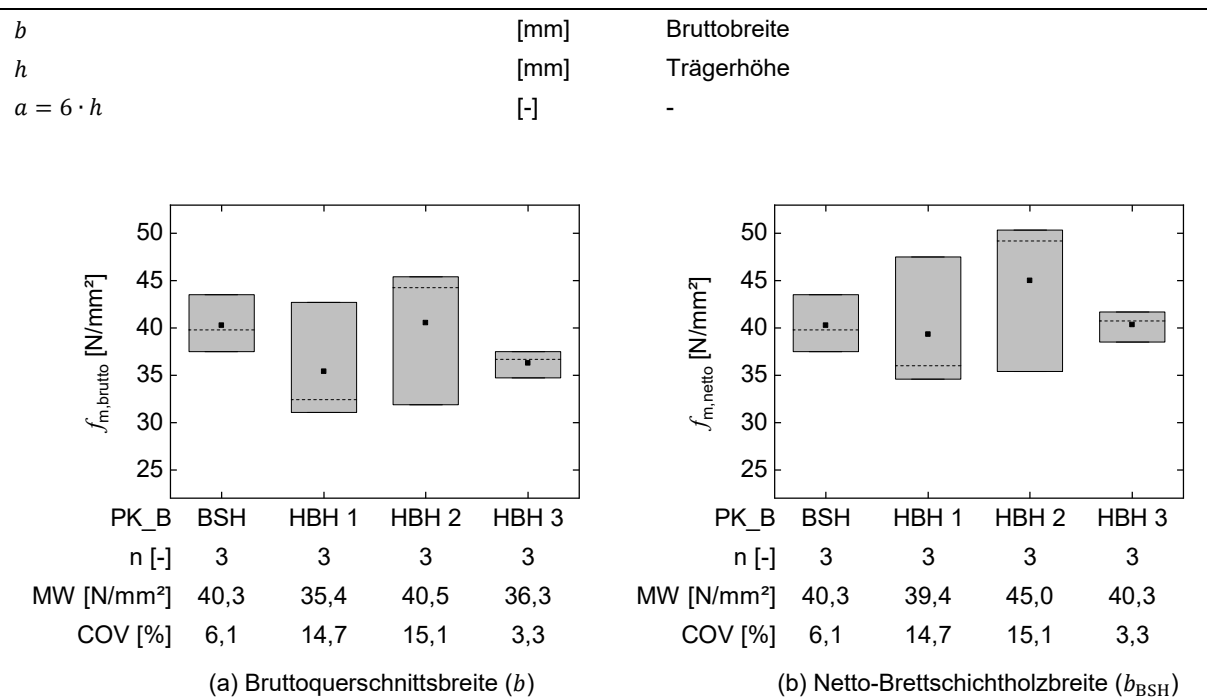


Abbildung 4.9 Biegefestigkeit der BSH- und HBH-Prüfkörper

Die Mittelwerte der berechneten Biegefestigkeiten ($f_{m,\text{brutto}}$) der Serien 1 und 3 sind um ca. 10 % niedriger als der Mittelwert der BSH-Prüfkörper. Das Verhalten ist auf den Bewehrungsgrad von $\delta = 10\%$ zurückzuführen. Im Umkehrschluss bedeutet dies, dass die Furniere die Biegefestigkeit nicht erhöhen. Der Mittelwert von Serie 2 liegt auf dem gleichen Niveau wie der der BSH-Prüfkörper. Der Grund dafür ist die geringe Prüfkörperanzahl. Bei einer Versuchsreihe mit mehr Prüfkörpern wird für Serie 2 ein ähnliches Verhalten wie bei den Serien 1 und 3 erwartet. Die ermittelten Variationskoeffizienten liegen unter den Erwartungswerten des Variationskoeffizienten für die Biegefestigkeit nach (JCSS 2006) von $\text{COV} = 15\%$.

Um den Elastizitätsmodul zu ermitteln, kamen zwei unabhängige Verfahren zum Einsatz. Der lokale und der globale Elastizitätsmodul wurden nach DIN EN 408:2012-10 und durch Schwingungsmessungen bestimmt. Der lokale Elastizitätsmodul ($E_{m,l}$) wurde nach Gleichung (4-3) berechnet. Dazu wurde je Trägerseite eine Traverse aus einem Aluminium L-Profil im Abstand von $5 \times h$ in der Schwerachse des Trägers gelagert (Abbildung 4.5) (b). Die relative Verschiebung für die Ermittlung von ($E_{m,l}$) nach Gleichung (4-3) erfasste je Trägerseite ein induktiven Wegaufnehmer.

$$E_{m,l} = \frac{a \cdot l_1^2 \cdot (F_2 - F_1)}{16 \cdot I \cdot (w_2 - w_1)} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-3)$$

Im Gegensatz zum lokalen Elastizitätsmodul sind für die Bestimmung des globalen Elastizitätsmoduls (E-Modul) Schub- und Querdruckverformungen zu berücksichtigen. Der globale E-Modul ist daher als Systemparameter und nicht als Materialparameter zu betrachten und wird nach DIN EN 408:2012-10 mittels vertikaler Verformung in Feldmitte nach Gleichung (4-4) ermittelt.

$$E_{m,g} = \frac{3 \cdot a \cdot l^2 - 4^2 \cdot a^2}{2 \cdot w \cdot h^3 \cdot \left(2 \cdot \frac{w_2 - w_1}{F_2 - F_1} - \frac{6 \cdot a}{5 \cdot G \cdot b \cdot h} \right)} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-4)$$

$$a = 6 \cdot h \quad [\text{mm}]$$

Die Auswertung der Messungen nach DIN EN 408:2012-10 zeigen, dass der Elastizitätsmodul der Serie 1 im Mittelwert um ca. 20 % reduziert wird. Im Gegensatz dazu verringert sich der Elastizitätsmodul der Serie 2 um ca. 5 % und der der Serie 3 um ca. 10 % (Abbildung 4.10). Ein ähnliches Verhalten ist bei den ermittelten Elastizitätsmodulen aus den Schwingungsmessungen zu beobachten.

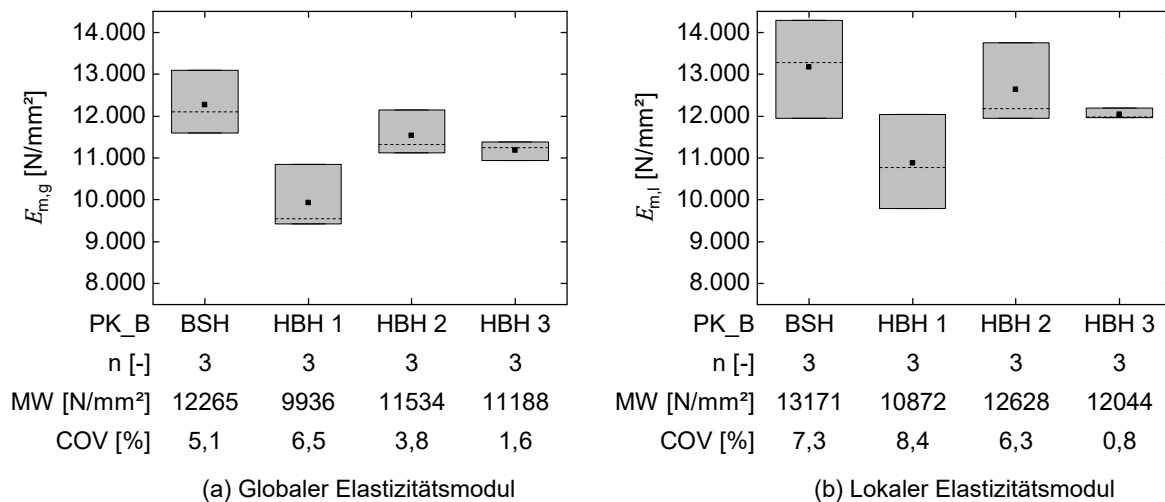
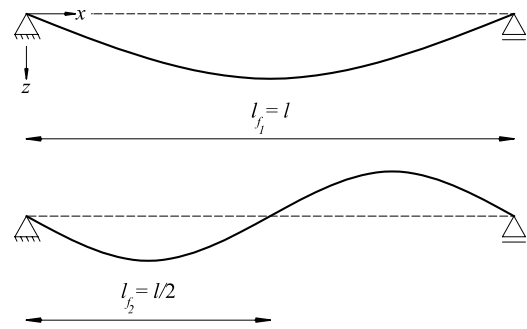


Abbildung 4.10 Ermittelte globale und lokale Elastizitätsmodule der BSH- und HBH-Prüfkörper

Vor den zerstörenden Versuchen wurden Schwingungsmessungen an den Biegeprüfkörpern durchgeführt und deren erste und zweite Eigenfrequenz bestimmt (Abbildung 4.11). Diese Untersuchungsmethodik hat Dietsch (2012) bereits erprobt.



(a) Schwingungsmessung an den BSH-Rohlingen



(b) Schwingformen der ersten und zweiten Eigenfrequenz

Abbildung 4.11 Schwingungsmessungen an den BSH- und HBH-Prüfkörpern

Rechnerisch erhält man die Eigenfrequenzen der Biegeschwingung eines Biegeträgers eines gelenkig gelagerten Einfeldträgers nach Gleichung (4-5) (Koronev und Rabinovic 1980).

$$f_n = \frac{n^2 \cdot \pi}{2 \cdot l^2} \cdot \sqrt{\frac{EI_{ef,n}}{m}} \quad [\text{Hz}] \quad (4-5)$$

n	[-]	Ordnung der Schwingung
l	[m]	Spannweite
m	[kg/m]	bezogene Masse pro Meter
$EI_{ef,n}$	[Nm ²]	Biegesteifigkeit unter Berücksichtigung der Schubsteifigkeit

Die effektive Biegesteifigkeit ($EI_{ef,n}$) berücksichtigt den Einfluss der Biegesteifigkeit (EI) und der Schubsteifigkeit (GA) in Abhängigkeit der Ordnung der Eigenfrequenz; ermittelt wird sie nach Gleichung (4-6):

$$EI_{ef,n} = \frac{EI}{1 + \frac{EI \cdot \pi^2}{GA^* \cdot l_n^2}} \quad [\text{Nm}^2] \quad (4-6)$$

$A^* = \frac{A}{\kappa}$	[m ²]	Schubfläche
$\kappa = 1,06$	[-]	Formfaktor für Holz (Hearmon 1966)
l_n	[m]	Schwingweite nach Abbildung 4.11 (b)
G	[N/m ²]	Schubmodul (x - z Ebene)

Wird der Einfluss der Schubsteifigkeit vernachlässigt ($GA^* \rightarrow \infty$), gilt: $EI_{ef,n} = EI$. Die Schwingweite hängt von der Ordnung der Schwingung ab (Abbildung 4.11) (b). Durch Umstellen der Gleichung (4-5) lässt sich aus der ersten und zweiten Eigenfrequenz ein effektiver Elastizitätsmodul bestimmen. Dieser enthält einen Schubsteifigkeitsanteil und ist dadurch mit dem globalen Elastizitätsmodul, bestimmt nach DIN EN 408:2012-10, gleichzusetzen. Die berechneten und gemessenen Eigenfrequenzen der Biegeprüfkörper listet Tabelle 4.2 auf.

Tabelle 4.2 Berechnete und gemessene erste und zweite Eigenfrequenz der Biegeprüfkörper

Prüfkörper	$f_{1,B}$ [Hz]	$f_{1,S}$ [Hz]	$f_{1,S}/f_{1,B}$ [-]	$f_{2,B}$ [Hz]	$f_{2,S}$ [Hz]	$f_{2,S}/f_{2,B}$ [-]	$f_{2,S}/f_{1,S}$ [-]
BSH_B_1	21,76	22,46	1,03	87,06	75,83	0,87	3,38
BSH_B_2	21,80	21,12	0,97	87,21	70,08	0,80	3,32
BSH_B_3	21,36	22,71	1,06	85,43	76,42	0,89	3,37
HBH_B_1.1	20,92	20,93	1,00	83,70	74,15	0,89	3,54
HBH_B_1.2	21,14	19,72	0,93	84,57	69,96	0,83	3,55
HBH_B_1.3	21,14	19,63	0,93	84,57	68,28	0,81	3,48
HBH_B_2.1	20,38	20,06	0,98	81,53	71,31	0,87	3,55
HBH_B_2.2	20,14	21,23	1,05	80,57	74,22	0,92	3,50
HBH_B_2.3	20,14	20,84	1,03	80,57	72,75	0,90	3,49
HBH_B_3.1	20,36	20,32	1,00	81,45	72,28	0,89	3,56
HBH_B_3.2	20,58	20,90	1,02	82,33	74,48	0,90	3,56
HBH_B_3.3	20,29	20,09	0,99	81,15	70,29	0,87	3,50

$f_{1,B}$ und $f_{2,B}$ berechnet mit $E = 12.600 \text{ N/mm}^2$ und $G = 650 \text{ N/mm}^2$

B = Berechnung

S = Schwingungsmessung

Die maximale Abweichung der berechneten und durch Schwingungsmessungen ermittelten ersten Eigenfrequenz beträgt 7 %. Die gemessene zweite Eigenfrequenz ist um bis zu 20 % niedriger als die berechnete. Abbildung 4.12 präsentiert die ermittelten Elastizitätsmodule auf Basis der Schwingungsmessungen (f_1 und f_2).

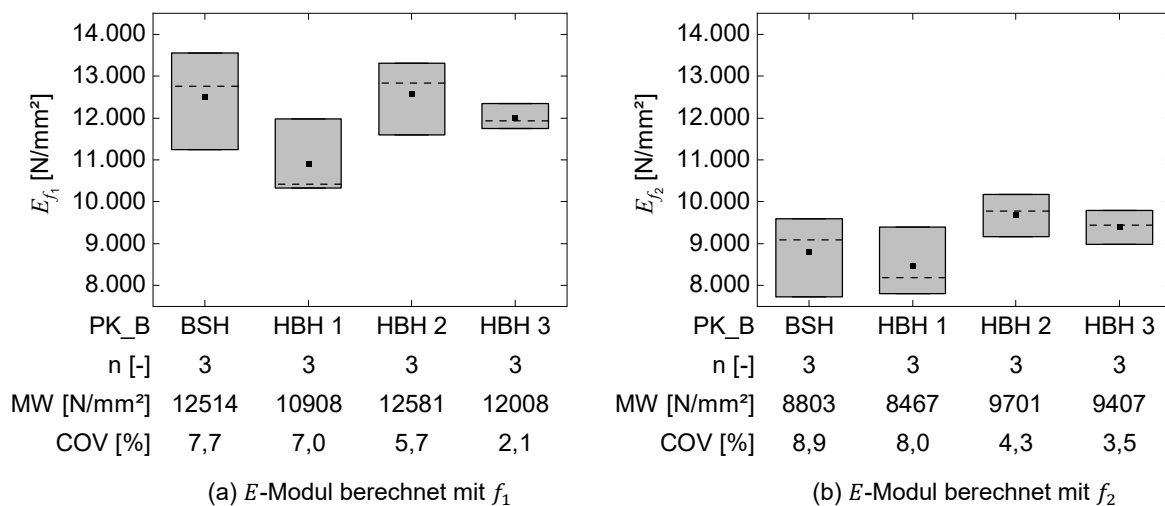


Abbildung 4.12 Berechnete Elastizitätsmodule auf Basis der gemessenen Eigenfrequenzen

Dem Vergleich der Mittelwerte der Elastizitätsmodule aus den Schwingungsmessungen zufolge sind die aus den Schwingungsmessungen der ersten Eigenfrequenz ermittelten Elastizitätsmodule 2 bis 13 % größer als die globalen Elastizitätsmodule, ermittelt nach DIN EN 408:2012-10. Im Gegensatz dazu sind die aus der zweiten Eigenfrequenz ermittelten Elastizitätsmodule um 9 bis 30 % geringer.

Der Schubmodul ($G_{xz,408}$) wurde nach DIN EN 408:2012-10 mit dem Schubfeldverfahren ermittelt. Dazu wurden je Träger vier Messquadrante angeordnet und die Änderung der Diagonalen (w_i) eines jeden Messquadrats bei zwei unterschiedlichen Lastniveaus (F_1 und F_2) bestimmt (Abbildung 4.4). Anschließend erfolgte die Berechnung des Schubmoduls nach Gleichung (4-7).

$$G_{xz,408} = \alpha \cdot \frac{h_0}{b \cdot h} \frac{V_{s,2} - V_{s,1}}{w_2 - w_1} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-7)$$

$\alpha = 1,5 - \frac{h_0^2}{4 \cdot h^2}$	[-]	Schubkorrekturfaktor
h_0	[mm]	Ausgangslänge der Diagonale im Messquadrat

Eine weitere Möglichkeit zur Bestimmung des Schubmoduls bietet der Vergleich der globalen und lokalen Durchbiegung in Feldmitte. Das statische System der 4-Punkt-Biegeversuche beansprucht die Trägerabschnitte zwischen den Auflagern und den Lasteinleitungspunkten durch Querkräfte und Momente. Dadurch kommt es zu Biege- und Schubverformungen. Im mittleren Trägerabschnitt treten zwischen den Lasteinleitungspunkten dagegen nur Biegemomente und folglich auch nur Biegeverformungen auf. Für den 4-Punkt-Biegeversuchsaufbau (Abbildung 4.4) nach DIN EN 408:2012-10 lässt sich die Durchbiegung in Feldmitte nach der technischen Biegelehre mit dem Prinzip der virtuellen Kräfte (PvK) nach (4-8) berechnen.

$$w_{FM} = 2484 \cdot \frac{F}{E \cdot b} \quad [\text{mm}] \quad (4-8)$$

F	[N]	Kraft
E	[N/mm ²]	Elastizitätsmodul
b	[mm]	Querschnittsbreite

Der Anteil der Schubverformung an der Durchbiegung in Feldmitte ergibt sich aus der Differenz der mit dem globalen Elastizitätsmodul berechneten Durchbiegung und der mit dem lokalen Elastizitätsmodul berechneten Biegeverformung und lässt sich nach Gleichung (4-9) bestimmen.

$$w_G = w_{E_{m,g}} - w_{E_{m,l}} = 2484 \cdot \frac{\Delta F}{\Delta w} \cdot \left(\frac{1}{E_{m,g}} - \frac{1}{E_{m,l}} \right) \quad [\text{mm}] \quad (4-9)$$

l	[m]	Spannweite
$E_{m,g}$	[N/mm ²]	globaler E-Modul
$E_{m,l}$	[N/mm ²]	lokaler E-Modul

Ebenso kann der Anteil der Schubverformung in Feldmitte über das Prinzip der virtuellen Kräfte berechnet werden. Berücksichtigt wird dabei nur der Verformungsanteil infolge der Querkraftbeanspruchungen der Randfelder.

$$w_G = \frac{2}{5} \cdot \frac{F \cdot l}{GA} = \frac{36}{5} \cdot \frac{F}{G \cdot b} \quad [\text{mm}] \quad (4-10)$$

Durch Gleichsetzen der rechten Seiten der Gleichungen (4-9) und (4-10) und Auflösen nach dem Schubmodul lässt sich der Schubmodul der Prüfkörper nach Gleichung (4-11) berechnen.

$$G_{xz,gl-lo} = \frac{E_{m,l}}{345 \cdot (\alpha - 1)} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-11)$$

$$\alpha = \frac{E_{m,l}}{E_{m,g}} \quad [-]$$

Eine weitere Möglichkeit ist die Berechnung des Schubmoduls (bezogen auf den Gesamtquerschnitt) aus den gemessenen Eigenfrequenzen. Dazu ist Gleichung (4-6) in Gleichung (4-5) einzusetzen und nach dem Schubmodul aufzulösen, Gleichung (4-12). Der Schubmodul ist auf den Bruttoquerschnitt bezogen und somit als ein effektives Schubmodul zu betrachten.

$$G_{xz,eff} = \frac{E_1 I \cdot \pi^2}{\left[\left(\frac{n^4 \cdot \pi^2}{4 \cdot l^4} \cdot \frac{E_1 I}{f_n^2 \cdot m} \right) - 1 \right] \cdot A^* \cdot l_{f_n}^2} \quad [\text{N/m}^2] \quad (4-12)$$

n	[-]	Ordnung der Schwingung
l	[m]	Spannweite
l_{f_n}	[m]	Schwingweite nach Abbildung 4.11 (b)
m	[kg/m]	Masse pro Meter
$A^* = \frac{A}{\kappa}$	[m ²]	Schubfläche, $\kappa = 1,06$ (Hearmon 1966)
E_1	[N/m ²]	lokaler Elastizitätsmodul

Tabelle 4.3 listet die ermittelten Schubmodule der drei Verfahren auf.

Tabelle 4.3 Ermittelte Schubmodule aus den Biegeversuchen und den Schwingungsmessungen

Prüfkörper	$G_{xz,408}$ [N/mm ²]	$G_{xz,408,MW}$ [N/mm ²]	$G_{xz,gl-lo}$ [N/mm ²]	G_{xz,f_1} [N/mm ²]	G_{xz,f_2} [N/mm ²]
BSH_1	579		394	-2.063	360
BSH_2	604	586	1.178	272	217
BSH_3	575		454	-537	423
HBH_1.1	742		316	712	396
HBH_1.2	770	711	708	163	259
HBH_1.3	620		241	154	221
HBH_2.1	774		374	437	380
HBH_2.2	918	862	303	-615	563
HBH_2.3	893		620	-1.788	462
HBH_3.1	717		668	689	400
HBH_3.2	872	774	534	1.636	478
HBH_3.3	735		310	479	336

Die nach DIN EN 408:2012-10 ermittelten Schubmodule ($G_{xz,408}$) der BSH- und HBH-Prüfkörper zeigen plausible Ergebnisse. Bei den HBH-Prüfkörpern war eine Erhöhung des Schubmoduls festzustellen. Dabei erhöhten sich die Schubmodule der HBH-Serie 1 um 21 %, der Serie 2 um 47 % und der Serie 3 um 32 %. Die Berechnung des Schubmoduls durch den Vergleich der globalen und lokalen Durchbiegung in Feldmitte liefert keine plausiblen Ergebnisse. Möglicher Grund dafür kann die Bestimmung des lokalen Elastizitätsmoduls sein, da die zu messenden Verformungen sehr klein und dadurch anfällig für Messungenauigkeiten sind (Ravenshorst und van de Kuilen 2009). Ebenfalls keine plausiblen Ergebnisse liefert die Berechnung des Schubmoduls auf Basis der Schwingungsmessung. Bei reiner Berücksichtigung der Biegesteifigkeit eines Einfeldträgers beträgt das Verhältnis der ersten zur zweiten Eigenfrequenz (f_2/f_1) nach Gleichung (4-5) exakt 4,0. Das Verhältnis der gemessenen Eigenfrequenzen liegt zwischen 3,1 und 3,8. Dies deutet auf einen Einfluss der Lagerungsbedingungen hin. Die Eigenfrequenzen lassen sich nicht mit der erforderlichen Präzision messen. Diesen Effekt zeigten auch schon die Untersuchungen zu Schubverstärkungen von Brettschichtholz mit Vollgewindeschrauben von Dietsch (2012).

4.3.3 Vergleich mit numerischen Untersuchungen

Im Anschluss an die Versuche wurden die Prüfkörper der Biegeversuche numerisch abgebildet. Erstellt wurde hierzu ein Volumenmodell mit einem orthotopen Materialmodell, analog zu Abschnitt 2.4. Die Steifigkeiten der Furnierlagen wurden angepasst – proportional zu dem in Abschnitt 3.2 ermittelten Elastizitätsmodul ($E_{0,F}$) für einen vierlagigen, PRF-verklebten Aufbau auf Basis der Zulassung (Z-9.1-838). Tabelle 4.4 enthält die für die Simulation angesetzten Steifigkeiten.

Tabelle 4.4 Steifigkeitskennwerte für die numerische Simulation

Komponente	E_x	E_y	E_z	ν_{xy}	ν_{yz}	ν_{xz}	G_{xy}	G_{yz}	G_{xz}
	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[-]	[-]	[-]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]
BSH, GL28h	12.600	300	300	0,016	0,33	0,016	650	65	650
Furnierlage, PRF-verklebt	16.352	457	457	0,016	0,33	0,016	827	419	827

Um die Biegezugspannung zu berechnen, wurden die Querschnittsabmessungen jedes Prüfkörpers aufgenommen und im FEM-Modell abgebildet. Der Vergleich der geprüften Biegefestigkeiten ($f_{m,netto}$) mit den berechneten Biegezugspannungen ($\sigma_{m,FEM}$) ergab eine sehr gute Übereinstimmung (Abbildung 4.13).

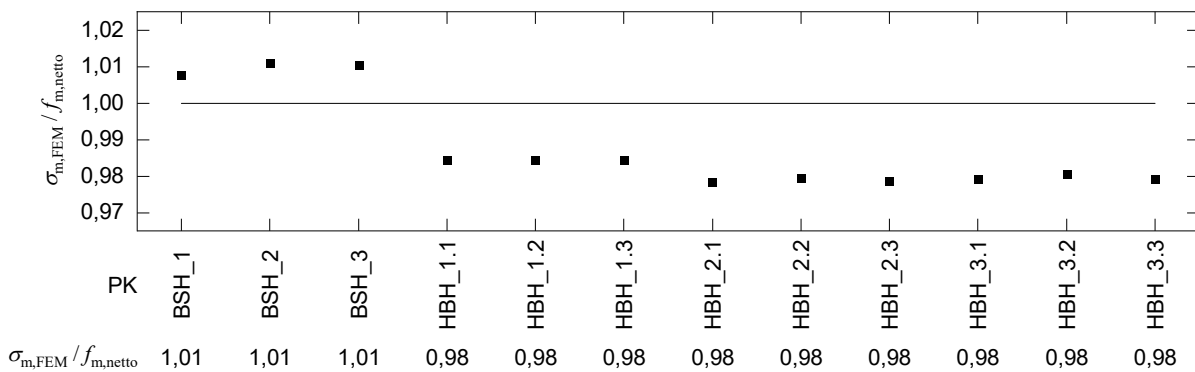
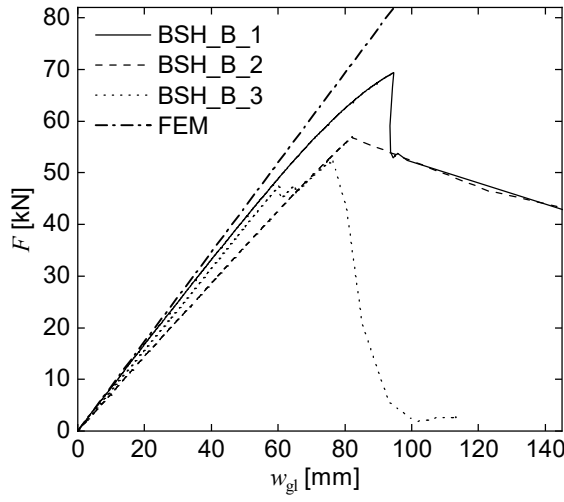
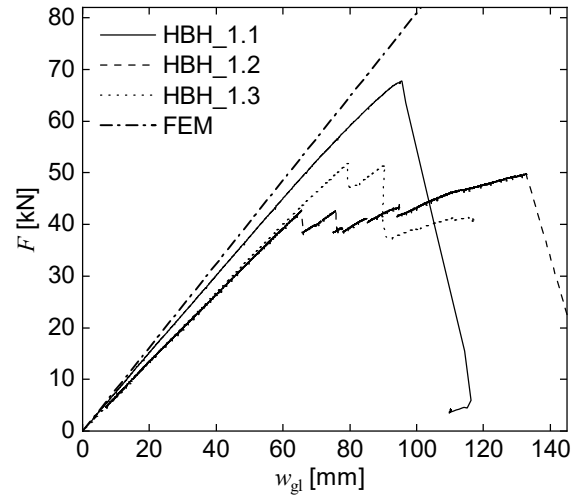


Abbildung 4.13 Vergleich der ermittelten Biegefestigkeiten ($f_{m,netto}$) mit den berechneten Biegespannungen ($\sigma_{m,FEM}$) aus dem FEM-Modell

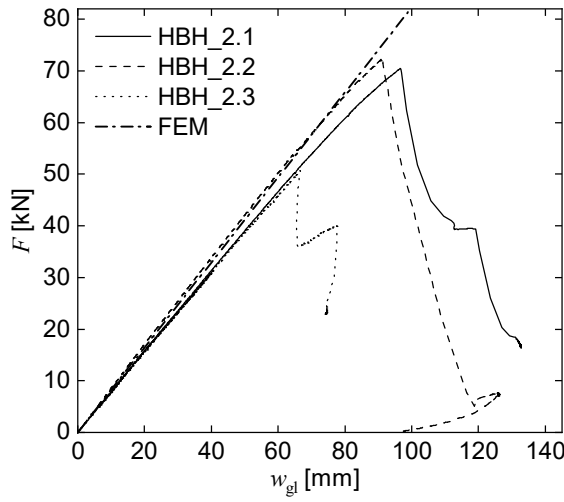
Die berechneten Biegezugspannungen der BSH- und HBH-Prüfkörper haben eine Abweichung von maximal 2 %. Der Vergleich der Durchbiegung in Feldmitte (w_{gl}) des numerischen Modells mit den gemessenen Verformungen zeigt ebenfalls eine gute Übereinstimmung (Abbildung 4.14). Dabei wurden die Querschnittsabmessungen im FEM-Modell von BSH- und je HBH-Serie jeweils aus den Mittelwerten der geprüften Prüfkörper angesetzt. Für HBH-Serie 2 erfolgte eine Sensitivitätsanalyse der Steifigkeitskennwerte. Dabei wurden jeweils die Steifigkeitswerte der BSH-Komponenten und der Furnierlagen um $\pm 10\%$ variiert. Abbildung 4.14 (e-f) präsentiert die Ergebnisse. Die Steifigkeit des Brettschichtholzes beeinflusst die Durchbiegung in Feldmitte (w_{gl}) maßgeblich; gegenüber Steifigkeitsänderungen der Furnierlage besteht keine signifikante Sensitivität. Zusätzlich wurden die Biegespannungen in der BSH-Komponente von HBH betrachtet. Diese zeigen keine Sensitivität gegenüber Steifigkeitsänderungen der BSH-Komponenten und der Furnierlage.



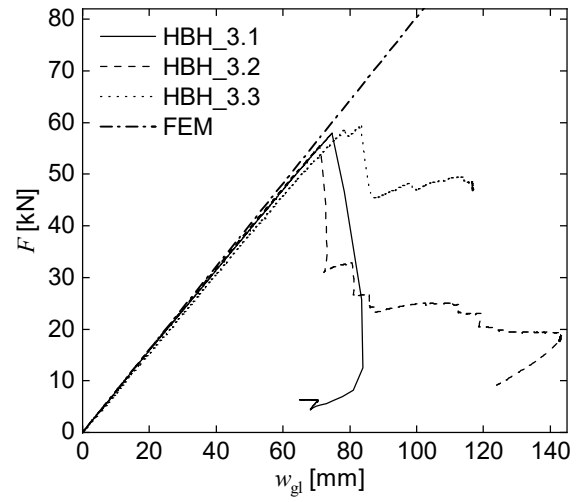
(a) BSH



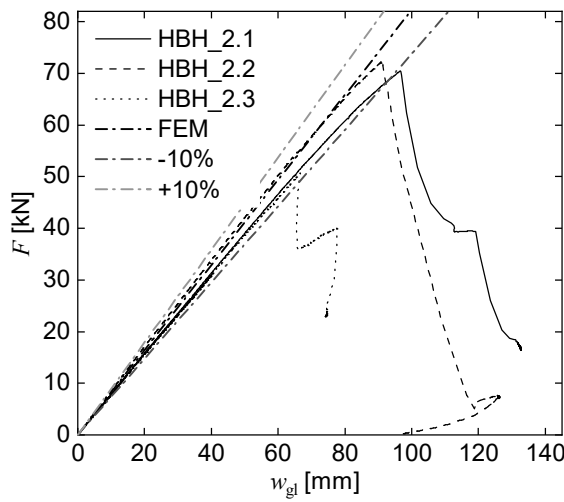
(b) HBH-Serie 1



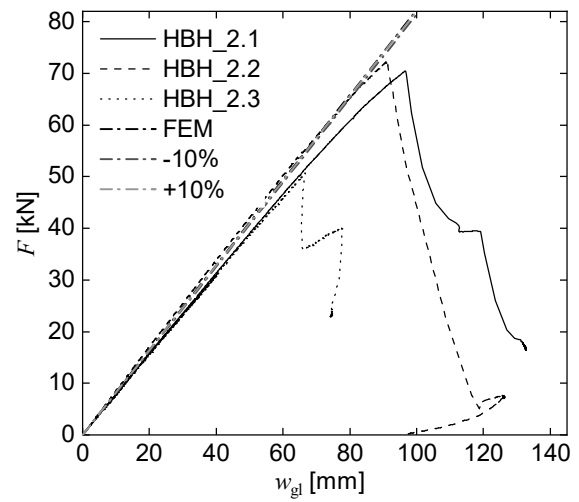
(c) HBH-Serie 2



(d) HBH-Serie 3



(e) HBH-Serie 2: Variation der Steifigkeiten von BSH um $\pm 10\%$



(f) HBH-Serie 2: Variation der Steifigkeiten der Furnierlagen um $\pm 10\%$

Abbildung 4.14 (a-d) Vergleich der Durchbiegung in Feldmitte (w_{gl}) der FEM-Berechnung mit den gemessenen Verformungen aus den Versuchen für BSH und die HBH Serien 1 bis 3, (e-f) Sensitivitätsanalyse der Steifigkeiten von BSH und der Furnierlagen um $\pm 10\%$ für die HBH-Serie 2

4.4 Schubbeanspruchung

4.4.1 Grundlagen

Zur Ermittlung der Schubfestigkeit von Vollholz und Brettschichtholz im Bauteilmaßstab gibt es bis dato keine einheitliche Prüfvorschrift. Die DIN EN 408:2012-10 gibt lediglich ein Verfahren zur Bestimmung der Scherfestigkeit in Faserlängsrichtung an. Die Scherfestigkeit wird an kleinformatigen Prüfkörpern ($l/b/h = 300/32/55$ mm) ermittelt. Mit diesem Prüfaufbau lässt sich jedoch nicht der Einfluss von Fehlstellen (Ästen etc.) und ein möglicher Größeneffekt erfassen. Nach Gehri (2010) sollte die Prüfung der Schubfestigkeit aber auf realen Beanspruchungssituationen (Volumen und Spannungszuständen) basieren. Ehrhart (2019) beschreibt ausführlich Entwicklung und Diskussion zu Prüfkongfigurationen für Schubversuche im Bauteilmaßstab.

4.4.2 Versuchskonfiguration und -durchführung

Zur Untersuchung der Schubtragfähigkeit von HBH wurden in einem ersten Schritt gedrungene 3-Punkt-Biegeversuche (3PB) mit zentrischer und exzentrischer Lasteinleitung in Anlehnung an Schickhofer und Obermayr (1998), Schickhofer (2001), Gehri (2010) und Brandner et al. (2012) durchgeführt. Abbildung 4.15 skizziert den exzentrischen 3PB-Versuchsaufbau.

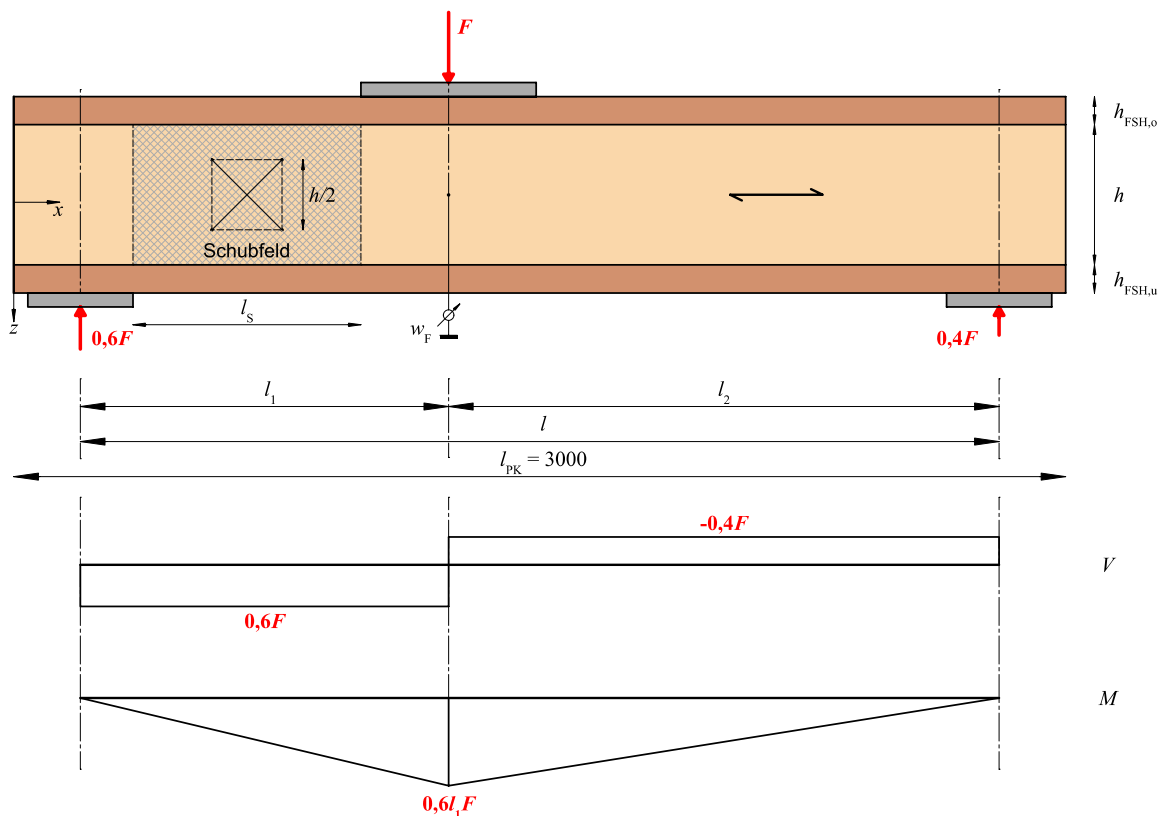


Abbildung 4.15 Prüfaufbau der 3-Punkt-Biegeversuche zur Ermittlung der Schubtragfähigkeit von HBH mit Angabe des Querkraft- und Momentenverlaufs, Abmessungen in mm

Weiter wurden 4-Punkt-Biegeversuche (4PB) als Einfeldträger mit Kragarm in Anlehnung an Basler et al. (1960) und Ehrhart (2019) durchgeführt. Abbildung 4.16 stellt den 4PB-Versuchsaufbau dar.

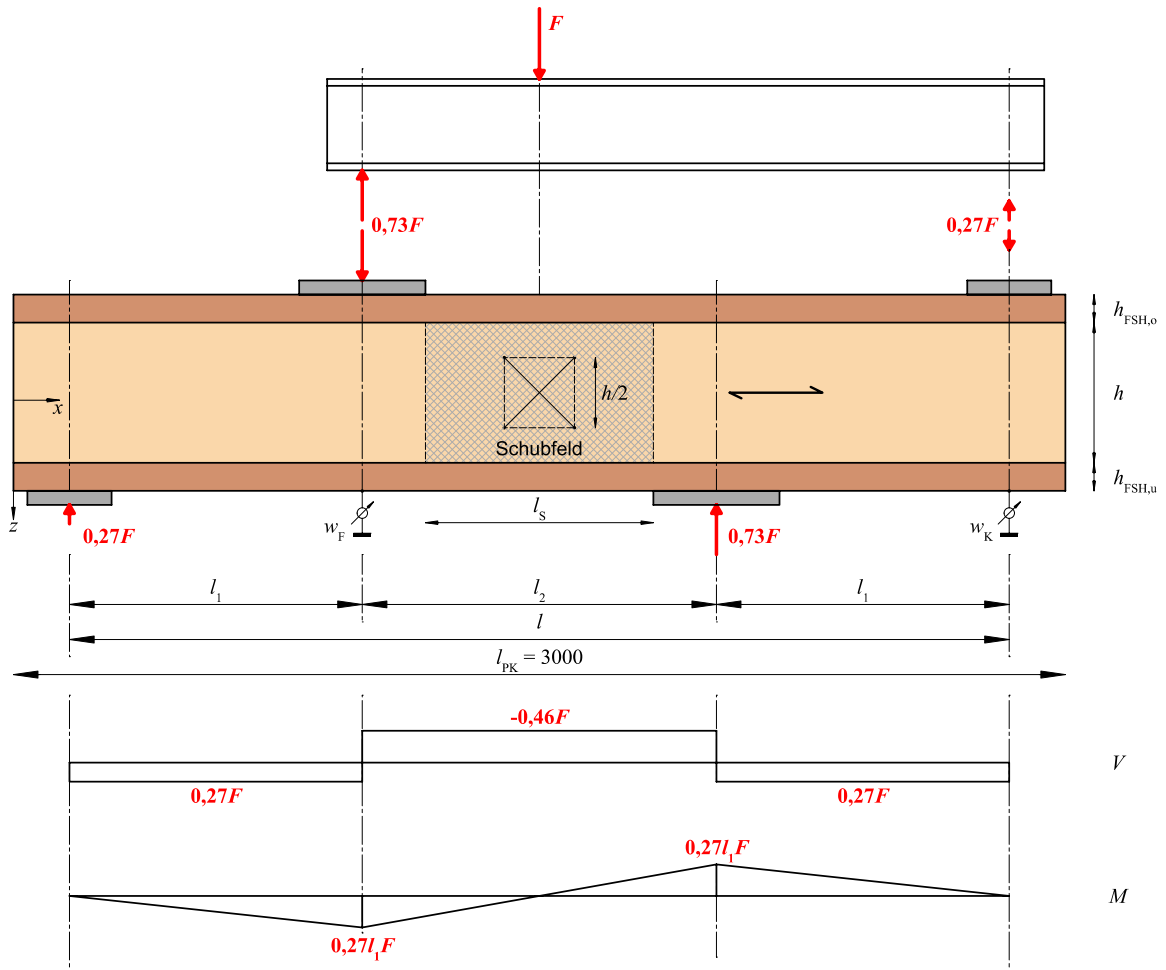


Abbildung 4.16 Prüfaufbau der 4-Punkt-Biegeversuche zur Ermittlung der Schubtragfähigkeit von HBH mit Angabe des Querkraft- und Momentenverlaufs, Abmessungen in mm

Die Länge des beanspruchten Schubfeldes war für den exzentrischen 3PB- und den 4PB-Versuchsaufbau mit $l_s = 650$ mm identisch. Unter Ansatz der Prüfkörperabmessungen ergeben sich die in Tabelle 4.5 gezeigten Verhältnisse für die Querkräfte und Momente in Abhängigkeit der Versuchsaufbauten.

Tabelle 4.5 Querkraft- und Momentenverhältnisse der drei gewählten Versuchsaufbauten

Versuch	l_1 [mm]	V_s [kN]	Faktor [-]	M [kNm]	Faktor [-]
3PB – zentrisch	1400	$0,5 \times F$	1,00	$0,700 \times F$	1,00
3PB - exzentrisch	1050	$0,6 \times F$	1,20	$0,629 \times F$	0,90
4PB	835	$0,46 \times F$	0,92	$0,225 \times F$	0,32

V_s = Querkraft im Schubfeld

Im Vergleich zum zentrischen 3PB-Versuchsaufbau konnte durch den exzentrischen 3PB-Versuchsaufbau die Querkraft um 20 % erhöht und das Biegemoment um 10 % reduziert werden. Durch den gewählten 4PB-Versuchsaufbau konnte das Biegemoment um 68 % und die Querkraft um 8 % reduziert werden. Abbildung 4.17 und Abbildung 4.18 zeigen die realisierten Versuchsaufbauten der 3PB- und 4PB-Versuche.

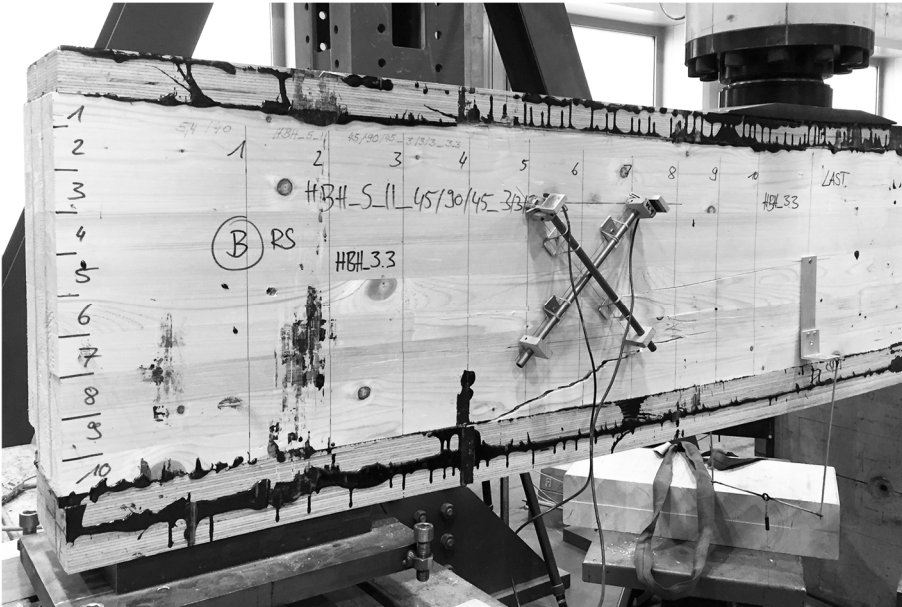


Abbildung 4.17 Realisierter 3PB-Versuchsaufbau zur Bestimmung der Schubtragfähigkeit von HBH

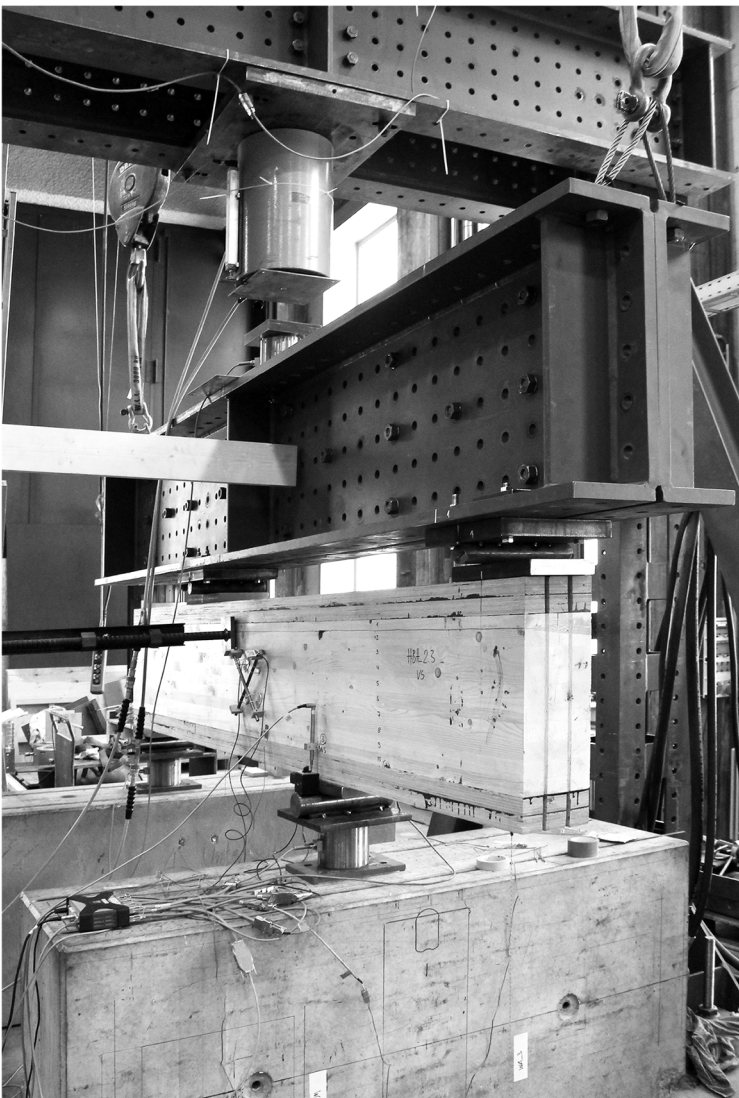


Abbildung 4.18 Realisierter 4PB-Versuchsaufbau zur Bestimmung der Schubtragfähigkeit von HBH

Je HBH-Serie wurden drei Prüfkörper und ein BSH-Referenzprüfkörper geprüft. Als Biegezug- und Biegedruckverstärkung wurden Lamellen (40 mm) aus Buchen-FSH aufgeklebt. Im Zuge der Versuche wurde die Dicke angepasst. Ebenso wurde die FSH-Verstärkung in der Furnierebene eingeschnitten, sodass keine Schubkräfte über die Klebefuge Furnierebene und FSH-Verstärkung möglich war (Abbildung 4.19) (a). Zusätzlich wurden in die eingeschnittenen Nuten der FSH-Verstärkung Streifen aus FSH, Faserorientierung parallel zur Belastungsrichtung, eingebracht (Abbildung 4.19) (b). Dies sorgte für eine gleichmäßige Krafteinleitung in die Furnierebene und die BSH-Komponenten. Vollgewindeschrauben verstärken die Lasteinleitungsbereiche (Abbildung 4.19) (c).

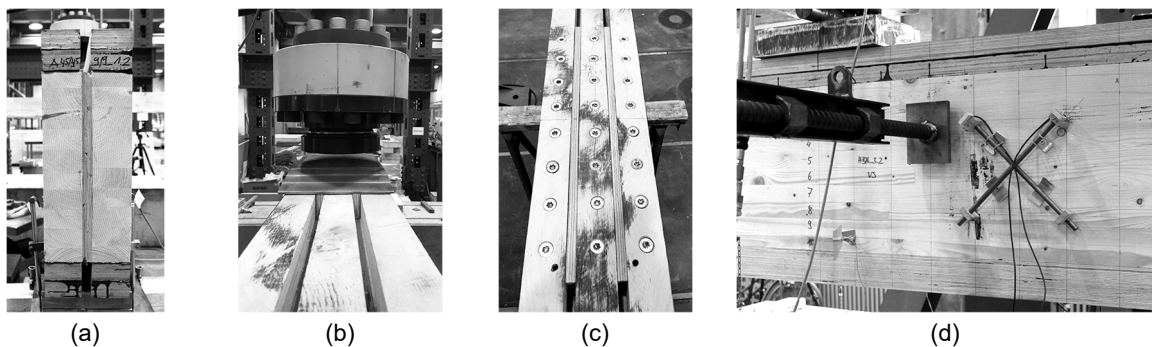


Abbildung 4.19 (a) Einschnitt der FSH-Biegezug- und Biegedruckverstärkung, (b) FSH-Streifen unter der Lasteinleitungsplatte zur direkten Lasteinleitung in die Furnierebenen, (c) Querdruckverstärkungen mit VG-Schrauben, (d) Messkreuz zur Bestimmung des Schubmoduls

Bei den 3PB-Versuchen wurden die Versuchskörper in einem Portalrahmen mit einem hydraulischen Druckzylinder ($F_{\max} = 1000 \text{ kN}$), bei den 4PB-Versuchen mit einem hydraulischen Druckzylinder ($F_{\max} = 3000 \text{ kN}$) weggeregelt linear bis zum Bruch belastet. Bei den 4PB-Versuchen zeichneten externe Kraftmessdosen die Auflagerkräfte und die Zylinderkraft auf (Abbildung 4.18). Der Schubmodul (G_S) wurde über das Verfahren zur Prüfung des Schubfeldes nach DIN EN 408:2012-10 ermittelt. Das Messquadrat ($a = 200 \text{ mm}$) war auf halber BSH-Höhe angeordnet (Abbildung 4.19) (d). Messmittel waren Wegaufnehmer (Typ DD1, Messbereich $\pm 2,5 \text{ mm}$, Linearitätsabweichung $\pm 0,5 \%$). An ausgewählten Prüfkörpern wurden die Dehnungen in der BSH-Komponente von HBH im Bereich des maximalen Moments mittels 60 mm langen, aufgeklebten Dehnungsmessstreifen (DMS) gemessen. Außerdem erhielten zwei Prüfkörper bei der Herstellung DMS in den Furnierebenen. Tabelle 4.6 enthält die Konfigurationen der Prüfkörper.

Tabelle 4.6 Hauptabmessungen und Konfiguration der Prüfkörper zur Bestimmung der Schubtragfähigkeit

Prüfkörper	Versuch	$h_{FSH,o}$ [mm]	$h_{FSH,u}$ [mm]	Nut _{FSH}	DMS _{BSH}	DMS _{Furnier}	Schubmodul
BSH_S_1	3PB (zentrisch)	80	80	nein	-	-	nein
BSH_S_2	3PB (exzentrisch)	45	80	ja	-	-	ja
BSH_S_3	3PB (exzentrisch)	45	80	ja	-	-	ja
HBH_S_1.1	3PB (zentrisch)	80	80	nein	-	-	nein
HBH_S_1.2	3PB (zentrisch)	80	80	nein	-	ja	nein
HBH_S_1.3	4PB	80	80	ja	-	ja	ja
HBH_S_2.1	3PB (exzentrisch)	45	45	ja	-	-	ja
HBH_S_2.2	3PB (exzentrisch)	45	80	ja	-	-	ja
HBH_S_2.3	4PB	80	80	ja	ja	-	ja
HBH_S_3.1	4PB	80	80	ja	ja	-	ja
HBH_S_3.2	4PB	80	80	ja	ja	-	ja
HBH_S_3.3	3PB (exzentrisch)	45	80	ja	-	-	ja

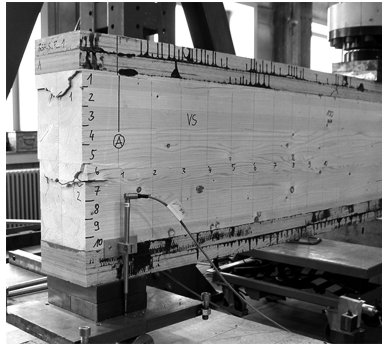
Die Holzfeuchte der BSH-Komponenten wurde an vier unterschiedlichen Lamellen je Prüfkörper ermittelt. Der Mittelwert der Holzfeuchte (u_{MW}) der BSH-Komponenten über alle Prüfkörper beträgt 13,5 % (COV 3,7 %).

4.4.3 Auswertung und Ergebnisse

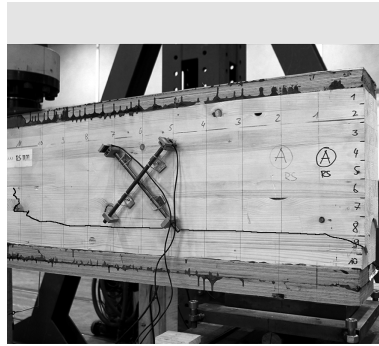
Die BSH- und HBH-Prüfkörper zeigten ein linear elastisches Verhalten und versagten anschließend spröde. Das Versagen der Prüfkörper lässt sich in vier Versagensarten (VA) eingeteilt:

- VA 1: Schubversagen im Brettschichtholz bzw. HBH-Bruttoquerschnitt
- VA 2: Schub- und Querkzugversagen im Übergangsbereich zwischen der BSH-Komponente von HBH und der aufgeklebten FSH-Verstärkung
- VA 3: Biegezugversagen der BSH-Komponente von HBH
- VA 4: Schubversagen der BSH-Komponente von HBH im Bereich der ersten beiden Randlamellen

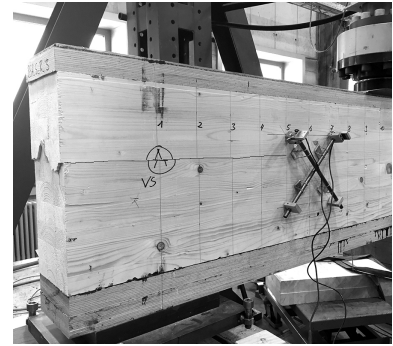
Bei den BSH-Referenzprüfkörpern erreichte der gewählte 3PB-Versuchsaufbau ein Schubversagen (VA 1). Im Gegensatz dazu versagten zwei der HBH-Prüfkörper der Serie 1 (HBH_S_1.1, HBH_S_1.2) im Übergangsbereich (Klebefuge bzw. Holzfasern in unmittelbarer Nähe zur Klebefuge) zwischen BSH-Komponente und FSH (VA 2). Die HBH-Prüfkörper der Serie 2 (HBH_S_2.1, HBH_S_2.2) versagten auf Biegezug (VA 3) in der BSH-Komponente, ein Prüfkörper der Serie 3 (HBH_S_3.3) versagte auf Schub im Bereich der ersten beiden BSH-Randlamellen (VA 4). Die restlichen Prüfkörper (HBH_S_1.3, HBH_S_2.3, HBH_S_3.1 und HBH_S_3.2) wurden mit dem 4PB-Versuchsaufbau geprüft. Dieser Prüfaufbau erhöhte die Querkraft im Schubfeld im Vergleich zu dem 3PB-Versuchsaufbau deutlich. Der Prüfkörper HBH_S_3.2 versagte auf Schub (VA 1) im Schubfeld. Die restlichen Prüfkörper versagten entsprechend den Versagensarten zwei (VA 2) und vier (VA 4). Abbildung 4.20 (a-l) zeigt die Versagensarten je Prüfkörper.



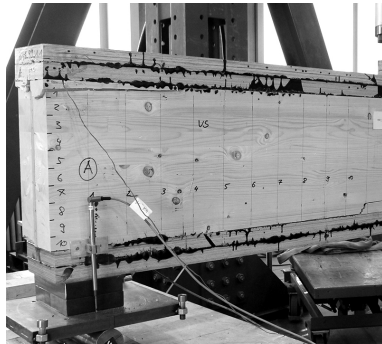
(a) BSH_S_1
3PB – zentrisch
VA 1



(b) BSH_S_2
3PB – exzentrisch
VA 1



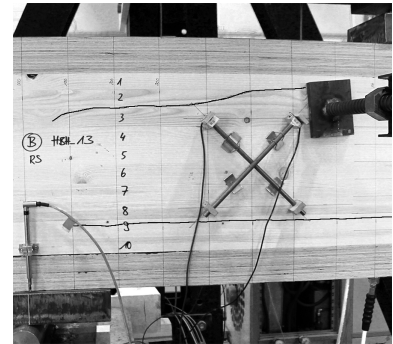
(c) BSH_S_3
3PB – exzentrisch
VA 1



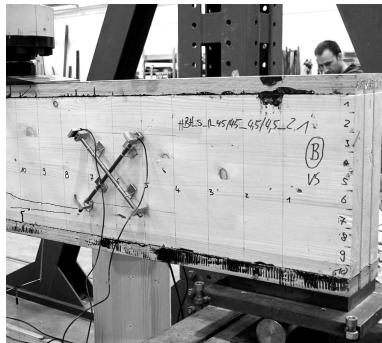
(d) HBH_S_1.1
3PB – zentrisch
VA 2



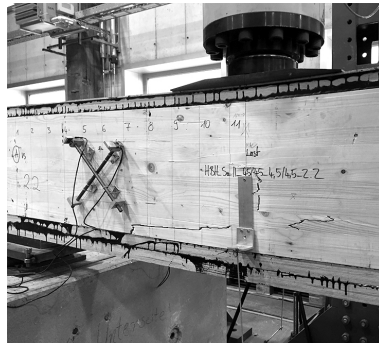
(e) HBH_S_1.2
3PB – zentrisch
VA 2



(f) HBH_S_1.3
4PB
VA 4



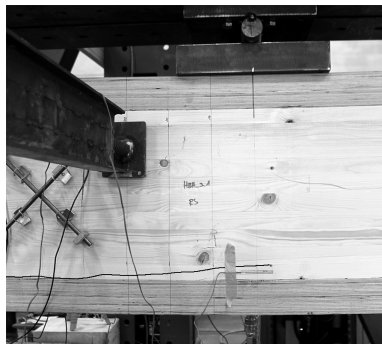
(g) HBH_S_2.1
3PB – exzentrisch
VA 3



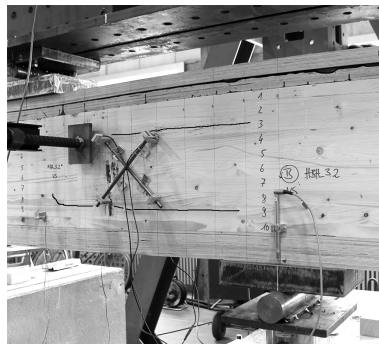
(h) HBH_S_2.2
3PB – exzentrisch
VA 3



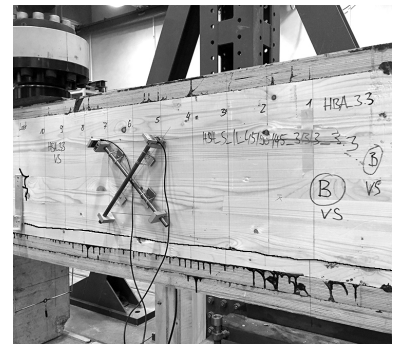
(i) HBH_S_2.3
4PB
VA 2



(j) HBH_S_3.1
4PB
VA 2



(k) HBH_S_3.2
4PB
VA 1



(l) HBH_S_3.3
3PB – exzentrisch
VA 4

Abbildung 4.20 Versagensarten der BSH- und HBH-Schubprüfkörper

Unter Berücksichtigung der FSH-Verstärkung wurden die Schubspannungen mit der ermittelten Querkraft (V_{\max}) auf Höhe des Versagensrisses (τ_{crack}) und die maximalen Schubspannungen (τ_{\max}), bezogen auf die Brutto-Querschnittsbreite (b), auf Basis der Balkentheorie berechnet. Bei den Prüfkörpern mit eingeschnittenen Nuten wurde die Netto-FSH-Breite angesetzt. Der Verbund zwischen Brettschichtholz und der Buchen-FSH-Verstärkung wurde als starr angenommen. Die Schubspannungsberechnung berücksichtigte das Eigengewicht des Lastverteilungsträgers des 4PB-Versuchsaufbaus.

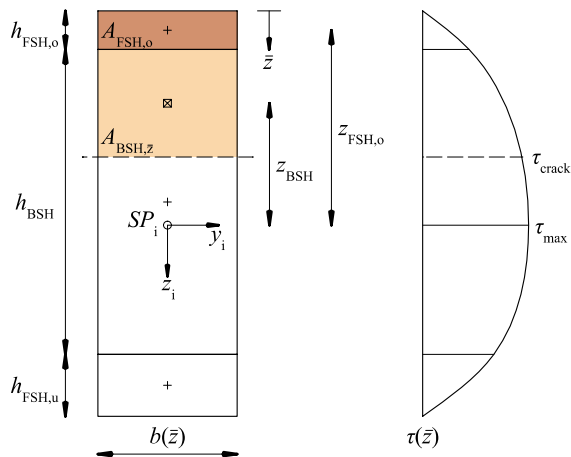


Abbildung 4.21 Querschnittsabmessungen und Schubspannungsverlauf der Schubprüfkörper

Der Schubspannungsverlauf für den Verbundquerschnitt berechnet sich wie folgt:

Im ersten Schritt werden die Verhältnisse (n_i) der E-Module von BSH und FSH berechnet:

$$n_i = \frac{E_{\text{FSH}}}{E_{\text{BSH}}} \quad [-] \quad (4-13)$$

E_{FSH}	[N/mm ²]	Elastizitätsmodul der FSH-Verstärkung
E_{BSH}	[N/mm ²]	Elastizitätsmodul Brettschichtholz

Anschließend ist der ideale Schwerpunkt zu berechnen:

$$z_{\text{SP},i} = \frac{A_{\text{BSH}} \cdot h_{\text{BSH}} + n_i \cdot (A_{\text{FSH},o} \cdot h_{\text{FSH},o} + A_{\text{FSH},u} \cdot h_{\text{FSH},u})}{A_i} \quad [\text{mm}] \quad (4-14)$$

$$A_i = A_{\text{BSH}} + n_i \cdot (A_{\text{FSH},o} + A_{\text{FSH},u}) \quad [\text{mm}^2] \quad \text{Ideelle Fläche}$$

Das ideale Flächenträgheitsmoment wird nach Gleichung (4-15) berechnet:

$$I_{y,i} = I_{y,\text{BSH}} + n_i \cdot (I_{y,\text{FSH},o} + I_{y,\text{FSH},u}) \quad [\text{mm}^4] \quad (4-15)$$

Das statische Moment berechnet sich in Abhängigkeit der Koordinate (\bar{z}) nach:

$$S_y(\bar{z}) = A_{\text{BSH},z} \cdot z_{\text{BSH}} + n_i \cdot A_{\text{FSH},o} \cdot z_{\text{FSH},o} \quad [-] \quad (4-16)$$

Die Schubspannungsverteilung berechnet sich in Abhängigkeit der Koordinate (\bar{z}) nach:

$$\tau(\bar{z}) = \frac{V_{\text{max}} \cdot S_y(\bar{z})}{I_{y,i} \cdot b(\bar{z})} \quad [-] \quad (4-17)$$

V_{max}	[N]	Maximale Querkraft
$S_y(\bar{z})$	[mm ³]	Statisches Moment in Abhängigkeit der Koordinate \bar{z}
$I_{y,i}$	[mm ⁴]	Ideelles Flächenträgheitsmoment
$b(\bar{z})$	[mm]	Breite in Abhängigkeit der Koordinate \bar{z}

Um den Einfluss der aufgeklebten Verstärkungen der Buchen-FSH-Streifen korrekt abzubilden, war der globale Elastizitätsmodul der Verstärkung an abgetrennten FSH-Streifen ($l/b/h = 600/100/30$ mm) der Schubversuchsprüfkörper nach DIN EN 408:2012-10 zu ermitteln (Abbildung 4.22). Die Auswertung der Messwerte ergibt einen Elastizitätsmodul ($E_{\text{m,g,mean}}$) von 15.142 N/mm² (COV 4,5 %) für die Buchen-FSH-Verstärkung (Tabelle 4.7).

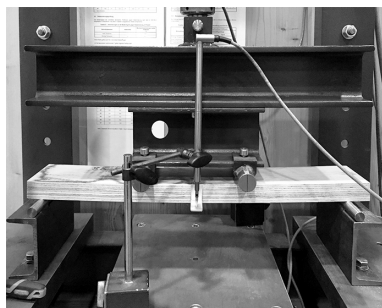


Abbildung 4.22 Realisierter Prüfaufbau

Tabelle 4.7 Versuchsergebnisse Buche-FSH

Prüfkörper	Buche-FSH		
n	[-]	20	
$l/b/h$	[mm]	600/100/30	
ρ_{mean}	[kg/m ³]	804	2,0 %
u_{mean}	[%]	7,2	1,7 %
$f_{\text{m,mean}}$	[N/mm ²]	110,9	COV 15,8 %
$E_{\text{m,g,mean}}$	[N/mm ²]	15.142	4,5 %

Zusätzlich berechnet wurden die maximalen Schubspannungen der BSH-Komponente und der Furnierebene unter Annahme eines parabelförmigen Schubspannungsverlaufs nach Gleichung (4-21) und (4-22). Dafür wurde die Querkraft entsprechend der Anteile der Schubsteifigkeiten der beiden Materialien aufgeteilt.

$$n = \frac{G_{FE}}{G_{BSH}} \quad [-] \quad (4-18)$$

$$S_y = \frac{b_{BSH} \cdot h^2}{8} + \frac{n \cdot t_{FE} \cdot h^2}{8} \quad [\text{mm}^3] \quad (4-19)$$

$$I_y = \frac{b_{BSH} \cdot h^3}{12} + \frac{n \cdot t_{FE} \cdot h^3}{12} \quad [\text{mm}^4] \quad (4-20)$$

$$\tau_{BSH} = \frac{V \cdot S_y}{I_y \cdot (b_{BSH} + n \cdot t_{FE})} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-21)$$

$$\tau_{FE} = n \cdot \tau_{BSH} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-22)$$

Durch Rückrechnung der Spannungen lässt sich der Querkraftanteil in der BSH-Komponente und der Furnierebene nach Gleichung (4-23) und (4-24) bestimmen.

$$V_{BSH} = V \frac{b_{BSH}}{b_{BSH} + n \cdot t_{FE}} \quad [\text{N}] \quad (4-23)$$

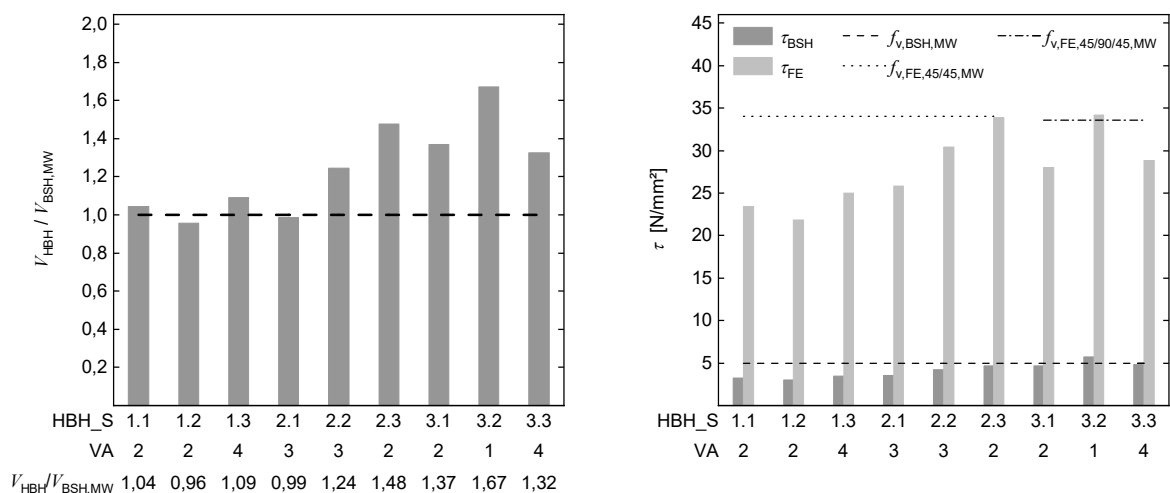
$$V_{FE} = V \frac{n \cdot t_{FE}}{b_{BSH} + n \cdot t_{FE}} \quad [\text{N}] \quad (4-24)$$

Tabelle 4.8 bildet die Versagensarten, die ermittelten Querkräfte und die berechneten Schubspannungen ab. Für die BSH-Komponenten wurde der ermittelte Schubmodul (G_{xz}) von 586 N/mm² aus den Biegeversuchen (Abschnitt 4.3) angesetzt, für die Furnierebenen die ermittelten Schubmodule ($G_{45/45} = 4227$ N/mm² und $G_{45/90/45} = 3491$ N/mm²) aus Abschnitt 3.3.

Tabelle 4.8 Querkräfte und Schubspannungen aus den 3PB- und 4PB-Versuchsaufbauten

Prüfkörper	Versuchsaufbau	VA	V_{\max} [kN]	τ_{crack} [N/mm ²]	τ_{\max} [N/mm ²]	$\tau_{\text{BSH,max}}$ [N/mm ²]	$\tau_{\text{FE,max}}$ [N/mm ²]
BSH_S_1	3PB	1	315	4,6	4,6	4,6	-
BSH_S_2	3PB	1	328	4,7	5,1	5,1	-
BSH_S_3	3PB	1	392	5,8	6,1	6,1	-
HBH_S_1.1	3PB	2	360	2,8	5,3	3,2	23,4
HBH_S_1.2	3PB	2	330	2,5	4,9	3,0	21,8
HBH_S_1.3	4PB	4	376	4,7	5,6	3,5	25,0
HBH_S_2.1	3PB	3	341	5,8	5,8	3,6	25,8
HBH_S_2.2	3PB	3	429	6,8	6,8	4,2	30,4
HBH_S_2.3	4PB	2	510	3,9	7,6	4,7	33,8
HBH_S_3.1	4PB	2	472	3,6	7,0	4,7	28,0
HBH_S_3.2	4PB	1	577	7,4	8,6	5,7	34,2
HBH_S_3.3	3PB	4	457	5,2	7,2	4,8	28,8

Durch den optimierten 3-Punkt-Biegeprüfaufbau konnte die Querkraft im Vergleich zum Mittelwert der BSH-Prüfkörper um bis zu 32 % gesteigert werden, durch den 4-Punkt-Biegeprüfaufbau um bis zu 67 % (Abbildung 4.23) (a). Ein Einfluss auf die Versuchsergebnisse aufgrund der unterschiedlichen Prüfaufbauten (3PB vs. 4PB) ist als gering zu schätzen, da die Länge des Schubfelds ($l_s = 650$ mm) bei beiden Prüfaufbauten identisch war. Der Mittelwert der Schubspannung des verwendeten Brettschichtholzes ($\tau_{\text{crack,BSH,MW}}$) beträgt $5,0$ N/mm² und ist 10,6 % höher als die nach JCSS (2006) berechnete Schubfestigkeit von Brettschichtholz ($f_{v,\text{mean}} = 4,52$ N/mm²). Die ermittelten Schubspannungen der HBH-Serien der Versagensarten 1 sind als Schubfestigkeit zu bewerten. Alle anderen berechneten Schubspannungen (VA 2-4) stellen lediglich eine untere Grenze dar.



(a) Maximale Querkräfte der HBH-Serien im Vergleich zum Mittelwert der BSH-Prüfkörper in Abhängigkeit der Versagensarten (VA)

(b) Berechnete maximale Schubspannungen in den BSH-Komponenten und der Furnierebene im Vergleich zu experimentell ermittelten Scherfestigkeiten der Furnierebenen (Abschnitt 3.3)

Abbildung 4.23 Vergleich der maximalen Querkräfte und der daraus resultierenden Schubspannungen der HBH-Komponenten

Der Vergleich der berechneten Schubspannungen in den BSH-Komponenten mit den ermittelten Schubfestigkeiten des verwendeten Brettschichtholzes zeigt: Nur HBH-Prüfkörper 3.2 erreichte die Schubfestigkeit in den BSH-Komponenten. Die Schubspannungen der Furnierebene sind 6,25 % niedriger als die ermittelten Scherfestigkeiten nach Abschnitt 3.3. Abbildung 4.23 (b) präsentiert die berechneten Schubspannungen der BSH-Komponenten und der Furnierebenen je HBH-Prüfkörper. Die Ergebnisse belegen, dass die Furnierebenen die Schubspannungen in den BSH-Komponenten mindern können. In Abhängigkeit der Steifigkeit der Furnierebene werden anteilig Querkräfte abgetragen. Dadurch entstehen erst bei höheren Querkräften im Vergleich zu unbewehrtem BSH kritische Schubspannungen in den BSH-Komponenten. Aufgrund der unterschiedlichen Versagensarten der Prüfkörper lässt sich kein eindeutiger Einfluss der seitlichen BSH-Breite (b_1) auf die Schubtragfähigkeit feststellen. Jedoch zeichnet sich die Tendenz ab, dass die Schubtragfähigkeit durch zwei Furnierebenen und eine daraus resultierende geringere Breite der BSH-Komponenten deutlich höher ist als die von HBH-Querschnitten mit nur einer Furnierebene.

Die Bestimmung des Schubmoduls erfolgte über die Schubkreuzmessung analog dem Vorgehen nach Abschnitt 4.3. Die Länge des beanspruchten Scherfeldes $l_s = 650$ mm war für beide Versuchsaufbauten (3PB und 4PB) identisch. Im Bereich des Messkreuzes wurde der Schubspannungsverlauf integriert und anschließend auf eine konstante Schubspannungsverteilung verschmiert. Die ermittelten Schubmodule aus den 3PB- und 4PB-Schubversuchen sind im Vergleich zu den Schubmodulen aus den Biegeversuchen (4PB nach DIN EN 408:2012-10, Abschnitt 4.3) tendenziell höher: im Mittel bei den BSH-Prüfkörpern um 18 %, bei den HBH-Prüfkörpern der Serie 1 um 34 %, bei Serie 2 um 12 % und bei Serie 3 um 19 % (Abbildung 4.24).

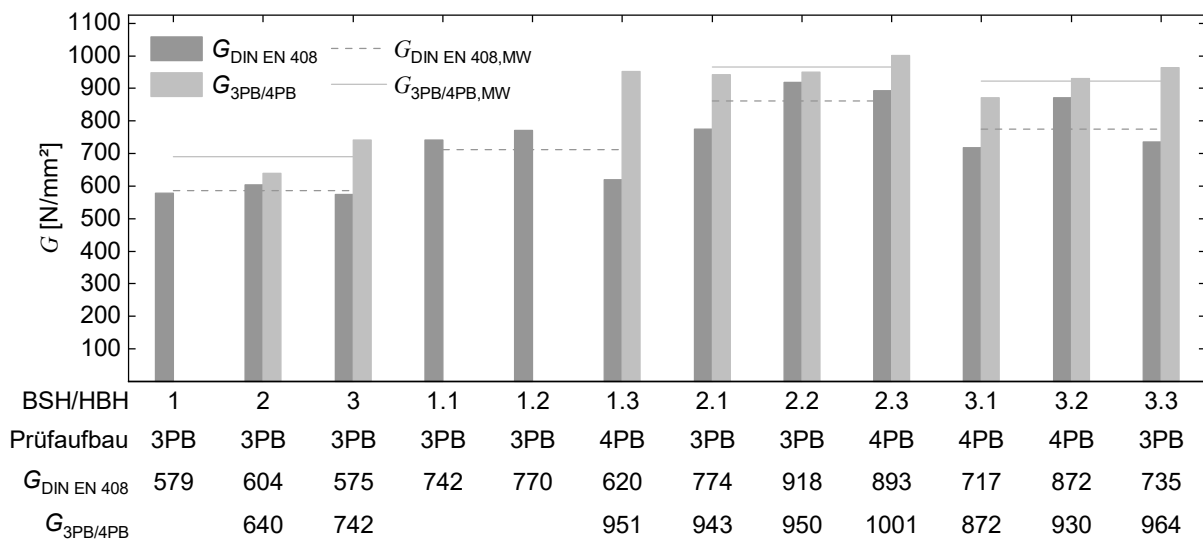


Abbildung 4.24 Vergleich der ermittelten Schubmodule aus den Biegeversuchen ($G_{DIN EN 408}$) nach DIN EN 408:2012-10 mit den ermittelten Schubmodulen aus den 3PB- und 4PB-Schubversuchen nach Abbildung 4.17 und Abbildung 4.18

Dies deutet auf einen Einfluss der Schubfeldlänge hin. Bei den Schubversuchen (3PB und 4PB) ist zu vermuten, dass trotz der Querdruckverstärkungen mittels VG-Schrauben ein gewisser Lastanteil von der Lasteinleitungsstelle in das Auflager mittels einer Druckstrebe abge-

leitet wird (fachwerkartiger Lastabtrag), da die Schubfeldlänge im Verhältnis der Prüfkörperhöhe relativ kurz war. Durch einen anteiligen Lastabtrag mittels einer Druckstrebe entstehen geringere Schubverzerrungen im Schubfeld und somit höhere Schubmodule. Im Falle der 4PB-Versuche nach DIN EN 408:2012-10 lässt sich dieser Effekt ausschließen.

Ein Einfluss durch das geringere M/V -Verhältnis der Schubversuche wird nicht vermutet, da der Verformungsanteil des Biegemoments im Verhältnis zum Verformungsanteil der Querkraft sehr gering ist. Dies ist der Fall, da der E-Modul längs zur Faser von BSH mit 12.600 N/mm^2 ca. 20-mal größer ist als der Schubmodul ($G_{\text{BSH}} = 650 \text{ N/mm}^2$).

4.4.4 Vergleich mit numerischen Untersuchungen

Im Anschluss an die Versuche wurden die Prüfkörper der 3PB- und 4PB-Versuche numerisch abgebildet. Erstellt wurde hierfür ein Volumenmodell mit einem linear elastischen orthotropen Materialmodell analog zu Abschnitt 2.4. Die Steifigkeiten der Furnierlagen und der Biegedruck- und Biegezugverstärkung (FSH aus *BauBuche* nach Z-9.1-838) wurden angepasst – proportional zu dem in Abschnitt 3.2 ermittelten Elastizitätsmodul ($E_{0,FL}$) für vier faserparallel verklebte Einzelfurniere und dem ermittelten Elastizitätsmodul ($E_{m,g,FSH,MW}$) der aufgeklebten FSH-Verstärkungen nach Gleichung (3-15). Die angesetzten Steifigkeiten des Simulationsmodells sind in Tabelle 4.9 zusammengestellt.

Tabelle 4.9 Steifigkeitskennwerte für die numerische Simulation

Komponenten	E_x [N/mm ²]	E_y [N/mm ²]	E_z [N/mm ²]	ν_{xy} [-]	ν_{yz} [-]	ν_{xz} [-]	G_{xy} [N/mm ²]	G_{yz} [N/mm ²]	G_{xz} [N/mm ²]
BSH - GL28h	12.600	300	300	0,016	0,33	0,016	650	65	650
Furnierlage, 4 × 1,5 mm (PRF verklebt)	16.352	457	457	0,016	0,33	0,016	827	419	827
FSH aus Buche	15.142	424	424	0,016	0,33	0,016	766	388	766

Das Volumenmodell bildet die als Querdruckverstärkungen verwendeten Vollgewindeschrauben vollständig ab. Anders (2008) entwickelte ein Verfahren, um den nachgiebigen Verbund zwischen der VG-Schraube und dem Holz linear zu berechnen. Zu modellieren ist dafür eine zylindrische bzw. röhrenartige Schicht, deren Innenradius dem Kerndurchmesser und deren Außenradius dem Gewindedurchmesser entspricht (Abbildung 4.25).

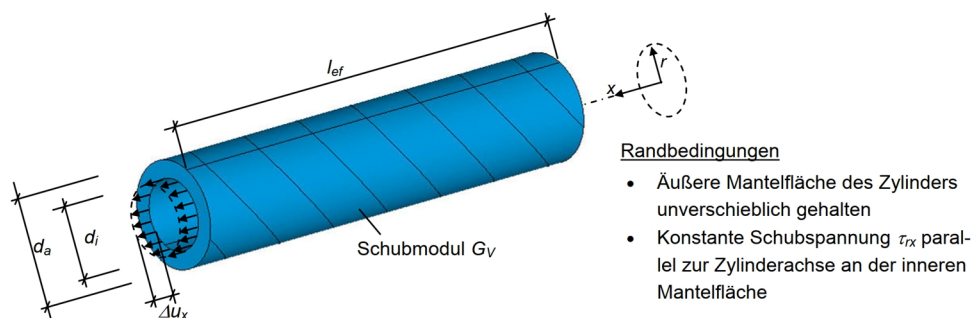


Abbildung 4.25 Modellbildung von VG-Schrauben, Verbundschicht – geometrische Zusammenhänge (Mestek 2011)

Der Schubmodul der Verbundschicht beeinflusst dadurch wesentlich die Relativverschiebung

(nachgiebiger Verbund) zwischen Schraube und dem umschließenden Holzquerschnitt. Unter Annahme einer reinen Schubverformung des Zylinders von Schraube und Verbundschicht lässt sich nach Gleichung (4-25) die Relativverschiebung Δu_x zwischen den Mantelflächen berechnen.

$$\Delta u_x = \frac{\tau_{rx}}{G_v} \cdot \frac{d_i}{2} \cdot \ln\left(\frac{d_a}{d_i}\right) \quad [\text{mm}] \quad (4-25)$$

Unter der Voraussetzung, dass die Relativverschiebung der Schraube zur Holzoberfläche durch die Verformung der Verbundschicht entsteht, kann der Schubmodul G_v der Verbundschicht nach Gleichung (4-26) ermittelt werden.

$$G_v = \frac{K_{ax}}{2 \cdot \pi \cdot l_{ef}} \cdot \ln\left(\frac{d_a}{d_i}\right) = \frac{k_{ax}}{2 \cdot \pi} \cdot \ln\left(\frac{d_a}{d_i}\right) \quad [\text{mm}] \quad (4-26)$$

Der Verschiebungsmodul (K_{ax}) wurde in mehreren experimentellen Untersuchungen ermittelt. Tabelle 4.10 präsentiert eine Auswertung der Ansätze für die Berechnung des Verschiebungsmoduls der verwendeten VG-Schrauben ($d_a = 12,0$ mm, $d_i = 7,5$ mm, und $\rho_k = 450$ kg/m³).

Tabelle 4.10 Vergleich der Ansätze zur Berechnung des Verschiebungsmoduls und daraus resultierend das Schubmodul der Verbundschicht

Ansätze	l_{ef} [mm]	K_{ax} [N/mm]	k_{ax} [N/mm ²]	G_v [N/mm ²]
Blaß 2006	400	14.339	35,8	2,7
Mestek 2011	400	57.356	143,4	10,7
Danzer 2017	400	65.016	162,5	12,2
Blaß, Steige 2018 (Gl. 33)	400	90.200	225,5	16,9
Blaß, Steige 2018 (Gl. 34)	400	79.007	197,5	14,8
Spax ETA 12/0114	400	120.000	300,0	22,4

Für die Modellierung der Verbundschicht wurde ein einheitliches Schubmodul (G_v) von 20 N/mm² angesetzt.

Abbildung 4.26 listet die gemessenen und die berechneten Durchbiegungen unter der Lasteinleitung (w_F) auf. Das Verformungsverhalten der BSH- und HBH-Prüfkörper lässt sich mit dem numerischen Simulationsmodell sehr gut abbilden. Die Durchbiegung hängt dabei maßgeblich von den Steifigkeiten der BSH-Komponenten ab.

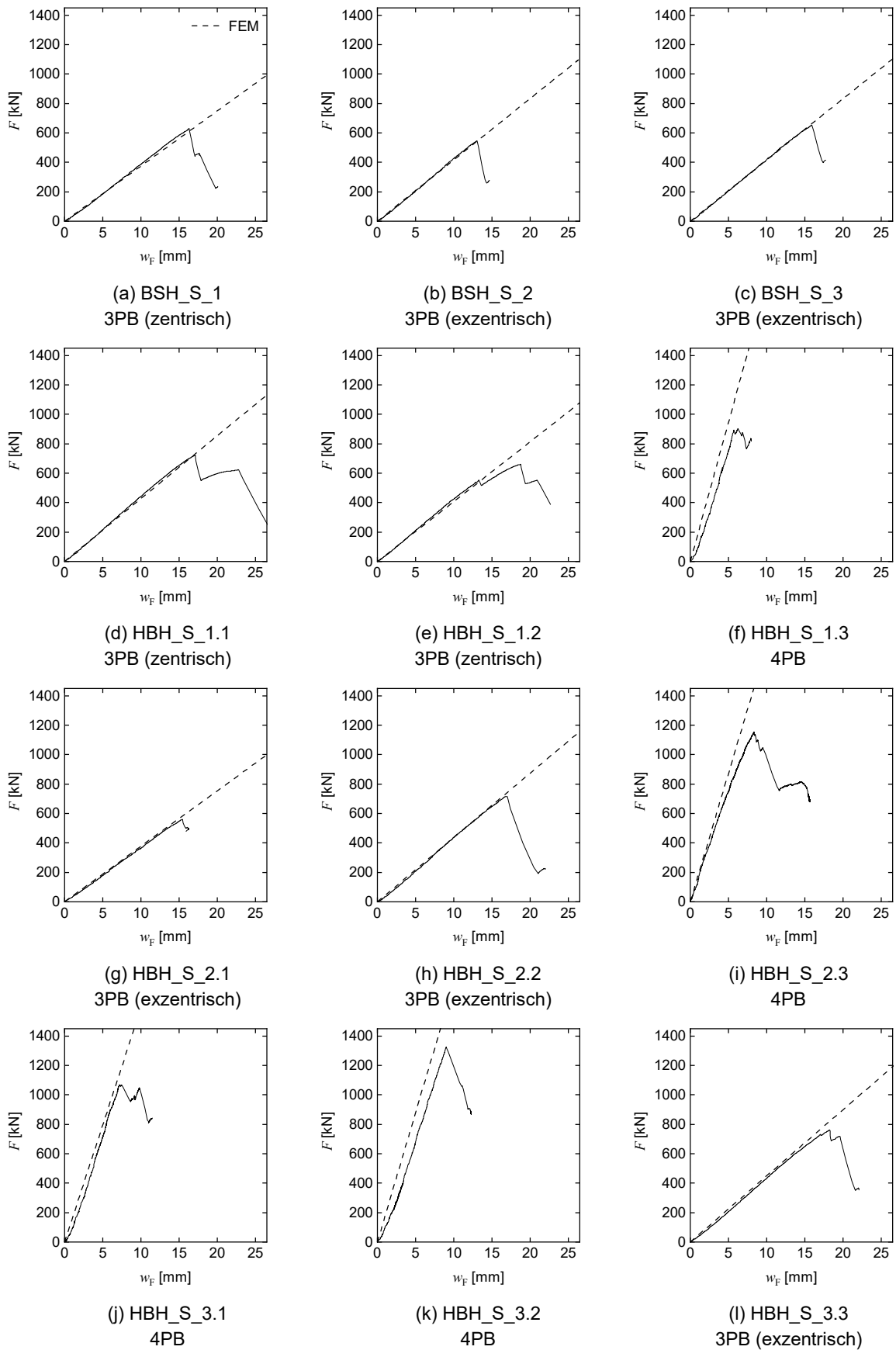


Abbildung 4.26 Vergleich der berechneten Verformungen im Feld (w_F) mit den gemessenen Verformungen aus den Versuchen

Um die angesetzten Steifigkeiten der Furnierlagen mit dem numerischen Simulationsmodell zu validieren, erhielten einzelne Furnierlagen ausgewählter Prüfkörper der HBH-Serie 1 während der Herstellung Dehnungsmessstreifen (DMS) (Abbildung 4.3) (e). Die Lage der DMS zeigt Abbildung 4.27.

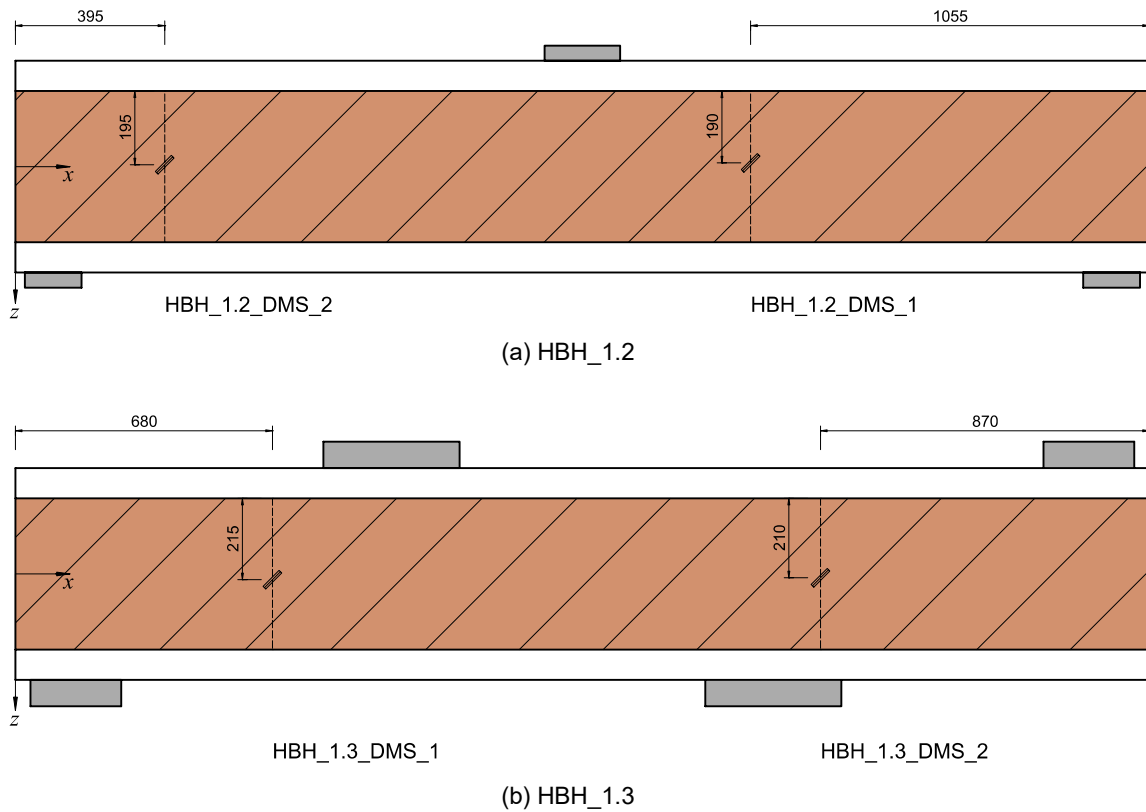


Abbildung 4.27 Lage der DMS in ausgewählten Prüfkörpern der HBH-Serie 1

Im jeweiligen FEM-Volumenmodell wurde die Dehnung in den Furnierlagen an den Positionen der eingeklebten DMS ausgegeben und mit den Messergebnissen aus den Versuchen verglichen (Abbildung 4.28).

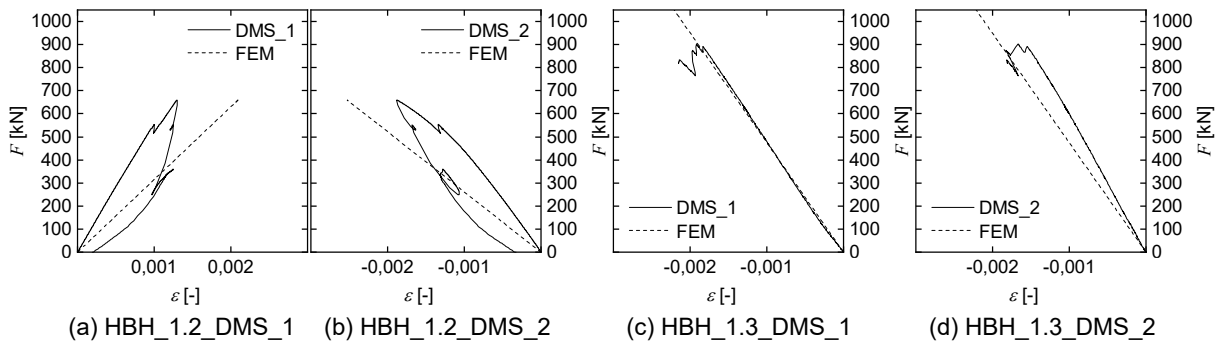


Abbildung 4.28 Vergleich DMS-Messdaten mit den Dehnungen aus dem FEM-Modell für die Prüfkörper 1.2 und 1.3 der HBH-Serie 1

Die numerisch ermittelten Dehnungen der Furnierlage sind im Vergleich zu den gemessenen Dehnungen der eingeklebten DMS im HBH-Prüfkörper 1.2 deutlich zu niedrig. Im Gegensatz

dazu zeigen die berechneten Dehnungen in den Furnierlagen der HBH-Prüfkörper 1.3 eine gute bis sehr gute Übereinstimmung mit den gemessenen Dehnungen der DMS.

Ein möglicher Grund für die Abweichungen zwischen den numerisch berechneten und den gemessenen Dehnungen könnte eine Abweichung des Neigungswinkels der Furnierlagen (α_{FL}) sein. Deswegen wurde der Neigungswinkel der Furnierlagen im FEM-Modell von HBH-Prüfkörper 1.2 um ± 5 Grad variiert. Auch wurde der Einfluss der Steifigkeit der Furnierlage auf die Dehnungen in den Furnierlagen untersucht. Variiert wurde dazu die Steifigkeit der Furnierlage von HBH-Prüfkörper 1.3 um $\pm 10\%$. Die Ergebnisse illustriert Abbildung 4.29.

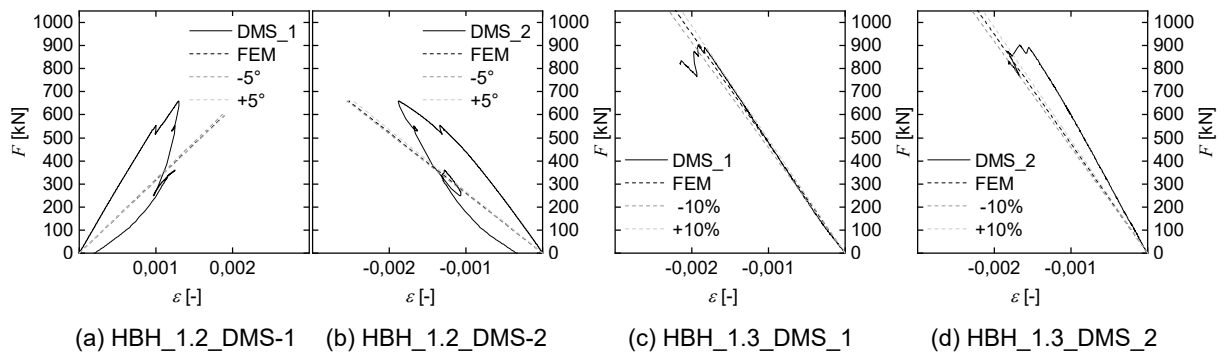


Abbildung 4.29 Variation der Furnierneigung und Steifigkeit der Furnierlage

Die numerisch ermittelten Dehnungen zeigen eine geringe Sensitivität gegenüber dem Neigungswinkel der Furnierlagen (α_{FL}) und der Steifigkeit der Furnierlage. Weiter wurden die Sensitivität der Steifigkeiten der Furnierlage auf die Zug- und Druckspannungen der Furnierlagen ausgewertet. Dazu wurden die Normalspannungen ($\sigma_{0,FL}$) im lokalen Koordinatensystem der Furnierebene über die Querschnittshöhe ausgegeben (Abbildung 4.30).

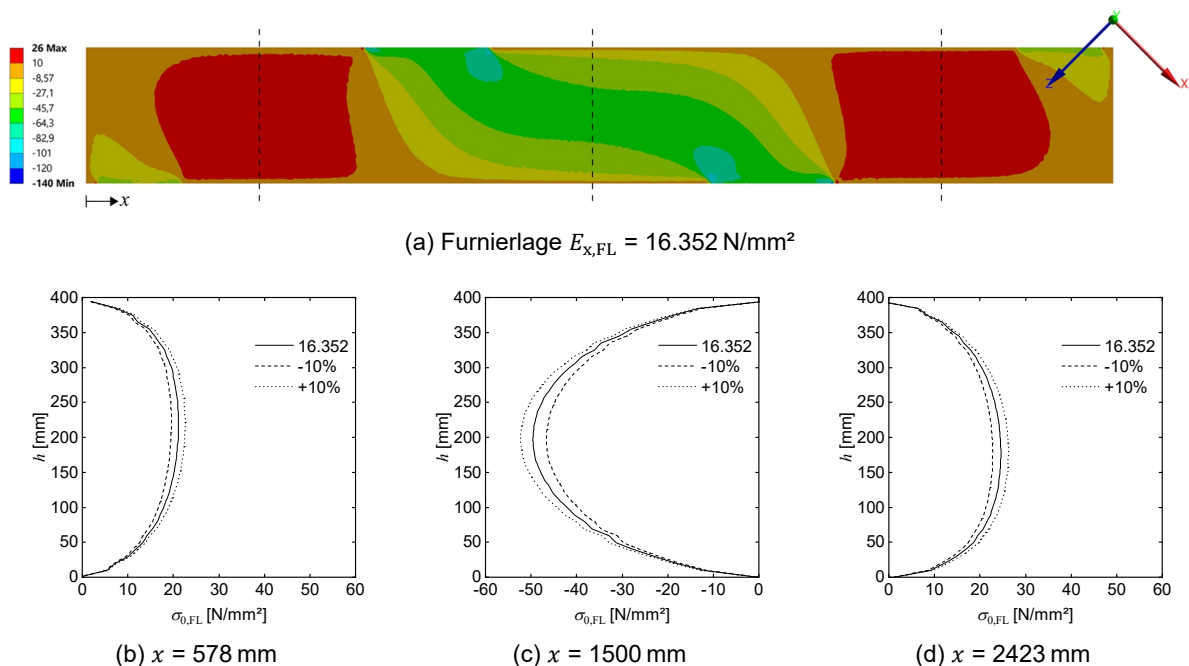


Abbildung 4.30 Vergleich der Spannungen in den Furnierlagen von HBH-Prüfkörper 1.3 mit variierenden Steifigkeitskennwerten ($\pm 10\%$) der Furnierlage $E_{0,FL} = 16.352 \text{ N/mm}^2$

Im Bereich der Zugspannungen ($x = 578$ und $x = 2426$) reduzieren bzw. erhöhen sich die Spannungen ($\sigma_{0,FL}$) bei der Variation der Steifigkeitskennwerte der Furnierlage um ca. $\pm 7\%$. In der auf Druck beanspruchten Furnierlage ändern sich die Spannungen um ca. $\pm 5,5\%$.

Mittels der FEM-Volumenmodelle wurden für jeden Prüfkörper bei Bruchlast die maximalen Schubspannungen der BSH-Komponenten und der Furnierlagen im Bereich der maximalen Querkräfte ermittelt und mit den analytisch berechneten Spannungen aus Tabelle 4.8 verglichen (Abbildung 4.31).

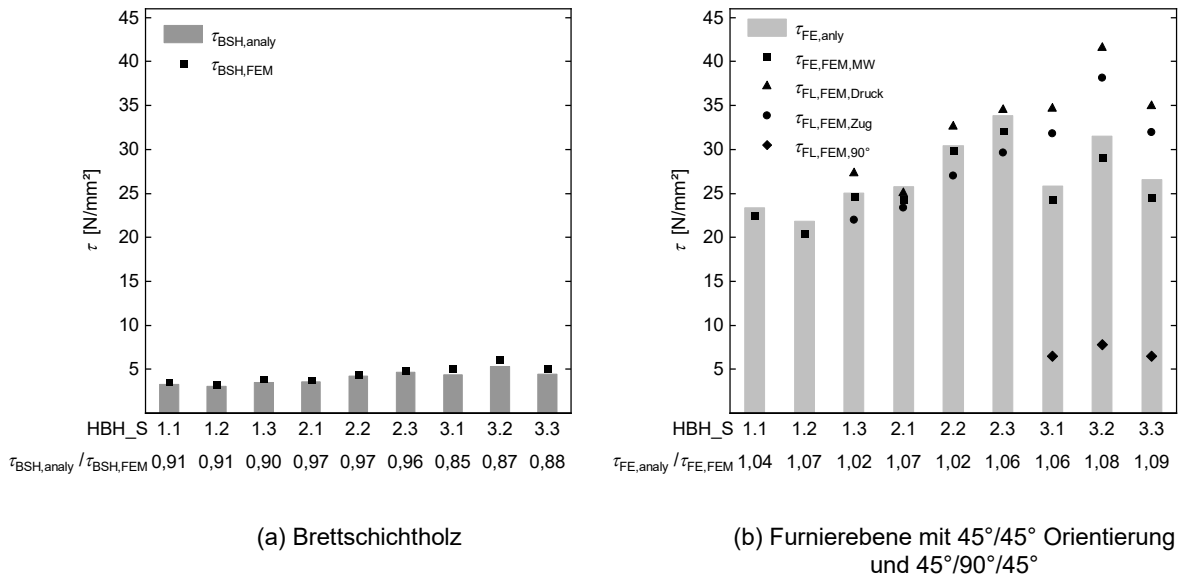


Abbildung 4.31 Numerisch und analytisch berechnete Schubspannungen in den BSH-Komponenten und der Furnierebene von HBH

Die analytisch berechneten Schubspannungen in den BSH-Komponenten der HBH-Serie 1 sind ca. 10 %, der HBH-Serie 2 ca. 3 % und der HBH-Serie 3 ca. 13 % niedriger als die numerisch ermittelten Spannungen. Im Vergleich dazu liegen die analytisch berechneten Schubspannungen der Furnierebene über alle HBH-Serien um 2 bis 9 % über den numerischen Ergebnissen. Die beiden Berechnungsansätze zeigen eine gute Übereinstimmung und ergeben plausible Spannungswerte.

4.5 Zusammenfassung

Die BSH- und HBH-Prüfkörper versagten spröde auf Biegezug zwischen den Lasteinleitungspunkten. Dabei tendierten die HBH-Prüfkörper zu einem lokaleren Biegebruchverhalten als die BSH-Prüfkörper. Die Biegefestigkeiten der BSH-Prüfkörper liegen im erwarteten Bereich. Die Mittelwerte der Biegefestigkeiten ($f_{m,mean}$, bezogen auf den Bruttoquerschnitt) der HBH-Prüfkörper sind ca. 10 % niedriger als der Mittelwert der BSH-Prüfkörper. Das Verhalten ist auf den Bewehrungsgrad (δ) von 10 % zurückzuführen. Im Umkehrschluss bedeutet dies, dass die untersuchten Furnierebenen die Biegefestigkeit nicht erhöhen. Dies bestätigt die Ergebnisse der Parameterstudie aus Abschnitt 2.4.3. Wird für die Berechnung der Biegefestigkeit der HBH-Prüfkörper nur die Netto-Breite der BSH-Komponenten berücksichtigt (d.h. Netto-Querschnitte), so sind die Mittelwerte der Biegefestigkeit von HBH-Serie 1 um 2 % niedriger, von HBH-Serie 2 um 12 % höher und von HBH-Serie 3 gleich der Biegefestigkeit der unbewehrten BSH-Prüfkörper. Das vertikale Auftrennen der BSH-Querschnitte hatte also keinen negativen

Einfluss auf die Biegefestigkeit. Die Auswertung der Messergebnisse zeigt zudem, dass die Furnierebenen den E-Modul und damit die Biegesteifigkeit im Vergleich zu Brettschichtholz nicht signifikant reduzieren. Die Aussagekraft der Ergebnisse ließe sich jedoch durch eine Erhöhung der Prüfkörperanzahl verbessern. Die mit dem FEM-Modell berechneten Biegezugspannungen und Verformungen der BSH- und HBH-Prüfkörper stimmen sehr gut mit den Versuchsergebnissen überein. Der Elastizitätsmodul (E_0) des Brettschichtholzes beeinflusst die Durchbiegung in Feldmitte maßgeblich. Gegenüber Steifigkeitsänderungen der Furnierlage besteht keine signifikante Sensitivität.

Die Ermittlung der Schubbeanspruchbarkeit von holzbewehrtem Holz in Biegeträgern erfolgte in gedrungenen 3-Punkt- und 4-Punkt-Biegeversuche mit identischer Schubfeldlänge. Aus den Versuchen wird deutlich: Der 3-Punkt-Biegeprüfaufbau eignet sich für die Ermittlung der Schubtragfähigkeit von HBH nicht, da im Vergleich zu den resultierenden Biegespannungen die erforderlichen Schubspannungen nicht erreicht wurden. Mit dem 4-Punkt-Biegeprüfaufbau (Einfeldträger mit Kragarm) ließ sich für einen HBH-Prüfkörper der Serie 3 ein Schubversagen erzeugen. Trotz der beiden unterschiedlichen Versuchsaufbauten, die aufgrund der gleichbleibenden Länge des Schubfelds nur geringe Einflüsse auf die Versuchsergebnisse haben dürften, lässt sich feststellen, dass sich die aufnehmbare Querkraft gegenüber dem Mittelwert der BSH-Prüfkörper um bis zu 67 % erhöht hat. Die Auswertung der Versuchsergebnisse zeigt, dass in Abhängigkeit der Schubsteifigkeiten der HBH-Komponenten (GA_{BSH} , GA_{FE}) die Querkraften anteilig abgetragen werden. Im Vergleich zu den BSH-Prüfkörpern erhöhte sich der Mittelwert des Schubmoduls der HBH-Serie 1 um ca. 20 %, der Serie 2 um ca. 50 % und der Serie 3 um ca. 30 %. Die ermittelten Schubmodule aus den 3PB- und 4PB-Schubversuchen sind im Vergleich zu den Schubmodulen aus den Biegeversuchen nach DIN EN 408:2012-10 tendenziell um 12 bis 34 % höher. Das deutet auf einen Einfluss der Lasteinleitung und der Schubfeldlänge hin. Eine Erhöhung der Prüfkörperanzahl könnte die Aussagekraft der Ergebnisse ebenfalls verbessern. Die mit dem FEM-Modell berechneten Spannungen und Verformungen der BSH- und HBH-Prüfkörper der 3PB- und 4PB-Versuchsaufbauten zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit den analytisch berechneten Spannungen basierend auf den Versuchsergebnissen. Die eingeklebten Dehnungsmessstreifen (HBH-Serie 1) validierten die Steifigkeitsannahmen des Simulationsmodells. Es zeichnet sich ab, dass die Schubtragfähigkeit von holzbewehrtem Holz für baupraktische Anwendungsfälle nicht bemessungsmaßgebend ist.

5 Querzug- und Querdrucktragfähigkeit

5.1 Untersuchungsziel und Vorgehensweise

Die Furnierebenen der HBH-Querschnitte können als Querzug- und Querdruckverstärkung wirken. Um die Leistungsfähigkeit (Trag- und Steifigkeitsverhalten) von holzbewehrtem Holz bei Querzug- und Querdruckbeanspruchung zu ermitteln, wurden erste experimentelle Untersuchungen mit kleinmaßstäblichen Prüfkörpern durchgeführt.

5.2 Querzugtragfähigkeit

5.2.1 Grundlagen

Die numerischen Simulationen von holzbewehrtem Holz unter Querzugbeanspruchung haben gezeigt: Die Umlagerung der Querzugspannungen von den BSH-Komponenten in die Furnierebene hängen maßgeblich von der Dehnsteifigkeit der Furnierebene und der Schubsteifigkeit (G_{yz}) der BSH-Komponenten ab.

Die Querzugfestigkeit von Brettschichtholz lässt sich nach DIN EN 408:2012-10 experimentell ermitteln. Dazu werden Prüfkörper mit einer Höhe von $h = 400$ mm und einem querzugbeanspruchten Volumen von $0,01$ m³ durch aufgeklebte Stahlplatten belastet. Die Ermittlung des E-Moduls erfolgt über eine Messlänge h_0 von 60 % der Prüfkörperhöhe. In diesem Bereich ist von einer gleichmäßigen Spannungsverteilung im Brettschichtholz auszugehen.

In Tastversuchen wurde die Eignung des Versuchsaufbaus für holzbewehrtes Holz untersucht. Geprüft wurden zwei Prüfkörper mit einer Furnierebene und 90°-orientierten Furnierlagen. Beide Prüfkörper versagten im Bereich der Lasteinleitung auf Querzug (Abbildung 5.1). Durch den gewählten Prüfaufbau wurden lediglich die Querzugfestigkeit der ersten Lamelle und die Hirnholzverklebung der Furnierebene geprüft. Eine Aussage über die Querzugtragfähigkeit und das Lastumlagerungspotenzial von holzbewehrtem Holz war dadurch nicht möglich. Trummer (2002) untersuchte in seiner Dissertation die Querzugfestigkeit von glasfaserverstärktem Brettschichtholz (Abschnitt 2.1.5). Die Prüfkörper wurden auf halber Höhe 24 mm tief eingeschnitten – was die Rissbildung in diesem Bereich erzwang.



Abbildung 5.1 Versagte HBH-Prüfkörper der Tastversuche, I FE, ($\alpha_{FL} = 90^\circ$)

Der Prüfaufbau von Trummer wurde für die Prüfung der Querkzugtragfähigkeit von holzbewehrtem Holz adaptiert.

5.2.2 Versuchskonfiguration und -durchführung

Zur Ermittlung der Querkzugtragfähigkeit von HBH wurden Querkzugversuche an quaderförmigen Prüfkörpern ($l/b/h = 250/180/400$ mm) durchgeführt (Abbildung 5.2).

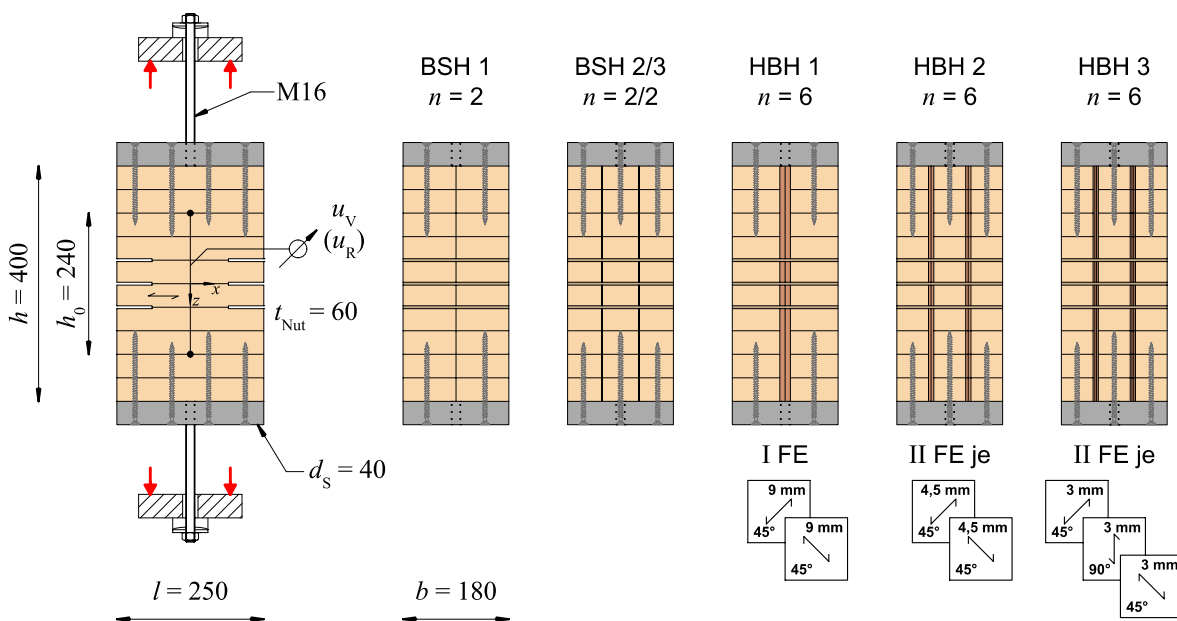


Abbildung 5.2 Versuchsaufbau Querkzugtragfähigkeit in HBH, Abmessungen in mm

Die Lasteinleitung erfolgte durch VG-Schrauben in die BSH-Komponenten. Die Stahlplatten wurden mit den Prüfkörpern nicht verklebt. Um eine mögliche Spannungskonzentration im Bereich der Schraubenspitzen abzumindern, kamen VG-Schrauben mit unterschiedlicher Länge (8 x 140 mm, 8 x 160 mm) zum Einsatz. Die Prüfkörper wurden auf halber Höhe mit drei Nuten ($t_{Nuten} = 60$ mm) eingeschnitten. Die Nuten wurden in den Klebefugen der BSH-Lamellen angeordnet. Dadurch provozierten drei Nuten pro Seite die Rissbildung in vier Lamellen. Um die Federsteifigkeit (k) zu ermitteln, wurden je Seitenfläche induktive Wegaufnehmer im Abstand von $h_0 = 240$ mm angebracht. Die Last wurde weggesteuert mit einer hydraulischen Prüfma-

schine (Zwick 600 E, $F_{\max} = 600$ kN) aufgebracht. Bei allen Versuchen wurde die Geschwindigkeit des Belastungszyinders so gewählt, dass die geschätzte Höchstlast (F_{est}) innerhalb von $300 \text{ s} \pm 120 \text{ s}$ erreicht wurde. Zusätzlich zu den HBH-Serien 1-3 wurden jeweils drei Prüfkörper mit 90° orientierten Furnierlagen (HBH_I_90, HBH_II_90) untersucht. Der Mittelwert der Holzfeuchte (u_{MW}) der BSH-Komponenten betrug $14,3 \%$ (COV $3,0 \%$). Die experimentellen Untersuchungen und die erstmalige Auswertung wurden durch eine vom Verfasser betreute Masterarbeit (Uphoff 2020) begleitet.

5.2.3 Auswertung und Ergebnisse

Alle Prüfkörper konnten bis zum Versagen belastet werden. Das Versagen der Prüfkörper lässt sich nach Uphoff (2020) in vier Versagensarten (VA) einteilen:

- VA 1: Querzugversagen des Querschnitts
- VA 2: Kombination aus Furnierversagen und Rollschubversagen
- VA 3: Rollschubversagen der BSH-Komponente, ausgehend von der Nut
- VA 4: Rollschubversagen der BSH-Komponente, ausgehend von den Schraubenspitzen

Bei den Prüfkörpern der HBH-Serie 1 und den Prüfkörpern mit 90° -orientierten Furnierlagen wurde die Tiefe der Nuten (t_{Nut}) teilweise erhöht, um ein Zugversagen der Furnierebene zu provozieren. Abbildung 5.3 veranschaulicht die vier Versagensarten.



Abbildung 5.3 Versagensarten der BSH- und HBH-Prüfkörper unter Querzugbeanspruchung

Ein schlagartiger Querzugriss (VA 1) kennzeichnet das Versagen der BSH-Prüfkörper (BSH 1-3). Die Prüfkörper der HBH-Serie 1 versagten meist auf Rollschub (VA 3, VA 4), die der HBH-Serie 2 zeigten fast ausschließlich ein kombiniertes Furnier- und Rollschubversagen (VA 2). Im Gegensatz dazu versagte jeweils die Hälfte der Prüfkörper der HBH-Serie 3 auf Querzug (VA 1) und durch ein Rollschubversagen der BSH-Komponente ausgehend von den Schraubenspitzen (VA 4). Die Prüfkörper mit 90°-orientierten Furnierlagen versagten alle auf Rollschub in den BSH-Komponenten (VA 3, VA 4). Sobald ein Querzugriss in den BSH-Komponenten entsteht, können über das Brettschichtholz keine Zugspannungen ($\sigma_{t,90}$) mehr übertragen werden. Aus Gleichgewichtsgründen muss die vormals im Brettschichtholz übertragene Zugkraft dann ebenfalls über Rollschub in die Furnierebene eingeleitet werden. Infolgedessen steigen die Rollschubspannungen in den BSH-Komponenten. Zusätzlich entstehen durch den Hebelarm (*e*) Biegespannungen in den BSH-Komponenten, die deren Rollschubfestigkeit reduzieren. Die mechanischen Zusammenhänge skizziert Abbildung 5.4.

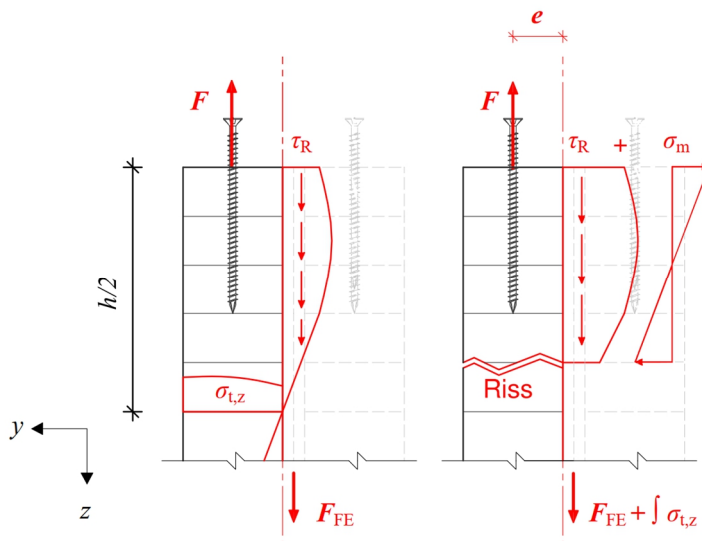


Abbildung 5.4 Gleichgewichtsbetrachtung und qualitative Spannungsverläufe vor (links) und nach (rechts) der Rissbildung der BSH-Komponenten (Uphoff 2020)

Dieses Phänomen ist bei den Prüfkörpern der HBH-Serie 1 deutlich stärker ausgeprägt als bei den Prüfkörpern der HBH-Serien 2 und 3. Grund dafür ist die Anzahl der Furnierebenen im Querschnitt. In den HBH-Serien mit zwei Furnierebenen teilt sich die Last gleichmäßig auf drei BSH-Komponenten auf. Die mittlere BSH-Komponente erfährt kein zusätzliches Exzentrizitätsmoment, und der Hebelarm der äußeren BSH-Komponenten wird im Vergleich zu HBH-Serie 1 reduziert.

Die Höhe der Last der initialen Querzugrissbildung auf der Oberfläche der BSH-Komponenten wurde visuell und durch Auswertung der Verformungsmessungen ermittelt. Bei einigen Prüfkörpern mit zwei Furnierebenen entstand die Erstrissbildung in der mittleren BSH-Komponente, erfolgte jedoch nicht schlagartig. Im Vergleich zur Bruchlast der BSH-Prüfkörper erhöhte sich die Last der initialen Rissbildung der HBH-Prüfkörper der Serie 1 um den Faktor 2,3, die der HBH-Serie 2 um den Faktor 3,6, die der HBH-Serie 3 um den Faktor 3,7 und der HBH-Serien mit 90°-orientierten Furnierlagen um den Faktor 2,4 (I_90°) und den Faktor 4,7 (II_90°). Daraus wird ersichtlich, dass die Höhe der Last der initialen Rissbildung wesentlich von der Breite der BSH-Komponenten und der Anzahl der Furnierebenen abhängt und nur geringfügig von der Dehnsteifigkeit der Furnierebene.

Die Berechnung der Querzugfestigkeit der BSH-Prüfkörper erfolgte nach Gleichung (5-1).

$$f_{t,90,BSH} = \frac{F_{\max}}{b \cdot (l - 2 \cdot t_{\text{Nut}})} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (5-1)$$

Die Zugspannungen der Furnierebene ($\sigma_{t,90,FE}$) wurden nach Gleichung (5-2) ermittelt.

$$\sigma_{t,90,FE} = \frac{F_{\max}}{t_{FE} \cdot (l - 2 \cdot t_{\text{Nut}})} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (5-2)$$

Um die versteifende Wirkung der Furnierebenen zu beurteilen, wurde die Federsteifigkeit (k)

der BSH- und HBH-Prüfkörper im linear-elastischen Bereich vor der Erstrissbildung ($0,5 \times F_{\text{init}}$ bis $0,9 \times F_{\text{init}}$) nach Gleichung (5-3) berechnet.

$$k = \frac{F_{\text{init},90} - F_{\text{init},50}}{u_{\text{init},90} - u_{\text{init},50}} \quad [\text{N/mm}] \quad (5-3)$$

Tabelle 5.1 zeigt die Ergebnisse. Der Mittelwert der Querkzugfestigkeit der BSH-Prüfkörper beträgt $0,91 \text{ N/mm}^2$ ($f_{t,90,k} = 0,51 \text{ N/mm}^2$, COV 21,8 %) und liegt damit im erwarteten Zielbereich. In der HBH-Serie 1 versagte nur in einem Prüfkörper die Furnierebene. Im Gegensatz dazu versagten die Furnierebenen der HBH-Serien 2 und 3 bei mehreren Prüfkörpern. Der Grund: Die auf Rollschub beanspruchte Fläche ist doppelt so groß wie bei HBH-Serie 1. Durch die Furnierebenen in den HBH-Prüfkörpern konnte die Federsteifigkeit (k_{HBH}) gegenüber der Federsteifigkeit der BSH-Prüfkörper (k_{BSH}) um den Faktor 1,3 bis 2,5 gesteigert werden. Dadurch sind bei gleicher Last die Dehnungen der BSH-Komponenten in den HBH-Querschnitten geringer als die Dehnungen in den BSH-Prüfkörpern ohne Furnierebenen. Die Bruchdehnung von Brettschichtholz wird daher in den HBH-Prüfkörpern erst bei einem höheren Lastniveau erreicht.

Tabelle 5.1 Ergebnisse der Querkzugversuche

Material	Prüfkörper	t_{Nut} [mm]	VA	$f_{t,90,\text{BSH/FE}}$ [N/mm ²]	$f_{t,90,\text{BSH/FE,MW}}$ [N/mm ²]	$\sigma_{t,90,\text{FE}}$ [N/mm ²]	k [kN/mm]		
BSH	QZ_R_1_1	60	1	1,1	0,94		40,6		
	QZ_R_1_2	60	1	0,9			44,6		
	QZ_R_2_1	60	1	0,7			53,5		
	QZ_R_2_2	60	1	0,7			43,8		
	QZ_R_3_1	60	1	1,1			61,6		
	QZ_R_3_2	60	1	1,1			57,1		
HBH	QZ_1.1_1	60	4	29,7	29,7	20,8	62,4		
	QZ_1.1_2	75	1				50,5		
	QZ_1.2_1	60	3				65,9		
	QZ_1.2_2	75	4				74,4		
	QZ_1.3_1	75	4				67,9		
	QZ_1.3_2	87,5	3				49,1		
	QZ_2.1_1	60	2				49,5	48,7	88,9
	QZ_2.1_2	60	4				85,0		
	QZ_2.2_1	60	1				37,1	43,6	81,4
	QZ_2.2_2	60	2				42,5		89,7
	QZ_2.3_1	60	2				45,2	41,9	115,9
	QZ_2.3_2	60	2				109,1		
	QZ_3.1_1	60	1				47,9	48,9	116,0
	QZ_3.1_2	60	4				123,4		
	QZ_3.2_1	60	1				48,9	48,2	121,6
	QZ_3.2_2	60	1				47,7		116,9
	QZ_3.3_1	60	4				46,9	135,5	
	QZ_3.3_2	60	4					125,9	
	QZ_I_90_1	60	3				22,6	77,8	
	QZ_I_90_2	75	4					81,5	
	QZ_I_90_3	75	4					76,9	
	QZ_II_90_1	60	4				47,0	114,1	
	QZ_II_90_2	75	4					96,6	
	QZ_II_90_3	75	4					105,3	

5.3 Querkdrucktragfähigkeit

5.3.1 Grundlagen

Das Querkdruckversagen von Brettschichtholz ist im Gegensatz zum Querkzugversagen als sehr duktil zu bewerten. Bei Überschreitung der Elastizitätsgrenze wird die röhrenförmige Holzfaserstruktur zusammengedrückt und dadurch plastisch verformt. Die Folge sind große Verformungen. Die Querkdrucktragfähigkeit ist nach DIN EN 1995-1-1:2010-12 stark abhängig von den geometrischen Randbedingungen (kontinuierliche Lagerung, Einzellagerung).

Die Querkdruckfestigkeit von Brettschichtholz lässt sich nach DIN EN 408:2012-10 experimentell ermitteln. Dazu werden quaderförmige Prüfkörper mit einer Höhe von $h = 200$ mm und einer Fläche von 25.000 mm² durch Stahlplatten belastet. Die Ermittlung des E-Moduls erfolgt über eine Messlänge h_0 von 60 % der Prüfkörperhöhe. In diesem Bereich ist von einer gleichmäßigen Spannungsverteilung im Brettschichtholz auszugehen. Die Querkdruckfestigkeit ist

nach DIN EN 408:2012-10 durch eine Begrenzung der Verformung definiert. Bei Druckbelastung von Prüfkörpern ist eine ausgeprägte Querdehnung der Prüfkörper zu beobachten, d. h. in den Prüfkörpern entstehen durch die Belastung Querzugspannungen orthogonal zur Belastungsrichtung (Abbildung 5.5) (a). Dieses Phänomen ist aus der Prüfung der Betondruckfestigkeit bekannt (Abbildung 5.5) (b).

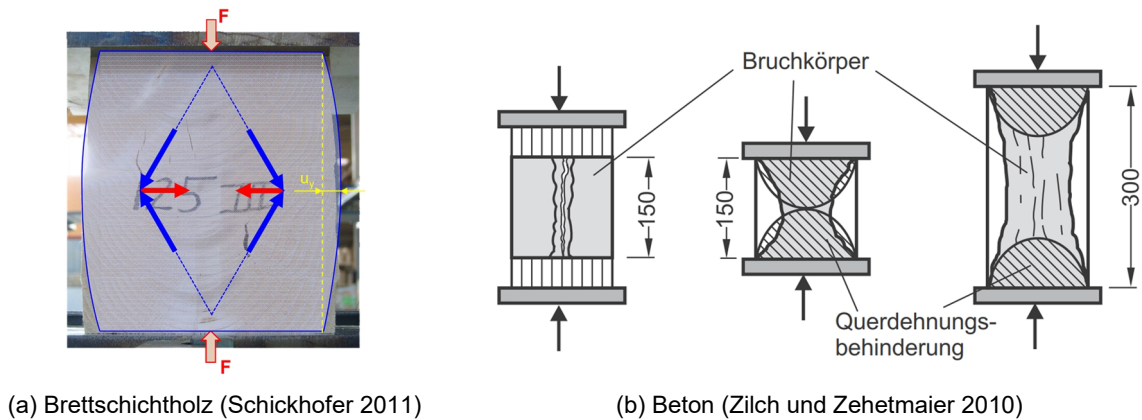


Abbildung 5.5 (a) Verformungsverhalten von Brett-schichtholz unter Querdruckbelastung, (b) Querdehnungsbehinderung bei der Prüfung der Druckfestigkeit von Beton

Ein gängiges Verfahren zur Erhöhung der Querdrucktragfähigkeit ist die Verstärkung mit selbstbohrenden VG-Schrauben (Bejtka 2005). Im Fall von holzbewehrtem Holz können die Furnierebenen als Querdruckverstärkungen betrachtet werden. Durch die Neigung der Furnierlagen lässt sich anteilmäßig die Druckfestigkeit parallel zur Faser aktivieren.

5.3.2 Versuchskonfiguration und -durchführung

Die Ermittlung der Querdrucktragfähigkeit von HBH erfolgte in Querdruckversuchen an quaderförmigen Prüfkörpern ($l/b/h = 180/180/2400$ mm) in Anlehnung an DIN EN 408:2012-10. Die Lasteinleitung geschah durch 40 mm dicke Stahlplatten. Abbildung 5.6 zeigt den Prüfaufbau und die untersuchten Querschnittsaufbauten.

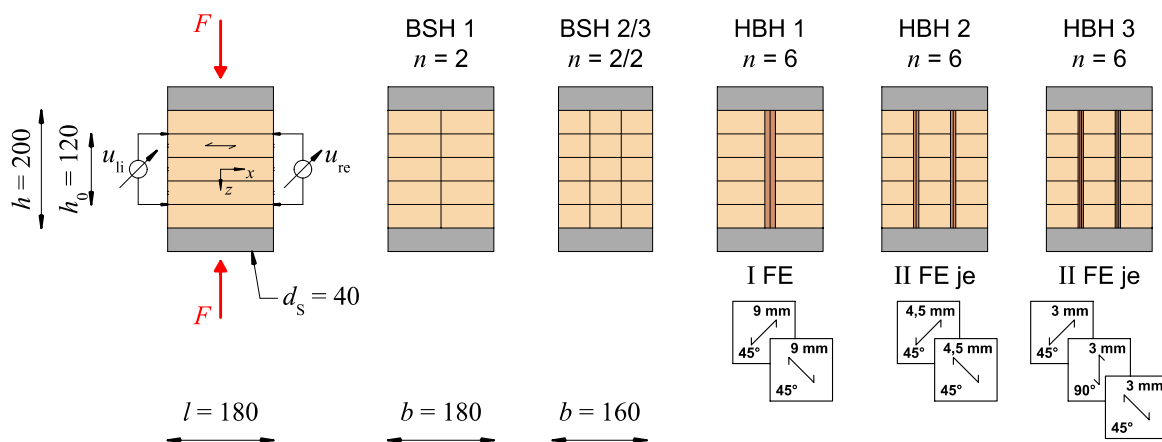


Abbildung 5.6 Versuchsaufbau Querdrucktragfähigkeit in HBH, Abmessungen in mm

Zur Ermittlung des Elastizitätsmoduls wurden an den Hirnholzflächen induktive Wegaufnehmer im Abstand von $h_0 = 120 \text{ mm}$ angebracht. Die Last wurde weggesteuert mit einer hydraulischen Prüfmaschine (Zwick 600 E, $F_{\max} = 600 \text{ kN}$) aufgebracht. In allen Versuchen war die Geschwindigkeit des Belastungszylinders so gewählt, dass die geschätzte Höchstlast (F_{est}) innerhalb von $300 \text{ s} \pm 120 \text{ s}$ erreicht wurde. Zusätzlich zu den HBH-Serien 1 bis 3 wurden jeweils drei Prüfkörper mit 90° -orientierten Furnierlagen (HBH_I_90, HBH_II_90) untersucht. Der Mittelwert der Holzfeuchte (u_{MW}) der BSH-Komponenten betrug $14,2 \%$ (COV $3,2 \%$). Die experimentellen Untersuchungen und die erstmalige Auswertung wurden durch eine vom Verfasser betreute Masterarbeit (Uphoff 2020) begleitet.

5.3.3 Auswertung und Ergebnisse

Alle Prüfkörper konnten bis zum Versagen belastet werden. Bereits vor der Belastung zeigten sich Risse in den BSH-Lamellen mit Mark. Diese Risse breiteten sich unter Last zunehmend aus (Abbildung 5.7) (a). Ebenfalls entstanden Risse durch die horizontalen Kräfte zwischen den Furnierlagen (Abbildung 5.7) (b). Bei vielen Prüfkörpern kam es durch die Belastung zu einem gegenseitigen Abscheren der geneigten Furnierlagen (Abbildung 5.7) (c). Die Prüfkörper mit 90° -orientierten Furnierlagen zeigten ein Knickversagen der Furnierebenen (Abbildung 5.7) (d).

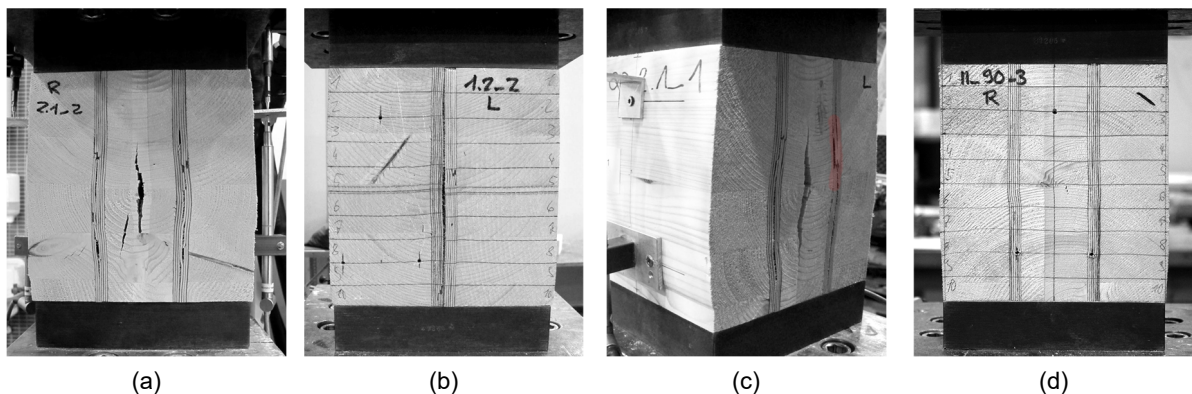


Abbildung 5.7 (a) Querzugrisse ausgehend von Marklamellen, (b) Querzugrisse zwischen den Furnierlagen, (c) Verschiebung von Furnierlagen, (d) Knicken von Furnierebenen

Im Vergleich zu unbewehrtem BSH können Furnierebenen Steifigkeit und Maximallast steigern. Abbildung 5.8 zeigt die Last-Verformungskurven der BSH- und HBH-Prüfkörper.

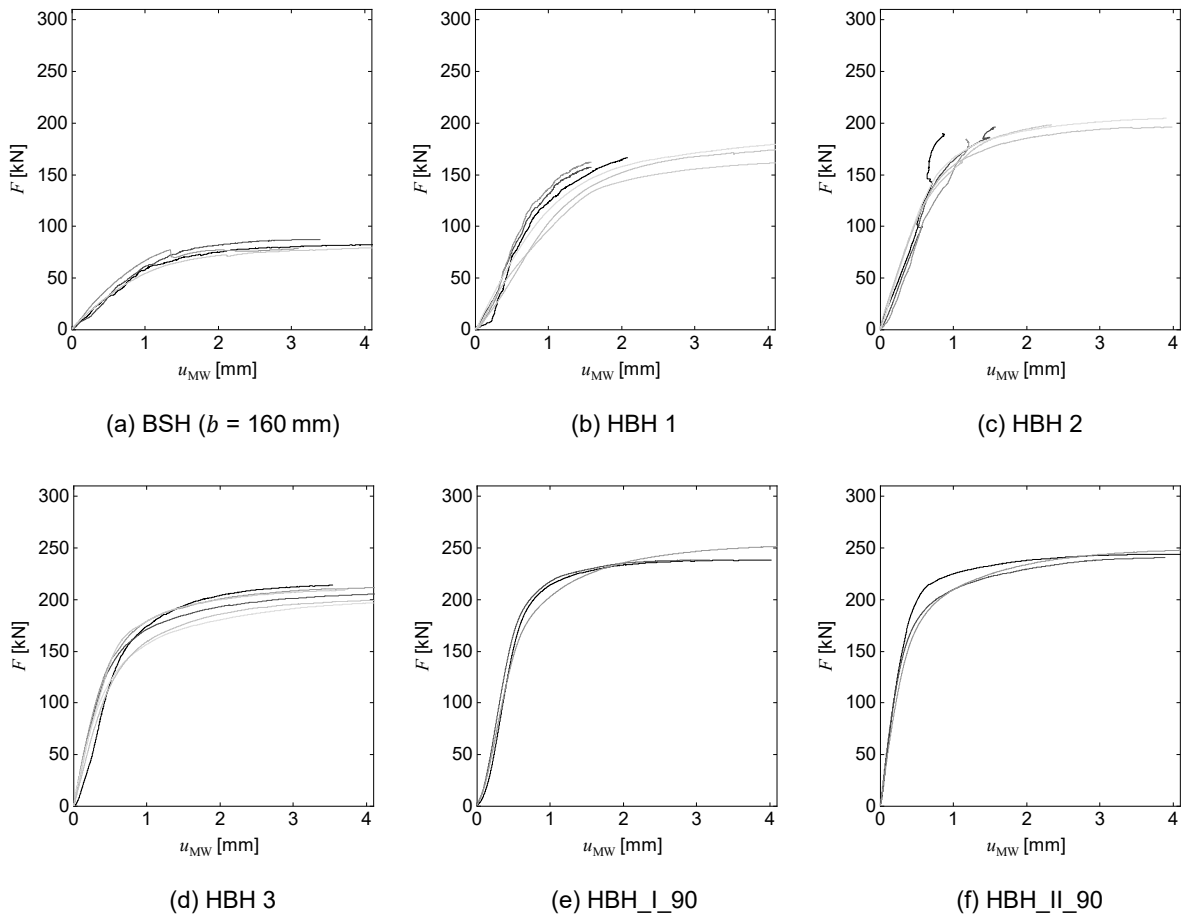


Abbildung 5.8 Last-Verformungskurven der BSH- und HBH-Prüfkörper unter Querdruckbelastung

Die Druckfestigkeit ($f_{c,90}$) und der E-Modul ($E_{c,90}$) wurden nach DIN EN 408:2012-10 ermittelt. Abbildung 5.9 präsentiert die Ergebnisse.

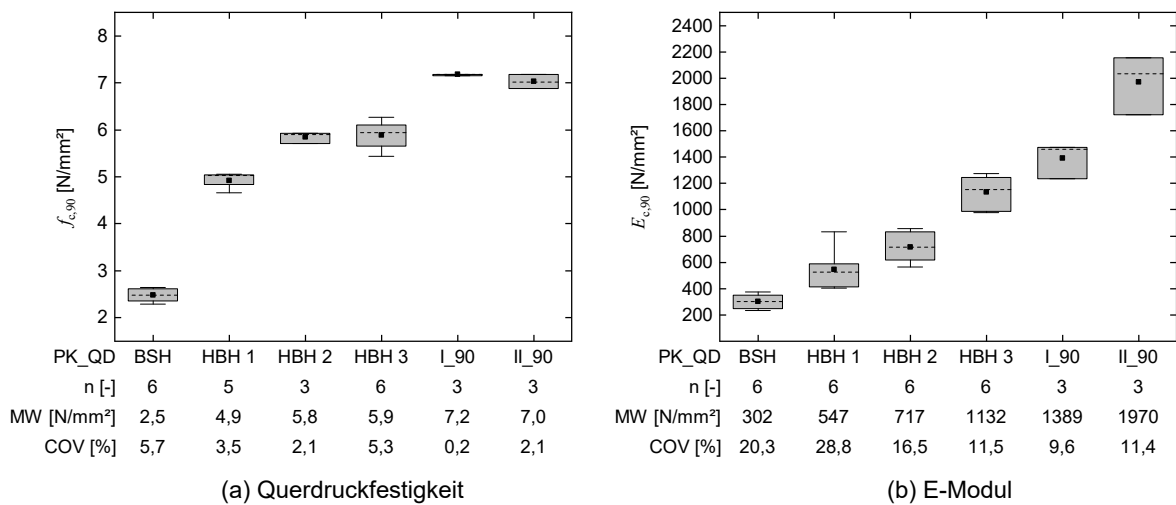


Abbildung 5.9 Ermittelte Festigkeits- und Steifigkeitskennwerte der BSH- und HBH-Prüfkörper unter Querdruckbeanspruchung

Im Vergleich zu unbewehrtem BSH haben die Furnierebenen in HBH die Querdruckfestigkeit

mindestens verdoppelt. Für HBH-Aufbauten mit 90°-orientierten Furnierlagen hat sich die Querdruckfestigkeit um den Faktor 2,8 erhöht. Der Elastizitätsmodul ($E_{c,90}$) steigerte sich mindestens um den Faktor 1,8 und maximal um den Faktor 6,5.

5.4 Vergleich mit analytischen Untersuchungen

Der Elastizitätsmodul in Richtung der globalen z-Achse ($E_{t/c,90}$) wurde analytisch mit dem Verfahren der konstruktiven Anisotropie (Abschnitt 3.3) ermittelt. Der Elastizitätsmodul ($E_{t,90}$) bezieht sich auf den Nettoquerschnitt der Prüfkörper mit einer Nuttiefe von 60 mm. Die Geometrie der Prüfkörper, die Lasteinleitung mittels VG-Schrauben und die Messlänge beeinflussten den ermittelten E-Modul von HBH. Als Steifigkeitskennwerte für die BSH-Komponenten wurden dabei die Kennwerte aus Tabelle 4.4 angesetzt. Die Ergebnisse führt Tabelle 5.2 auf.

Tabelle 5.2 Vergleich der experimentell ermittelten Elastizitätsmodule in globaler z-Achse mit der analytischen Berechnung der konstruktiven Anisotropie

Prüfkörper	$E_{t,90,Test,MW}$ ¹⁾	$E_{c,90,Test,MW}$	$E_{t/c,90,analy}$	$E_{t,90,analy}/E_{t,90,Test,MW}$ ¹⁾	$E_{c,90,analy}/E_{c,90,Test,MW}$
	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[-]	[-]
HBH-Serie 1	658	547	773	1,17	1,41
HBH-Serie 2	975	717	773	0,79	1,08
HBH-Serie 3	1.264	1132	1150	0,91	1,02
HBH I 90	798	1389	1905	2,39	1,37
HBH II 90	1.171	1970	1905	1,63	0,97

¹⁾ Der ermittelte E-Modul bezieht sich auf die Netto-Querschnittsfläche im Bereich der Nuten ($t_{Nut} = 60$ mm)

Die analytisch ermittelten E-Moduln der HBH-Prüfkörper mit einer Furnierebene liegen ca. 40 % über den experimentellen Werten. Im Gegensatz dazu zeigen die Versuchsergebnisse der HBH-Prüfkörper mit zwei Furnierebenen eine sehr gute Übereinstimmung mit der analytischen Berechnung. Bei Versuchen mit einer Furnierebene wirken sich Fertigungsungenauigkeiten im Lasteinleitungsbereich stärker aus, weil die Stahlplatten durch die Furnierebene wippen. Im Vergleich zu zwei Furnierebenen entsteht dadurch eine ungleichmäßigere Lasteinleitung.

5.5 Zusammenfassung

Die Furnierebenen im holzbewehrten Holz reduzieren die Querzugspannungen in den BSH-Komponenten deutlich. Dies bestätigen die Ergebnisse der Parameterstudie aus Abschnitt 2.4.4. Die Höhe der Last der initialen Querzugrissbildung auf der Oberfläche der BSH-Komponenten wurde visuell und durch Auswertung der Verformungsmessungen ermittelt. Bei einigen Prüfkörpern mit zwei Furnierebenen entstand die Erstrissbildung in der mittleren BSH-Komponente. Diese Risse entstanden nicht schlagartig. Im Vergleich zur Bruchlast der BSH-Prüfkörper ließ sich die Last der initialen Querzugrissbildung in den BSH-Komponenten der HBH-Prüfkörper, abhängig vom Aufbau der Furnierebene, um einen Faktor von 2,3 bis 4,7 steigern. Die Höhe der Last der initialen Rissbildung hängt dabei wesentlich von der Breite (b_1) der BSH-Komponenten, der Anzahl der Furnierebenen und nur geringfügig von der Dehnsteifigkeit der Furnierebenen ab. Aus den Verformungsmessungen wurde für die Netto-Querschnittsfläche im Bereich der Nuten eine Federsteifigkeit berechnet. Die Furnierebenen in den HBH-Prüfkörpern steigerten die Federsteifigkeit (k_{HBH}) gegenüber der Federsteifigkeit der BSH-Prüfkörper

(k_{BSH}) um den Faktor 1,3 bis 2,5. Die Querkzugtragfähigkeit von holzbewehrtem Holz hängt maßgeblich von der Art der Lasteinleitung ab. Die durchgeführten Versuche bewerten die Lastumlagerungskapazität von Querkzugspannungen der BSH-Komponenten in die Furnierebenen. Dies ist vor allem bei Trägerformen wie Satteldachträgern oder gekrümmten Trägern relevant, da hier durch Umlenkkräfte Querkzugspannungen entstehen. Inwieweit die Querkzugbeanspruchbarkeit von holzbewehrtem Holz durch die Furnierebenen bei räumlich verteilten Querkzugspannungen in den BSH-Komponenten gesteigert werden kann, ist Gegenstand weiterer Untersuchungen. Vor allem ist zu untersuchen, ob sich die Furnierebenen positiv auf die vom beanspruchten Volumen abhängige Querkzugfestigkeit der BSH-Komponenten auswirken.

Im Vergleich zu unbewehrtem Brettschichtholz erhöhen die Furnierebenen im holzbewehrten Holz die Querkdrucktragfähigkeit deutlich. In Abhängigkeit vom Aufbau der Furnierebenen lässt sich die Querkdruckfestigkeit im Mittel um einen Faktor von 2,0 bis 2,9 und der Elastizitätsmodul ($E_{c,90}$) um einen Faktor von 1,8 bis 6,5 steigern. Mit zunehmender Dehnsteifigkeit der Furnierebene in die globale z -Richtung beeinflusst ein Knickversagen der Furnierebenen die maximale Tragfähigkeit der HBH-Prüfkörper wesentlich. Um dieses Knickverhalten besser zu beschreiben, sind weitere Versuche mit variierenden geometrischen Randbedingungen entsprechend realer Beanspruchungssituationen erforderlich. Ein deutlicher Einfluss der Prüfkörperhöhe ist zu erwarten.

Im Vergleich liegen die mit der konstruktiven Anisotropie analytisch berechneten Steifigkeitskennwerte ($E_{t/c,90}$) der HBH-Prüfkörper mit einer Furnierebene ca. 40 % über den experimentellen Werten. Im Gegensatz dazu zeigen die analytisch berechneten Steifigkeitskennwerte für die HBH-Prüfkörper mit zwei Furnierebenen eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Kennwerten.

6 Tragfähigkeit von Ausklinkungen, Durchbrüchen und Queranschlüssen

6.1 Untersuchungsziel und Vorgehensweise

In ersten experimentellen Untersuchungen wurde das Trag- und Verformungsverhalten von holzbewehrtem Holz (HBH) bei Ausklinkungen, Durchbrüchen und Queranschlüssen untersucht. Die Prüfkörper wurden aus den unversehrten Abschnitten der Biegeversuche (Abschnitt 4.3) gefertigt. Abbildung 6.1 zeigt das Grundprinzip der Prüfkörperverwendung.

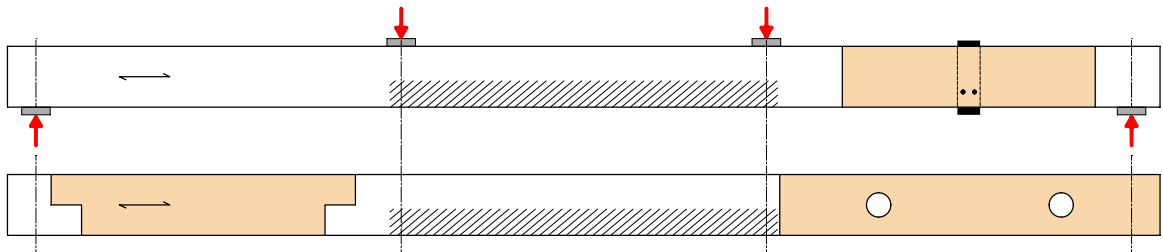


Abbildung 6.1 Aufteilung der Biegeprüfkörper zur experimentellen Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens von Ausklinkungen, Durchbrüchen und Queranschlüssen in holzbewehrtem Holz

Das Ziel der Untersuchung war es, Laststeigerungsfaktoren von HBH im Vergleich zu BSH für die unterschiedlichen Beanspruchungsarten zu quantifizieren. Des Weiteren ist der Einfluss von Anzahl und Aufbau der Furnierebenen auf das Trag- und Verformungsverhalten zu bestimmen.

6.2 Ausklinkungen

6.2.1 Grundlagen

Im Bereich von Ausklinkungen wird der Spannungsverlauf massiv gestört, da durch die Geometrie der Ausklinkungen die Spannungen umgelenkt werden müssen. Dadurch entstehen hohe lokale Querszug- und Schubspannungen (Abbildung 6.2).

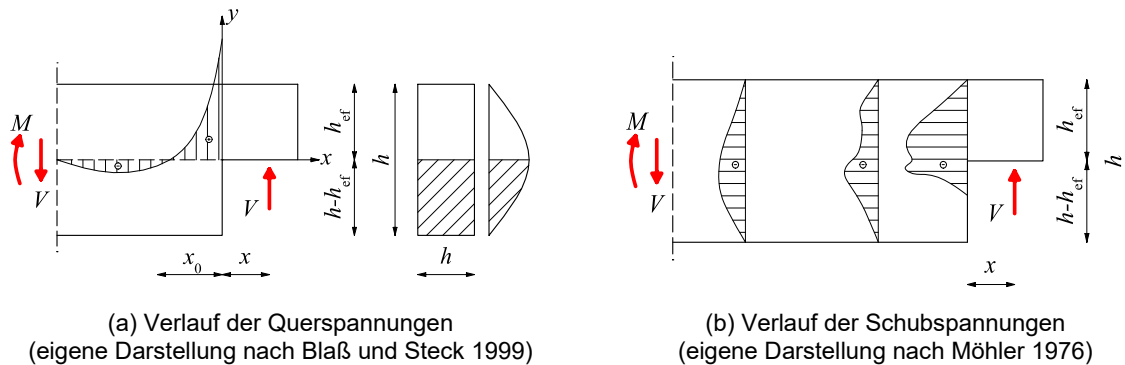


Abbildung 6.2 Querspannungs- und Schubspannungsverlauf im Bereich von Ausklinkungen

Den hohen Spannungen stehen niedrige Querszug- und Schubfestigkeiten von Vollholz und Brettschichtholz gegenüber. Dadurch kommt es im Bereich von Ausklinkungen oft zu Querzugrissen. Zu den Spannungen aufgrund der Belastung kommen innere Spannungen aus der Schwankung von Holzfeuchteänderungen hinzu, die zusätzlich rissinduzierend wirken (Gustafsson 1995) (Jockwer 2014). Beginnende Querzugrissbildungen in der Ausklinkungsecke kennzeichnen das Versagen von unverstärkten Ausklinkungen. Bei weiterer Belastung kommt es zu einem plötzlichen Fortschreiten des Risses und einem spröden Bauteilversagen. Der Querschnitt wird dadurch in zwei Teile geteilt, und der Lastabtrag kann nur noch durch die obere Querschnittshälfte erfolgen, was meist zu einem Tragfähigkeitsverlust des Biegeträgers führt (Neuhaus 2017). Daher ist die Planung und Ausführung von unverstärkten Ausklinkungen nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 nur in den Nutzungsklassen 1 und 2 zugelassen. Empfohlen wird jedoch, Ausklinkungen stets zu verstärken, auch wenn dies rechnerisch nicht erforderlich ist (Blaß und Sandhaas 2016). Aufgabe der Verstärkung ist es, die durch die Ausklinkung verursachten hohen Querszug- und Schubspannungen vollständig aufzunehmen und dadurch dem spröden Bauteilversagen entgegenzuwirken. Den größten Einfluss auf die Tragfähigkeit von Ausklinkungen hat die Ausklinkungshöhe. Sie ist indirekt definiert über das Ausklinkungsverhältnis (α) nach Gleichung (6-1).

$$\alpha = \frac{h_{ef}}{h} \quad [-] \quad (6-1)$$

α	[-]	Ausklinkungsverhältnis
h_{ef}	[mm]	Effektive Bauteilhöhe an der Ausklinkung
h	[mm]	Bauteilhöhe

Gängige Verstärkungsmöglichkeiten sind eingeklebte Stahlstäbe, selbstbohrende Vollgewindeschrauben und seitlich aufgeklebte Holzwerkstoffplatten. Jockwer (2014) beschreibt ausführlich Entwicklungen der Bemessung von unverstärkten und verstärkten Ausklinkungen.

6.2.2 Versuchskonfiguration und -durchführung

Zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Ausklinkungen gibt es bis dato noch keine einheitliche Prüfvorschrift. Nach Jockwer (2014) erfolgten die in der Literatur zu findenden Versuche zu Ausklinkungen meist in Zusammenhang mit spezifischen Konstruktionsansätzen. Die in den Versuchen geprüften Parameter wurden gewählt, um entweder empirische oder theoretische Bemessungsansätze zu verifizieren. In Jockwer (2014) findet sich eine detaillierte Übersicht von Versuchen zu Ausklinkungen und deren geometrischen Parametern. Die Tragfähigkeit von Ausklinkungen wird i. d. R. mittels 3-Punkt- bzw. 4-Punkt-Biegeversuchen untersucht. Trummer (2002) untersuchte die Tragfähigkeit von glasfaserverstärkten Ausklinkungen von Biegeträgern auf Basis der geometrischen Randbedingungen und der Versuchsanordnung von Hollinsky (1985). Das Ausklinkungsverhältnis war, wie auch in den Untersuchungen von Bejtka (2011) und Flaig (2013), die halbe Trägerhöhe ($\alpha = 0,5$). Der Versuchsaufbau und die geometrischen Randbedingungen zur Untersuchung der Tragfähigkeit von Ausklinkungen in holzbewehrtem Holz im Rahmen dieser Arbeit bauen auf den genannten Arbeiten auf. Abbildung 6.3 zeigt die Prüfkörpergeometrie und den Versuchsaufbau. Je HBH-Serie wurden vier Ausklinkungen (zwei Prüfkörper mit jeweils zwei Ausklinkungen) und jeweils zwei Ausklinkungen der BSH-Serien 1 und 2 geprüft.

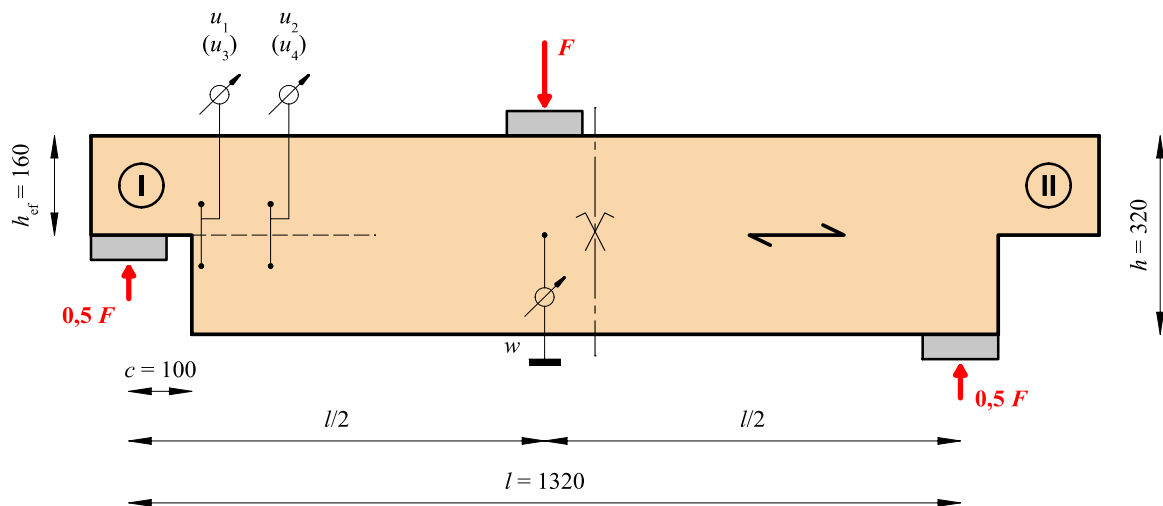


Abbildung 6.3 Versuchsaufbau Ausklinkungen in HBH, Abmessungen in mm

Die Prüfkörperhöhe (h) betrug 320 mm, die effektive Bauteilhöhe im Bereich der Ausklinkung (h_{ef}) 160 mm. Daraus ergibt sich ein Ausklinkungsverhältnis von $\alpha = 0,5$. Der Abstand zwischen der Wirkungslinie der Auflagerkraft und der Ecke der Ausklinkung (c) betrug 100 mm. Die Stützweite (l) betrug 1,32 m. Durch den gewählten Prüfaufbau konnten je Prüfkörper zwei Ausklinkungen (I und II) untersucht werden. Ausklinkung I bezeichnet dabei die Stelle des Prüfkörpers, die im Auflagerbereich der Biegeversuche angeordnet war. Dadurch ist mit keinen Vorschädigungen (Mikrorissen etc.) aus den Biegeversuchen zu rechnen, die sich ggf. minderdnd auf die Tragfähigkeit der Ausklinkungen auswirken. In den einspringenden Ecken der

Ausklinkungen wurde die Rissöffnung im Abstand von 15 mm (u_1 und u_3) und 125 mm (u_2 und u_4) mit induktiven Wegaufnehmern über eine Länge von 100 mm gemessen. Weiter zeichnete ein Seilzugwegaufnehmer die Durchbiegung unter der Lasteinleitung (w) auf. Als Lasteinleitungsplatten wurden Stahlplatten mit einer Dicke von 30 mm verwendet. Die Platten mit einer Länge von 120 mm erstreckten sich über die gesamte Prüfkörperbreite. Die Last wurde mit einem Hydraulikzylinder mit einer maximalen Kraft von 250 kN eingeleitet. Bei allen Versuchen wurde die Geschwindigkeit des Belastungszyllinders so gewählt, dass die geschätzte Höchstlast (F_{est}) innerhalb von $300 \text{ s} \pm 120 \text{ s}$ erreicht wurde. Die Holzfeuchte der BSH-Komponenten wurde an vier unterschiedlichen Lamellen je Prüfkörper ermittelt, der Mittelwert der Holzfeuchte (u_{MW}) der BSH-Komponenten betrug 14,1 % (COV 2,8 %). Die experimentellen Untersuchungen und die erstmalige Auswertung wurden durch eine vom Verfasser betreute Masterarbeit (Kaps 2019) begleitet.

6.2.3 Auswertung und Ergebnisse

Ein schlagartiger Quersgriss, ausgehend von der Ausklinkungsecke, kennzeichnet das Versagen der BSH-Prüfkörper. Erste wahrnehmbare Geräusche, die auf Quersgrisse hindeuten, waren ab einem Lastniveau von ca. 15 bis 20 kN zu hören. Die Rissentwicklung begann in der Mitte der Querschnittsbreite und breitete sich anschließend seitlich aus, bis es bei ca. 41 kN zu einem vollständigen Durchriss über die Querschnittsbreite kam (Abbildung 6.4) (b-c). Der Durchriss ist durch einen Lastabfall der Last-Durchbiegungskurve (w) zu erkennen (Abbildung 6.4) (a).

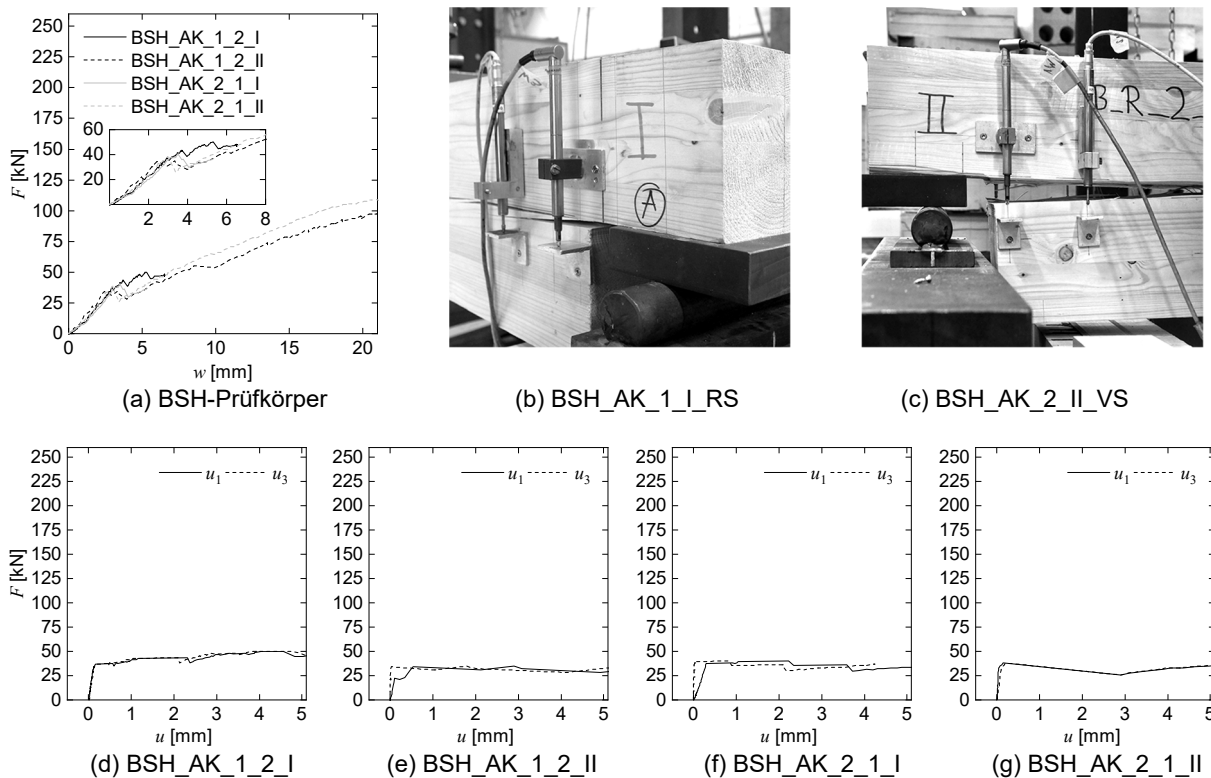


Abbildung 6.4 Ausklinkungen in BSH

Anschließend beteiligte sich nur noch die obere Querschnittshälfte am Lastabtrag. Dies ist

durch einen horizontalen Verlauf der Kraft-Rissöffnungskurven zu erkennen (Abbildung 6.4) (d-e). Bei den HBH-Prüfkörpern der Serie 1 war eine Erstrissbildung (Querzugrisse) in der BSH-Komponente von HBH ab einem Lastniveau von 25 bis 30 kN hörbar. Nach der Erstrissbildung konnte die Last bis auf ca. 40 kN gesteigert werden. Auf diesem Lastniveau öffneten sich die Initialrisse schlagartig, was in der Last-Rissöffnungskurve durch horizontale Sprünge von u_1 deutlich zu sehen ist (Abbildung 6.5) (d-g). Dabei entstanden die initialen Querzugrisse jeweils in der BSH-Komponente mit anliegenden steigenden Furnierlagen. Diese Furnierlagen erzeugen aus Gleichgewichtsgründen lokale Querzugspannungen in der BSH-Komponente. Bekommen die Furnierlagen durch ihre Anordnung im Gegensatz dazu Zugspannungen (fallende Furnierlagen), entstehen in der BSH-Komponente Querdruckspannungen (Abbildung 6.5). Nach der initialen Querzugrissbildung erfolgte eine Lastumlagerung von den BSH-Komponenten in die Furnierebene. Anschließend ließ sich die Last unter weiteren Lastumlagerungen bei gleichzeitigem Risswachstum im Mittelwert auf bis zu 175 kN steigern.

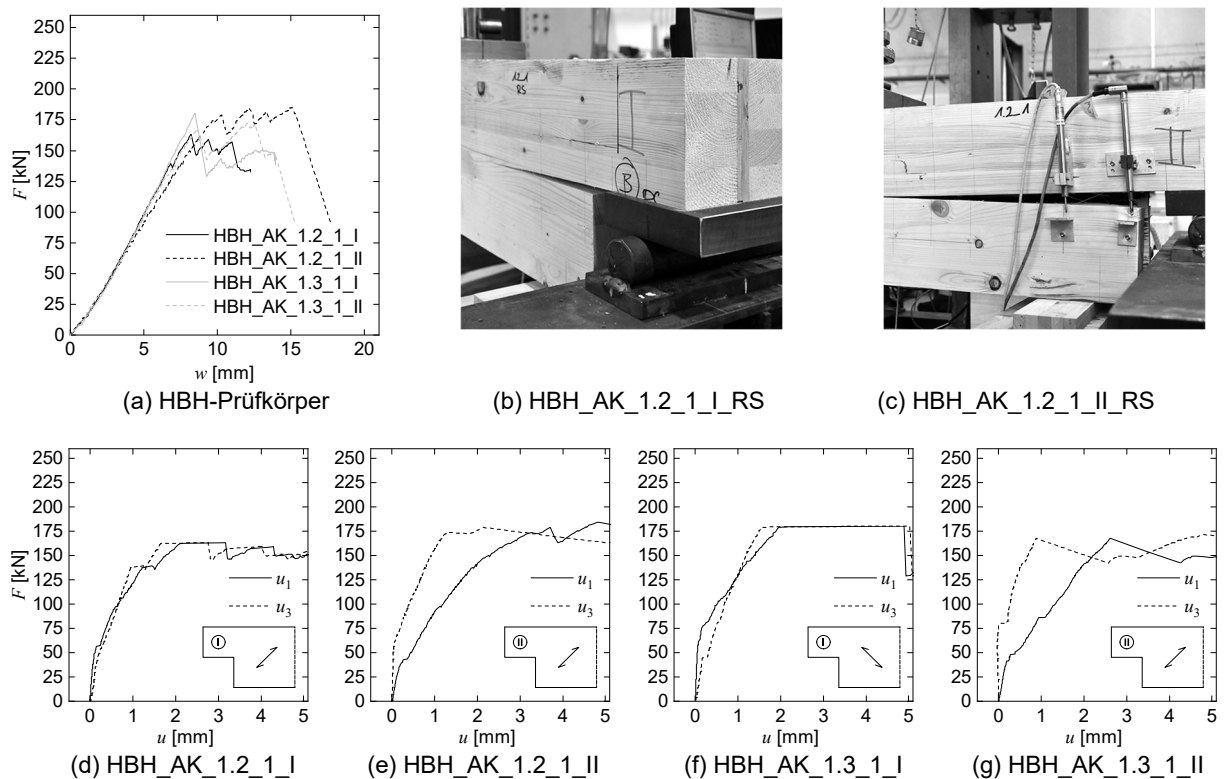


Abbildung 6.5 Ausklinkungen in HBH-Serie 1

Der Lastabtrag erfolgte nun nur noch über die Furnierebene. Eine Ausklinkung dieser Serie versagte durch Abscheren der Furnierebene von der BSH-Komponente. Die Furnierebene blieb dabei unversehrt (Abbildung 6.5) (c). Die restlichen drei Ausklinkungen der Serie 1 versagten durch Zugbrüche in der Furnierebene, beginnend an der Ausklinkungsecke. Bei den HBH-Prüfkörpern der Serie 2 waren erste initiale Querzugrisse in der BSH-Komponente ab einem Lastniveau von 30 bis 35 kN deutlich hörbar. Serie 2 zeigte auch eine große Lastumlagerungskapazität, die einzelnen Sprünge der Kraft-Rissöffnungskurve fielen geringer aus als bei Serie 1 (Abbildung 6.6) (d-f). Die einzelnen Furnierlagen der Furnierebenen versagten bei ca. 167 kN nach und nach auf Zug.

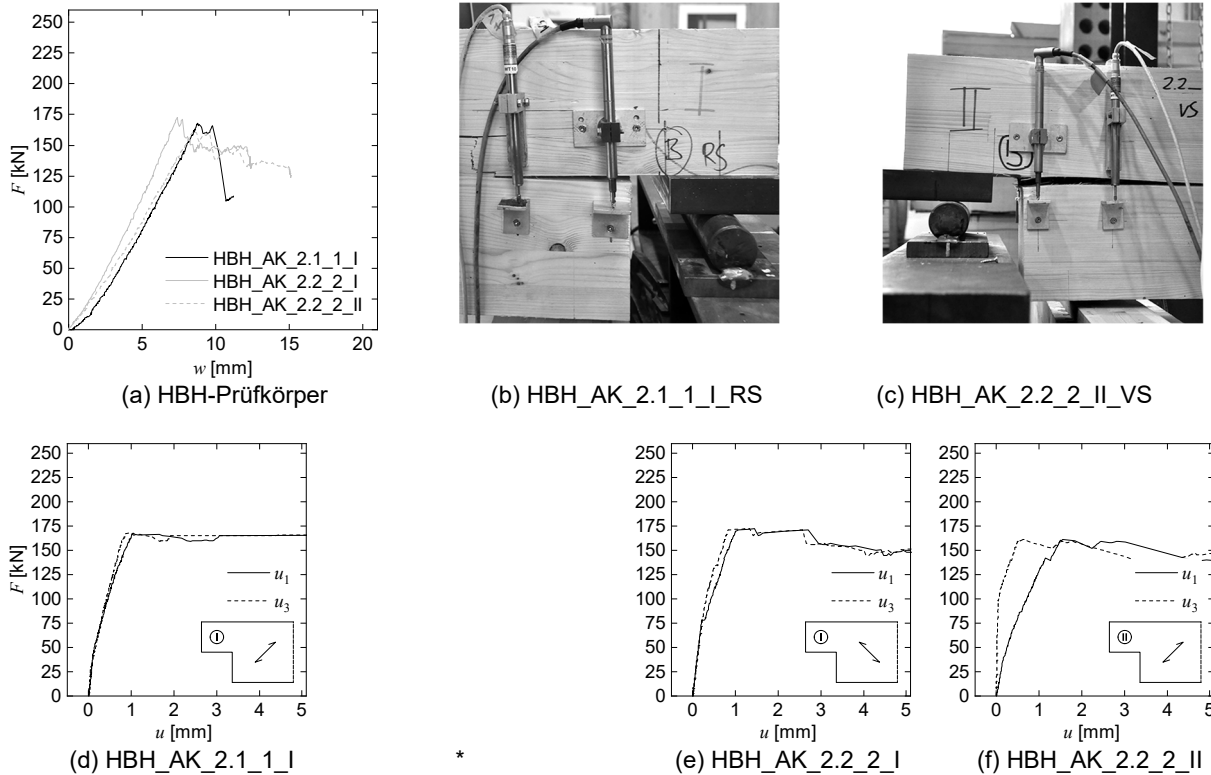


Abbildung 6.6 Ausklinkungen in HBH-Serie 2 (*Durch eine Fehlfunktion der Prüfmaschine wurde die Ausklinkung HBH_AK_2.1_1_II zu schnell belastet, und es erfolgte keine Messdatenaufzeichnung.)

Bei den Ausklinkungen der HBH-Serie 2 war keine eindeutige Erstrissbildung in den BSH-Komponenten mit anliegenden steigenden Furnieren zu beobachten. Die Ausklinkungen der HBH-Prüfkörper der Serie 3 (Abbildung 6.7) zeigten ein ähnliches Verhalten wie die der Serie 2. Eine Erstrissbildung war ab einem Lastniveau von 35 bis 40 kN hörbar. Bei einem Lastniveau von ca. 222 kN war ein Schubversagen der Prüfkörper im Bereich des Restquerschnitts der Ausklinkungen sowie ein Zugversagen der Furnierlagen zu beobachten. Serie 3 zeigte ein duktileres Versagen als alle anderen Serien. Dies wird auf die 90°-orientierte mittlere Furnierlage je Furnierebene zurückgeführt. Bei den Ausklinkungen der HBH-Serie 3 war ebenfalls keine eindeutige Erstrissbildung in der BSH-Komponente mit anliegenden steigenden Furnieren zu erkennen.

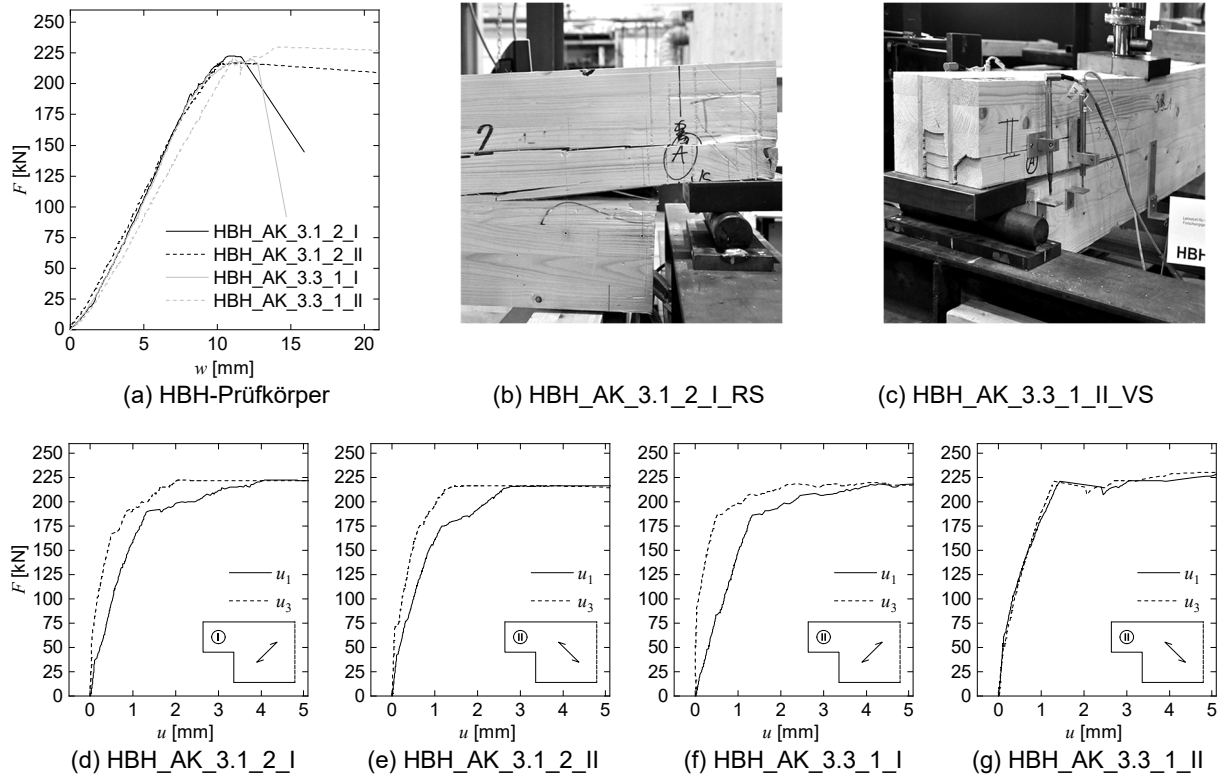


Abbildung 6.7 Ausklinkungen in HBH-Serie 3

In allen Serien kennzeichnet eine hohe Lastumlagerungsmöglichkeit das Tragverhalten von Ausklinkungen in holzbewehrtem Holz. Die initiale Erstrissbildung (Querzugrisse) war im Vergleich zu den BSH-Prüfkörpern auf einem 50 bis 80 % höheren Lastniveau. Bei Maximallast waren im Bereich der Ausklinkung die BSH-Komponenten über ihre Breite vollständig gerissen. Ebenso zeigten die auf Zug beanspruchten Furnierlagen ein Zugversagen. In Abbildung 6.8 sind ausgewählte freigelegte Furnierebenen der HBH-Serien zu sehen.

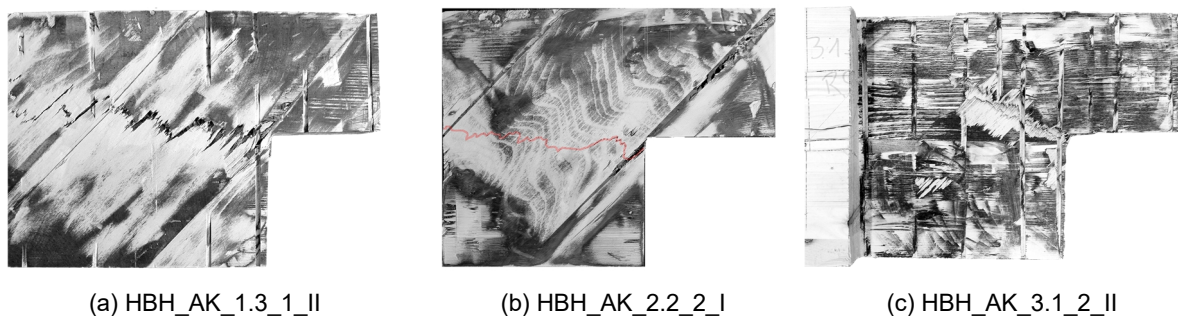


Abbildung 6.8 Freigelegte Ausklinkungen der HBH-Serien

Ein systematischer Einfluss möglicher Vorschädigungen aus den Biegeversuchen auf die Tragfähigkeit der Ausklinkungen (II) war nicht feststellbar.

Die Bruchlast wurde analog zu Trummer (2002) wie folgt definiert: Für die unverstärkten Ausklinkungen wurde als Bruchlast (F_{cr}) die höchste Last definiert, die bei einer Rissaufweitung kleiner gleich 3 mm (Mittelwert aus u_1 und u_3) gemessen wurde. Für die HBH-Prüfkörper war

die Bruchlast die maximal erreichte Last (F_{\max}). Bei Maximallast war die Rissöffnung der BSH-Komponenten der HBH-Prüfkörper meist kleiner als 3 mm, im Maximum 3,5 bis 4,0 mm. Im Vergleich zu unverstärkten Ausklinkungen in BSH erreichten die Ausklinkungen in HBH-Serie 1 einen Laststeigerungsfaktor von 4,3, in HBH-Serie 2 von 4,1 und in HBH-Serie 3 von 5,4. Abbildung 6.9 verdeutlicht die Bruchlasten und deren Mittelwerte für alle Prüfkörper.

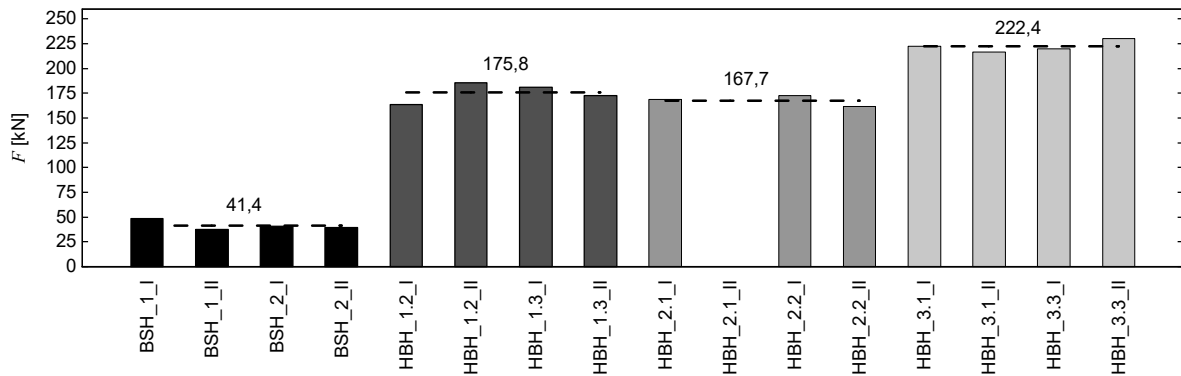


Abbildung 6.9 Vergleich der ermittelten Maximallasten der geprüften Ausklinkungen der BSH- und HBH-Träger

Zur weiteren Analyse wurden die Spannungen der HBH-Komponenten berechnet. Die Berechnung der Biegespannungen in Feldmitte (σ_m) der BSH- und HBH-Prüfkörper erfolgte nach Gleichung (6-2) mit der Querschnittsbreite (b) und der Netto-Brettschichtholzbreite (b_{BSH}).

$$\sigma_m = \frac{3 \cdot F \cdot l}{2 \cdot b \cdot h^2} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (6-2)$$

Weiter wurde die Biegespannung im ausgeklinkten Trägerabschnitt ($\sigma_{m,\text{netto,A}}$) nach Gleichung (6-3) ermittelt.

$$\sigma_{m,\text{netto,A}} = \frac{12 \cdot F \cdot c}{b \cdot h^2} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (6-3)$$

Die Schubspannungen im ausgeklinkten Trägerabschnitt (τ_A) wurden für eine konstante Verteilung nach Gleichung (6-4) und für einen parabelförmigen Spannungsverlauf nach Gleichung (6-5) errechnet.

$$\tau_A = \frac{V_{\max}}{b \cdot \alpha \cdot h} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (6-4)$$

$$\tau_A = \frac{1,5 \cdot V_{\max}}{b \cdot \alpha \cdot h} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (6-5)$$

Tabelle 6.1 zeigt die maximale Last sowie die berechneten Spannungen. Die berechneten Nettoschubspannungen im ausgeklinkten Trägerbereich der Serie 3 liegen im Bereich des Mittelwerts der Schubfestigkeit von Brettschichtholz ($f_{v,\text{mean}} = 4,52 \text{ N/mm}^2$), berechnet nach JCSS (2006), und der ermittelten Schubfestigkeit nach Tabelle 4.8. Die berechneten Biegespannungen

gen in Feldmitte von HBH liegen 35 bis 55 % unter den ermittelten Biegefestigkeiten aus Abschnitt 4.3. Im Bereich der Ausklinkungen entstehen rechnerisch keine kritischen Biegezugspannungen.

Tabelle 6.1 Ergebnisse der Versuche von Ausklinkungen in HBH

Prüfkörper		F_{\max} [kN]	$\sigma_{m,\text{brutto}}$ [N/mm ²]	$\sigma_{m,\text{netto}}$ [N/mm ²]	$\sigma_{m,\text{netto,A}}$ [N/mm ²]	$\tau_{A,\text{brutto}}^{1)}$ [N/mm ²]	$\tau_{A,\text{brutto}}^{2)}$ [N/mm ²]
BSH	1_I	47,7	5,1	3,1	0,8	1,2	
	1_II	36,9	4,0	2,4	0,6	1,0	
	2_I	40,7	4,9	3,0	0,8	1,2	
	2_II	39,3	4,7	2,9	0,8	1,1	
	1.2_I	163,5	17,6	11,8	11,8	2,8	4,3
	1.2_II	185,9	20,0	13,4	13,4	3,2	4,8
	1.3_I	180,9	19,4	13,1	13,1	3,1	4,7
	1.3_II	172,7	18,6	12,5	12,5	3,0	4,5
HBH	2.1_I	168,8	17,8	12,0	12,0	2,9	4,3
	2.1_II	-	-	-	-	-	-
	2.2_II	172,9	18,6	12,5	12,5	3,0	4,5
	2.2_III	161,5	17,4	11,7	11,7	2,8	4,2
	3.1_II	222,6	24,2	16,3	16,3	3,9	5,8
	3.1_III	216,8	23,6	15,9	15,9	3,8	5,7
	3.3_I	219,8	23,8	16,0	16,0	3,8	5,7
	3.3_II	230,4	24,9	16,8	16,8	4,0	6,0

¹⁾ nach Gleichung (6-4)

²⁾ nach Gleichung (6-5)

6.2.4 Vergleich mit gängigen Verstärkungsmethoden für Ausklinkungen

Auf Basis der maximalen Querkräfte wurden die Schubspannungen im Restquerschnitt der Ausklinkungen nach Gleichung (6-4) berechnet und mit Versuchsergebnissen aus der Literatur verglichen. Es folgt ein Vergleich der Ergebnisse mit flächigen Verstärkungen über die Trägerlänge aus den Untersuchungen von Trummer (2002), Bejtka (2011) und Flaig (2013) (Abbildung 6.10) sowie mit lokalen stiftförmigen Verstärkungsmitteln wie VG-Schrauben aus den Untersuchungen von Blaß und Bejtka (2003), Versuchen der LNU Växjö, der ETH Zürich und der Empa D. zusammengestellt von Jockwer (2014) (Abbildung 6.11).

Die Untersuchungen von Trummer (2002), Bejtka (2011) und Flaig (2013) haben das gleiche Ausklinkungsverhältnis ($\alpha = 0,5$) wie die Prüfkörper der HBH-Serien. Im Vergleich zu den HBH-Prüfkörpern haben die Prüfkörper von Trummer (2002) deutlich niedrigere Bewehrungsgrade (11- bis 33-fach); die Prüfkörper von Bejtka (2011) haben 2,5- bis 3,3-fach höhere Bewehrungsgrade und die von Flaig (2013) 2- bis 2,7-fach höhere.

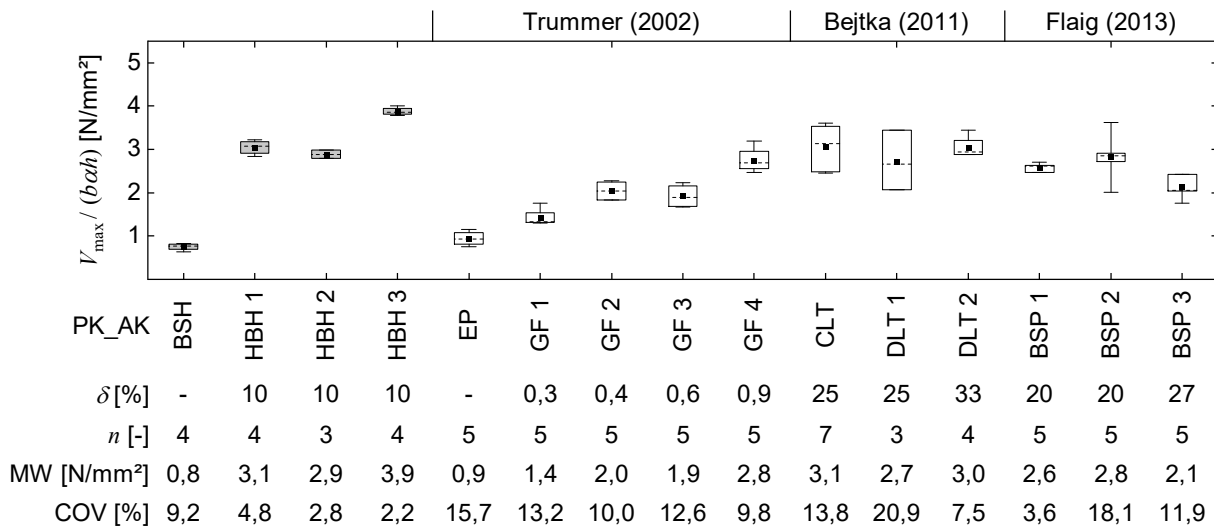


Abbildung 6.10 Vergleich der Leistungsfähigkeit von Ausklinkungen in HBH mit flächig über die Trägerlänge verstärkten Holzquerschnitten, Ausklinkungsverhältnis $\alpha = 0,5$

Ein Zusammenhang zwischen steigendem Bewehrungsgrad und Maximallast ist aus den Prüfserien von Trummer erkennbar. Die Ergebnisse der Prüfserien von Bejtka und Flaig zeigen dieses Verhalten nicht. Das Potenzial von HBH wird durch den Vergleich der Mittelwerte der Schubspannungen und des Variationskoeffizienten deutlich. Die untersuchten Ausklinkungen der HBH-Serien 1-3 zeichnen sich im Vergleich zu den Untersuchungen von Trummer (2002), Bejtka (2011) und Flaig (2013) durch geringere Streuungen und höhere erreichbare Schubtragfähigkeiten aus. HBH-Serie 3 zeigt dabei das größte Potenzial.

Der Vergleich mit den lokalen stiftförmigen Verstärkungsmitteln zeigt ein ähnliches Verhalten (Abbildung 6.11).

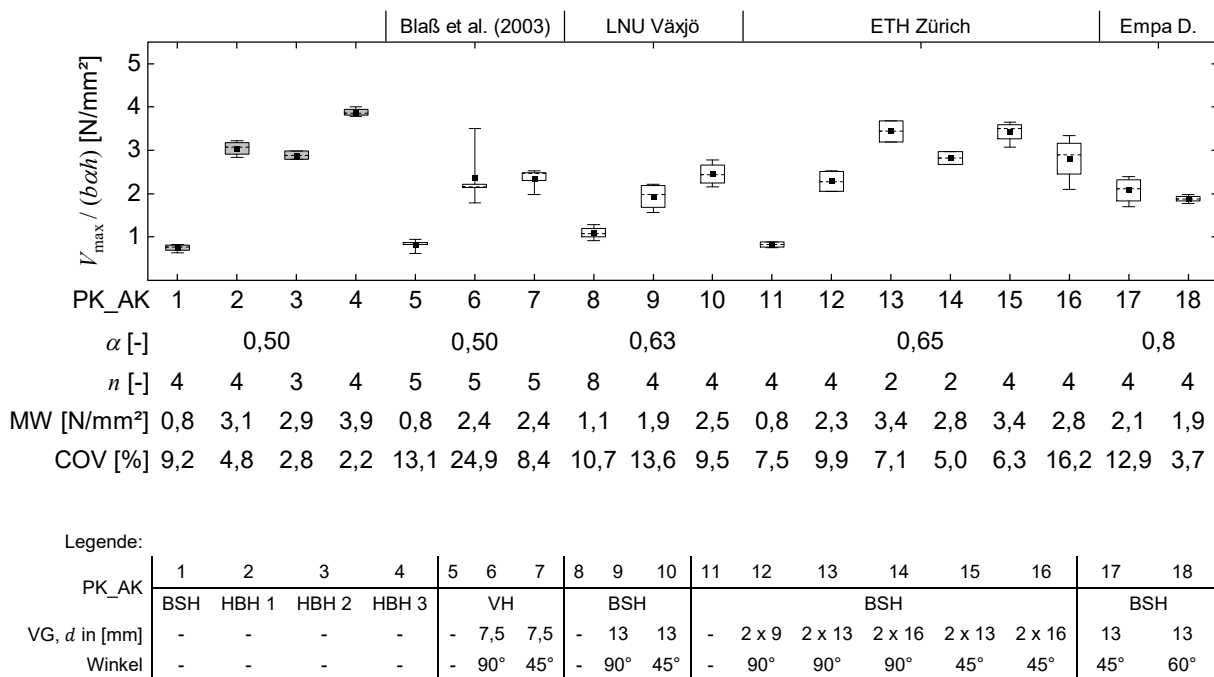


Abbildung 6.11 Vergleich der Leistungsfähigkeit von Ausklinkungen in HBH mit lokalen stiftförmigen Verstärkungsmitteln (selbstbohrende Vollgewindeschrauben)

Der Mittelwert der Schubspannungen bei Maximallast im Bereich des Restquerschnitts der Ausklinkungen der HBH-Serie 3 ist höher als alle stiftförmig verstärkten Ausklinkungen, obwohl das Ausklinkungsverhältnis teilweise größer ist. Der Vergleich mit alternativen Holzprodukten und gängigen stiftförmigen Verstärkungen zeigt die hohe Leistungsfähigkeit von Ausklinkungen in holzbewehrtem Holz.

6.2.5 Vergleich mit numerischen Untersuchungen

Zur Analyse der Spannungen in den HBH-Komponenten wurde entsprechend der Versuchskonfiguration je HBH-Serie ein FEM-Volumenmodell erstellt. Verwendet wurden ein linear-elastisches orthotropes Materialmodell und Volumenelemente (ANSYS-SOLID186) (vgl. Abschnitt 2.4). Als Maximallast wurde der Mittelwert der experimentellen Bruchlast je Serie angesetzt.

Zur Analyse des Lastumlagerungspotenzials von HBH wurde exemplarisch für die HBH-Serie 1 ein Berechnungslauf mit ungerissenen und gerissenen BSH-Komponenten durchgeführt. Als Risslänge wurde die zweifache Ausklinkungstiefe ($l = 320 \text{ mm}$, $t_{\text{Riss}} = 1 \text{ mm}$) angesetzt, als Steifigkeitskennwerte die Werte nach Tabelle 6.2.

Tabelle 6.2 Steifigkeitskennwerte für die numerische Simulation

	E_x	E_y	E_z	ν_{xy}	ν_{yz}	ν_{xz}	G_{xy}	G_{yz}	G_{xz}
	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[-]	[-]	[-]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]
BSH - GL28h	12.600	300	300	0,016	0,33	0,016	650	65	650
Furnierlage, PRF verklebt	16.352	457	457	0,016	0,33	0,016	827	419	827

Im Bereich der Ausklinkungsecke entstehen sehr hohe lokale Querzug- und Schubspannungen in den Furnierlagen und den BSH-Komponenten. Abbildung 6.12 veranschaulicht den Querzug- und Schubspannungsverlauf der BSH-Komponenten für den ungerissenen und den gerissenen Zustand auf dem Lastniveau der experimentell ermittelten Durchrisslast der BSH-Komponenten ($F \approx 40 \text{ kN}$).

Im ungerissenen Zustand bildet sich der erwartete Schub- und Querzugspannungsverlauf in den BSH-Komponenten aus (Abbildung 6.12) (a, c). Die Querzugspannungen erreichen ein Niveau von ca. 0,80 bis 1,00 N/mm², was dem Mittelwert der Querzugfestigkeit von Brett-schichtholz entspricht (Blaß und Schmid 2001). Im gerissenen Zustand entsteht ein parabel-förmiger Schubspannungsverlauf in den BSH-Komponenten im tragenden Restquerschnitt. In den BSH-Komponenten sind nur noch sehr geringe Querzugspannungen vorhanden (Abbildung 6.12) (b, d).

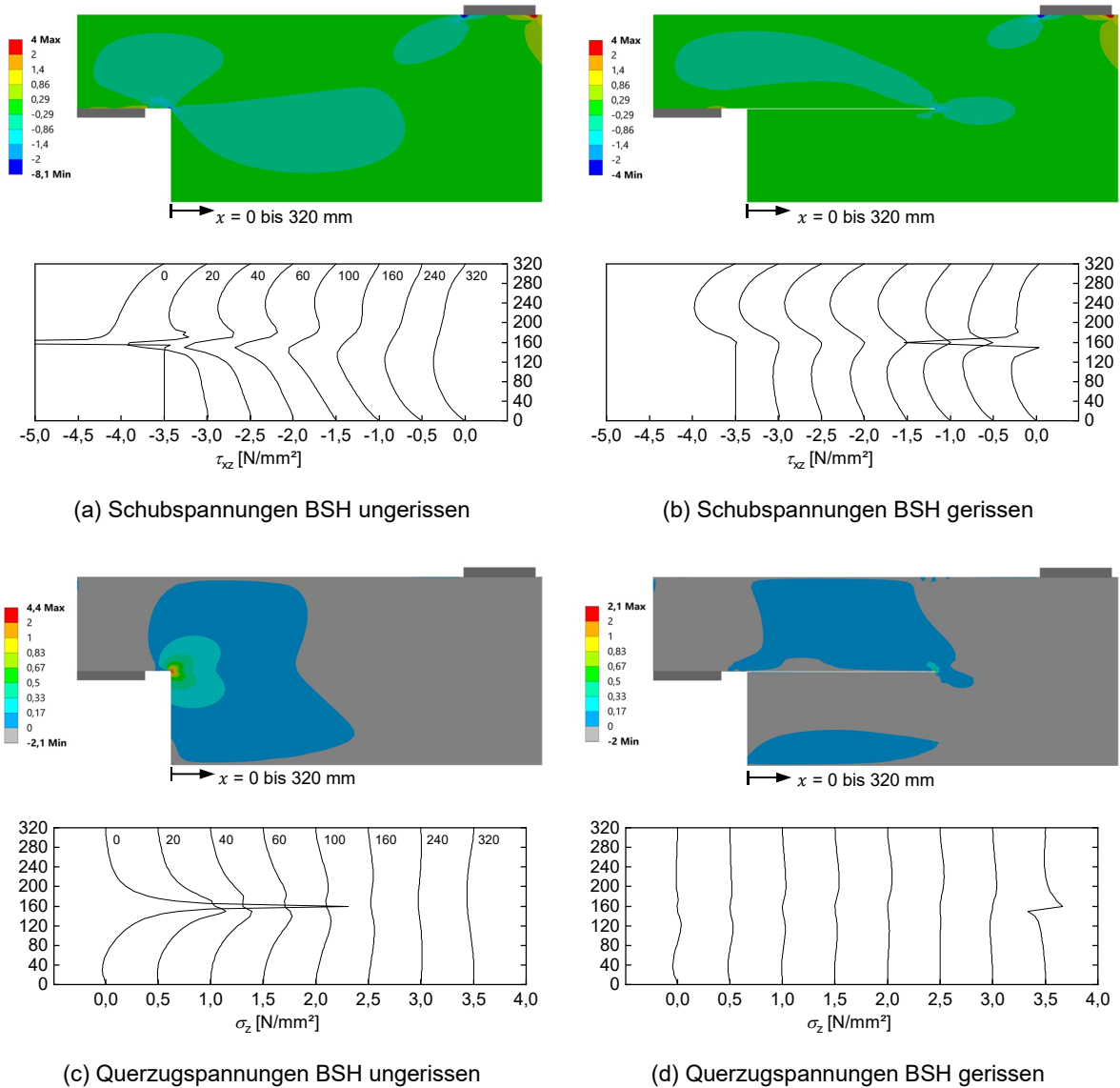


Abbildung 6.12 Verlauf der Schub- und Querkzugspannungen in den BSH-Komponenten von HBH für den ungerissenen und den gerissenen Zustand, Lastniveau ($F \approx 40$ kN), HBH-Serie 1

Im ungerissenen Zustand entstehen Spannungskonzentrationen im Bereich der Ausklinkungsecke der auf Zug beanspruchten Furnierlage. Diese Spannungskonzentrationen breiten sich im gerissenen Zustand aus (Abbildung 6.13) (a, b).

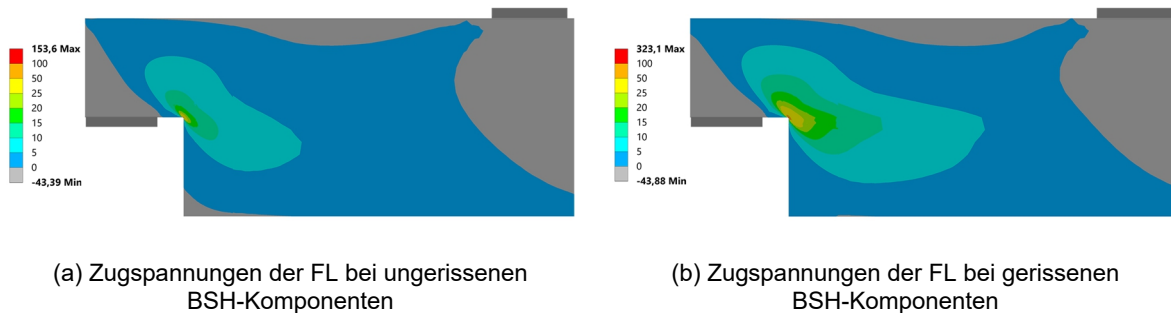


Abbildung 6.13 Verlauf der Zugspannungen in der auf Zug beanspruchten Furnierlage für den ungerissenen und den gerissenen Zustand, Lastniveau ($F \approx 40$ kN), HBH-Serie 1

Die Furnierlage nimmt die Schubspannungsanteile der unteren Trägerhälfte der BSH-Komponenten auf. Zur Beurteilung der Lastumlagerung und der Steigerung der Beanspruchung der Furnierlage wurde die Zugkraft in der Furnierlage bis zum Nulldurchgang für den ungerissenen und den gerissenen Zustand nach Gleichung (4-4) ermittelt.

$$\int_{l_0} \int_{l_0} \sigma_{t,0,FL,Zug} dx dy \quad [kN] \quad (6-6)$$

l_0 [mm] Länge bis Nulldurchgang

Durch das Querzugversagen der BSH-Komponenten steigt die Beanspruchung in der Furnierlage um ca. 40 %.

Im Bereich der Ausklinkungsecke entstehen in der auf Zug beanspruchten Furnierlage sehr hohe lokale Zugspannungen, die weit über dem Mittelwert der Zugfestigkeit der Furnierlage ($f_{t,0,FL,MW}$) liegen. Die Beurteilung dieser Spannungsspitzen erfolgte in einer Konvergenzstudie. Dazu wurde die Ausklinkungsecke scharfkantig und mit einer kleinen Ausrundung ($r = 2$ mm) modelliert. Anschließend wurde die FEM-Netzgröße in einer Schicht von 10 mm stufenweise verkleinert (2/1/0,5/0,4 mm). Abbildung 6.14 illustriert die untersuchten Netzgrößen der ausgerundeten Ecke.

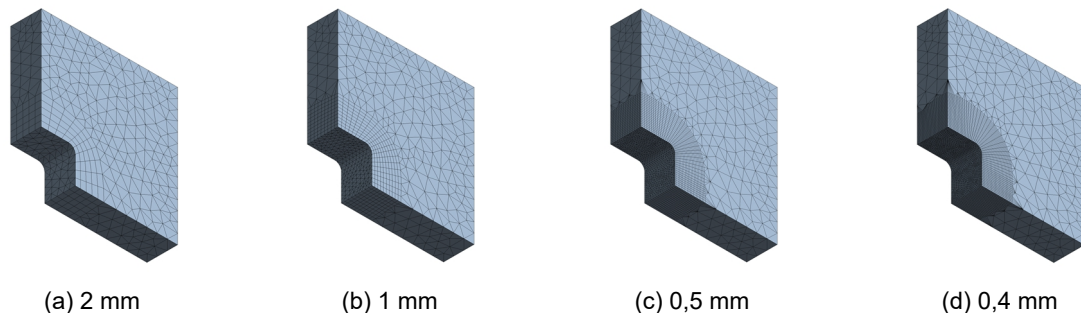


Abbildung 6.14 Untersuchte FEM-Netzgrößen der Furnierlage

Die Zugspannungen der Furnierlage ($\sigma_{t,0,FL}$) wurden entlang eines Pfades ausgewertet, ausgehend von der Ausklinkungsecke. Abbildung 6.15 zeigt die Spannungen je Auswertungspunkt in Abhängigkeit der FEM-Netzgröße und die Zugfestigkeit der Furnierlage ($f_{t,0,FL,MW}$).

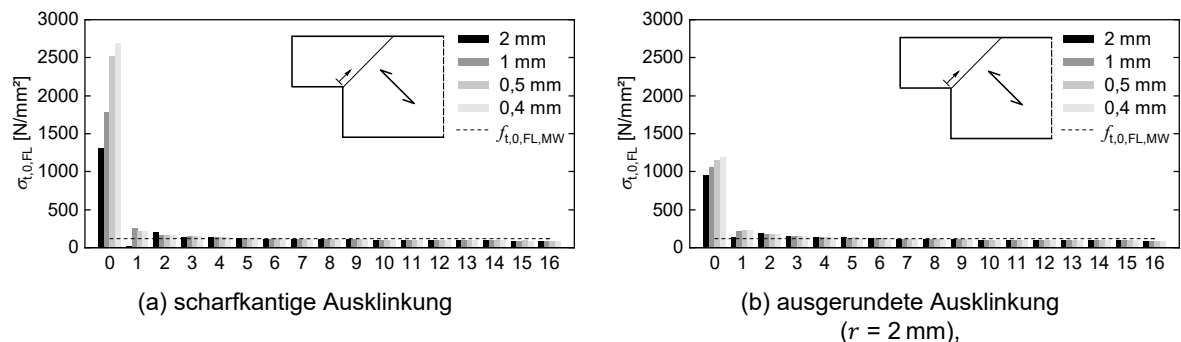


Abbildung 6.15 Einfluss der FEM-Netzgröße auf die Zugspannungen der Furnierlage ($\sigma_{t,0,FL}$) im Bereich der Ausklinkungsecke mit scharfkantiger und mit ausgerundeter Geometrie, HBH-Serie 1 (Lastniveau = $F_{Bruch,MW}$), Auswertungspunkte 0 bis 16 (Δ 1,25 mm)

Erwartungsgemäß entstand durch die scharfkantige Geometrie der Ausklinkungsecke eine Singularitätsstelle (Auswertepunkt 0). Die Ausrundung reduziert die Spannungsspitzen, die errechneten Werte liegen jedoch weit über der experimentell ermittelten Zugfestigkeit der Furnierlage. Je Auswertepunkt wurden der Mittelwert und der Variationskoeffizient berechnet. Ab dem Auswertepunkt 5 (COV < 0,5 %) zeigen die Spannungen keine signifikante Abhängigkeit von der FEM-Netzgröße mehr. Der Mittelwert der Zugspannungen beträgt ca. 140 N/mm² und liegt in der Größenordnung der experimentell ermittelten Zugfestigkeiten der Furnierlagen nach Abschnitt 3.2.

Aufgrund der sehr hohen Spannungsspitzen im Bereich der Ausklinkungsecke erfolgte ein Vergleich der resultierenden Kräfte. In Abhängigkeit der Netzgröße wurde eine Zugkraft aus den Spannungen der auf Zug beanspruchten Furnierlage ($\sigma_{t,0,FL}$) nach Gleichung (6-6) ermittelt. Als Integrationslänge (l) wurde die Länge bis zum Nulldurchgang (l_0) und die Länge (l_r) nach Gleichung (6-7) angesetzt.

$$0,25 \leq \frac{l_r}{h - h_{ef}} \leq 0,50 \quad [\text{mm}] \quad (6-7)$$

l_r [mm] Breite der aufgeklebten Verstärkungsplatte

Für verstärkte Ausklinkungen mit seitlich aufgeklebten Verstärkungsplatten nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 wird die rechnerisch ansetzbare Breite der Platten (l_r) begrenzt. Der untere Wert stellt dabei eine Mindestbreite sicher, sodass sich eine Verstärkungswirkung der Platte einstellen kann. Der größere Wert verhindert eine Überdimensionierung der Plattenbreite, sodass diese zwar rechnerisch angesetzt werden könnte, sich jedoch nicht vollumfänglich im querzugbeanspruchten Bereich befindet (Blaß und Sandhaas 2016). Der Variationskoeffizient der resultierenden Zugkraft der eckigen Geometrie beträgt 3,9 %, für die ausgerundete Ecke ergibt sich ein Wert von 1,5 %. Ein Vergleich der integrierten Spannungen bis zum Nulldurchgang l_0 mit den integrierten Spannungen unter Verwendung von l_r zeigt, dass durch die Integrationslänge l_r bereits ca. 80 % der Zugspannungen in der Furnierlage erfasst werden (Abbildung 6.16).

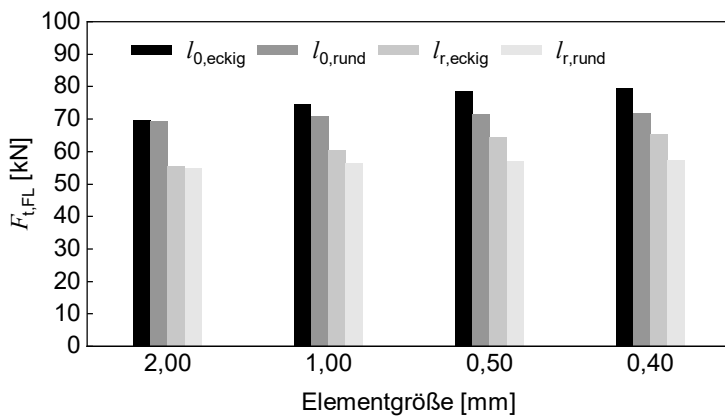


Abbildung 6.16 Resultierende Zugkräfte der Furnierlage in Abhängigkeit der FEM-Netzgröße und der Integrationslänge l_0 und l_r

Im Folgenden wird ein analytischer Ansatz zur Berechnung der resultierenden Zugkraft der

Furnierlage vorgestellt und mit den numerisch ermittelten resultierenden Zugkräften verglichen. Im ungestörten Trägerabschnitt teilt sich die Querkraft entsprechend der Schubsteifigkeiten der Furnierebene und der BSH-Komponenten auf. Auf Versagenslastniveau sind im Bereich der Ausklinkung die BSH-Komponenten vollständig gerissen. Die Schubspannungen in den BSH-Komponenten unterhalb der Rissebene müssen die Furnierebenen aufnehmen (Abbildung 6.17).

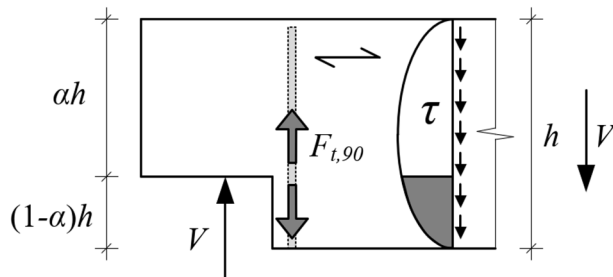


Abbildung 6.17 Aufzunehmender Schubspannungsanteil durch die Furnierebene (Verstärkung) nach Gleichung (6-8) (Jockwer 2014)

Bei der Bemessung von verstärkten Ausklinkungen nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 wird aus dem Schubspannungsanteil unterhalb der Risslinie eine Zugkraft $F_{t,90}$ nach Gleichung (6-8) ermittelt.

$$F_{t,90} = 1,3 \cdot V \cdot [3 \cdot (1 - \alpha)^2 - 2 \cdot (1 - \alpha)^3] \quad [\text{kN}] \quad (6-8)$$

Diese Zugkraft wird durch das Verstärkungsmittel aufgenommen und in die obere Trägerhälfte hochgehängt. Angewandt auf holzbewehrtes Holz ergibt sich bei auf Querzug gerissenen BSH-Komponenten die Zugkraft in der auf Zug beanspruchten Furnierlage für die HBH-Serien 1 und 2 nach Gleichung (6-9).

$$F_{t,FL,45^\circ} = \frac{V_{FE} + F_{t,90,BSH}}{\sqrt{2}} \quad [\text{kN}] \quad (6-9)$$

V_{FE} [kN] Querkraftanteil in der Furnierebene

Der Querkraftanteil der Furnierebene im ungestörten Trägerabschnitt lässt sich nach Abschnitt 4.4.3 (Gleichung (4-24)) bestimmen. Für HBH-Serie 3 wird die hochzuhängende Zugkraft ($F_{t,90,BSH}$) entsprechend den Dehnsteifigkeitsverhältnissen auf die 90°- und 45°-orientierten Furnierlagen nach Gleichung (6-10) und (6-11) aufgeteilt.

$$F_{t,FL,90^\circ} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot F_{t,90,BSH} \quad [\text{kN}] \quad (6-10)$$

$$F_{t,FL,45^\circ} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \left(V_{FE} + \left(1 - \frac{1}{\sqrt{2}} \right) \cdot F_{t,90,BSH} \right) \quad [\text{kN}] \quad (6-11)$$

Abbildung 6.18 zeigt die ermittelten Zugkräfte in den Furnierlagen durch die Integration der Spannungen aus dem FEM-Modell und die analytisch berechneten Zugkräfte der HBH-Prüfkörper auf Basis der jeweiligen Bruchlast nach Gleichung (6-9) bis (6-11).

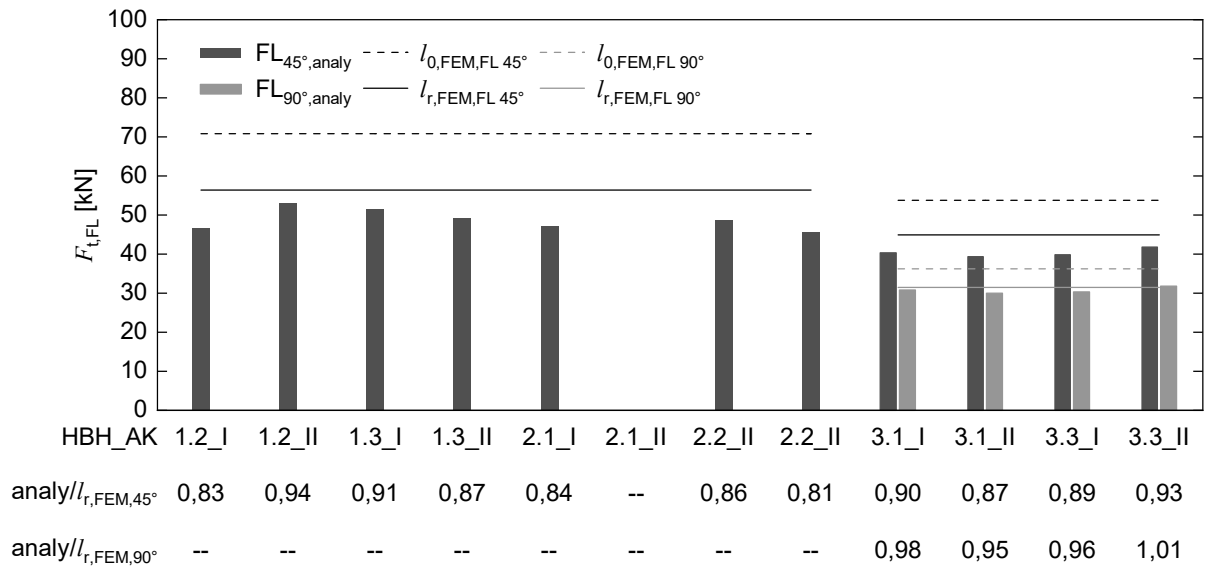


Abbildung 6.18 Resultierende Zugkräfte in den Furnierlagen mittels des FEM-Modells im Vergleich zur analytischen Berechnung auf Basis der Versuchsergebnisse, $l_r = 80 \text{ mm}$

Für die HBH-Serien 1 und 2 liegen die analytisch ermittelten Zugkräfte der Furnierlage (45°-Orientierung) um 6 bis 19 % niedriger als die numerisch bestimmten ($l_r = 80 \text{ mm}$).

Dies ist auch bei den 45°-orientierten Furnierlagen der HBH-Serie 3 zu beobachten. Dort sind die analytisch berechneten Zugkräfte um 7 bis 11 % geringer. Die analytisch berechneten Zugkräfte in der 90°-orientierten Furnierlage liegen in etwa auf dem Niveau der numerisch bestimmten.

6.2.6 Rechnerische Abschätzung der Tragfähigkeit

Im Folgenden wird untersucht, welche Querkrafttragfähigkeit sich durch Anwendung der Bemessungsregeln nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 für seitlich aufgeklebte Verstärkungen für HBH ergibt. Dabei wird die Furnierebene als Verstärkungselement betrachtet.

Die im Bereich der Ausklinkung rechtwinklig zur Stabachse wirkende Zugkraft lässt sich nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 für verstärkte Ausklinkungen nach Gleichung (6-8) berechnen. Für die vorliegenden geometrischen Verhältnisse ($\alpha = 0,5$) vereinfacht sich Gleichung (6-8) zu Gleichung (6-12):

$$F_{t,90} = 0,65 \cdot V \quad [\text{kN}] \quad (6-12)$$

Die durch die Furnierebenen aufzunehmenden Querspannungen ($\sigma_{t,90}$) berechnen sich unter der Annahme einer dreiecksförmigen Spannungsverteilung zu:

$$\sigma_{t,90} = \frac{k_k \cdot F_{t,90}}{t_{FE} \cdot l_r} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (6-13)$$

$k_k = 2$	[-]	Faktor zur Berücksichtigung einer dreiecksförmigen Spannungsverteilung
-----------	-----	--

Als Zugfestigkeit der Furnierebene ($\sigma_{t,90,FE}$) wurden die in Abschnitt 5.2 ermittelten Querspannungen der Furnierebene angesetzt. Für die rechnerisch ansetzbare Breite der Furnierebene (l_r) wurde der maximal mögliche Wert ($l_r = 80 \text{ mm}$) angenommen.

Die aufnehmbaren Querspannungen der Furnierebenen wurden durch Rückrechnung aus den Gleichungen (6-12) und (6-13) ermittelt. Abbildung 6.19 zeigt den Vergleich der aus den Versuchen ermittelten Querspannungen mit den maximalen Querspannungen nach den Bemessungsgleichungen von DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08.

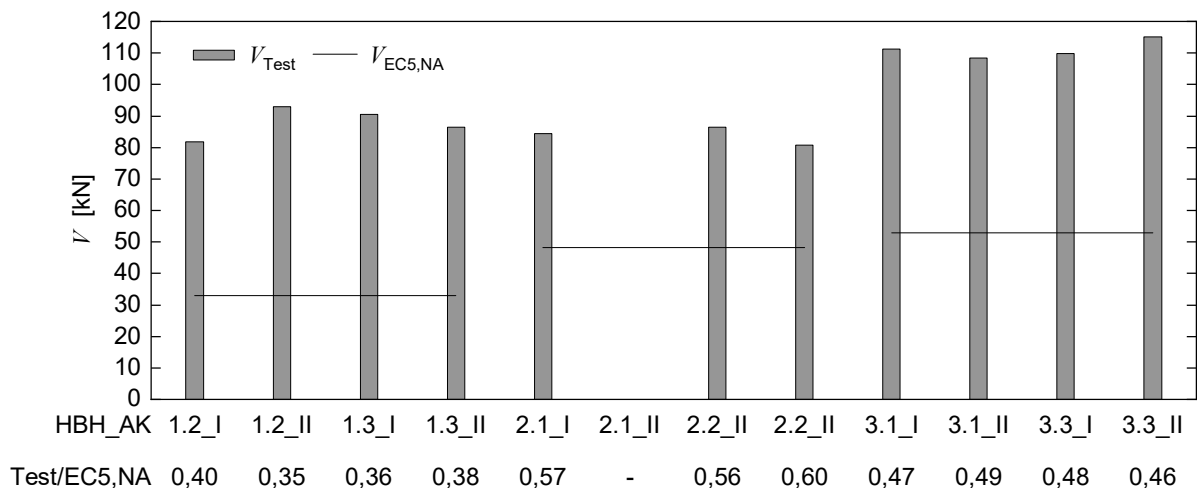


Abbildung 6.19 Vergleich der maximalen Querspannungen aus den Versuchen (V_{Test}) mit der berechneten Querspannungstragfähigkeit auf Basis der Bemessungsgleichungen nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08

Unter Verwendung der angesetzten Zugfestigkeiten der Furnierebenen ($f_{t,90,FE}$) liefert der Ansatz nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 sehr konservative Ergebnisse. Die Tragfähigkeit von Ausklinkungen in HBH wird deutlich unterschätzt.

Aus diesem Grund wird zur Abschätzung der Tragfähigkeit von Ausklinkungen in HBH ein Widerstandsmodell auf Basis einer Zugstrebe vorgestellt. Das Versagen der Ausklinkungen in HBH war gekennzeichnet durch ein Zugversagen der auf Zug beanspruchten Furnierlage, beginnend an der Ausklinkungsecke (Abbildung 6.8). Im Widerstandsmodell wird zur Berechnung der maximal aufnehmbaren Zugkraft der Furnierlage ($F_{R,t,FL}$) ein dreiecksförmiger Spannungsverlauf, beginnend an der Ausklinkungsecke, angenommen (Abbildung 6.20).

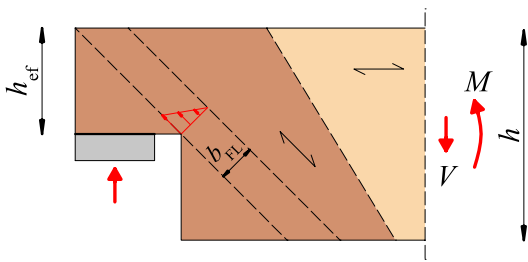


Abbildung 6.20 Geometrische Zusammenhänge Widerstandsmodell Zugstrebe

Als ansetzbare Strebenbreite (b_{FL}) wird die Breite (l_r) nach Gleichung (6-7) angesetzt. Bei dieser Breite sind bereits ca. 80 % der Zugspannungen der Furnierlage erfasst. Im Bereich der Ausklinkungsecke berechnet sich die aufnehmbare Zugkraft der Furnierlage zu:

$$F_{R,t,FL} = \frac{1}{2} \cdot b_{FL} \cdot t_{FL} \cdot f_{t,0,FL} \quad [\text{kN}] \quad (6-14)$$

b_{FL}	[mm]	ansetzbare Strebenbreite der Furnierlage
t_{FL}	[mm]	Dicke der Furnierlage
$f_{t,0,FL}$	[N/mm ²]	Zugfestigkeit der Furnierlage

Berücksichtigt werden jeweils nur die auf Zug beanspruchten Furnierlagen. Für die HBH-Serie 3 wird die 90°-orientierte Furnierlage mit angesetzt. Als Zugfestigkeit der Furnierlage wurden die Mittelwerte, sowie die Minimal- und Maximalwerte aus Abschnitt 3.2 angesetzt. Abbildung 6.21 stellt die maximalen Querkräfte aus der Berechnung nach Gleichung (6-14) den experimentell ermittelten Querkräften gegenüber.

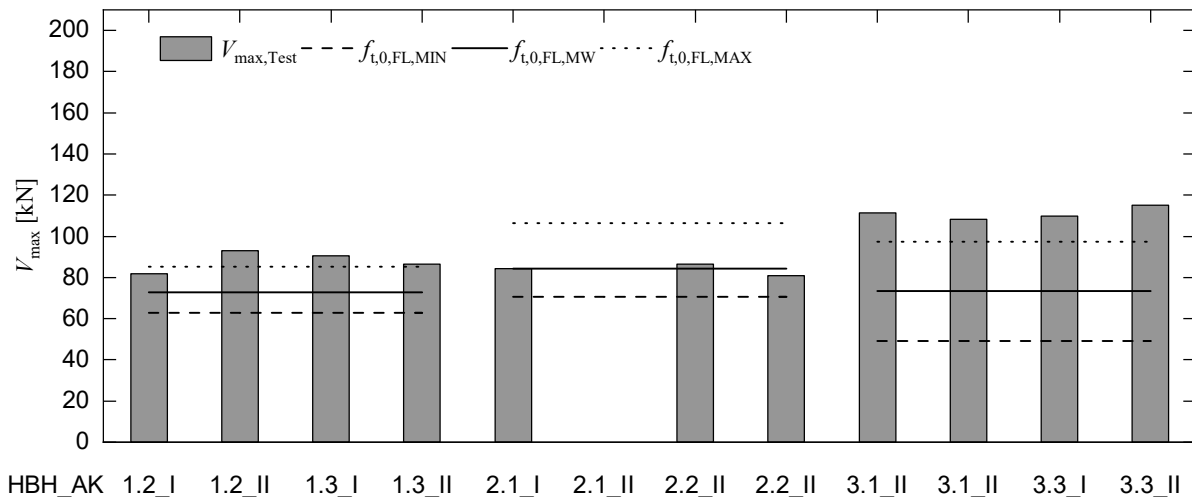


Abbildung 6.21 Vergleich der mit dem Widerstandsmodell berechneten Quertragfähigkeit der Ausklinkung mit den experimentell ermittelten Querkräften der HBH-Serien 1 bis 3

Für die HBH-Serien 1 und 2 lässt sich mit dem Widerstandsmodell die Traglast der Ausklinkungen gut abbilden. Durch den Aufbau der Furnierebene von HBH-Serie 3 werden lediglich

zwei Einzelfurniere faserparallel verklebt. Dadurch stellt sich in den Zugversuchen aus Abschnitt 3.2 ein geringerer Homogenisierungseffekt ein als bei mehrlagig verklebten Einzelfurnieren. Anzunehmen ist, dass sich durch die Verklebung der Furnierlagen zur Furnierebene ($45^\circ/90^\circ/45^\circ$) ein zusätzlicher Homogenisierungseffekt in der Zugfestigkeit der Furnierlage einstellt. Dies ist Gegenstand weiterer Untersuchungen.

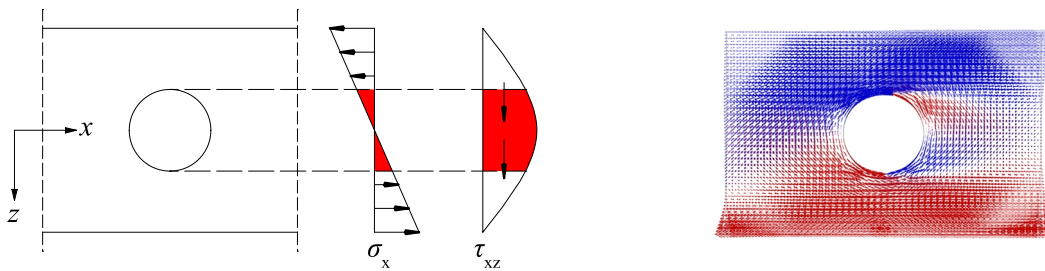
6.2.7 Fazit

Die Furnierebenen im holzbewehrten Holz können die Tragfähigkeit von Ausklinkungen im Vergleich zu unbewehrtem Brettschichtholz und sowohl den gängigen flächigen als auch stiftförmigen Verstärkungsmitteln deutlich erhöhen. Die initiale Erstrissbildung (Querzugrisse) der BSH-Komponenten von holzbewehrtem Holz war im Vergleich zu den unbewehrten BSH-Prüfkörpern auf einem 50 bis 80 % höheren Lastniveau. Nach dem Querzugversagen der BSH-Komponenten im Bereich der Ausklinkungsecke lagern sich die Spannungen in die Furnierebenen um, und die Last lässt sich weiter steigern. Die Tragfähigkeit wird anschließend durch die Zugtragfähigkeit der Furnierlagen begrenzt. Mit dem vorgestellten Widerstandsmodell ist die Tragfähigkeit von Ausklinkungen in holzbewehrtem Holz gut abschätzbar.

6.3 Durchbrüche

6.3.1 Grundlagen

Im Bereich von Durchbrüchen treten neben erhöhten Längs- und Schubspannungen auch hohe Querzugspannungen auf, die bei zu großer Belastung zu Rissbildungen und zum Versagen des Biegeträgers führen können. Wird die Querschnittshöhe infolge eines Durchbruchs reduziert, so werden die Längs- und Schubspannungen umgelenkt und müssen durch den verbleibenden Restquerschnitt abgetragen werden (Abbildung 6.22).

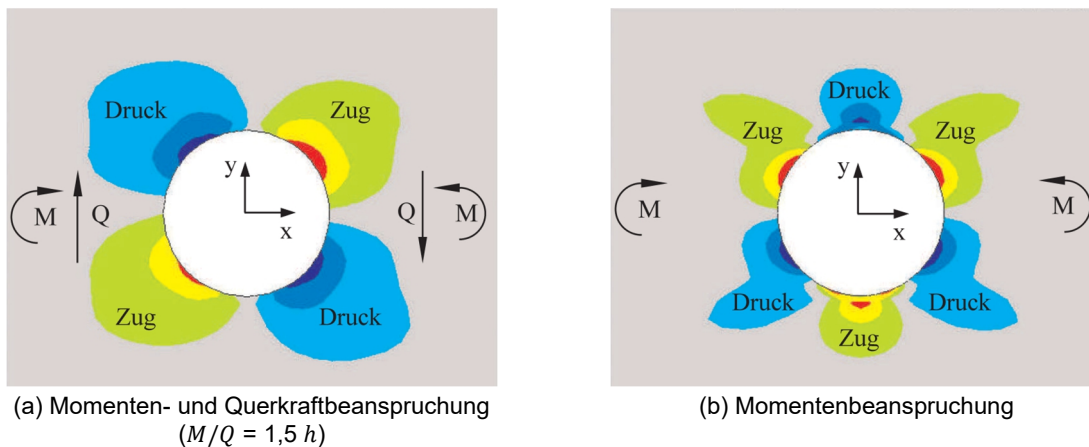


(a) Biege- und Schubspannungsverlauf im ungestörten Biegeträger mit Darstellung der umzulagernden Spannungsanteile (rot)

(b) Hauptspannungstrajektorien (rot: Zug, blau: Druck)

Abbildung 6.22 Biege- und Schubspannungsverlauf im ungestörten Biegeträger, Verlauf der Hauptspannungen

In Abhängigkeit der Belastung entstehen dadurch Querzug- und Querdruckspannungen entlang der Durchbruchsumwandung (Abbildung 6.23).



(a) Momenten- und Querkraftbeanspruchung ($M/Q = 1,5 h$)

(b) Momentenbeanspruchung

Abbildung 6.23 Qualitative Verteilung der Spannungen rechtwinklig zur Faserrichtung im Durchbruchsbereich von Brettschichtholz (Aicher et al. 2003)

Aicher et al. (2007) teilen die Schädigungsentwicklung von unverstärkten runden Durchbrüchen für Brettschichtholz in vier Stufen ein (Abbildung 6.24). In der ersten Stufe erfolgt der Anriss in Querschnittsmitte auf Höhe der maximalen Querzugspannungen. Eine horizontale Ausdehnung des Risses bis zu den Rändern der Querschnittsbreite bei gleichzeitig relativ geringen Rissdehnungen in Faserlängsrichtung kennzeichnet die weitere Rissentwicklung (Stufe 2, Schadensfortschritt).

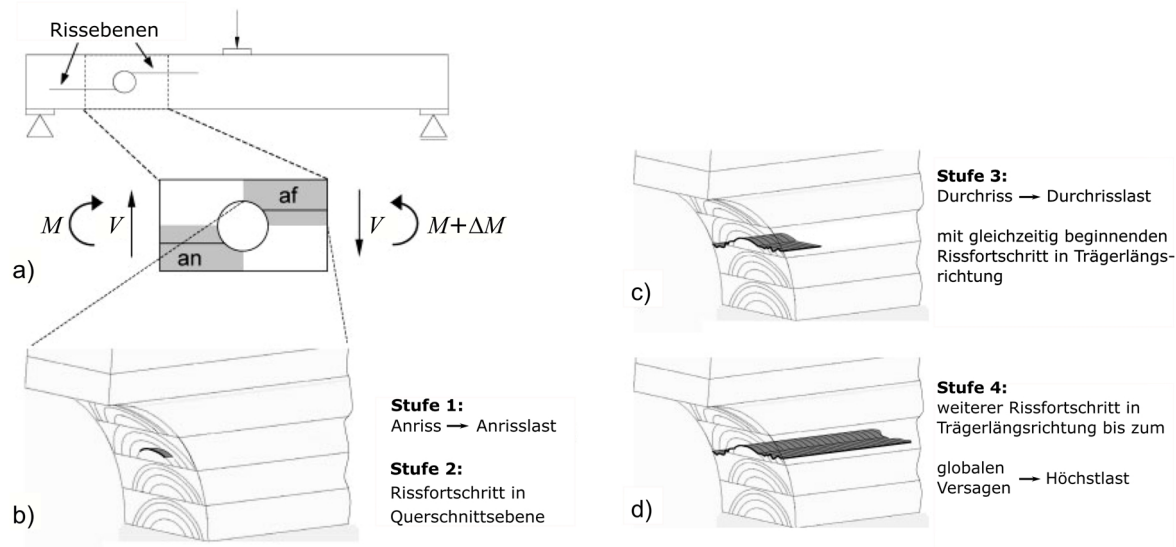


Abbildung 6.24 Schädigungsentwicklung am durchbrochenen BSH-Biegeträger, a) Biegeträger nach Erreichen der Traglast mit charakteristischer makroskopischer Rissbildung ausgehend vom Durchbruch, (b-d) (Aicher et al. 2007)

In Stufe drei erfolgt der vollständige Querschnittsdurchriss, bei gleichzeitig beginnendem Rissfortschritt in Trägerlängsrichtung. Stufe vier (globales Versagen) umfasst die weitere Rissausbreitung in Faserlängsrichtung bis zum endgültigen globalen Bauteilversagen. Unverstärkte Durchbrüche versagen sehr spröde, die globale Bauteiltragfähigkeit wird meist durch ein Schubversagen begrenzt. Um die Tragfähigkeit von Trägern mit Durchbrüchen zu erhöhen, können diese verstärkt werden. Nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 können außenliegende FSH- bzw. Sperrholzplatten und innenliegende, eingeklebte Stahlstäbe bzw. eingedrehte, selbstbohrende Vollgewindeschrauben der Verstärkung dienen. Eine effiziente Verstärkung runder Durchbrüche lässt sich mit geneigt angeordneten VG-Schrauben erzielen, die als Querszug- und Schubverstärkung fungieren. Die Verstärkungen sollten möglichst nahe am Durchbruchrand im Bereich der zu erwartenden Querszugrisse liegen (Danzer et al., 2017). Die Entwicklung und Bemessung von unverstärkten und verstärkten Durchbrüchen beschreiben Danielsson (2006) und Danzer et al. (2017).

Die im Durchbruchbereich entstehenden Spannungskonzentrationen können durch die im holzbewehrten Holz flächig vorhandenen Furnierebenen kompensiert werden. Dazu wurde die Leistungsfähigkeit von holzbewehrtem Holz mit zentrisch angeordneten runden Durchbrüchen untersucht.

6.3.2 Versuchskonfiguration und -durchführung

Zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Durchbrüchen in HBH wurden runde Durchbrüche mit der maximal zulässigen Durchbruchhöhe für verstärkte Durchbrüche ($d = 0,4 h$) nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 und in Anlehnung an Aicher et al. (2007) und Dröscher et al. (2016) untersucht. Je HBH-Serie wurden zwei Prüfkörper mit jeweils zwei Durchbrüchen und zwei Prüfkörper der BSH-Serie 3 geprüft. Abbildung 6.25 zeigt die Prüfkörpergeometrie und den Versuchsaufbau.

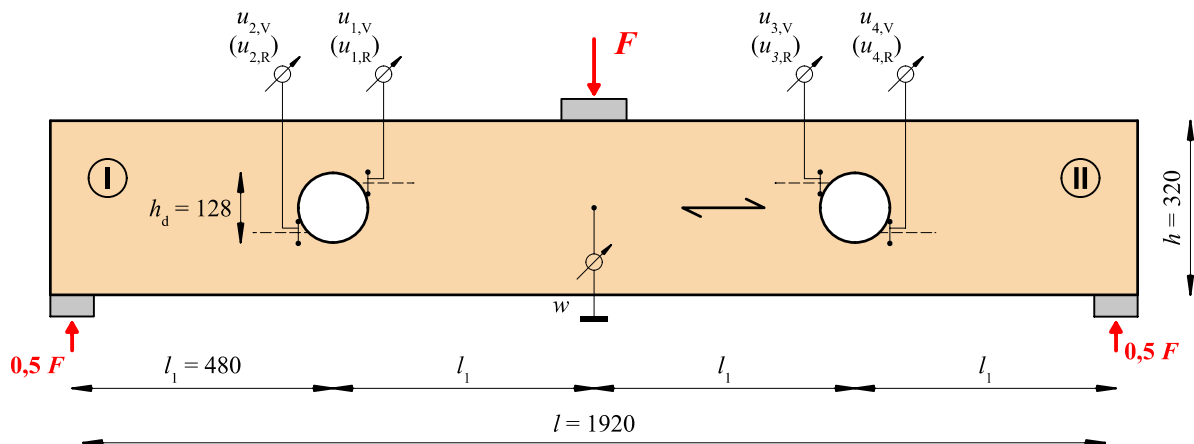


Abbildung 6.25 Versuchsaufbau runde Durchbrüche in HBH, Abmessungen in mm

Die Durchbrüche waren im auflagernahen, vorwiegend schubbeanspruchten Bereich ($M/V = 1,5 h$) angeordnet. Der Abstand vom Auflager zum Durchbruch und der Abstand vom Lasteinleitungspunkt zum Durchbruch wurden so gewählt, dass die Lasteinleitung den querzuggefährdeten Bereich am Durchbruchrand nicht beeinflusst. Die Prüfkörperhöhe (h) betrug 320 mm, die Stützweite (l) 1,92 m. Durch den gewählten Prüfaufbau wurden je Prüfkörper zwei Durchbrüche (I und II) untersucht. Durchbruch I bezeichnet dabei die Stelle des Prüfkörpers, die im Auflagerbereich der Biegeversuche angeordnet war. Dadurch ist mit keinen Vorschädigungen (Mikrorissen etc.) aus den Biegeversuchen zu rechnen, die sich ggf. mindernd auf die Tragfähigkeit auswirken. Je Durchbruch wurden vier inductive Wegaufnehmer im Bereich der zu erwartenden Rissbildung angeordnet (Abbildung 6.25). Weiter zeichnete ein Seilzugwegaufnehmer die Durchbiegung unter der Lasteinleitung (w) auf. Als Lasteinleitungsplatten fungierten Stahlplatten mit einer Dicke von 40 mm. Die Platten erstreckten sich über die gesamte Prüfkörperbreite. Im Laufe der Versuchsdurchführung wurden die Lasteinleitungsbereiche mit Vollgewindeschrauben verstärkt. Die Last wurde mit einem Hydraulikzylinder mit einer maximalen Kraft von 1000 kN eingeleitet. Bei allen Versuchen wurde die Geschwindigkeit des Belastungszyinders so gewählt, dass sich die geschätzte Höchstlast (F_{est}) innerhalb von $300 s \pm 120 s$ erreichen ließ. Die Holzfeuchte der BSH-Komponenten wurde an vier unterschiedlichen Lamellen je Prüfkörper ermittelt, der Mittelwert der Holzfeuchte (u_{MW}) der BSH-Komponenten betrug 12,9 % (COV 6,3 %). Die experimentellen Untersuchungen und die erstmalige Auswertung wurden durch eine vom Verfasser betreute Masterarbeit (Rösch 2019) begleitet.

6.3.3 Auswertung und Ergebnisse

Das Versagen der BSH-Prüfkörper folgte dem Versagensverlauf nach Abbildung 6.24. Der rechte Durchbruch des Prüfkörpers HBH_DB_3_1 wurde aufgrund von Vorschädigungen aus den Biegeversuchen mit geneigten VG-Schrauben verstärkt. Im Bereich der maximalen Querspannungen im Durchbruchsbereich entstanden erste Querspannungen, es folgte ein kontinuierlicher Rissfortschritt. Bei beiden Prüfkörpern war eine initiale Querspannungsbildung im Bereich der Durchbrüche auf einem Lastniveau von ca. 95 bis 97 kN deutlich sichtbar. Die Zeitpunkte der Querspannungsbildung sind durch ein leichtes Abflachen der Kraft-Verformungslinien (Abbildung 6.26) (a) und durch eine sprunghafte Verformungszunahme der angeordneten induktiven Wegaufnehmer (Abbildung 6.26) (d-g) erkennbar.

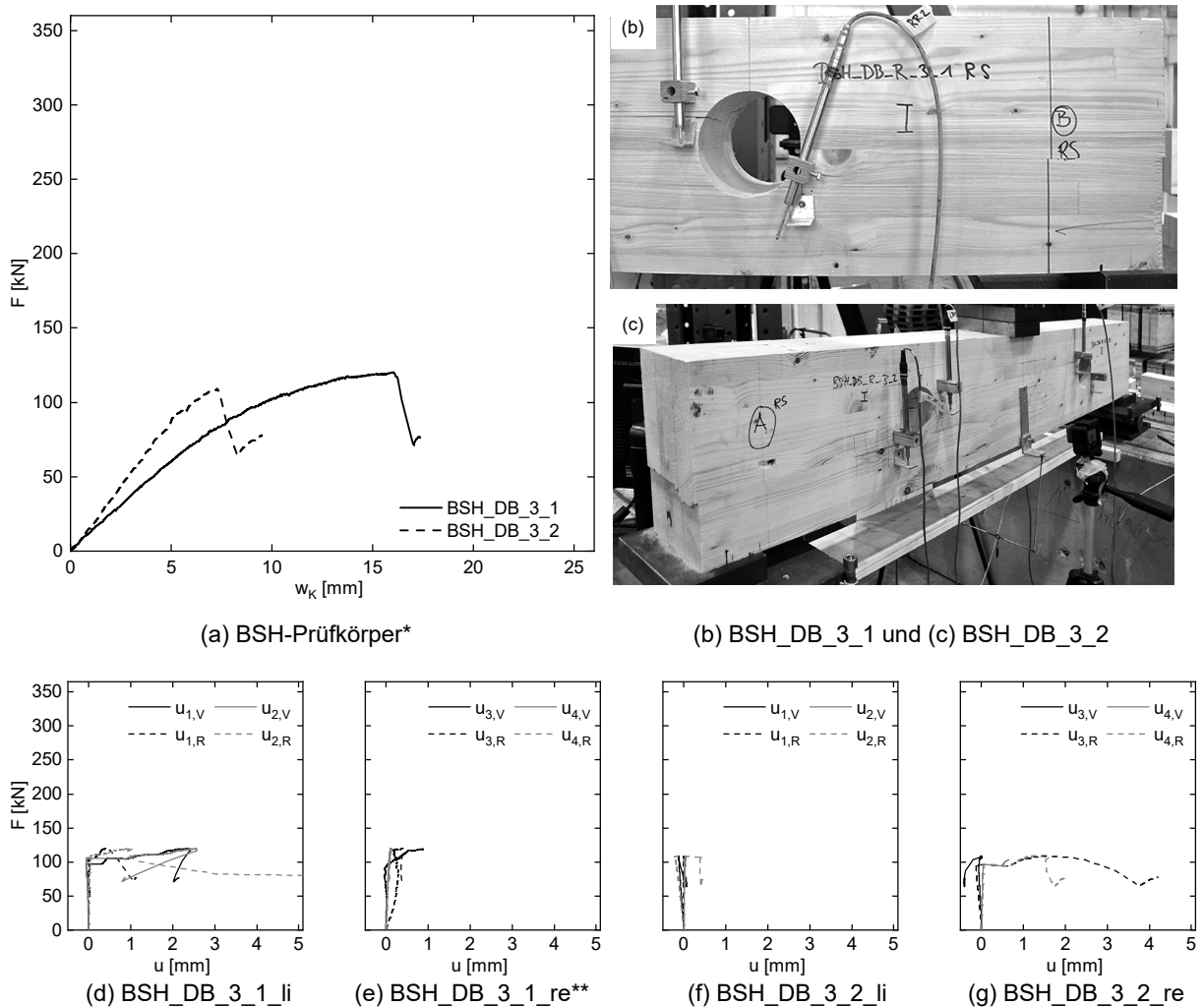


Abbildung 6.26 Durchbrüche BSH (*die Prüfkörperbreite war 161 mm, **Durchbruch war mit geneigten VG-Schrauben verstärkt)

Die Bauteiltragfähigkeit der beiden Prüfkörper war jeweils durch ein sprödes Schubversagen begrenzt (Abbildung 6.26) (b-c).

Bei den Prüfkörpern der HBH-Serie 1 entstanden die initialen Querkzugrisse im Durchbruchsbereich jeweils in der BSH-Komponente mit anliegender steigender Furnierlage. Dadurch entstehen Druckspannungen in der Furnierlage ($u_{1,V} / u_{2,V}$ und $u_{3,R} / u_{4,R}$). Diese Furnierlage erzeugt aus Gleichgewichtsgründen lokale Querkzugspannungen in der BSH-Komponente. Bekommt die Furnierlage durch ihre Anordnung im Gegensatz dazu Zugspannungen (fallende Furnierlage), so entstehen in der BSH-Komponente Querdruckspannungen ($u_{3,V} / u_{4,V}$ und $u_{1,R} / u_{2,R}$) (Abbildung 6.27) (d-g). Die initiale Querkzugrissbildung war auf einem Lastniveau von ca. 150 bis 175 kN deutlich sichtbar und ist durch ein leichtes Abflachen der Kraft-Verformungslinien erkennbar (Abbildung 6.27) (a). Bei beiden Prüfkörpern war ein anschließendes Risswachstum bis zum Auflagerbereich erkennbar. In der Durchbruchsumwandung war eine Rissbildung der auf Zug beanspruchten Furnierlagen zu beobachten.

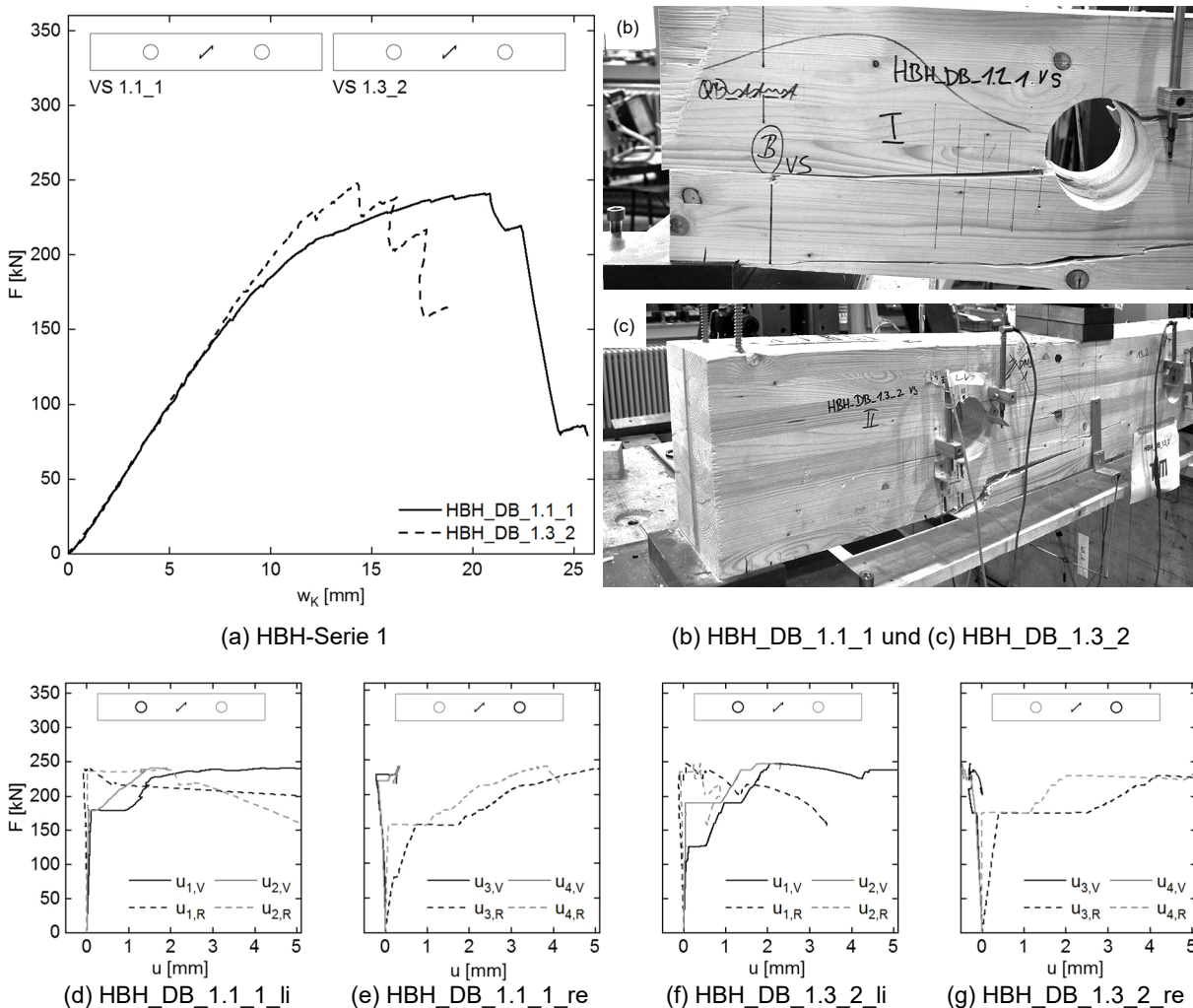


Abbildung 6.27 Durchbrüche HBH-Serie 1

Das globale Bauteilversagen lösten Biegezugbrüche aus, die sich teilweise in Feldmitte und im Restquerschnitt des Durchbruchsbereichs ereigneten, sowie Schubbrüche in Auflagerichtung (Abbildung 6.27) (b-c). Im Bereich der Durchbrüche waren die BSH-Komponenten über ihre gesamte Breite gerissen.

Bei den Prüfkörpern der HBH-Serie 2 war keine eindeutige Erstrissbildung in der BSH-Komponente mit anliegenden steigenden Furnieren zu beobachten ($u_{1,V} / u_{2,V}$ und $u_{1,R} / u_{2,R}$) (Abbildung 6.28) (d-g). Die initiale Querschnittsgrissbildung war bei Prüfkörper HBH_DB_2.1_2 ($u_{3,V}$) auf einem Lastniveau von ca. 169 kN und bei HBH_DB_2.3_1 ($u_{3,R}$) auf einem Niveau von ca. 223 kN zu beobachten (Abbildung 6.28) (e, g). In der Durchbruchsumwandlung war eine Rissbildung der auf Zug beanspruchten Furnierlagen erkennbar.

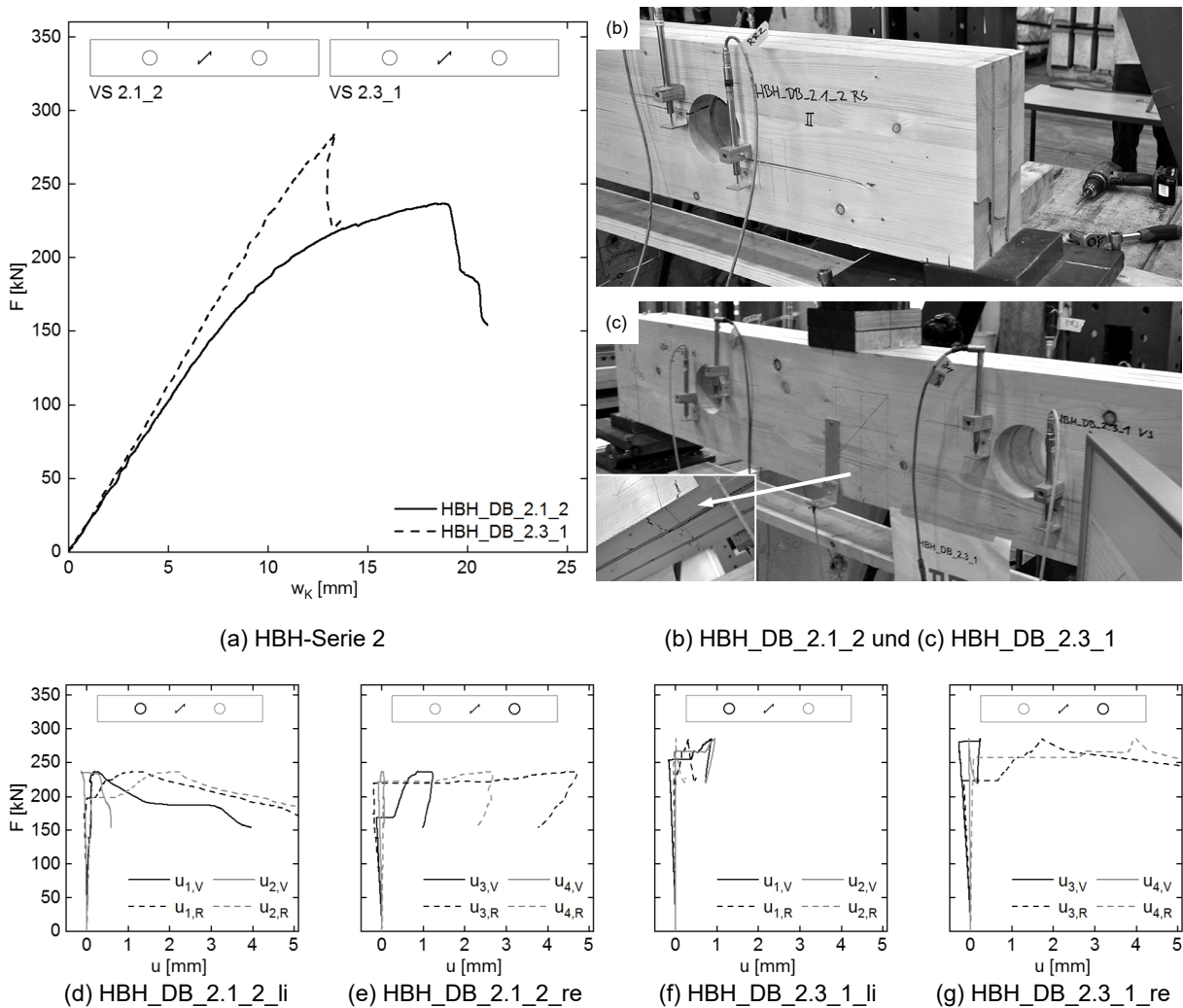


Abbildung 6.28 Durchbrüche HBH-Serie 2

Das globale Bauteilversagen von HBH_DB_2.1_2 lösten Schubbrüche der drei BSH-Komponenten in Auflagerrichtung aus (Abbildung 6.28) (b). Der Prüfkörper HBH_DB_2.3_1 versagte auf Biegezug in Feldmitte (Abbildung 6.28) (c). Im Bereich der Durchbrüche waren die BSH-Komponenten über ihre gesamte Breite gerissen.

Bei den Prüfkörpern der HBH-Serie 3 war ebenfalls keine eindeutige Erstrissbildung in der BSH-Komponente mit anliegenden steigenden Furnieren (Druckspannungen im Furnier und Querkzugspannungen in der BSH-Komponente) zu beobachten. Die initiale Querkzugrissbildung war bei Prüfkörper HBH_DB_3.1_li ($u_{1,R}$) auf einem Lastniveau von ca. 175 kN (steigende anliegende Furniere) und bei HBH_DB_3.3_2_re ($u_{3,V}$) auf einem Niveau von ca. 190 kN (fallende anliegende Furniere) erkennbar (Abbildung 6.29) (d, g). Im Bereich der Durchbruchsumwandlung zeigten die Furnierlagen keine wahrnehmbaren Risse.

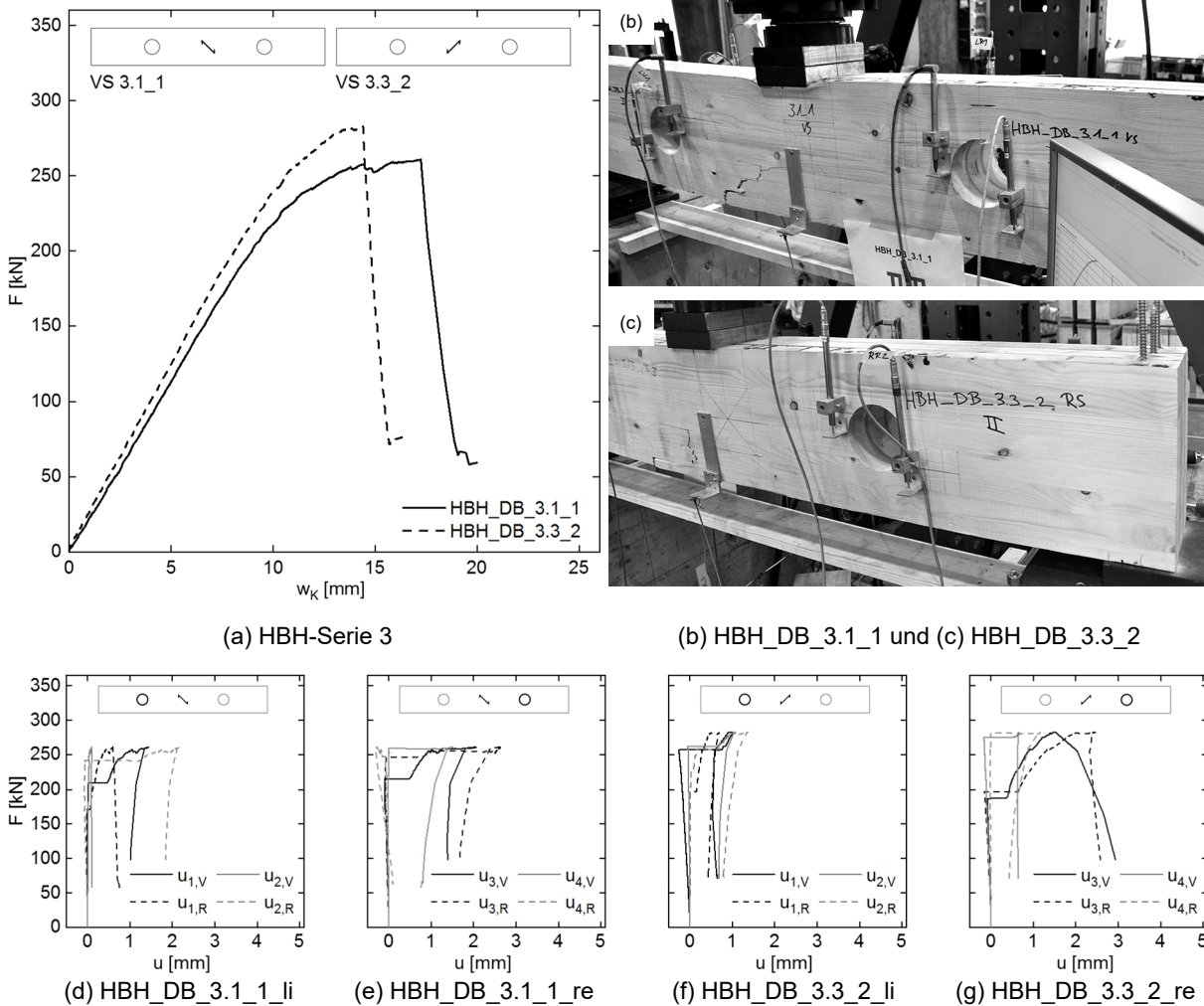


Abbildung 6.29 Durchbrüche HBH-Serie 3

Das globale Bauteilversagen der beiden Prüfkörper begrenzte ein Biegezugversagen in Feldmitte (Abbildung 6.29) (b, c). In den Furnierebenen waren Risse im Bereich des Biegezugversagens feststellbar.

Das Tragverhalten von runden Durchbrüchen war in allen HBH-Serien durch eine hohe Lastumlagerungsmöglichkeit gekennzeichnet. Die initiale Erstrissbildung (Querzugrisse) war im Vergleich zu den BSH-Prüfkörpern auf einem um 50 bis 110 % höheren Lastniveau. Auf Maximallastniveau waren im Bereich der Durchbrüche die BSH-Komponenten über ihre Breite vollständig gerissen. Ebenso zeigten die auf Zug beanspruchten Furnierebenen der HBH-Serie 1 und 2 ein Zugversagen. Abbildung 6.30 zeigt freigelegte Furnierebenen der HBH-Serien.

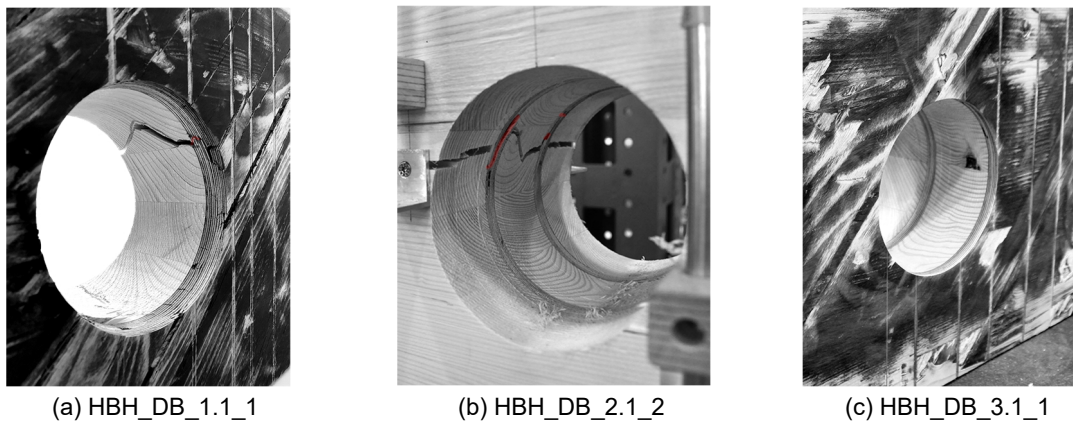


Abbildung 6.30 Freigelegte Furnierebenen der HBH-Serien mit Durchbrüchen

Ein systematischer Einfluss möglicher Vorschädigungen aus den Biegeversuchen auf die Tragfähigkeit war nicht feststellbar. Im Vergleich zu unverstärkten runden Durchbrüchen in BSH erreichten die Durchbrüche in HBH-Serie 1 einen Laststeigerungsfaktor von 1,9, in HBH-Serie 2 von 2,0 und in HBH-Serie 3 von 2,1. Bei den Trägern der HBH-Serie 3 wurde die globale Bauteiltragfähigkeit durch die Durchbrüche nicht begrenzt, die Träger versagten auf Biegezug in Feldmitte. Abbildung 6.9 stellt die Bruchlasten und die Mittelwerte je Serie dar.

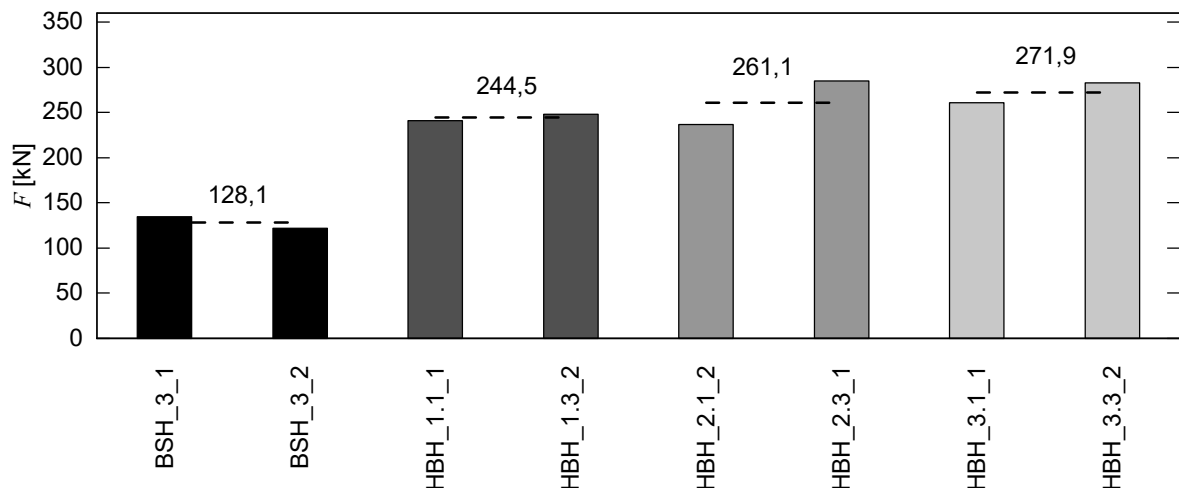


Abbildung 6.31 Vergleich der ermittelten Maximallasten der geprüften BSH- und HBH-Träger mit runden Durchbrüchen ($F_{\max,BSH}$ bezogen auf $b = 180$ mm)

Auf Basis der experimentell ermittelten Biegezug- und Schubfestigkeit der Brettschichtholzträger aus Kapitel 4 wurde die Bruchlast eines Trägers ohne Durchbrüche zu 258 kN (Mittelwertniveau; $\eta_{\text{Biegung}} = 1,0$; $\eta_{\text{Schub}} = 0,7$) errechnet. Durch die Querschnittsaufbauten der HBH-Serien 2 und 3 war die volle Tragfähigkeit eines Trägers ohne Durchbrüche erreichbar. HBH-Serie 1 erzielte 95 % der vollen Tragfähigkeit.

Die Abschätzung der Tragfähigkeit von unverstärkten Durchbrüchen in Brettschichtholz erfolgte nach dem Bemessungsansatz für unverstärkte Durchbrüche in DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 für die BSH-Prüfkörper. Nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 lassen sich unverstärkte Durchbrüche mit einem maximalen Durchmesser $h_d \leq 0,15h$ ausführen. Die Durchbruchsdurchmesser der untersuchten Träger liegen mit $h_d = 0,4h$ außerhalb des gültigen Anwendungsbereichs. Es wird überprüft, ob sich mit den Gleichungen nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 die Tragfähigkeit von unverstärkten Durchbrüchen in BSH abschätzen lässt. Die Widerstandskraft des auf Querdruk beanspruchten BSH-Volumens im Bereich des Durchbruchs berechnet sich nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 zu:

$$F_{t,90,R,BSH} = 0,5 \cdot l_{t,90} \cdot b \cdot k_{t,90} \cdot f_{t,90} \quad [\text{kN}] \quad (6-15)$$

$$l_{t,90} = 0,353 \cdot h_d + 0,5 \cdot h \quad [\text{mm}]$$

$$k_{t,90} = \min\{1; (450/h)^{0,5}\} \quad [-]$$

Die einwirkende Querdrukraft $F_{t,90}$ berechnet sich nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 zu:

$$F_{t,90} = F_{t,V} + F_{t,M} \quad [\text{kN}] \quad (6-16)$$

$$F_{t,V} = \frac{0,7 \cdot h_d \cdot V}{4 \cdot h} \cdot \left(3 - \frac{(0,7 \cdot h_d)^2}{h^2} \right) \quad [\text{kN}] \quad \text{Anteil aus Querdruk}$$

$$F_{t,M} = 0,008 \cdot \frac{M_d}{h_r + 0,15 \cdot h_d} \quad [\text{kN}] \quad \text{Anteil aus Biegemoment}$$

Unter Ansatz einer mittleren Querdrukfestigkeit von $f_{t,90,\text{mean}} = 0,8 \text{ N/mm}^2$ wurde auf Basis der Gleichungen (6-15) und (6-16) eine maximale Traglast von 143 kN ermittelt. Im Vergleich zu den Versuchsergebnissen der zwei BSH-Prüfkörper ist die rechnerisch ermittelte Traglast um 11,7 % höher. Die Biege- und Schubtragfähigkeit im ungestörten Trägerbereich konnte nicht ausgenutzt werden. Die Bauteiltragfähigkeit der BSH-Prüfkörper wurde durch die Durchbrüche begrenzt.

Zur weiteren Analyse der HBH-Prüfkörper wurden die Spannungen der HBH-Komponenten auf Versagenslastniveau (F_{max}) berechnet. Die Berechnung der Biegespannungen in Feldmitte ($\sigma_{m,\text{Feld}}$) erfolgte nach Gleichung (6-17) mit der Netto-Brettschichtholzbreite (b_{BSH}).

$$\sigma_{m,\text{Feld}} = \frac{3 \cdot F \cdot l}{2 \cdot b \cdot h^2} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (6-17)$$

Die Biegespannungen in Durchbruchmitte wurden ebenfalls für die Netto-Brettschichtholzbreite (b_{BSH}) nach Gleichung (6-18) ermittelt.

$$\sigma_{m,DB} = \frac{M_{y,DB}}{I_{y,DB}} \cdot z \quad [\text{N/mm}^2] \quad (6-18)$$

$$I_{y,DB} = \left(\frac{b \cdot h_o^3}{12} + b \cdot h_o \cdot \left(\frac{h_o}{2} + \frac{h_d}{2} \right)^2 \right) \cdot 2 \quad [\text{mm}^4] \quad \text{Flächenträgheitsmoment}$$

Abbildung 6.32 zeigt die berechneten Biegespannungen in Feldmitte ($\sigma_{m,\text{Feld,netto}}$) und die Biegespannungen im Durchbruchsbereich ($\sigma_{m,DB,\text{netto}}$) der HBH-Prüfkörper mit Durchbrüchen im Vergleich zu den ermittelten Biegefestigkeiten aus den 4-Punkt-Biegeversuchen nach Abschnitt 4.3.

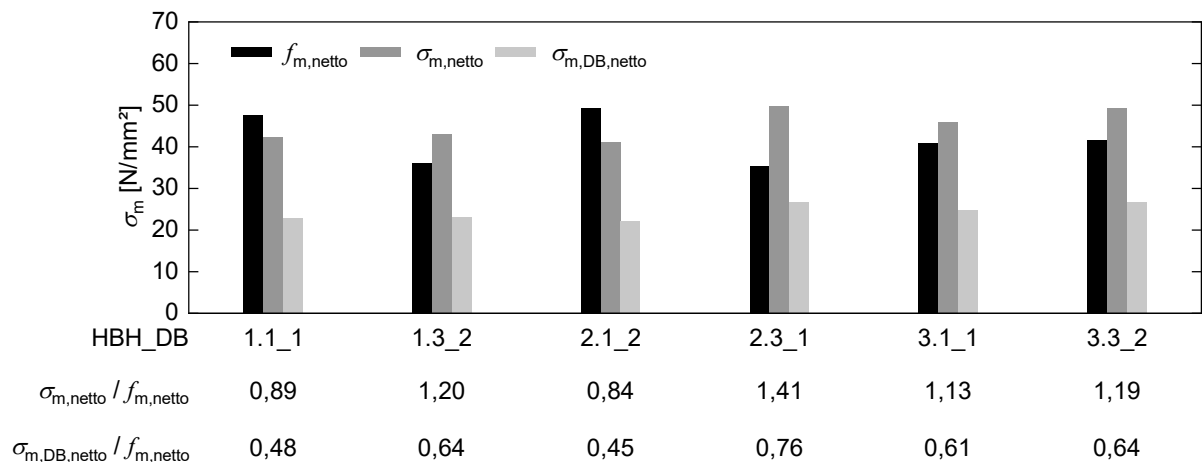


Abbildung 6.32 Vergleich der Biegespannungen der BSH-Komponenten ($\sigma_{m,\text{netto}}$) der Träger mit Durchbrüchen mit den ermittelten Biegefestigkeiten aus den 4-Punkt-Biegeversuchen nach Abschnitt 4.3

Bei den Prüfkörpern der HBH-Serien 1 und 2 waren die Biegespannungen in Feldmitte höher bzw. niedriger als die ermittelten Biegefestigkeiten nach Abschnitt 4.3. Im Mittel ergibt sich die Tendenz, dass durch die verstärkende Wirkung der Furnierebenen im Bereich der Durchbrüche die globale Biegetragfähigkeit annähernd erreicht wurde. Bei beiden Prüfkörpern der HBH-Serie 3 bedingten die eingebrachten Durchbrüche keine Schwächung der globalen Bauteiltragfähigkeit. Beide Prüfkörper versagten auf Biegezug in Feldmitte. Die Auswertung der erhöhten Biegezugspannungen im Nettoquerschnitt des Durchbruchs ($\sigma_{m,DB,\text{netto}}$) zeigt, dass die Biegefestigkeit in den BSH-Komponenten dort nicht erreicht wurde.

Die Schubspannungen des Verbundquerschnitts wurden entsprechend den Steifigkeitsverhältnissen im ungestörten Trägerbereich ermittelt, analog dem Vorgehen nach Abschnitt 4.4. Zusätzlich berechnet wurden die erhöhten Schubspannungen in Durchbruchmitte unter Annahme eines parabelförmigen Spannungsverlaufs nach Gleichung (6-19) je HBH-Komponente für zwei Fälle.

$$\tau_{DB} = \frac{3 \cdot V}{2 \cdot b \cdot (h - h_d)} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (6-19)$$

Im ersten Fall wurden die Schubspannungen mit den jeweiligen Querkraftanteilen aus dem Schubsteifigkeitsverhältnis ermittelt. Im zweiten Fall wurde die durch die Furnierebene aufzunehmende Querkraft ($F_{t,90}$) nach Gleichung (6-16) zum Querkraftanteil der Furnierebene (V_{FE}) addiert. Abbildung 6.33 zeigt die Ergebnisse der Berechnung.

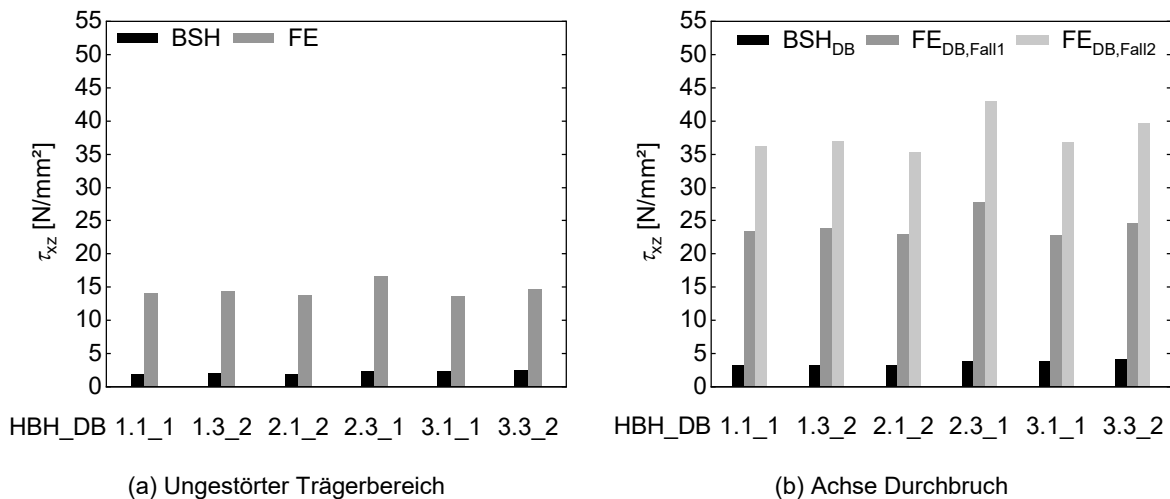


Abbildung 6.33 Schubspannungen im ungestörten Trägerbereich und im Durchbruchbereich

Die Ergebnisse zeigen für die BSH-Komponente im ungestörten Trägerbereich keine kritischen Schubspannungswerte ($\tau_{xy,MW,BSH} = 2,2 \text{ N/mm}^2$). In der Achse des Durchbruchs liegt der Mittelwert der Schubspannungen mit $3,6 \text{ N/mm}^2$ ca. 28 % unter der ermittelten Schubfestigkeit nach Abschnitt 4.4. Die ermittelten Schubspannungen in der Furnierebene (Fall 2) liegen im Bereich der ermittelten Scherfestigkeiten nach Abschnitt 3.3. In der Furnierebene war jedoch kein Schubversagen ober- und unterhalb des Durchbruchs zu erkennen.

6.3.4 Vergleich mit ähnlichen Untersuchungen

Dröscher et al. (2016) untersuchten das Potenzial von insgesamt zehn verschiedenen Verstärkungsmöglichkeiten (Serie A-F) an Trägern mit großen, runden Durchbrüchen im hochschubbeanspruchten Bereich. Abbildung 6.34 zeigt den verwendeten Prüfaufbau und die untersuchten Verstärkungsmethoden.

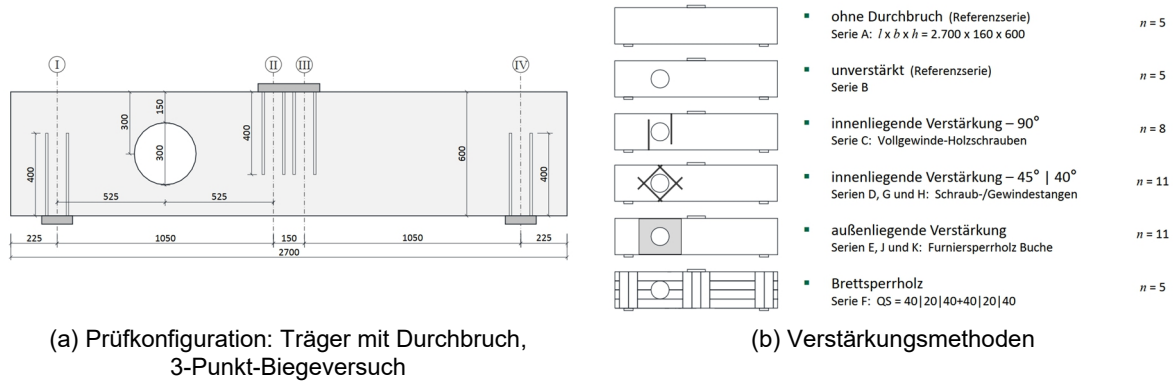


Abbildung 6.34 Prüfkonfiguration und untersuchte Verstärkungsmethoden, $d = 0,5 h$ (Dröscher et al. 2016)

Abbildung 6.35 veranschaulicht die erreichten Laststeigerungsfaktoren im Vergleich zu den Faktoren von HBH. Zusätzlich ist das erreichte Lastniveau bezogen auf einen Träger ohne Durchbruch angegeben.

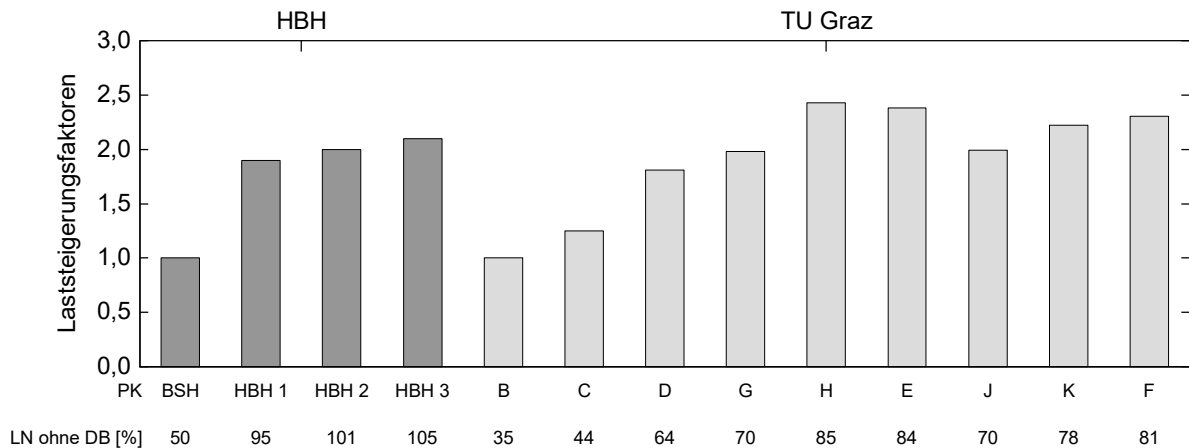


Abbildung 6.35 Vergleich der Laststeigerungsfaktoren von Durchbrüchen in HBH ($d = 0,4 h$) und den untersuchten Verstärkungsmethoden von Dröscher et al. (2016) an der TU Graz ($d = 0,5 h$), LN: Lastniveau bezogen auf einen Träger ohne Durchbruch

Bei keiner der von Dröscher et al. (2016) untersuchten Verstärkungsmethoden konnte das Lastniveau eines Trägers ohne Durchbruch erreicht werden. Die erreichten Laststeigerungsfaktoren von holzbewehrtem Holz liegen auf dem Niveau der aktuell gängigen Verstärkungsmethoden von Durchbrüchen. Die Leistungsfähigkeit der HBH-Serie 3 lässt sich nicht abschließend beurteilen, da bei beiden Prüfkörpern die globale Bauteiltragfähigkeit maßgebend war.

6.3.5 Vergleich mit numerischen Untersuchungen

Zur Analyse der Spannungen der HBH-Komponenten im Bereich der Durchbrüche wurde analog dem Vorgehen für Ausklinkungen (Abschnitt 6.2.5) je HBH-Serie ein FEM-Volumenmodell erstellt. Als Maximallast wurde der Mittelwert der experimentellen Bruchlast je Serie angesetzt. Zur Analyse des Lastumlagerungspotenzials von HBH erfolgte exemplarisch für die HBH-Serie 1 ein Berechnungslauf mit ungerissenen und gerissenen BSH-Komponenten. Als Risslänge wurde $l_{t,90}$ nach Gleichung (6-15) angesetzt ($t_{\text{Riss}} = 1 \text{ mm}$); als Steifigkeitskennwerte die Werte

nach Tabelle 6.2. Abbildung 6.36 veranschaulicht Querzug-, Biege- und Schubspannungsverlauf der BSH-Komponenten für den ungerissenen und den gerissenen Zustand auf dem Lastniveau der experimentell ermittelten Durchrisslast der BSH-Komponenten ($F \approx 162,5 \text{ kN}$).

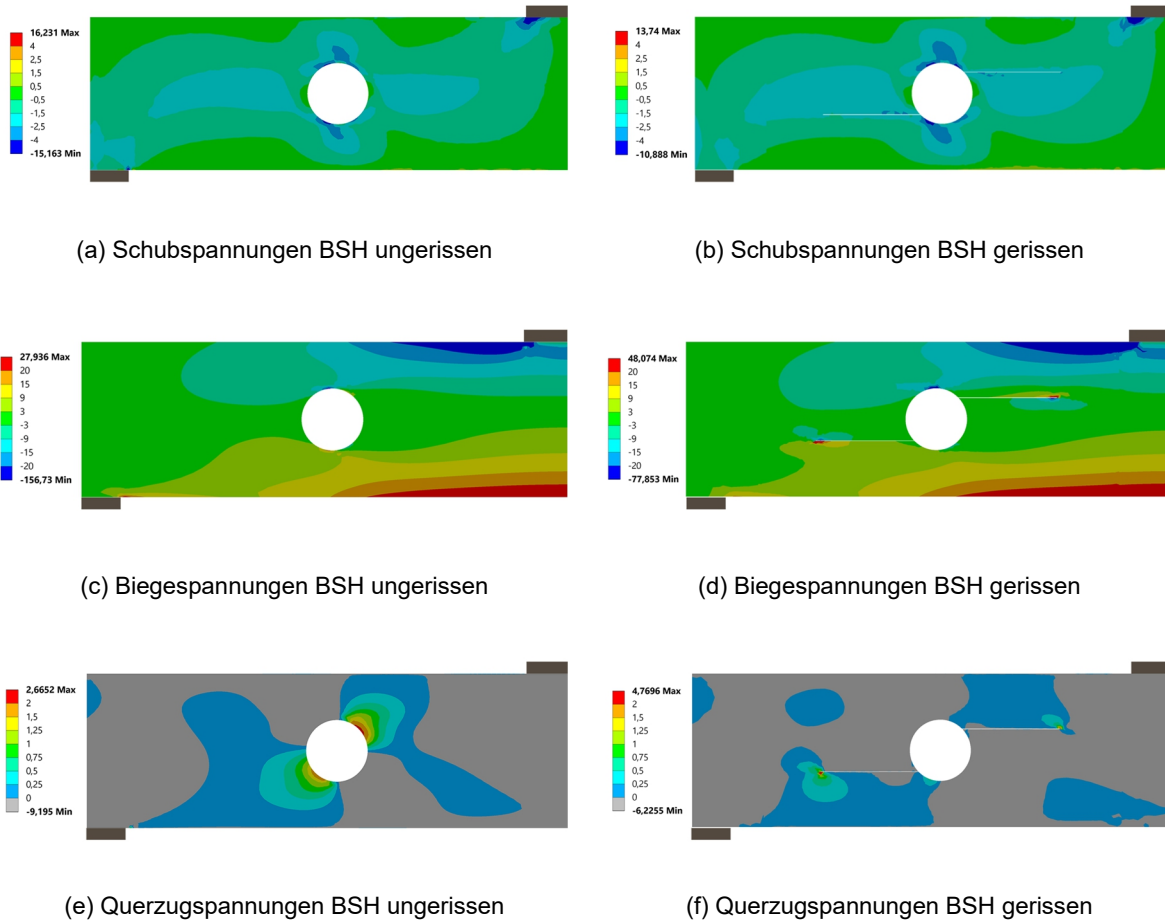


Abbildung 6.36 Verlauf der Schub-, Biege- und Querzugspannungen in den BSH-Komponenten von HBH für den ungerissenen und den gerissenen Zustand, Lastniveau ($F = 162,5 \text{ kN}$), HBH-Serie 1

In den BSH-Komponenten entstehen im ungerissenen Zustand wie erwartet hohe lokale Querzugspannungen, die zur initialen Rissbildung führen. Im gerissenen Zustand lagern sich diese Querzugspannungen in die Furnierebene um, in den BSH-Komponenten bauen sich die Querzugspannungen ab.

Im ungerissenen Zustand entstehen Spannungskonzentrationen im Bereich der Durchbruchumwandlung der auf Zug und Druck beanspruchten Furnierlage. Diese Spannungskonzentrationen nehmen im gerissenen Zustand zu und breiten sich aus (Abbildung 6.37) (a, d).

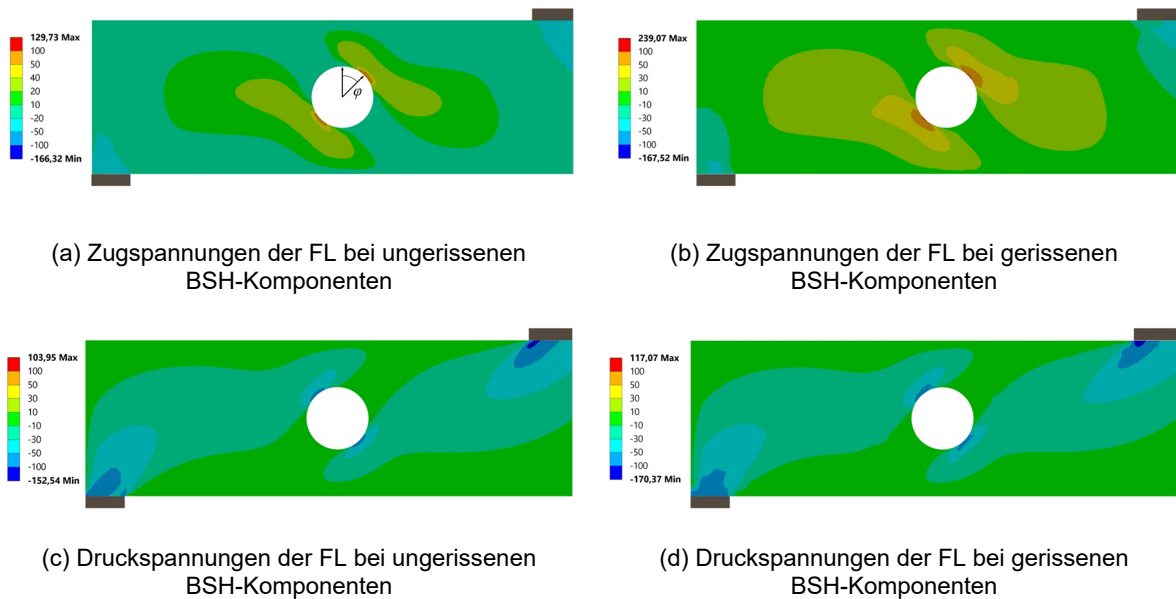


Abbildung 6.37 Verlauf der Zug- und Druckspannungen der auf Zug und Druck beanspruchten Furnierlagen für den ungerissenen und den gerissenen Zustand, Lastniveau ($F = 162,5$ kN), HBH-Serie 1, Darstellung halbe Trägerlänge

Um die Lastumlagerung und die Steigerung der Beanspruchung der Furnierlage bei Rissbildung der BSH-Komponente zu beurteilen, wurde die Zugkraft in der Furnierlage bis zum Nulldurchgang für den ungerissenen und gerissenen Zustand analog dem Vorgehen aus Abschnitt 6.2.5 berechnet. Der Auswertungspfad wurde bei $\varphi = 45^\circ$ angesetzt (Abbildung 6.37) (a). Durch das Querzugversagen der BSH-Komponenten steigt die Zugbeanspruchung in der Furnierlage um ca. 42 %. Die Druckbeanspruchung in der Furnierlage zeigt nur eine geringe Veränderung.

Weiter ermittelt wurden auf Bruchlastniveau die resultierenden Kräfte der Zug- und Druckspannungen in den Furnierlagen entlang von Auswertungspfaden ($\varphi = 45^\circ$, $\varphi = 135^\circ$, $\varphi = 225^\circ$, $\varphi = 315^\circ$) aus dem FEM-Modell. Dabei wurde die Risslänge der BSH-Komponenten zu $l_{t,90} = 205$ mm angesetzt. Es wurde bis zum Vorzeichenwechsel der Spannungen integriert (Nulldurchgang der Spannungen).

Abbildung 6.38 zeigt die Normalspannungen der Furnierlagen je HBH-Serie im Durchbruchsbereich. Die Startwinkel der Auswertungspfade stimmen für die geneigten FL mit den maximalen Spannungen überein. Die 90° -orientierten FL der HBH-Serie 3 homogenisieren die Spannungsverläufe der benachbarten, geneigt angeordneten FL. In den 90° -orientierten FL entstehen Zug- und Druckspannungen entlang der Durchbruchsumwandung.

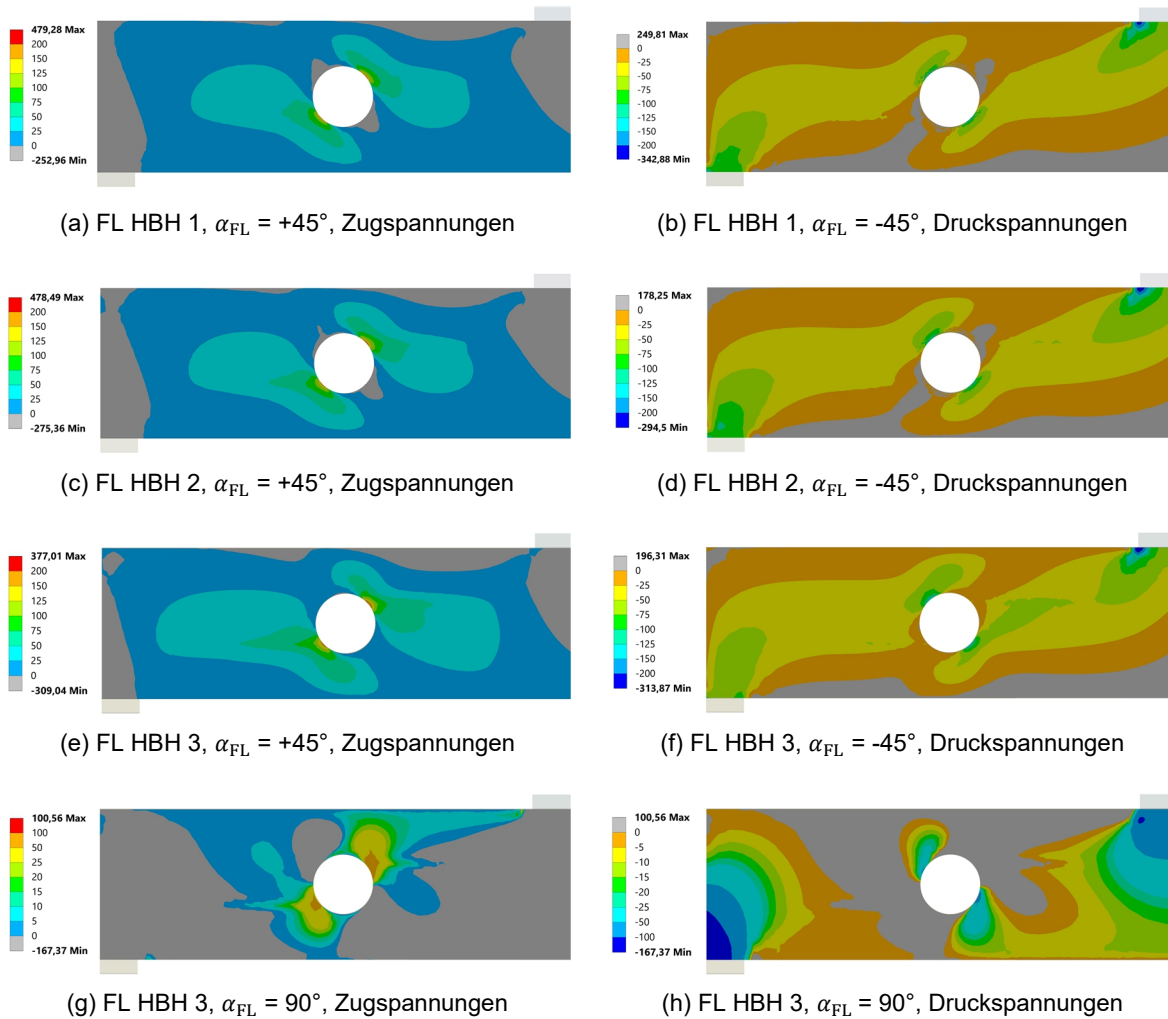


Abbildung 6.38 Normalspannungsverläufe im lokalen Koordinatensystem der Furnierlagen (FL), BSH gerissen modelliert, Last: Mittelwert der Bruchlast je Serie, Darstellung halbe Trägerlänge

Tabelle 6.3 zeigt die durch Integration ermittelten resultierenden Kräfte der Furnierlagen aus der numerischen Simulation.

Tabelle 6.3 Resultierende Kräfte in den Furnierlagen je HBH-Serie, Risslänge: $l_{t,90} = 205$ mm, Last: Mittelwert der Bruchlast je Serie

Serie	α_{FL} [°]	$F_{t,FL,45^\circ}$ [kN]	$F_{c,FL,135^\circ}$ [kN]	$F_{t,FL,225^\circ}$ [kN]	$F_{c,FL,315^\circ}$ [kN]
HBH 1	45	40,5	-29,3	46,9	-37,5
HBH 2	45	45,3	-32,8	52,8	-43,8
HBH 3	45	27,2	-20,2	37,7	-31,8
	90	15,7	-8,4	14,1	-5,8

Die Zugkräfte ($F_{t,FL,225^\circ}$) der um 45° -geneigten Furnierlagen sind höher (HBH 1: +16 %, HBH 2: +17 %, HBH 3: +39 %) als die Zugkräfte ($F_{t,FL,45^\circ}$). Ein gleiches Verhalten ist für die Druckkräfte zu beobachten. Die Druckkräfte ($F_{c,FL,315^\circ}$) sind höher (HBH 1: +28 %, HBH 2: +33 %, HBH 3: +58 %) als die Druckkräfte ($F_{c,FL,135^\circ}$). Dies liegt an der Integrationslänge bis zum Vorzeichenwechsel.

Im Folgenden werden drei analytische Ansätze zur Berechnung der resultierenden Zug- und Druckkraft der Furnierlagen diskutiert und den Ergebnissen der FEM-Berechnung gegenübergestellt.

Der erste Ansatz ermittelt die durch die Furnierebenen aufzunehmende Querkraft ($F_{t,90}$) nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 mit dem Querkraftanteil im BSH (V_{BSH}) und dem Biegemoment am Durchbruchrand.

$$F_{t,90,BSH} = F_{t,V_{BSH}} + F_{t,M} \quad [\text{kN}] \quad (6-20)$$

$$F_{t,V_{BSH}} = \frac{0,7 \cdot h_d \cdot V_{BSH}}{4 \cdot h} \cdot \left(3 - \frac{(0,7 \cdot h_d)^2}{h^2} \right) \quad [\text{kN}] \quad \text{Anteil aus Querkraft der BSH-Komponente}$$

$$F_{t,M} = 0,008 \cdot \frac{M_d}{h_r + 0,15 \cdot h_d} \quad [\text{kN}] \quad \text{Anteil aus Biegemoment}$$

Anschließend wird zur Querkraft der Querkraftanteil der Furnierebene (V_{FE}) addiert und auf die Neigung der Furnierlagen umgerechnet. Der Querkraftanteil der Furnierebene im ungestörten Trägerabschnitt lässt sich nach Abschnitt 4.4.3 (Gleichung (4-24)) bestimmen. Für die HBH-Serien 1 und 2 ($\alpha_{FL} = 45^\circ$) berechnet sich die resultierende Zug- und Druckkraft in der Furnierlage zu:

$$F_{t/c,FL} = \frac{1}{\sqrt{2}} (F_{t,90,BSH} + V_{FE}) \quad [\text{kN}] \quad (6-21)$$

Für HBH-Serie 3 wird die hochzuhängende Zugkraft ($F_{t,90,BSH}$) entsprechend den Dehnsteifigkeitsverhältnissen auf die 90° - und 45° -orientierten Furnierlagen nach den Gleichungen (6-22) und (6-23) aufgeteilt.

$$F_{t/c,FL,90^\circ} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot F_{t,90,BSH} \quad [\text{kN}] \quad (6-22)$$

$$F_{t/c,FL} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \left(V_{FE} + \left(1 - \frac{1}{\sqrt{2}} \right) \cdot F_{t,90,BSH} \right) \quad [\text{kN}] \quad (6-23)$$

Der zweite Ansatz adaptiert das Berechnungsmodell von Strahm (2013), basierend auf E. Gehri. Dabei wird in der Durchbruchachse ein Momenten- und Querkraftanteil ermittelt (Abbildung 6.39).

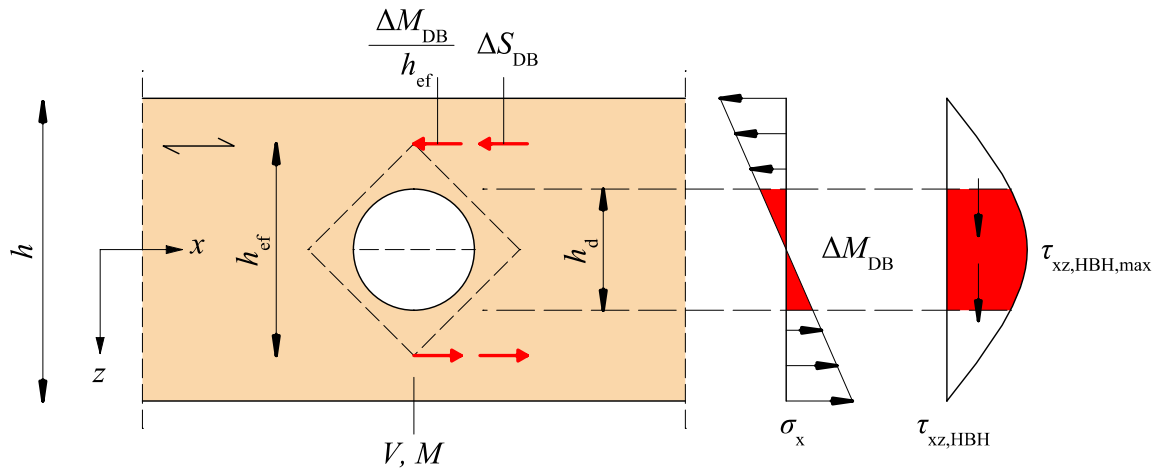


Abbildung 6.39 Skizze zum Berechnungsmodell, eigene Darstellung nach (Strahm 2013)

Das umzulagernde anteilige Biegemoment ergibt sich aus Gleichung (6-24), der Schubanteil aus Gleichung (6-25).

$$\Delta M_{DB} = M_{DB} \frac{h_d^3}{h^3} \quad [\text{kN}] \quad (6-24)$$

$$\Delta S_{DB} = \tau_{HBH} \cdot h_d \cdot b \quad [\text{kN}] \quad (6-25)$$

Die resultierenden Zug- und Druckkräfte berechnen sich für die HBH-Serien 1 und 2 nach Gleichung (6-26).

$$F_{t/c,FL} = \frac{1}{\sqrt{2}} (\Delta M_{DB}/h_{ef} + \Delta S_{DB}) \quad [\text{kN}] \quad (6-26)$$

$$h_{ef} = 0,5 \cdot (h + h_d) \quad [\text{mm}] \quad \text{Hebelarm Momentenanteil}$$

Für HBH-Serie 3 werden die Kräfte nach den Gleichungen (6-27) und (6-28) aufgeteilt.

$$F_{t/c,FL,90^\circ} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot (\Delta M_{DB}/h_{ef} + \Delta S_{DB}) \quad [\text{kN}] \quad (6-27)$$

$$F_{t/c,FL} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \left(1 - \frac{1}{\sqrt{2}}\right) \cdot (\Delta M_{DB}/h_{ef} + \Delta S_{DB}) \quad [\text{kN}] \quad (6-28)$$

Der dritte Ansatz ermittelt die durch die Furnierebenen aufzunehmende Querkzugkraft ($F_{t,90}$) nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 mit dem Querkraftanteil im BSH (V_{BSH}) und dem Biegemoment am Durchbruchrand nach Gleichung (6-20). Der Durchbruch stört den Spannungsverlauf in der Furnierebene. Aus dem ungestörten Schubspannungsverlauf der Furnierebene lassen sich mittels der konstruktiven Anisotropie die Längsspannungen in den Furnierlagen ermitteln. Anschließend werden diese Spannungen über den Durchbruchsdurchmesser und der Dicke der Furnierlage integriert (Abbildung 6.40).

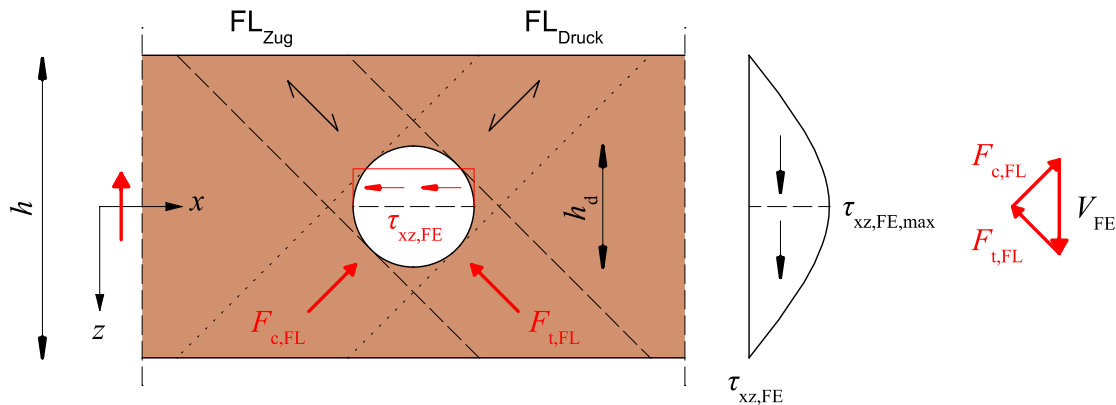


Abbildung 6.40 Modell konstruktive Anisotropie und Norm

Die resultierenden Zug- und Druckkräfte der Furnierlagen im Bereich des Durchbruchs berechnen sich nach Gleichung (6-29).

$$F_{t/c,FL,DB} = \sigma_{0,FL} \cdot h_d \cdot t_{FL} \quad [\text{kN}] \quad (6-29)$$

$\sigma_{0,FL}$	[N/mm ²]	Berechnet aus $\tau_{xz,FE}$ über konstruktive Anisotropie
-----------------	----------------------	--

Die Querkzugkraft ($F_{t,90,BSH}$; Gleichung (6-20)) wird auf die Neigung der Furnierlagen umgerechnet und zur resultierenden Kraft der Furnierlagen addiert. Für die HBH-Serien 1 und 2 ergibt sich:

$$F_{t/c,FL} = \frac{F_{t,90,BSH}}{\sqrt{2}} + F_{t/c,FL,DB} \quad [\text{kN}] \quad (6-30)$$

Für HBH-Serie 3 werden die Kräfte nach den Gleichungen (6-31) und (6-32) aufgeteilt.

$$F_{t/c,FL,90^\circ} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot F_{t,90,BSH} \quad [\text{kN}] \quad (6-31)$$

$$F_{t/c,FL} = F_{t/c,FL,DB} + \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \left(1 - \frac{1}{\sqrt{2}}\right) \cdot F_{t,90,BSH} \quad [kN] \quad (6-32)$$

Abbildung 6.41 zeigt die Ergebnisse der resultierenden Kräfte der drei analytischen Ansätze im Vergleich zu den numerisch ermittelten resultierenden Kräften.

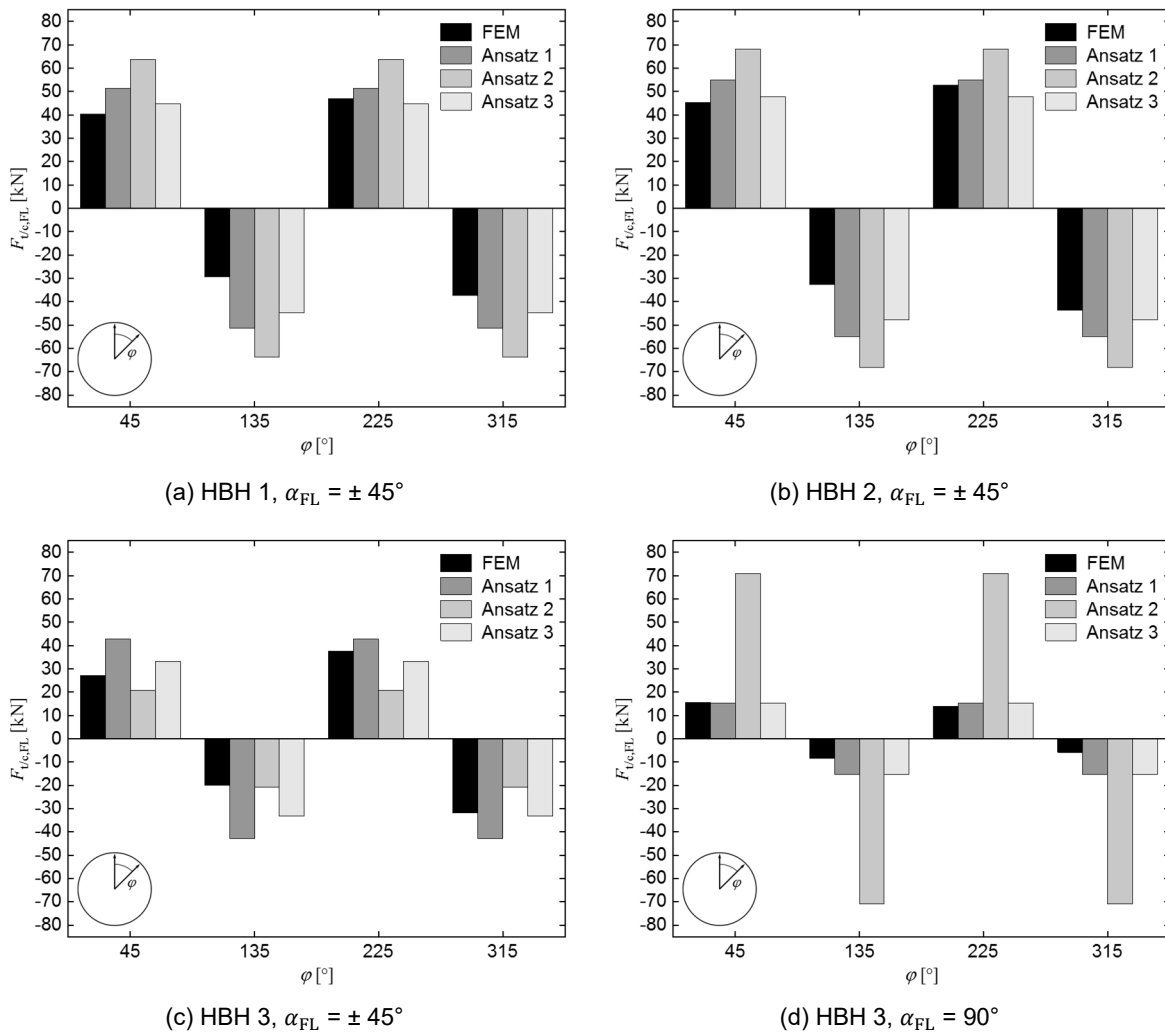


Abbildung 6.41 Vergleich der drei untersuchten analytischen Ansätze zur Berechnung der resultierenden Kräfte in den Furnierlagen mit den numerisch ermittelten Kräften

Die analytisch berechneten Druck- und Zugkräfte von Ansatz 3 stimmen sehr gut mit den numerisch ermittelten Kräften überein.

6.3.6 Rechnerische Abschätzung der Tragfähigkeit

Im Folgenden werden die Bemessungsgleichungen für seitlich aufgeklebte außenliegende Verstärkungsplatten zur Verstärkung von Durchbrüchen nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 auf holzbewehrtes Holz angewendet. Dabei werden die Furnierebenen als lokal wirkende Holzwerkstoffplatten betrachtet, die die gesamte Querkraft aufnehmen müssen. Diese Betrachtung ist sehr stark vereinfacht, da die Furnierlagen durch den Durchbruch nicht nur Querkraftbeanspruchungen erfahren.

Verstärkte Durchbrüche versagen i. d. R. durch ein Queraufreißen des BSH mit anschließendem Schubversagen. Die Bemessung von verstärkten Durchbrüchen berücksichtigt das Schubversagen nicht. Es wird nur eine durch das Verstärkungsmittel aufzunehmende Querkraft nachgewiesen. Im Falle von seitlich aufgeklebten flächigen Verstärkungen wird meist der Nachweis der Klebefugenspannung maßgebend und begrenzt dadurch die Traglast des Trägers.

Unter Annahme eines dreiecksförmigen (linearen) Querkraftverlaufs und der vollständig gerissenen BSH-Komponenten berechnen sich die maximal aufzunehmenden Querkraftspannungen der Furnierebenen ($\sigma_{t,90,FE}$) auf Basis der Querkraft ($F_{t,90}$) nach Gleichung (6-16) zu:

$$\sigma_{t,90,FE} = \frac{2 \cdot F_{t,90}}{a_r \cdot t_{FE}} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (6-33)$$

$$0,25 \cdot a \leq a_r \leq 0,6 \cdot l_{t,90} \quad [\text{mm}]$$

$$l_{t,90} = 0,5 \cdot (h_d + h) \quad [\text{mm}]$$

Die Spannungen in den Klebefugen zwischen Furnierebene und Brettschichtholz werden nach Gleichung (6-34) ermittelt.

$$\tau_{ef} = \frac{F_{t,90}}{n \cdot a_r \cdot h_{ad}} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (6-34)$$

$$n \quad [-] \quad \text{Anzahl Klebefugen FE und BSH}$$

Im Nachweis nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 wird der Klebefugenspannung (τ_{ef}) die Klebefugenfestigkeit ($f_{k2,k} = 0,75 \text{ N/mm}^2$) gegenübergestellt. In den Versuchen war kein Versagen der Klebefuge zu beobachten. Deswegen wird anstelle der Klebefugenfestigkeit die Rollschubfestigkeit von Brettschichtholz ($f_R = 1,0 \text{ N/mm}^2$) für die Ermittlung der maximalen Traglast angesetzt. Als Querkraftfestigkeit der Furnierebenen ($f_{t,90,FE}$) der HBH-Serien 1 bis 3 wurden die ermittelten Festigkeitskennwerte aus Abschnitt 3.2 angesetzt. Tabelle 6.4 zeigt die maximalen Traglasten in Abhängigkeit von folgenden rechnerischen Tragfähigkeiten: globale Biegetragfähigkeit, Zugtragfähigkeit der Furnierebene und Verklebung der Furnierebenen mit den BSH-Komponenten.

Tabelle 6.4 Maximale Traglasten der Versuche im Vergleich zu folgenden rechnerischen Tragfähigkeiten: globale Biegetragfähigkeit, Zugtragfähigkeit der Furnierebene und Verklebung der Furnierebene mit BSH-Komponente

HBH	F_{Test} [kN]	$F_{NW,Biegung}$ [kN]	$F_{NW,Zug,FE}$ [kN]	$F_{NW,Klebung,FE}$ [kN]	F_{NW} / F_{Test}		
					Biegung	Zug, FE	Klebung, FE
1.1_1	241,0		297	284	0,97	1,23	1,18
1.3_2	247,9		297	284	0,95	1,20	1,15
2.1_2	237,0	234	435		0,99	1,84	2,40
2.3_1	285,2		435		0,99	1,53	2,40
3.1_1	261,1		476	568	0,90	1,82	2,18
3.3_2	282,9		476		0,83	1,68	2,01

Der Bemessungsansatz auf Basis der Querkzugfestigkeit der Furnierebenen überschätzt die Tragfähigkeit deutlich.

Aus diesem Grund wird zur Abschätzung der Tragfähigkeit von runden Durchbrüchen in HBH ein Widerstandsmodell auf Basis einer Zugstrebe vorgestellt. Ermittelt wird dabei auf Basis der Zugfestigkeit der Furnierlagen ($f_{t,0,MW}$) eine maximale aufnehmbare Zugkraft der Furnierlagen ($F_{R,t,FL}$) unter Annahme eines dreiecksförmigen Spannungsverlaufs nach Gleichung (6-35). Abbildung 6.42 verdeutlicht die geometrischen Zusammenhänge. Aus den numerischen Simulationen wurde ersichtlich, dass die größte Zugkraft bei einem Winkel φ von 225° vorhanden ist.

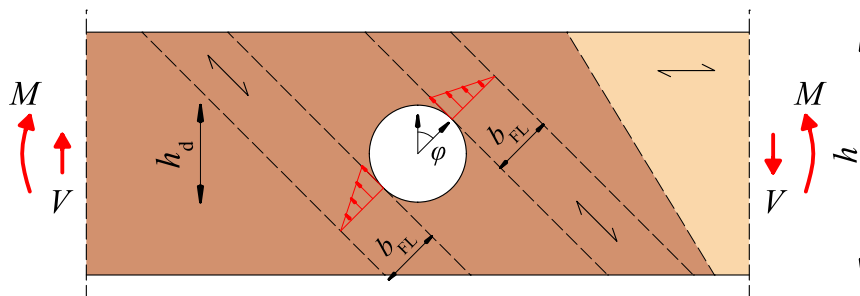


Abbildung 6.42 Geometrische Zusammenhänge

$$F_{R,t,FL} = \frac{1}{2} \cdot b_{FL} \cdot t_{FL} \cdot f_{t,0,FL} \quad [\text{kN}] \quad (6-35)$$

b_{FL}	[mm]	ansetzbare Strebenbreite der Furnierlage
t_{FL}	[mm]	Dicke der Furnierlage
$f_{t,0,FL}$	[N/mm ²]	Zugfestigkeit der Furnierlage

Die ansetzbare Strebenbreite (b_{FL}) wurde aus dem FEM-Modell abgeleitet. Dazu wurde die Integrationslänge ($l_{int,90}$) bestimmt, bei der 90 % der vollen Kraft ($F_{t/c,FL}$, vollständige Integration) erreicht sind. Der Einfluss des Durchbruchdurchmessers auf die Integrationslänge ($l_{int,90}$) wurde für HBH-Serie 2 bestimmt (Tabelle 6.5).

Tabelle 6.5 Integrationslänge bei 90 % von $F_{t/c,FL}$ der geneigten Furnierlagen $\alpha_{FL} = \pm 45^\circ$

Serie	h_d [mm]	$l_{int,45^\circ}$ [mm]	$l_{int,135^\circ}$ [mm]	$l_{int,225^\circ}$ [mm]	$l_{int,315^\circ}$ [mm]
HBH 1	$0,4 \times h$	74	68	92	92
	$0,3 \times h$	92	88	114	116
HBH 2	$0,4 \times h$	78	72	96	96
	$0,5 \times h$	62	58	78	76
HBH 3	$0,4 \times h$	66	60	98	98

Es zeigt sich eine Abhängigkeit der Integrationslänge ($l_{int,90}$) vom Durchbruchsdurchmesser. Mit steigendem Durchmesser nimmt die erforderliche Integrationslänge ($l_{int,90}$) linear ab. Die ansetzbare Strebenbreite kann nach Gleichung (6-36) angenähert werden:

$$b_{FL} = 0,5 \cdot (h - h_d) \quad [\text{mm}] \quad (6-36)$$

Abbildung 6.21 stellt die maximalen Traglasten (F_{max}) aus der Berechnung nach Gleichung (6-35) den experimentell ermittelten Bruchlasten gegenüber. Die Rückrechnung auf die Maximallast erfolgte über den Ansatz 3 aus Abschnitt 6.3.5. Als Zugfestigkeit der Furnierlage wurden jeweils die Mittelwerte sowie die Minimal- und Maximalwerte aus Abschnitt 3.2 angesetzt.

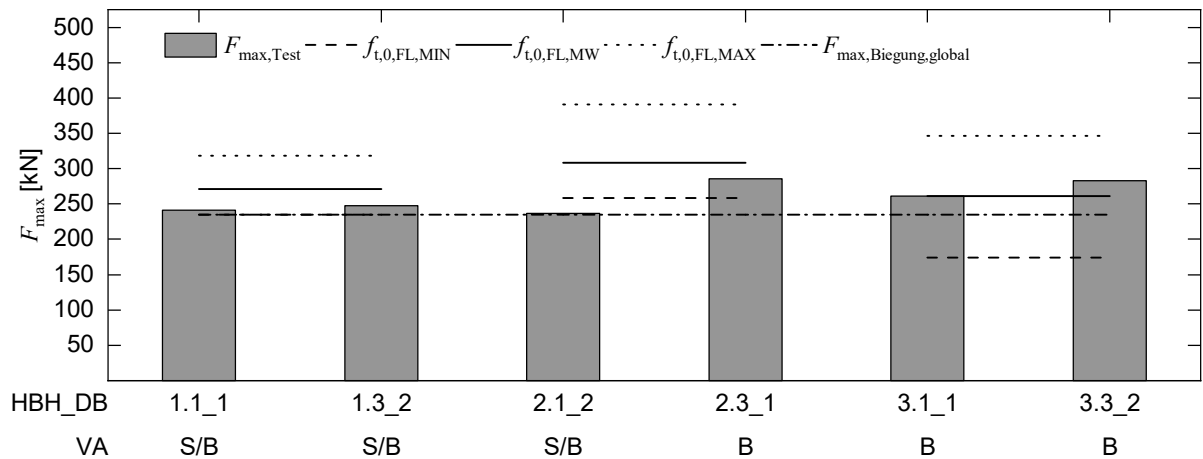


Abbildung 6.43 Vergleich der mit dem Widerstandsmodell berechneten maximalen Traglast auf Basis der Furnierzugfestigkeit mit den experimentell ermittelten Traglasten der HBH-Serien 1 bis 3, VA: Versagensart, S = Schub, B = Biegung in Feldmitte

Bei allen HBH-Serien liegt die berechnete globale Biegetragfähigkeit im Bereich der experimentell ermittelten Bruchlast. Die berechneten Traglasten der Durchbrüche sind geringfügig höher als die Bruchlasten und hängen maßgeblich von der angesetzten Zugfestigkeit der Furnierlage ab. Zur Verifikation des Traglastmodells sind weitere Versuche durchzuführen, bei denen die Biegetragfähigkeit nicht maßgebend wird.

6.3.7 Fazit

Im Vergleich zu Brettschichtholz lässt sich die Tragfähigkeit von Trägern mit runden Einzeldurchbrüchen in holzbewehrtem Holz um bis zu 100 % (Faktor 2) steigern. Die Furnierebenen wirken dabei als Querkzug- und Schubverstärkungen. Nach einer Querkzugrissbildung in den BSH-Komponenten werden die Spannungen in die FE umgelagert. Dadurch steigt die Beanspruchung der Furnierebene um ca. 40 %. Dies zeigen die numerischen Berechnungen. Bei HBH-Serie 3 konnte die Traglast eines Trägers ohne Durchbruch erreicht werden.

Durch die vertikal orientierte Furnierlage ($\alpha_{FL} = 90^\circ$) steigt die Dehnsteifigkeit quer zur Trägerlängsrichtung. Dadurch reduziert sich die Rissaufweitung in den BSH-Komponenten; die Schubtragfähigkeit des Querschnitts nach dem Durchbruch in Richtung Auflager bleibt weitestgehend erhalten. Dieser positive Effekt ist einerseits der Dehnsteifigkeit und andererseits den zwei Furnierebenen zuzuordnen. Bei Serie 1 sind die Risse größer und breiten sich bei steigender Last weiter aus. Die BSH-Komponenten stehen unter Querkzug- und Schubbeanspruchung, wodurch ihre Schubfestigkeit sinkt (vgl. Spengler 1982).

Zur rechnerischen Abschätzung der Tragfähigkeit von runden Durchbrüchen in HBH wurde ein Traglastmodell erarbeitet, das durch weitere experimentelle Untersuchungen zu verifizieren ist.

6.4 Queranschlüsse

6.4.1 Grundlagen

Queranschlüsse sind Verbindungen von Bauteilen, bei denen eine Kraft (Querzugkraft) quer zur Faserrichtung des Holzes in einen lastaufnehmenden Träger eingeleitet wird (Neuhaus 2017). Abbildung 6.44 (a-d) zeigt typische Queranschlusssituationen im Holzbau und mögliche Querzugrisse.

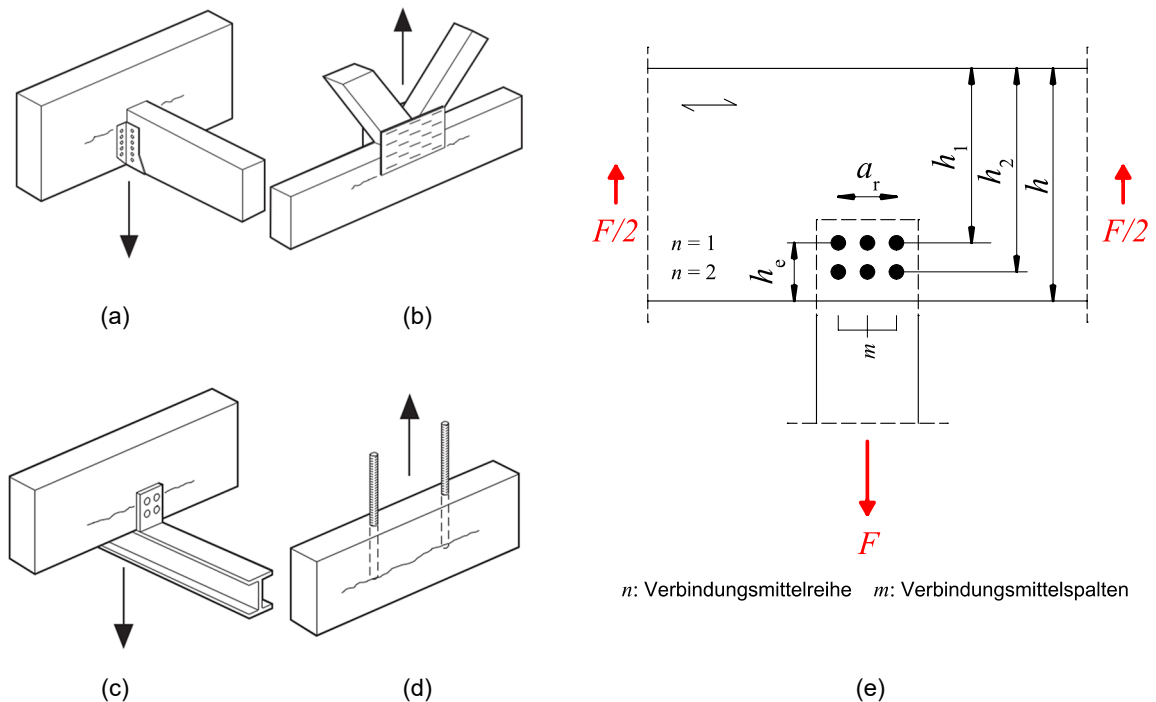


Abbildung 6.44 Queranschlüsse mit wahrscheinlichen Querzugrisse: (a) Balkenschuh, (b) Nagelplattenanschluss, (c) Anschluss mit Stabdübeln oder Dübeln besonderer Bauart, (d) eingeklebte Gewindestangen. Bild mit Spannungen und Queranschlüssen (Blaß und Sandhaas 2016), STEP 1995 Beitrag C 2; (e) Bezeichnung der geometrischen Parameter von Queranschlüssen

Die maximale Anschlusskraft ist abhängig von der Anschlusshöhe, d. h. dem Abstand vom beanspruchten Holzrand (h_e) (Abbildung 6.44) (e). Liegt der Anschlusspunkt oberhalb der Stabachse, so wird die Anschlusskraft in den lastaufnehmenden Träger über Schub- und Querdrukspannungen eingeleitet. Dadurch verringert sich die Gefahr von Querzugrisse (Querzugversagen des Holzes) im lastaufnehmenden Träger (Ballerini 2006) (Blaß und Sandhaas 2016). Bei einem Anschlusspunkt unterhalb der Stabachse muss die Anschlusskraft dagegen planmäßig über Querzugspannungen in den oberen Trägerbereichen hochgehängt werden. Den hohen lokal wirkenden Querzugspannungen steht dabei nur die sehr geringe Querzugfestigkeit von Holz gegenüber. Das Versagen von Holz auf Querzug ist als sehr spröde einzustufen. Demzufolge bestimmen bei Queranschlüssen mit einem Anschlusspunkt unterhalb der Stabachse die maximale Tragfähigkeit des Queranschlusses nicht die Verbindungsmittel (VBM), sondern die Querzugtragfähigkeit des lastaufnehmenden Trägers (Neuhaus 2017). Dies widerspricht dem allgemeinen Ziel eines duktilen Bauteilversagens.

Abbildung 6.45 skizziert die Verteilung der Querzugspannungen bei mehreren übereinander

angeordneten stiftförmigen Verbindungsmitteln. Sobald die Anschlusskraft angreift, übertragen die Verbindungsmittel die Kraft in den lastaufnehmenden Träger durch Querkzugspannung. Dabei addieren sich die durch die Verbindungsmittel eingebrachten Querkzugspannungen der einzelnen Reihen im lastaufnehmenden Träger. Die größten Querkzugspannungen im lastaufnehmenden Träger entstehen folglich auf Höhe des am weitesten vom beanspruchten Rand entfernten Verbindungsmittels. Mit zunehmender Entfernung vom beanspruchten Rand nehmen die Querkzugspannungen anschließend parabelförmig ab, bis sie am unbeanspruchten Rand zu Null werden (Blaß und Sandhaas 2016).

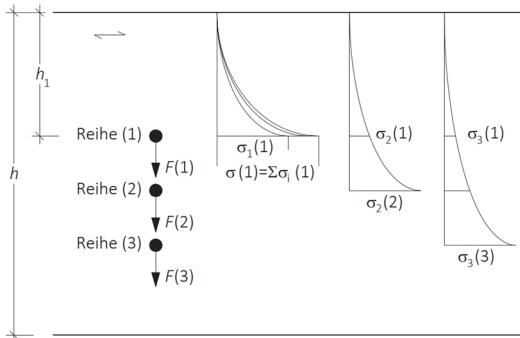


Abbildung 6.45 Verteilung der Querkzugspannungen bei Stabdübeln (Blaß und Sandhaas 2016)

Aus den Untersuchungen von Borth (2002) und Ballerini (2006) wird deutlich: Eine hohe Anzahl an Verbindungsmitteln bedingt eine größere Anschlussfläche; die eingeleitete Kraft wird dadurch flächiger verteilt; der Maximalwert der Querkzugspannung verringert sich somit und die Tragfähigkeit erhöht sich. Schoenmakers (2010) untersuchte die Bruch- und Versagensmechanismen in Holz durch eine senkrecht zur Faser wirkende Belastung mit mechanischen Verbindungsmitteln mittels numerischen und experimentellen Untersuchungen. Untersucht wurden Queranschlüsse mit Stabdübeln, Nagelblechen, Vollgewindeschrauben und Nägeln. Durch die Lasteinleitung der Stabdübel treten im lastaufnehmenden Bereich der Verbindungsmittel Querdruck-, Querkzug- und Schubspannungen auf. Die maximalen Querkzugspannungen entstehen an den Seiten des Verbindungsmittelochs, unter dem stiftförmigen VBM treten hingegen die maximalen Querdruckspannungen auf. Bei zwei Verbindungsmittelachsen ist eine Interaktion der Querkzugspannungen zwischen den Verbindungsmitteln ersichtlich (Abbildung 6.46).

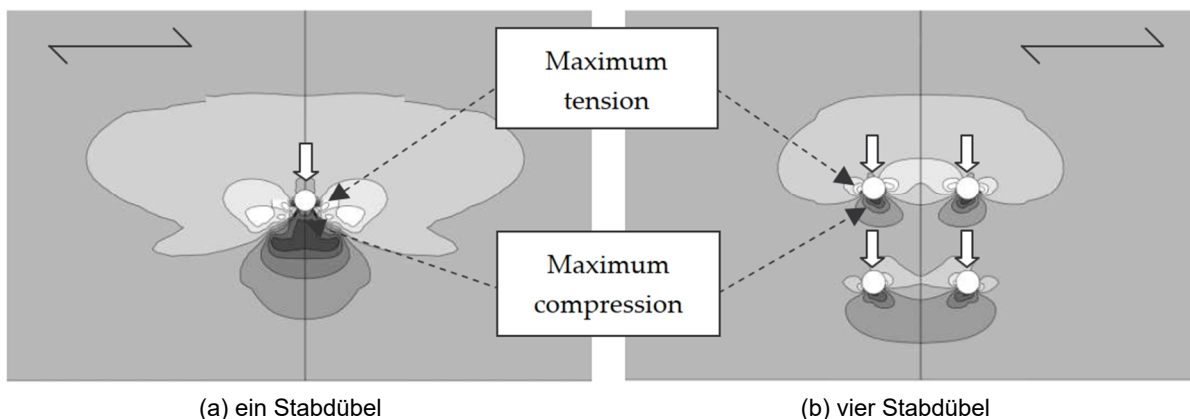


Abbildung 6.46 Querspannungen in Holz durch Kräfteinleitung quer zur Faser mittels Stabdübeln (Schoenmakers 2010)

Die maximalen Schubspannungen treten in unmittelbarer Nähe an den Verbindungsmittelunterseiten auf (Abbildung 6.47). Im Anschluss (b) treten die maximalen Schubspannungen an den am weitesten vom beanspruchten Rand liegenden Verbindungsmitteln auf. Hierbei ist eine erhöhte Schubspannung jeweils an der entgegengesetzten Seite der VBM ersichtlich.

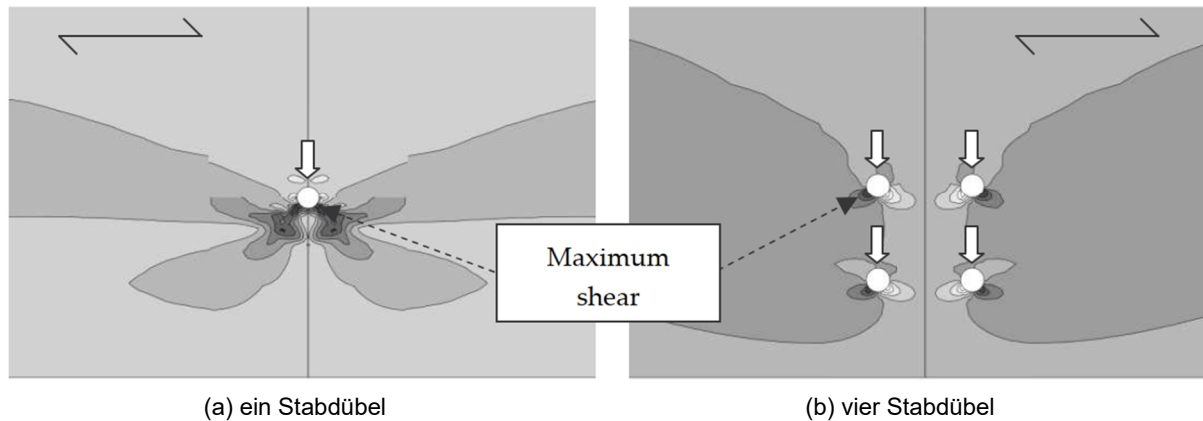


Abbildung 6.47 Schubspannungen in Holz durch Kräfteinleitung quer zur Faser mittels Stabdübeln (Schoenmakers 2010)

Nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 ist für Queranschlüsse mit $h_e/h > 0,7$ kein Querzugnachweis erforderlich. Für eine Anschlussgeometrie von $0,2 < h_e/h \leq 0,7$ stellt die Norm ein Nachweisverfahren zur Verfügung. Queranschlüsse mit $h_e/h < 0,2$ dürfen nur durch kurze Lastwirkungen (z. B. Windsogkräfte) beansprucht werden. Eine ausführliche Darstellung zu Bruch- und Versagensmechanismen bietet Schoenmakers (2010).

Bei Queranschlüssen in holzbewehrtem Holz können die Furnierebenen die durch die Verbindungsmittel entstehenden, hohen lokal wirkenden Querzug- und Schubspannungen im lastaufnehmenden Träger aufnehmen. Das Ziel für den Entwurf von Queranschlüssen in holzbewehrtem Holz ist die direkte Lasteinleitung der Anschlusskräfte in die Furnierebene. Durch die Verwendung von Buchenfurnieren ist mit einer deutlich höheren Lochleibungsfestigkeit und einem duktileren Tragverhalten zu rechnen.

6.4.2 Versuchskonfiguration und -durchführung

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Queranschlüsse mit Stabdübel-Schlitzblechverbindungen in holzbewehrtem Holz untersucht. Dabei waren zwei Stabdübel ($a_r = 60$ mm) nebeneinander angeordnet (Verbindungsmittelspalten: $m = 2$). In die Prüfkörper der HBH-Serie 1 wurden zwei Schlitzbleche (QA Typ 2), in die Prüfkörper der HBH-Serien 2 und 3 wurde ein Schlitzblech (QA Typ 1) eingebracht. Der lichte Abstand der Schlitzbleche zur Furnierebene betrug bei der HBH-Serie 1 30 mm und bei den zugehörigen BSH-Prüfkörpern 39 mm zur Mittelachse des Trägers. Beim Queranschlusstyp 1 wurde das Stahlblech in Querschnittsmittte angeordnet. Den Versuchsaufbau und die geometrischen Abmessungen stellt Abbildung 6.48 dar. Je BSH-Typ und HBH-QA Typ 2 wurden zwei Anschlüsse geprüft, von den HBH-Serien 2 und 3 jeweils vier Anschlüsse (QA Typ 1). Die Queranschlüsse fertigte der Verfasser im Handabbund. Die Stahlgüte der Bleche war S 235 JR+AR, die der Stabdübel S 355. Die Stahlelemente waren blank (ohne Korrosionsschutz).

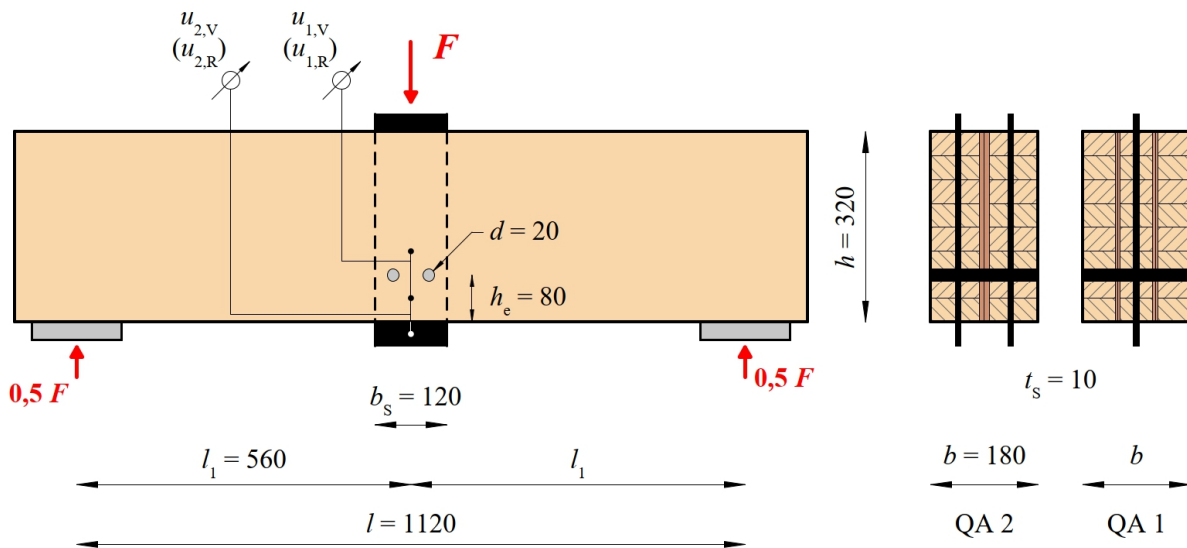


Abbildung 6.48 Versuchsaufbau Queranschlüsse in HBH, Abmessungen in mm

Pro Trägerseite wurden zwei induktive Wegaufnehmer positioniert. Dabei wurde die Rissentwicklung auf Höhe der Stabdübelachse ($u_{1,V}$ und $u_{1,R}$) und die Relativverschiebung zwischen Stahlblech und BSH ($u_{2,V}$ und $u_{2,R}$) aufgenommen. Die Last wurde mit einer hydraulischen Prüfmaschine (Zwick 600 E, $F_{\max} = 600$ kN) aufgebracht. Zur Untersuchung der Queranschlüsse wurde das Belastungsverfahren nach DIN EN 26891:1991-07 angewandt. Dabei wurde im ersten Schritt die Last bis auf 40 % der geschätzten Höchstlast gesteigert und für 30 s konstant gehalten. Anschließend wurde auf 10 % entlastet und erneut für 30 s konstant gehalten (Abbildung 6.49). Danach wurde die Last gesteigert, bis die Bruchlast oder eine Verschiebung von 15 mm erreicht war. Die Belastungsgeschwindigkeit wurde in Abhängigkeit der aus Vorversuchen ermittelten Höchstlast (F_{est}) eingestellt. Bei einer Belastung bis 70 % von F_{est} wurde die Last kraftgesteuert aufgebracht. Dabei wurde eine konstante Belastungsgeschwindigkeit von $0,2 \cdot F_{\text{est}}$ je min (± 25 %) eingehalten. Oberhalb 70 % von F_{est} wurde weggesteuert mit einer konstanten Belastungsgeschwindigkeit gefahren, die eine Bruchlast oder eine Verschiebung von 15 mm in einer zusätzlichen Prüfdauer von 3 bis 5 min erzielt.

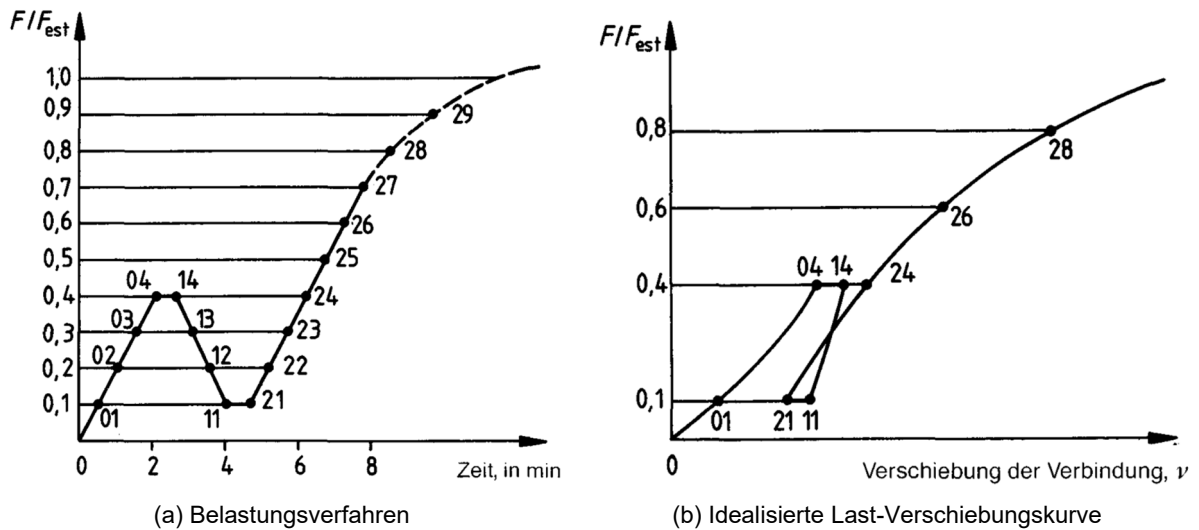


Abbildung 6.49 Belastungsverfahren Queranschlüsse nach DIN EN 26891:1991-07

Die Holzfeuchte der BSH-Komponenten wurde an vier unterschiedlichen Lamellen je Prüfkörper ermittelt, der Mittelwert der Holzfeuchte (u_{MW}) der BSH-Komponenten betrug 14,3 % (COV 2,6 %). Die experimentellen Untersuchungen und die erstmalige Auswertung wurden durch eine vom Verfasser betreute Masterarbeit (Kostner 2020) begleitet.

6.4.3 Auswertung und Ergebnisse

Die geschätzte Höchstlast (F_{est}) wurde auf Basis von zwei Vorversuchen ermittelt. Dazu wurden ein BSH-Prüfkörper und ein HBH-Prüfkörper der Serie 3 geprüft. Die Prüfkörper wurden mit einer konstanten Verformungsgeschwindigkeit ($v = 0,05 \text{ mm/s}$) weggesteuert belastet. Beim BSH-Prüfkörper traten die initialen Quersugrisse auf einem Lastniveau von ca. 40 kN auf. Anschließend ließ sich die Last noch auf 66 kN steigern. Für die Hauptversuche der BSH-Prüfkörper wurde für den ersten geprüften Prüfkörper (BSH_QA_R_2_2_I) die Höchstlast (F_{est}) zu 70 kN angesetzt. Dies verursachte eine zu hohe Belastungsgeschwindigkeit, sodass für die restlichen BSH-Prüfkörper die Höchstlast (F_{est}) zu 40 kN gesetzt wurde. Der HBH-Prüfkörper der Serie 3 zeigte eine erste initiale Quersugrissbildung auf einem Lastniveau von ca. 62 kN. Die Maximallast betrug 135 kN. Daraus abgeleitet wurde die Höchstlast (F_{est}) für die HBH-Serien zu 120 kN angesetzt.

Der Queranschlusstyp 2 (zwei Schlitzbleche) verursachte in beiden BSH-Prüfkörpern ein Quersugversagen vor dem Erreichen der Lochleibungsfestigkeit von Brettschichtholz. Der BSH-Prüfkörper 1_1_I zeigte eine Erstrissbildung auf einem Lastniveau von ca. 27 kN. Dies ist durch einen Verformungssprung der Wegaufnahme (u_1) zu erkennen (Abbildung 6.50) (b). Die Erstrissbildung von BSH-Prüfkörper 1_1_II entstand auf einem Lastniveau von ca. 18 kN (Abbildung 6.50) (c). Aufgrund eines Fehlers der Prüfmaschine wurde die Prüfung von BSH-Prüfkörper 1_1_I vorzeitig gestoppt. Die bis dahin maximal erreichte Last betrug 44,3 kN. Die maximale Last von BSH-Prüfkörper 1_1_II betrug 35,9 kN. Die Streckgrenze der Stabdübel wurde nicht erreicht, es bildeten sich keine Fließgelenke. Nach Entlastung der Schlitzbleche ließen sich die Stabdübel aus beiden Prüfkörpern ohne großen Widerstand entnehmen. Der Queranschlusstyp 2 zeigte im Brettschichtholz ein sprödes Versagen mit Ausbildung von langen Quersugrissen.

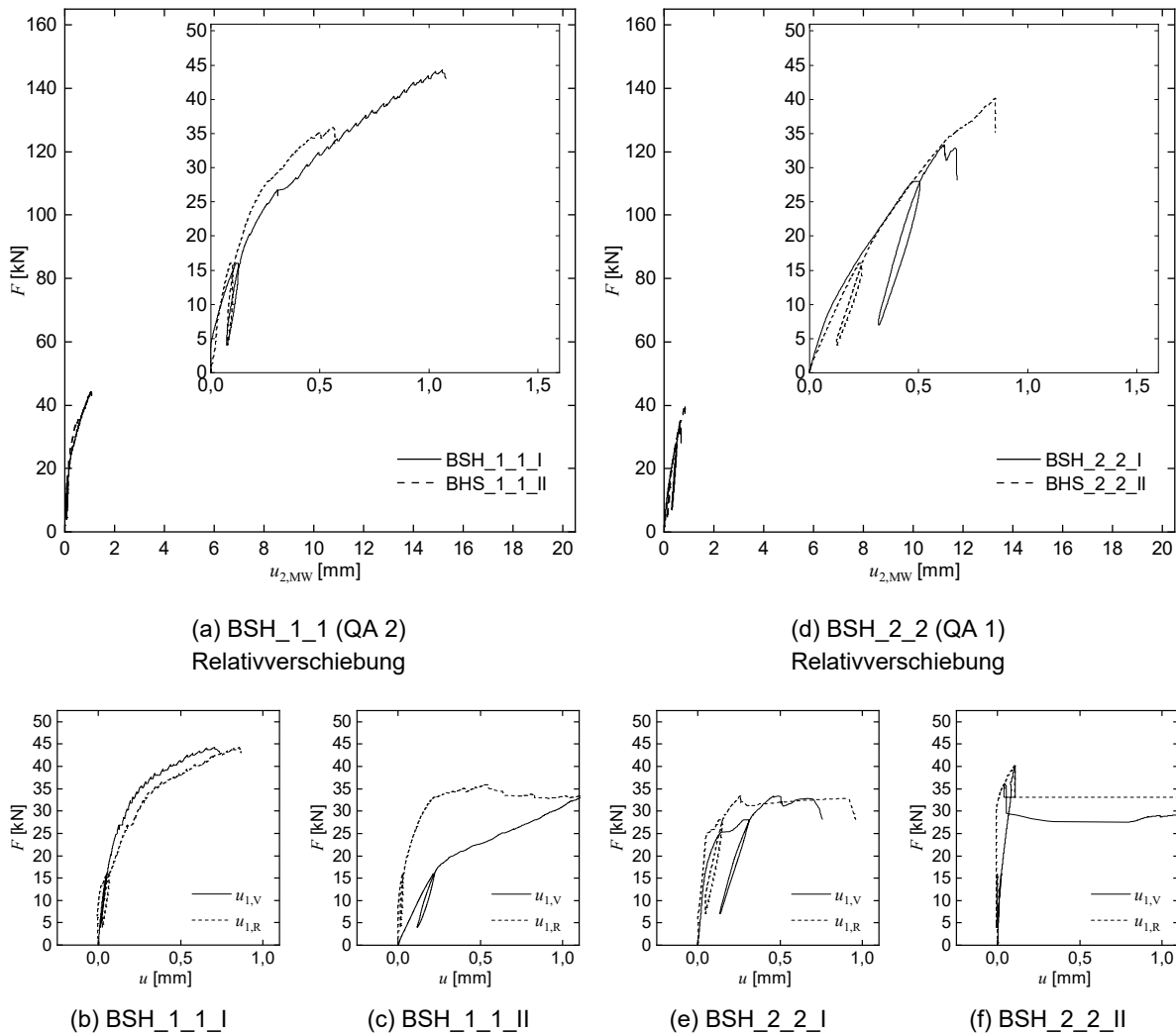


Abbildung 6.50 Last-Verformungskurven der untersuchten Queranschlüsse in BSH, Queranschlusstyp 2 (2 Schlitzbleche), Queranschlusstyp 1 (1 Schlitzblech)

Der Queranschluss mit einem Schlitzblech (QA Typ 1) verursachte in beiden BSH-Prüfkörpern ebenfalls ein Querzugversagen im Brett-schichtholz vor dem Erreichen der Lochleibungs-festigkeit von Brett-schichtholz. Der BSH-Prüfkörper 2_2_I zeigte eine Erstrissbildung auf einem Lastniveau von ca. 25 kN (Abbildung 6.50) (e). Die Erstrissbildung von BSH-Prüfkörper 2_2_II entstand auf einem Lastniveau von ca. 15 kN (Abbildung 6.50) (f). Der BSH-Prüfkörper 2_2_I zeigte ein schlagartiges Querzugversagen. Dies ist auf die hohe Belastungsgeschwindigkeit aufgrund der geschätzten Höchstlast von 70 kN zurückzuführen. Die maximal erreichte Last lag dabei mit 33,4 kN bei nur 47,7 % der geschätzten Höchstlast. Die maximal erreichte Last von BSH-Prüfkörper 2_2_II betrug 40,1 kN. Die Streckgrenze der Stabdübel wurde nicht erreicht, es bildeten sich keine Fließgelenke. Nach Entlastung der Schlitzbleche ließen sich die Stabdübel aus den Prüfkörpern ohne großen Widerstand entnehmen. Der Queranschlusstyp 1 zeigte im Brett-schichtholz ebenfalls ein sprödes Versagen mit Ausbildung von langen Querzrissen.

Die HBH-Prüfkörper der Serie 1 zeigten eine deutliche Laststeigerung im Vergleich zu den BSH-Prüfkörpern. Durch Überschreitung der Querzugfestigkeit der BSH-Komponenten ent-

stand eine Erstrissbildung (Querzugrisse) auf Höhe der Stabdübelachsen. Der HBH-Prüfkörper 1.1_2_I zeigte eine Erstrissbildung auf einem Lastniveau von ca. 50 bis 55 kN, der HBH-Prüfkörper 1.1_2_II auf einem Lastniveau von ca. 40 bis 42 kN (Abbildung 6.51) (b-c). Anschließend konnte die Last bei HBH-Prüfkörper 1.1_2_I auf 117,1 kN und bei HBH-Prüfkörper 1.1_2_II auf 130,3 kN weiter gesteigert werden. Deutlich zu erkennen ist, dass sich bereits auf einem Lastniveau von 40 % der Maximallast plastische Verformungen in der Anschlusskonstruktion ausbildeten, da sich bei Entlastung auf 10 % eine annähernd vertikale Last-Verformungskurve der Relativverschiebung zwischen Stahlblech und BSH-Komponenten einstellt (Abbildung 6.51) (a). Diese starke Ausprägung ist auf zu hohe Abweichungen in der Fertigung zurückzuführen, da der Bohrer oft verlaufen ist. Die Rissöffnung je Trägerseite war bei beiden Prüfkörpern ähnlich ausgeprägt und betrug ca. 6 mm.

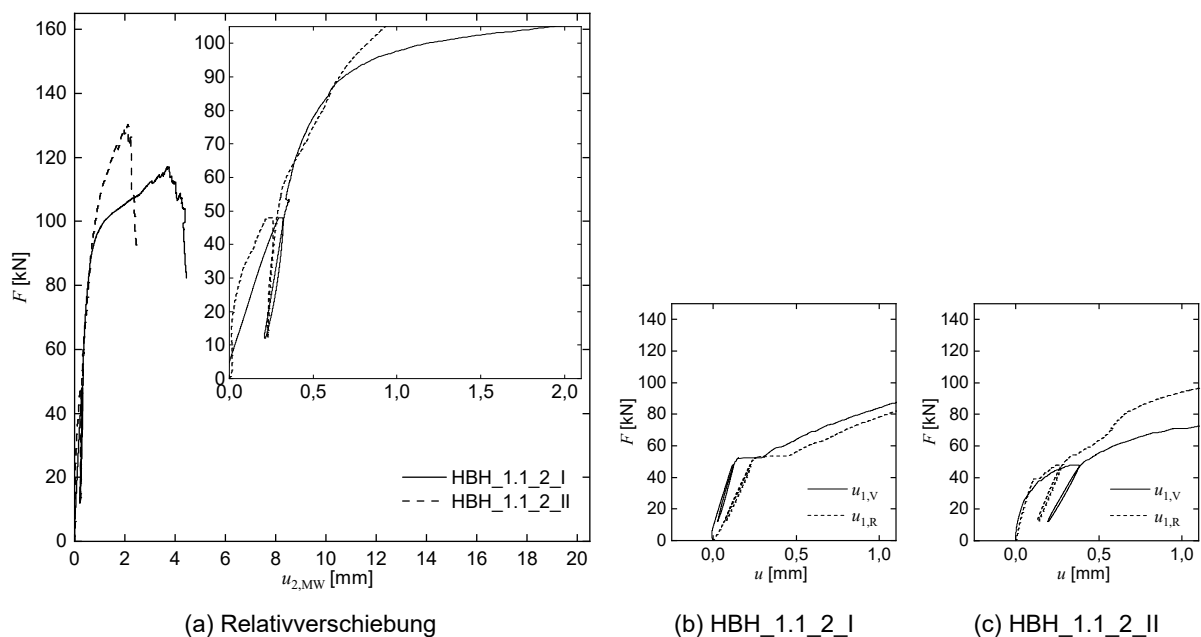
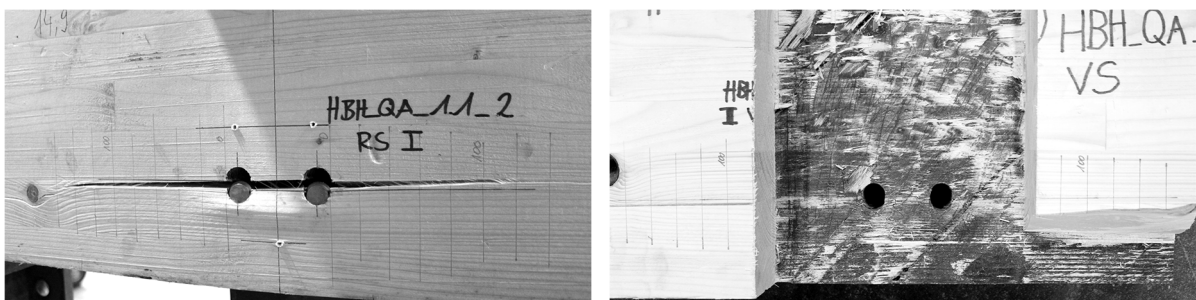


Abbildung 6.51 Last-Verformungskurven der untersuchten Queranschlüsse in HBH-Serie 1, Queranschlüsse, Anschlussstyp 2 (2 Schlitzbleche)

Neben dem klassischen Querzugriss war auch ein lokales Herauswölben der BSH-Komponenten unter den Stabdübeln zu erkennen (Abbildung 6.52) (a). Auf der Trägerunterseite war zudem eine Rissbildung in den Furnierebenen feststellbar.



(a) Rissbildung von HBH_QA_1.1_2_I

(b) Lochleibungsversagen von HBH_QA_1.1_2_I

Abbildung 6.52 Versagensformen der Queranschlüsse in HBH-Serie 1, Anschlussstyp 2 (2 Schlitzbleche)

Bei beiden Prüfkörpern lässt sich ein Fließen der Stabdübel ausschließen, da die VBM nach der Entlastung leicht zu entfernen waren und keine plastischen Verformungen feststellbar war. In der freigelegten Furnierebene war ein Lochleibungsversagen festzustellen (Abbildung 6.52) (b).

Der HBH-Prüfkörper 2.2_1_I zeigte eine Erstrissbildung auf einem Lastniveau von ca. 85 kN, der HBH-Prüfkörper 2.2_1_II auf einem Lastniveau von ca. 59 kN, der HBH-Prüfkörper 2.3_2_I bei ca. 97 kN und der HBH-Prüfkörper 2.3_2_II auf einem Lastniveau von ca. 80 kN (Abbildung 6.53) (b-e). Aufgrund eines technischen Fehlers der Prüfmaschine wurde die Prüfung des Queranschlusses 2.2_1_I abgebrochen. Es ist jedoch davon auszugehen, dass die maximale Tragfähigkeit aufgrund des starken Lastabfalls bei 128 kN erreicht wurde (Abbildung 6.53) (a). Bei HBH-Prüfkörper 2.2_1_II ließ sich die Last auf 115,41 kN, bei HBH-Prüfkörper 2.3_2_I auf 122,2 kN und bei HBH-Prüfkörper 2.3_2_II auf 121,9 kN steigern.

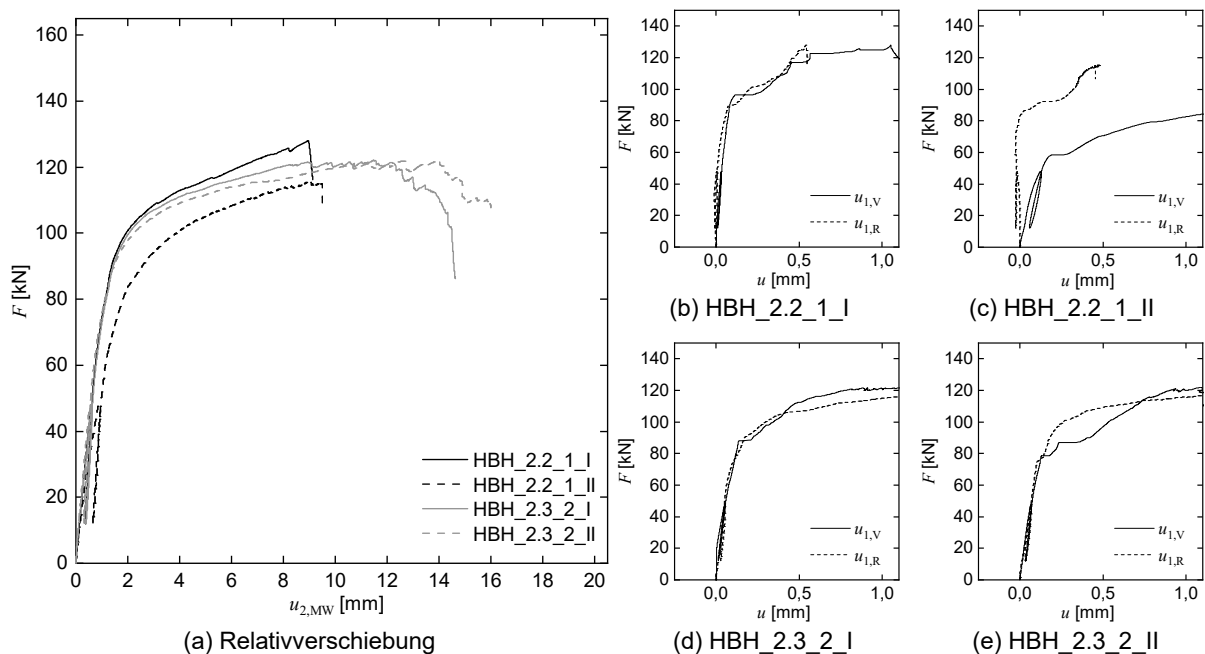


Abbildung 6.53 Last-Verformungskurven der untersuchten Queranschlüsse in HBH-Serie 2, Queranschlüsse, Anschlussstyp 1 (1 Schlitzblech)

Die Queranschlüsse in der HBH-Serie 2 zeigten eine deutliche Laststeigerung im Vergleich zu den Anschlüssen in BSH und der HBH-Serie 1. Die Erstrissbildung war im Vergleich zu den BSH-Prüfkörpern auf ca. 4,1-fach höherem Lastniveau, außer bei Prüfkörper HBH_2.2_1_II (2,8-fach). Dies ist auf Vorschädigungen zurückzuführen. Das höhere Lastniveau der Erstrissbildung der HBH-Serie 2 lässt sich mit den zwei Furnierebenen im Querschnitt begründen. Dadurch ist anzunehmen, dass die Breite der BSH-Komponenten noch im Einflussbereich der Furnierebenen liegt. Auf der Trägerunterseite war bei allen Prüfkörpern eine Rissbildung in den Furnierebenen feststellbar. Zwei der Prüfkörper (HBH_2.2_1_II, HBH_2.2_1_II) zeigten Biegezugrisse in den BSH-Komponenten (Abbildung 6.54).



Abbildung 6.54 Rissbildung in den Prüfkörpern der HBH-Serie 2

Das Versagen aller Anschlüsse der Serie 2 war eine Kombination aus klassischem Quersug- und Lochleibungsversagen der BSH-Komponenten und einem Lochleibungsversagen der Furnierebenen. Bei allen Prüfkörpern war ein Hineinziehen der Stabdübel zu beobachten. Ebenso war ein Fließen der Stabdübel feststellbar, da sich die VBM nach der Entlastung nur sehr schwer entfernen ließen.

Der HBH-Prüfkörper 3.2_1_I zeigte eine Erstrissbildung auf einem Lastniveau von ca. 88 kN, der Prüfkörper 3.2_1_II auf einem Lastniveau von ca. 80 kN, der Prüfkörper 3.2_2_I bei ca. 78 kN und der HBH-Prüfkörper 3.2_2_II auf einem Lastniveau von ca. 76 kN (Abbildung 6.55) (b-e). Aufgrund eines technischen Fehlers der Prüfmaschine wurde die Prüfung des Queranschlusses 3.2_1_I abgebrochen. Die erreichte maximale Last betrug 133,5 kN (Abbildung 6.55) (a).

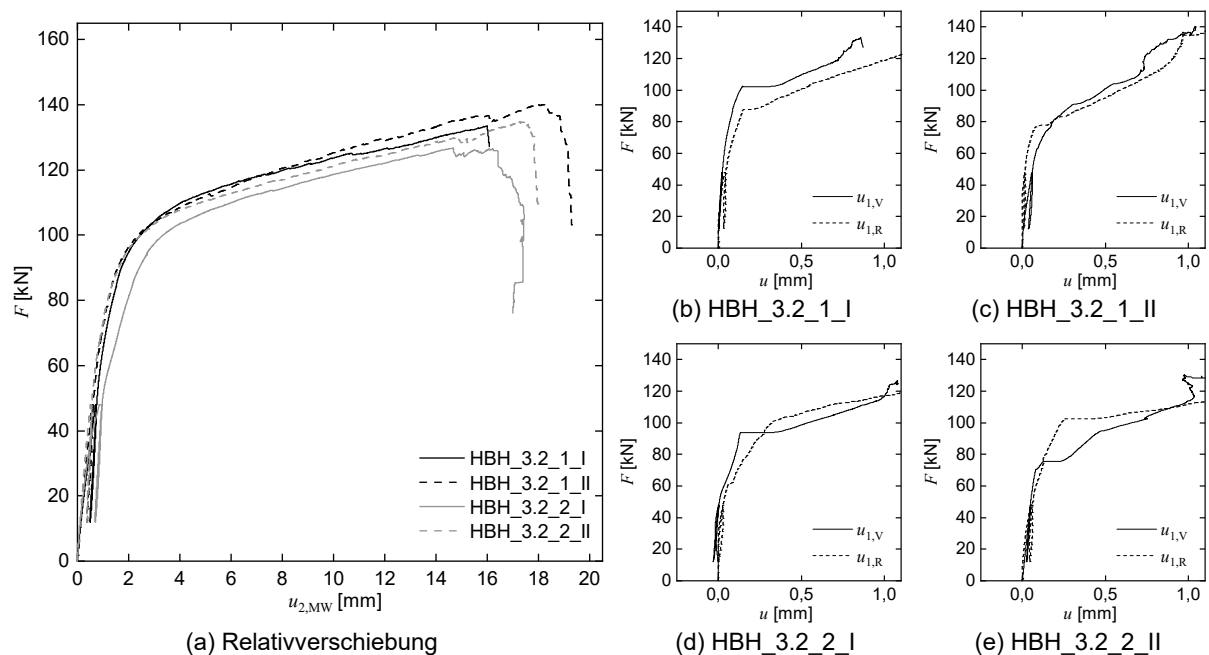


Abbildung 6.55 Last-Verformungskurven der untersuchten Queranschlüsse in HBH-Serie 3, Queranschlüsse, Anslusstyp 1 (1 Schlitzblech)

Beim HBH-Prüfkörper 3.2_1_II ließ sich die Last bei einer Verschiebung von ca. 18 mm auf 140,2 kN ($u_{15\text{mm}} = 135,3$ kN), bei HBH-Prüfkörper 3.2_2_I auf 126,7 kN und bei HBH-Prüfkörper 3.2_2_II auf 134,8 kN ($u_{15\text{mm}} = 128,4$ kN) steigern. Die Queranschlüsse in den HBH-Prüfkörpern der Serie 3 erreichten die höchsten Maximallasten. Die Erstrissbildung war im Vergleich zu den BSH-Prüfkörpern auf 3,8-fach höherem Lastniveau und im Vergleich zu HBH-Serie 2 auf etwa dem gleichen Niveau. Auf der Trägerunterseite war bei allen Prüfkörpern eine Rissbildung in den Furnierebenen feststellbar. Alle Anschlüsse zeigten ein sehr duktileres Tragverhalten. Dies ist auf das Fließen der Stabdübel zurückzuführen. Aus dem HBH-Prüfkörper 3.2_1_I wurden das Stahlblech und die Stabdübel entnommen (Abbildung 6.56). Es konnte ein Biegewinkel der Stabdübel von $12,5^\circ$ ermittelt werden.



(a) HBH_QA_3.2_1_I

(b) HBH_QA_3.2_2_I

Abbildung 6.56 Verformte Stabdübel der Anschlusskonstruktion in HBH-Serie 3

Der Versagensmechanismus der vier Anschlüsse folgte dem Versagensverlauf der HBH-Serie 2. Auf der Trägerunterseite waren Risse in den Furnierebenen festzustellen.

Auf Basis der Messwerte wurden die Anfangsverschiebung (k_i) und das Verschiebungsmodul k_s der Anschlusskonstruktion nach DIN EN 26891:1991-07 ermittelt (Tabelle 6.6).

Tabelle 6.6 Anfangsverschiebung und Verschiebungsmodul der Anschlusskonstruktion

Material	Prüfkörper	k_i [kN/mm]	k_s [kN/mm]	$k_{s,MW}$ [kN/mm]
BSH	1_1_I	131,5	98,8	136,6
	1_1_II	181,4	174,3	
	2_2_I	59,5	51,8	57,4
	2_2_II	67,6	63,0	
HBH	1.1_2_I	160,8	142,6	150,2
	1.1_2_II	198,7	157,9	
	2.2_1_I	81,4	80,6	71,6
	2.2_1_II	53,4	48,8	
	2.3_2_I	78,3	72,5	
	2.3_2_II	90,3	84,6	
	3.2_1_I	68,1	63,4	67,9
	3.2_1_II	81,3	77,6	
3.2_2_I	53,5	45,5		
3.2_2_II	91,3	85,1		

Im Vergleich zu den Anschlüssen in BSH ließ sich der Verschiebungsmodul im Mittel für HBH-Serie 1 um 10 %, für HBH-Serie 2 um 25 % und für HBH-Serie 3 um 18 % steigern. Im Vergleich zu unverstärktem BSH wurde für die HBH-Serie 1 ein Laststeigerungsfaktor für den untersuchten Queranschlusstyp im Mittel von 3,1, für HBH-Serie 2 von 3,3 und für HBH-Serie 3 von 3,6 erreicht (Abbildung 6.57).

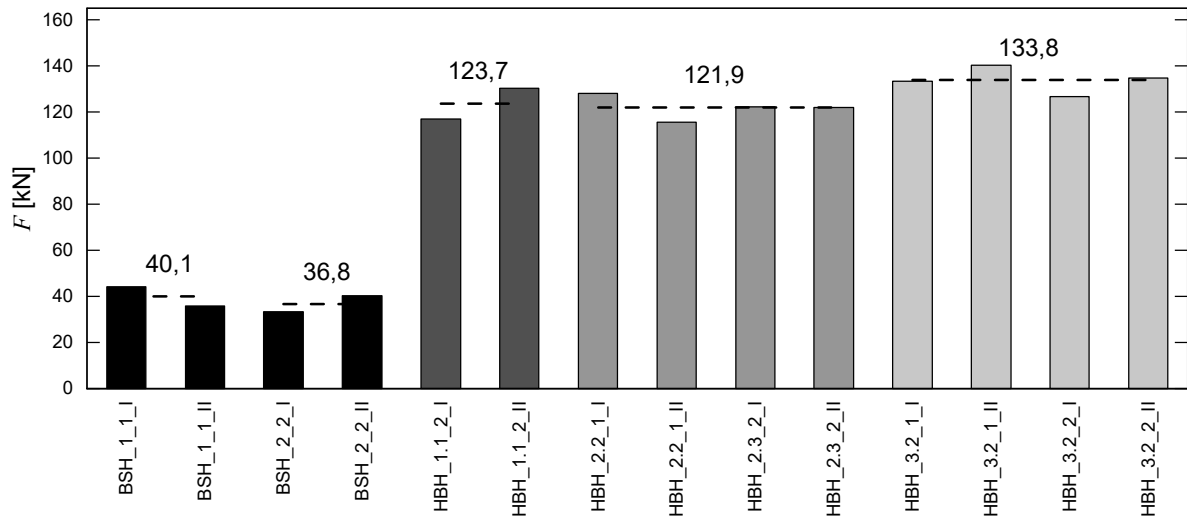


Abbildung 6.57 Vergleich Maximallasten Queranschlüsse in BSH und HBH mit Stabdübel-Schlitzblechanschluss

Nach Franke et al. (2019) und Sandhaas (2012) können die realen Stahlfestigkeiten von der bestellten Festigkeitsklasse abweichen. Die Lieferung höherer Festigkeitsklassen ist gesetzlich erlaubt, da in der Stahlklassifizierung nur Mindest- und keine Höchstfestigkeitsgrenzen festgelegt sind. Zur Sicherstellung eines duktilen Bauteilversagens werden Verbindungen im Holzbau oft so ausgelegt, dass sich im Versagensfall die Stahlelemente plastisch verformen und sich somit ein Versagen durch große Verformungen ankündigt. Für die Beurteilung der Versagensarten und der Duktilität des geprüften Queranschlusses in holzbewehrtem Holz wurden deswegen im Nachgang die Stahlgüte der Stabdübel experimentell ermittelt. Die Biegefestigkeit wurde mit einem 3-Punkt-Biegeversuch nach ISO 10984-1:2009-08 bestimmt. Abbildung 6.58 stellt den Prüfaufbau des 3-Punkt-Biegeversuchs dar.

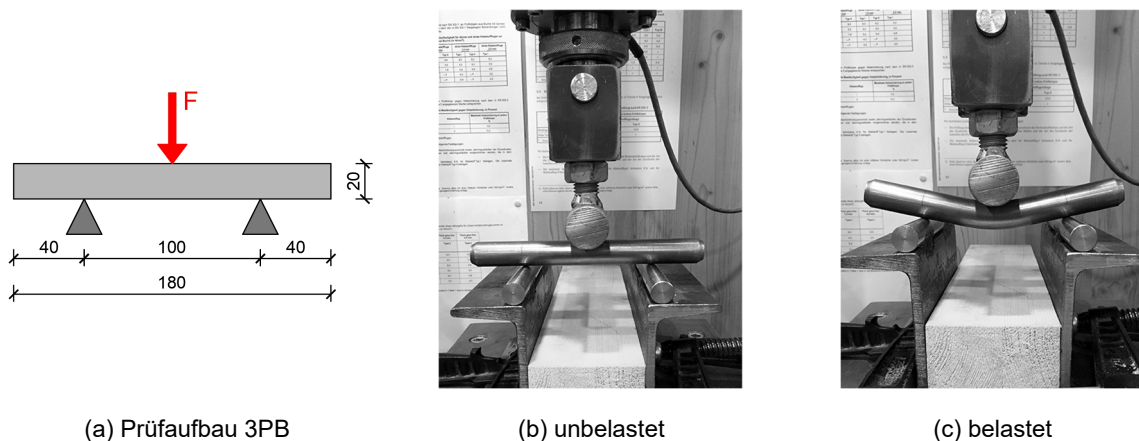


Abbildung 6.58 Bestimmung der Materialeigenschaften der verwendeten Stabdübel

Anhand der Prüfergebnisse wurde das Fließmoment M_y nach ISO 10984-1:2009-08 nach Gleichung (6-37) bestimmt. Die Streckgrenze $f_{y,m}$ wurde nach Gleichung (6-38) berechnet.

$$M_y = \frac{F_y \cdot l}{4} \quad [\text{N/mm}] \quad (6-37)$$

$$f_y = \frac{6 \cdot M_y}{d^3} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (6-38)$$

Die Berechnung der charakteristischen Werte erfolgte nach DIN EN 14358:2016-11. Abbildung 6.59 zeigt die Last-Verformungslinien, Tabelle 6.7 die Ergebnisse der Prüfung.

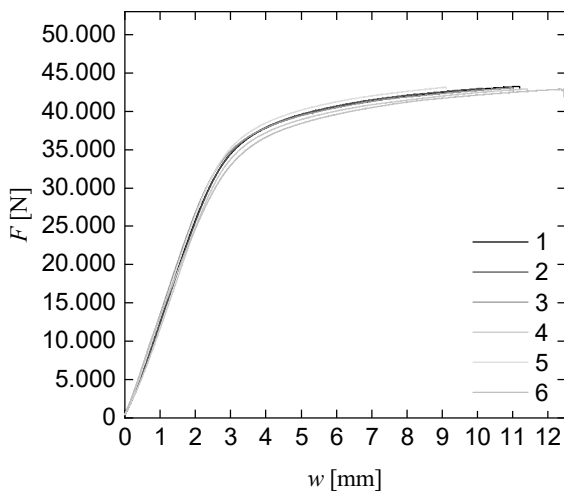


Tabelle 6.7 Versuchsergebnisse Stabdübel

Prüfkörper		Stabdübel
n	[-]	6
l/d	[mm]	180/20
$M_{y,mean}$	[Nmm]	934.858
$f_{y,mean}$	[N/mm ²]	703
$f_{y,k}$	[N/mm ²]	678
COV	[%]	1,53

Abbildung 6.59 Ergebnisse Stabdübel

Die experimentell ermittelte charakteristische Streckgrenze der Stabdübel ist um 91 % höher als die zu erwartende Streckgrenze von Stabdübeln der Festigkeitsklasse S 355.

6.4.4 Vergleich mit numerischen Untersuchungen

Zur qualitativen Analyse der Spannungen im Bereich der Anschlusskonstruktion der HBH-Komponenten wurde je HBH-Serie ein FEM-Volumenmodell erstellt. Der Kontakt zwischen den Stabdübeln und den HBH-Komponenten sowie der Kontakt Stahlblech – BSH wurden reibungsfrei modelliert. Als Steifigkeitskennwerte wurden die Werte nach Tabelle 6.2 angesetzt. Zur Analyse des Lastumlagerungspotenzials von HBH erfolgte exemplarisch für die HBH-Serie 2 ein Berechnungslauf mit ungerissenen und mit gerissenen BSH-Komponenten. Als Risslänge (l_R) wurden 400 mm angesetzt. Abbildung 6.60 stellt das Prinzip der numerischen Modellierung der Prüfkörper dar.

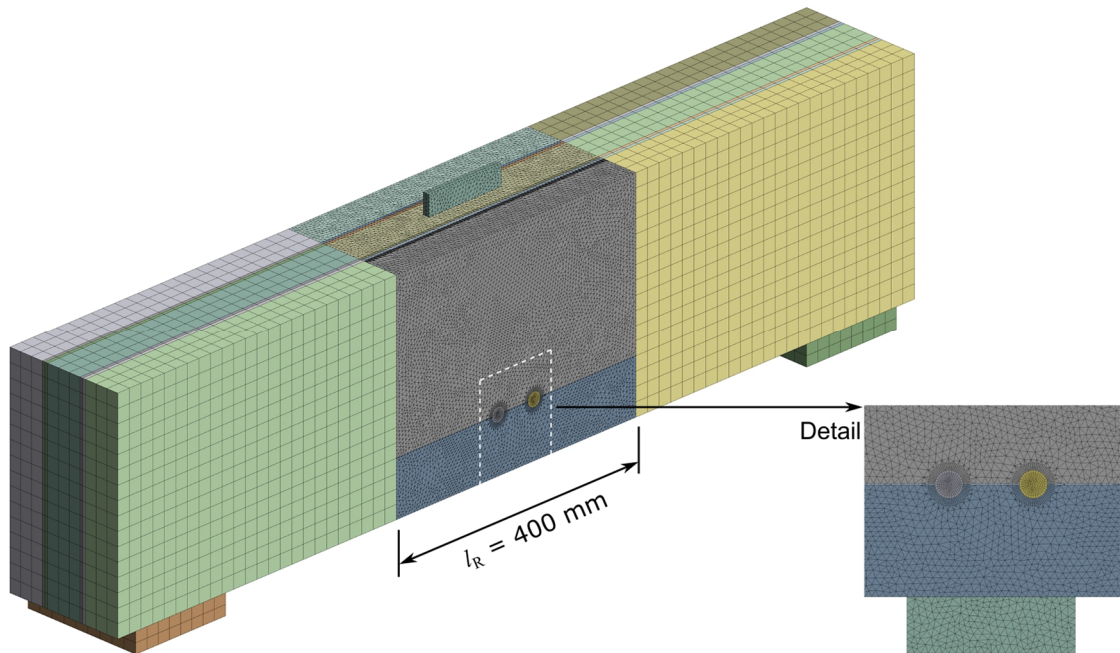


Abbildung 6.60 FEM-Volumenmodell der HBH-Serie 2, BSH-Komponenten gerissen modelliert, Risslänge $l_R = 400 \text{ mm}$

Die Anschlusskraft wird über die Stabdübel durch Druckspannungen (Lochleibung) in die Furnierlagen eingeleitet und hochgehängt. Im gerissenen Zustand erhöhen sich die Zugspannungen der Furnierlagen nur lokal im Bereich der Stabdübel (Abbildung 6.61).

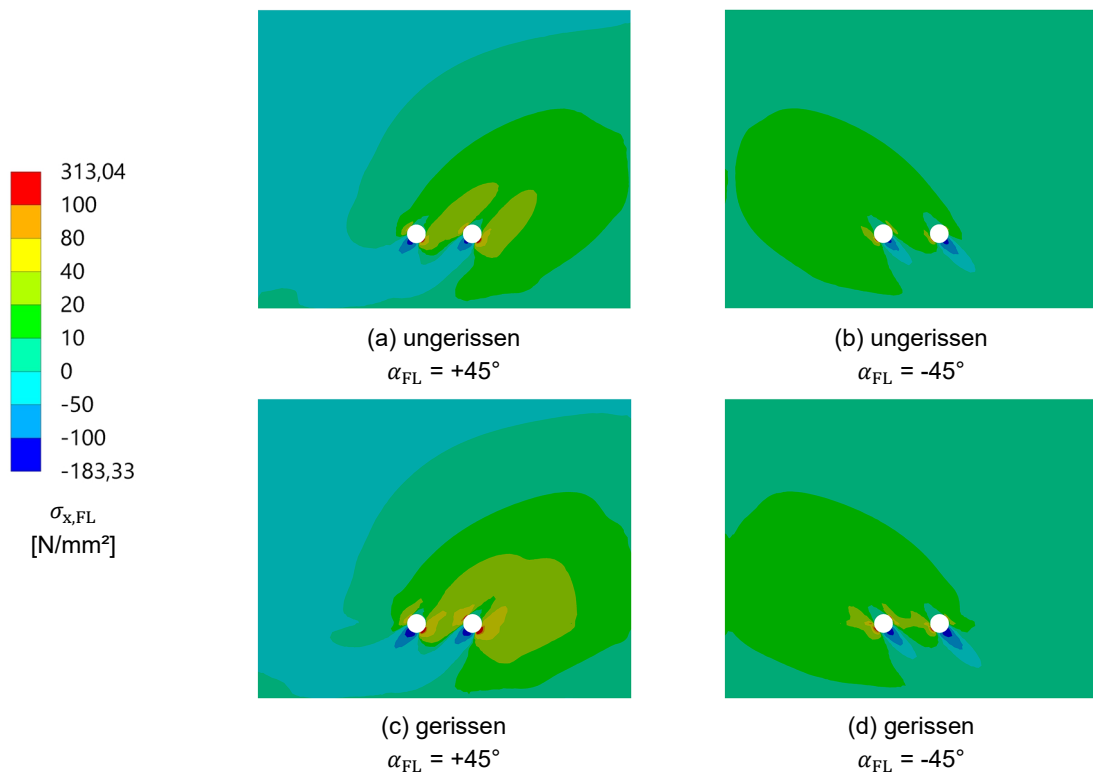


Abbildung 6.61 Vergleich der Normalspannungen im Koordinatensystem der Furnierlagen ($\sigma_{x,FL}$) für ungerissene und für gerissene BSH-Komponenten der HBH-Serie 2

Die Höhe der aufnehmbaren Anschlusskraft ist maßgeblich abhängig von der Lochleibungsfestigkeit der Furnierlagen. Durch die gegenläufige Anordnung der Furnierlagen werden entstehende Spaltzugkräfte der Furnierlagen im Bereich der Lasteinleitung bewehrt.

Je HBH-Serie wurde der Verschiebungsmodul ($k_{s,FEM}$) numerisch ermittelt und mit den experimentell bestimmten Verschiebungsmodulen verglichen. Abbildung 6.62 zeigt die Ergebnisse.

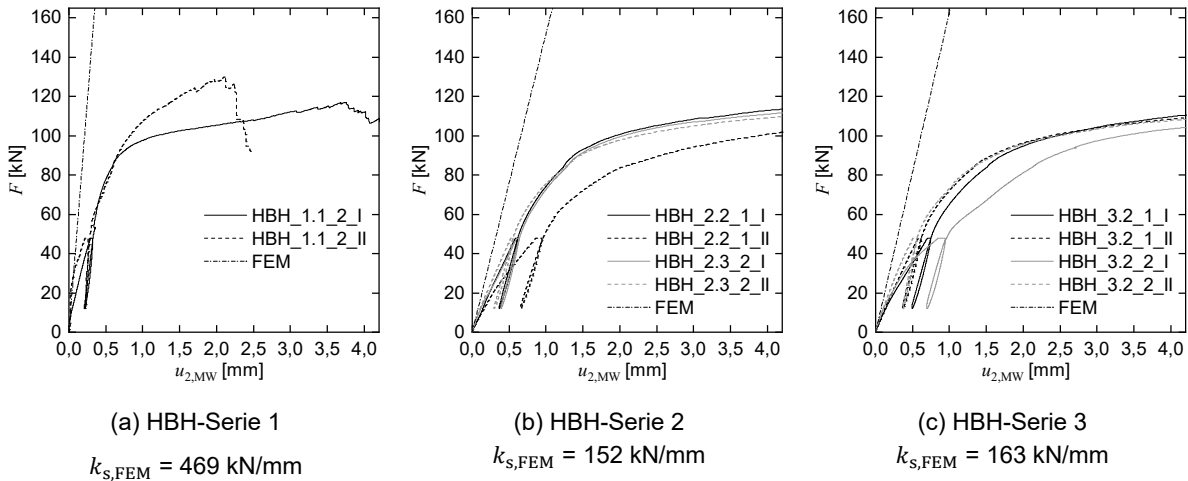


Abbildung 6.62 Vergleich Steifigkeiten Verschiebungsmodul

Die berechneten Verschiebungsmodule aus den numerischen Simulationen sind 2,1 bis 3,1-fach höher als die experimentell bestimmten Verschiebungsmodule. Der Grund liegt in der perfekten Geometrie des FEM-Modells, wodurch Fertigungstoleranzen ausgeschlossen werden.

6.4.5 Rechnerische Abschätzung der Tragfähigkeit

Zur Berechnung der Tragfähigkeit von Stabdübeln in HBH wird die Gleichung nach Johansen (1949) der DIN EN 1995-1-1:2010-12 angewandt. Dabei wird die unterschiedliche Lochleibungsfestigkeit der BSH-Komponenten und der Furnierebene anteilig berücksichtigt und verschmiert angesetzt. Die Lochleibungsfestigkeit wird nach Gleichung (6-39) und (6-40) berechnet.

$$f_{h,0} = 0,082 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot \rho \quad [\text{N/mm}^2] \quad (6-39)$$

d	[mm]	Durchmesser Stabdübel
ρ	[kg/m ³]	Rohdichte

$$f_{h,\alpha} = \frac{f_{h,0}}{k_{90} \cdot \sin^2\alpha + \cos^2\alpha} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (6-40)$$

α	[°]	Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung
$k_{90} = 1,30 + 0,015 \cdot d$	[kg/m³]	Beiwert für Furnierschichtholz

In Tabelle 6.5 sind die angesetzten Materialkennwerte für die Berechnung der Traglastermittlung zusammengestellt.

Tabelle 6.8 Materialparameter für die Traglastberechnung von Stabdübeln in HBH, alle Kennwerte sind auf Mittelwertniveau

Material	ρ_{MW} [kg/m³]	$f_{h,0}$ [N/mm²]	$f_{h,45}$ [N/mm²]	$M_{y,R}$ [Nmm]
BSH	460	18,3	-	
Furnierebene	744	48,8	37,5	
Stahl	-	-	-	934.858

Die geometrischen Zusammenhänge und die Versagensmodi nach DIN EN 1995-1-1:2010-12 für die Traglastermittlung der HBH-Serie 1 zeigt Abbildung 6.63.

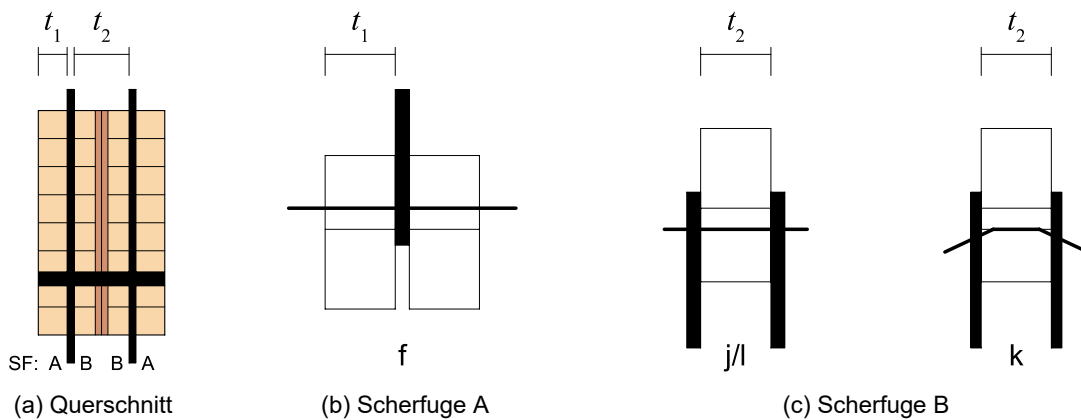


Abbildung 6.63 HBH-Serie 1, geometrische Zusammenhänge und Versagensmodi nach DIN EN 1995-1-1:2010-12

Die aufnehmbare Scherkraft der Scherfuge (SF) A berechnet sich zu:

$$F_{V,R,A} = f_{h,0,BSH} \cdot t_1 \cdot d \quad (\text{f}) \quad [\text{N/mm}^2] \quad (6-41)$$

Zur Berechnung der aufnehmbaren Scherkraft der Scherfuge B (Gleichung (6-43)) wird eine verschmierte Lochleibungsfestigkeit für den HBH-Querschnitt nach Gleichung (6-42) angesetzt.

$$f_{h,HBH} = \frac{t_{2,BSH}}{t_2} \cdot f_{h,0,BSH} + \frac{t_{FE}}{t_2} \cdot f_{h,45,FE} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (6-42)$$

$$F_{v,R,B} = \min \left\{ \begin{array}{l} 0,5 \cdot f_{h,HBH} \cdot t_2 \cdot d \quad (j) \\ 1,15 \cdot \sqrt{2 \cdot M_{y,R}} \cdot f_{h,HBH} \cdot d \quad (k) \end{array} \right. \quad [\text{N}] \quad (6-43)$$

Die Tragfähigkeit des Queranschlusses der HBH-Serie 1 mit einer Stabdübelreihe und zwei Stabdübeln wird nach Gleichung (6-44) ermittelt.

$$F_{v,R} = 2 \cdot (F_{v,R,A} + F_{v,R,B}) \cdot n_{SD\ddot{u}} \quad [\text{N}] \quad (6-44)$$

Die geometrischen Zusammenhänge und die Versagensmodi für die Traglastermittlung der HBH-Serien 2 und 3 zeigt Abbildung 6.64.

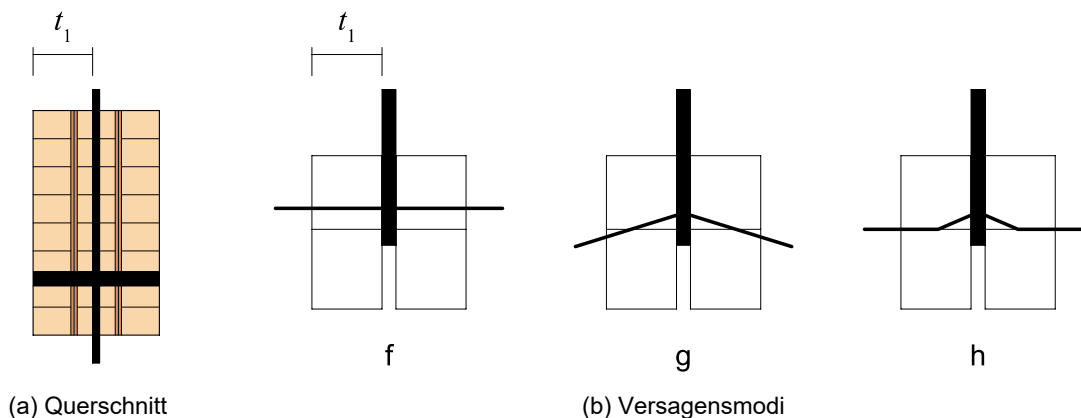


Abbildung 6.64 Geometrische Randbedingungen und Versagensmodi der HBH-Serien 2 und 3, Versagensmodi nach DIN EN 1995-1-1:2010-12

Um die aufnehmbare Scherkraft je Scherfuge (Gleichung (6-47)) zu berechnen, wird eine verschmierte Lochleibungsfestigkeit für HBH-Serie 2 nach Gleichung (6-45) und für HBH-Serie 3 nach Gleichung (6-46) angesetzt.

$$f_{h,HBH} = \frac{t_{1,BSH}}{t_1} \cdot f_{h,0,BSH} + \frac{t_{FE}}{t_1} \cdot f_{h,45,FE} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (6-45)$$

$$f_{h,HBH} = \frac{t_{1,BSH}}{t_1} \cdot f_{h,0,BSH} + \frac{t_{FL,45}}{t_1} \cdot f_{h,45,FL} + \frac{t_{FL,90}}{t_1} \cdot f_{h,0,FL} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (6-46)$$

$$F_{v,R} = \min \begin{cases} f_{h,HBH} \cdot t_1 \cdot d & \text{(f)} \\ f_{h,HBH} \cdot t_1 \cdot d \cdot \left[2 + \frac{4 \cdot M_{y,R}}{f_{h,HBH} \cdot d \cdot t_1^2} - 1 \right] & \text{(g)} \\ 2,3 \cdot \sqrt{M_{y,R} \cdot f_{h,HBH} \cdot d} & \text{(h)} \end{cases} \quad [\text{N}] \quad (6-47)$$

In Tabelle 6.9 sind die berechneten Tragfähigkeiten den Mittelwerten der Maximallasten je HBH-Serie aus den experimentellen Untersuchungen gegenübergestellt.

Tabelle 6.9 Ergebnisse der rechnerischen Tragfähigkeit

HBH	$F_{\max, \text{Test}, \text{MW}}$ [kN]	$F_{v,R}$ [kN]	Versagensmodi	$F_{v,R}/F_{\max, \text{Test}, \text{MW}}$ [-]
Serie 1	123,7	130,9	(f), (j)	1,06
Serie 2	121,9	111,8	(g)	0,92
Serie 3	133,8	113,1	(g)	0,85

Der verwendete Ansatz zur Abschätzung der Traglast durch verschmierte Lochleibungsfestigkeits liefert für die HBH-Serien 1 und 2 eine gute Übereinstimmung mit den Versuchswerten sowohl in der maximalen Traglast als auch für den Versagensmodus. Für HBH-Serie 3 wird die analytisch bestimmte Traglast im Vergleich zur experimentell bestimmten Traglast im Mittel um 25 % unterschätzt.

6.4.6 Fazit

Durch die Furnierebenen im holzbewehrtem Holz lässt sich die Tragfähigkeit von Queranschlüssen im Vergleich zu unbewehrtem Brettschichtholz deutlich erhöhen. Die Traglast der untersuchten Queranschlüsse in unbewehrtem Brettschichtholz war durch ein sprödes Querzugversagen begrenzt. Im Gegensatz dazu zeigten die untersuchten Queranschlüsse mit einer Stabdübel-Schlitzblechverbindung der HBH-Serien 2 und 3 (II Furnierebenen), bedingt durch das Fließen der Stabdübel, ein sehr duktiler Tragverhalten. In den Anschlüssen der HBH-Serie 1 war kein Fließen der Verbindungsmittel feststellbar. Dies deutet darauf hin, dass die Lage der Stahlbleche und die Anzahl der Furnierebenen einen maßgeblichen Einfluss auf das Ausbilden von Fließgelenken und damit auf die Tragfähigkeit der Anschlusskonstruktion haben. Im Vergleich zu unverstärktem BSH erreichte die HBH-Serie 1 einen Laststeigerungsfaktor im Mittel von 3,1, HBH-Serie 2 von 3,3 und HBH-Serie 3 von 3,6. Die Höhe der aufnehmbaren Anschlusskraft ist maßgeblich abhängig von der Lochleibungsfestigkeit der Furnierlagen, die bei der Furnierebene von HBH-Serie 3 durch die 90°-orientierte Furnierlage am höchsten ist. Der verwendete Ansatz zur Abschätzung der Traglast durch verschmierte Lochleibungsfestigkeits liefert für die HBH-Serien 1 und 2 eine gute Übereinstimmung mit den Versuchswerten. Bei HBH-Serie 3 wird die analytisch bestimmte Traglast im Vergleich zur experimentell bestimmten Traglast im Mittel um 25 % unterschätzt. Die durchgeführten Untersuchungen verdeutlichen das große Potenzial von holzbewehrtem Holz bei Beanspruchungen quer zur Trägerlängsachse.

6.5 Zusammenfassung

Die durchgeführten experimentellen und theoretischen Untersuchungen zu Ausklinkungen, runden Durchbrüchen und Queranschlüssen zeigen das sehr große Potenzial von holzbewehrtem Holz bei hohen lokalen Querkzug- und Schubbeanspruchungen. Bei allen drei Belastungsarten ließ sich die Last nach initialer Querkzugrissbildung der BSH-Komponenten weiter steigern. Die Lasten der BSH-Komponenten werden dabei in die Furnierebenen umgelagert. Die Tragfähigkeit von Ausklinkungen konnte im Vergleich zu unbewehrtem Brettschichtholz um den Faktor fünf erhöht, bei runden Durchbrüchen verdoppelt und bei Queranschlüssen verdreifacht werden. Für alle drei Beanspruchungssituationen wurden auf Basis der experimentellen und numerischen Untersuchungen analytische Ansätze zur Abschätzung der Traglast erarbeitet. Durch holzbewehrtes Holz lassen sich die vorhandenen geometrischen Randbedingungen – maximale Ausklinkungshöhe, maximaler Durchbruchsdurchmesser, minimale Anschlusshöhe – von unbewehrtem Brettschichtholz verschieben und robuste Konstruktionen errichten.

7 Einfluss von Holzfeuchteänderungen

7.1 Grundlagen

Die hygroskopischen Eigenschaften von Holz verursachen bei Holzfeuchteänderung aufgrund von klimatischen Veränderungen (Temperatur und relative Luftfeuchtigkeit) unterhalb des Fasersättigungsbereichs Quell- und Schwindverformungen (vgl. Abschnitt 2.3.1). Werden diese Verformungen behindert, entstehen feuchteinduzierte Spannungen in den Holzbauteilen. Die Größe der Verformungen ist von den Schwindmaßen abhängig, die sich je nach Holzart unterscheiden. Um das Verhalten von holzbewehrtem Holz bei Holzfeuchteänderungen beurteilen zu können, wurden experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Das Ziel war, den Einfluss der Breite der BSH-Komponenten sowie des Neigungswinkels der Furnierlagen (Sperr-effekt) auf die Rissbildung im Vergleich zu unbewehrtem BSH zu quantifizieren.

7.2 Versuchskonfiguration und -durchführung

Im Oktober 2019 wurden 18 Prüfkörper ($l/b/h = 500/180/400$ mm) in einer Klimakammer des MPA-BAU der TU München platziert (Abbildung 7.1). Je HBH-Serie (1-3) wurden drei Prüfkörper positioniert.



(a) BSH- und HBH-Prüfkörper



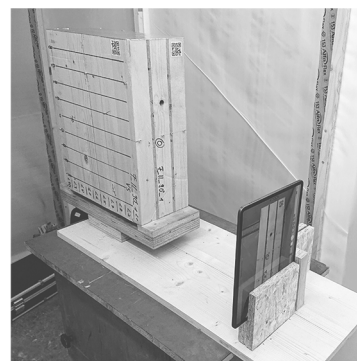
(b) Luftentfeuchter

Abbildung 7.1 BSH- und HBH-Prüfkörper in der Klimakammer

Zusätzlich wurden jeweils drei Prüfkörper von zwei weiteren HBH-Serien mit 90°-orientierten Furnierlagen (HBH_I_90 und HBH_II_90) und einem Bewehrungsgrad von 10 % eingestellt. Untersucht wurden auch ein BSH-1-Prüfkörper und zwei BSH-2-Prüfkörper (Abbildung 4.1). Die Hirnholzflächen der Prüfkörper waren mit einem selbstklebenden luftdichten Aluminium Klebeband (Stärke 0,1 mm) versiegelt. Die relative Luftfeuchtigkeit (rLF) wurde bei konstanter Raumtemperatur um 5 % pro Monat reduziert, bis ein Niveau von 30 % rLF erreicht war. Wöchentlich wurde die Holzfeuchte der Prüfkörper mit dem Verfahren der Widerstandsmessung in unterschiedlichen Tiefen (15, 25, 40 und 70 mm) bestimmt, die Volumenänderungen gemessen (Abbildung 7.2) (a) und auftretende Risse aufgezeichnet. Diese Vorgehensweise folgt Danzer et al. (2020). Um den Rissfortschritt visuell nachvollziehen zu können wurden die Oberflächen der Prüfkörper wöchentlich fotografiert (Abbildung 7.2) (b).



(a) Messprinzip der Verformungsänderung



(b) Fotodokumentation

Abbildung 7.2 Messtechnik und Fotohalterung zur Untersuchung der Schwindverformung der BSH- und HBH-Prüfkörper in der Klimakammer

Aufbau und Beginn der experimentellen Untersuchung wurde durch eine vom Verfasser betreute Masterarbeit (Rieder 2019) begleitet.

7.3 Auswertung und Ergebnisse

Zu Beginn des Klimaversuchs wurde die Holzfeuchte der BSH-Komponenten mittels Einschlechtelektroden in einer Tiefe von ca. 15 mm bestimmt. Der Mittelwert ($u_{\text{mean},15\text{ mm}}$) der Ausgangsfeuchte der BSH-Komponenten betrug 13,8 % (COV 3,4 %). Anschließend wurden die Prüfkörper in den ersten drei Monaten konditioniert und der Betrieb der Klimakammer optimiert. Danach wurde die relative Luftfeuchtigkeit erstmalig gesenkt (Januar 2020, Abbildung 7.3). Die wöchentlichen Spitzen der Kurven wurden durch das Betreten der Klimakammer verursacht. Der verwendete Luftentfeuchter konnte eine minimale relative Luftfeuchtigkeit von 35 bis 37 % in der Klimakammer erzeugen. Die oberflächennahe Holzfeuchte ($u_{15\text{ mm}}$) wurde im Mittel in sechs Monaten um ca. $\Delta u_{\text{mean}} = 4,7\%$ reduziert. Abbildung 7.4 zeigt die Ergebnisse der Holzfeuchtemessungen in den BSH-Komponenten unterschiedlicher Tiefe (15, 25, 40 und 70 mm) zu Beginn des Untersuchungszeitraums im Vergleich zu den Ergebnissen bei Versuchsende.

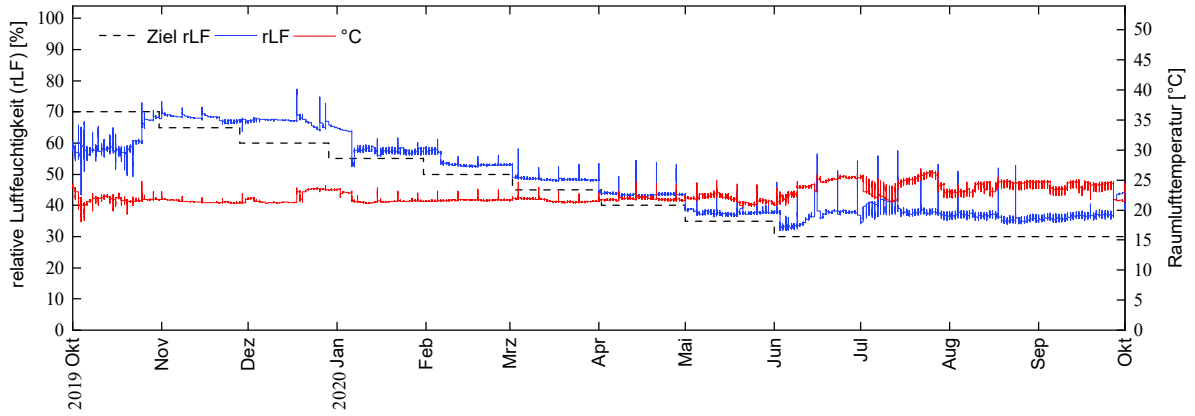


Abbildung 7.3 Verlauf von relativer Feuchte und Temperatur in der Klimakammer

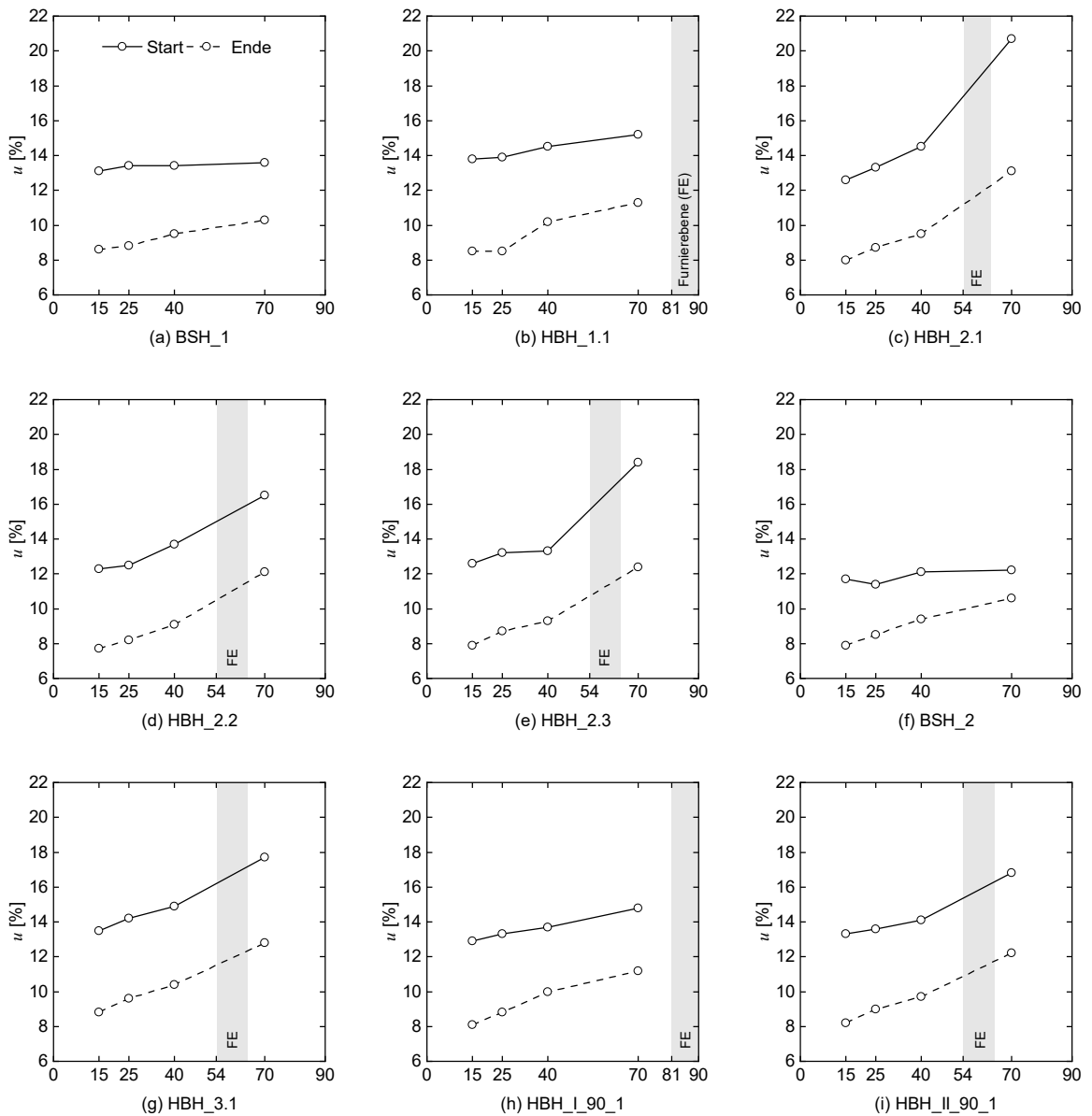


Abbildung 7.4 Vergleich der Holzfeuchte in unterschiedlichen Tiefen der BSH- und HBH-Prüfkörper zu Beginn und am Ende des Untersuchungszeitraums

Bei den BSH- und HBH-Prüfkörpern mit nur einer Furnierebene verläuft die Gradienten der interpolierten Messstellen wesentlich flacher als bei den HBH-Prüfkörpern mit zwei Furnierebenen. Ein Einfluss auf das Austrocknungsverhalten in Abhängigkeit der Anzahl der Furnierebenen zeichnet sich ab (Abbildung 7.4). Der Austrocknungsprozess der mittleren BSH-Komponente bei HBH-Prüfkörpern mit zwei Furnierebenen wurde durch die Furnierebenen verzögert. Ein Einfluss des verzögerten Trocknungsverhaltens auf die Rissbildung war nicht feststellbar. Zur Verifikation der Ergebnisse der Widerstandsmessung wurde am Ende des Untersuchungszeitraums der Holzfeuchteverlauf der Prüfkörper mittels Darrproben nach EN 13183-1:2012 ermittelt. Aus jedem Prüfkörper wurde dazu eine Scheibe mit einer Breite von 50 mm entnommen und daraus Streifen geschnitten. Abbildung 7.5 verdeutlicht das Vorgehen.

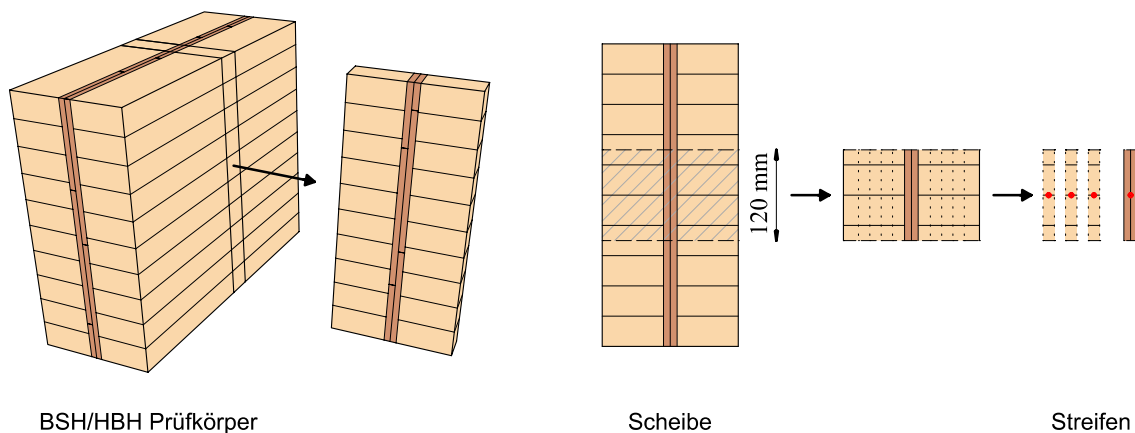


Abbildung 7.5 Entnahme der Scheiben und Streifen für die Bestimmung der Holzfeuchte über die Querschnittsbreite mit dem Darrverfahren, je Streifen ein Messwert

Nach dem Zuschnitt wurde die Masse der Streifen bestimmt (m_1) und anschließend für ca. 24 Stunden bei 103 °C im Darrofen getrocknet. Der Feuchtegehalt der Streifen (u) berechnet sich nach Gleichung (7-1).

$$u = \frac{m_1 - m_0}{m_0} \cdot 100 \quad [\%] \quad (7-1)$$

m_1	[g]	Masse vor dem Trocknen
m_0	[g]	Masse im darrtrockenen Zustand

Das Messergebnis wird beeinflusst durch Harze und Äste in den Proben, die Wärmeentwicklung beim Zuschnitt sowie die Messgenauigkeit der Waage, die hier $\pm 0,01$ g betrug. In Abbildung 7.6 sind die Ergebnisse dargestellt. Der Verlauf der Holzfeuchte in den BSH-Komponenten der HBH-Prüfkörper mit einer Furnierebene zeigt eine gute Übereinstimmung mit dem unbewehrten BSH-Prüfkörper. Die ermittelte Holzfeuchtigkeit der Furnierebenen am Ende des Versuchszeitraums entspricht etwa der Einbaufeuchte der Einzelfurniere von 9,9 % (vgl. Abschnitt 4.2). Die äußeren BSH-Komponenten der HBH-Prüfkörper zeigen ähnliche Holzfeuchteverläufe wie die unbewehrten BSH-Prüfkörper. Die Holzfeuchte der mittleren BSH-Kompo-

nente der HBH-Prüfkörper mit zwei Furnierebenen ist um ca. 1 % höher als die der unbewehrten BSH-Prüfkörper. Dieses Verhalten wurde auch in den Holzfeuchtemessungen mit dem Widerstandsverfahren beobachtet. Die Messung mit dem Widerstandsverfahren liefert geringfügig niedrigere Holzfeuchten als die Messung auf Basis der Darmmethode. Dies wurde auch in den Untersuchungen von Danzer et al. (2019) festgestellt.

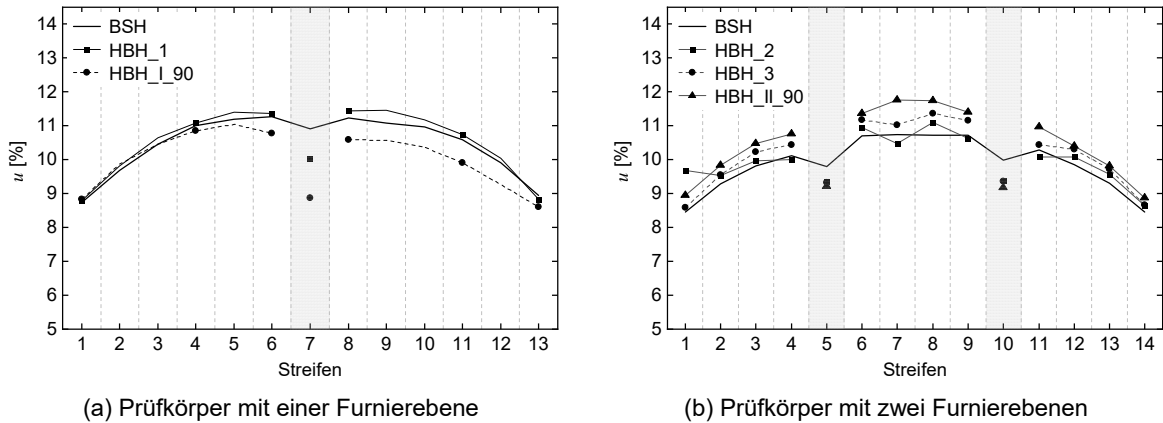


Abbildung 7.6 Holzfeuchte bestimmt mit dem Darrverfahren

Die initiale Querzugrissbildung entsteht maßgeblich durch die Holzfeuchtedifferenz im oberflächennahen Bereich. Für die ausgewählten Prüfkörper mit Messelektroden wurde die Holzfeuchtedifferenz bei Erstrissbildung in einer Tiefe von 15 mm ermittelt (Tabelle 7.1).

Tabelle 7.1 Erstrissbildung der BSH- und HBH-Prüfkörper in Abhängigkeit der Holzfeuchteänderung sowie Darstellung der maximalen Risstiefen bei Versuchsende

Prüfkörper	$\Delta u_{15 \text{ mm}}$ [%]	max. Risstiefe [mm]	Durchriss über PK-Länge [-]
BSH_1	3,6	2	nein
HBH_1.1	1,8	22	nein
HBH_2.1	3,6	19	ja
HBH_2.2	2,0	3	nein
HBH_2.3	3,3	19	nein
BSH_3	2,5	20	nein
HBH_3.1	2,4	52	ja
HBH_I_90_1	3,0	78	ja
HBH_II_90_1	2,2	37	ja

Die initiale Rissbildung entstand oftmals im Bereich von Ästen und Klebefugen, an den Rändern der eingedrehten Messschrauben, durch die Löcher der Einschlagelektroden und bei Faserabweichungen der BSH-Lamellen zur Klebefuge (Abbildung 7.7) (a-c).

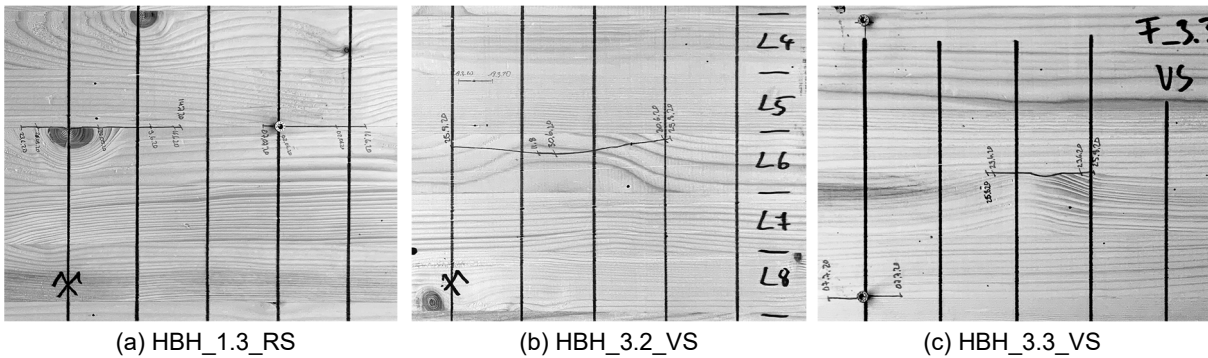


Abbildung 7.7 Typische Bereiche der Erstrissbildung in den BSH-Komponenten der HBH-Prüfkörper

Die BSH-Prüfkörper zeigten die geringsten Quersugrisse, gefolgt von HBH-Serie 1. Keiner der drei Prüfkörper der HBH-Serie 1 hatte einen Durchriss über die gesamte Prüfkörperlänge ($l = 500 \text{ mm}$). Die Risslängen betragen bis zu 300 mm bei einer maximalen Tiefe von bis zu 30 mm. Im Gegensatz dazu hatte einer der HBH-Prüfkörper der Serie 2 einen Durchriss. Die restlichen Prüfkörper zeigten eine verstreute Rissentwicklung mit maximalen Risslängen von 40 bis 210 mm und Risstiefen von bis zu 19 mm. Bei zwei HBH-Prüfkörpern der Serie 3 erfolgte ebenfalls ein Durchriss. Die maximalen Risstiefen betragen bis zu 52 mm. In den BSH-Komponenten der HBH-Prüfkörper mit einer 90° -orientierten Furnierlage entstanden bei allen drei Prüfkörpern Durchrisse über die Prüfkörperlänge mit einer Tiefe von bis zu 78 mm. Einer der Prüfkörper mit zwei Furnierebenen und 90° -Orientierung hatte einen Durchriss, die restlichen zwei Prüfkörper zeigten Risse mit einer Länge von 350 und 400 mm bei einer Tiefe von 30 und 38 mm. Abbildung 7.8 zeigt typische Rissbilder der Prüfkörper bei Versuchsende.

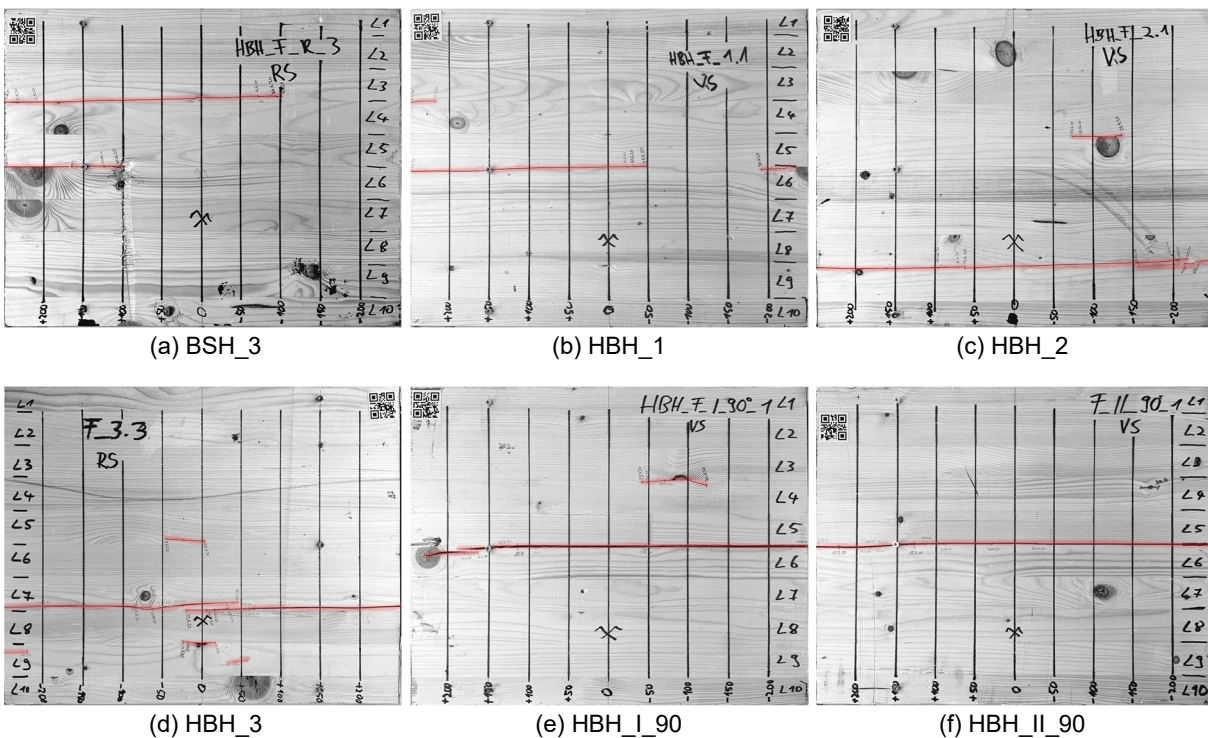


Abbildung 7.8 Rissbildung der BSH-Komponenten der HBH-Prüfkörper bei Versuchsende

Es zeichnet sich ab, dass der Neigungswinkel der Furnierlagen auf die Rissbildung der BSH-Komponenten einen wesentlichen Einfluss hat (Sperreffekt). Mit zunehmendem Neigungswinkel (α_{FL}) der Furnierlagen steigt der Elastizitätsmodul der Furnierebene in globaler z -Richtung ($E_{z_0,FE}$) und dadurch auch die Dehnsteifigkeit ($EA_{z_0,FE}$). Bei einer Schwindverformung der BSH-Komponenten steigt dadurch die Druckkraft in der Furnierebene und aus Gleichgewichtsgründen die Querkraft der BSH-Komponenten, welche rissinduzierend wirkt. Der Elastizitätsmodul der Furnierebene in globaler z -Richtung ($E_{z_0,FE}$) lässt sich analytisch mit der konstruktiven Anisotropie ermitteln (Abschnitt 3.3.5). Tabelle 7.2 zeigt die Ergebnisse für die untersuchten HBH-Querschnitte.

Tabelle 7.2 Vergleich des Elastizitätsmoduls ($E_{z_0,FE}$) und der Dehnsteifigkeit der Furnierebenen ($EA_{z_0,FE}$) in Abhängigkeit der Neigung der Furnierlagen (α_{FL}), $E_{z_0,BSH} = 300 \text{ N/mm}^2$, $b_{BSH} = 162 \text{ mm}$, $t_{FE} = 18 \text{ mm}$

Prüfkörper	α_{FL} [°]	$E_{z_0,FE}$ [N/mm ²]	$EA_{z_0,BSH}$ [N]	$EA_{z_0,FE}$ [N]	$EA_{z_0,FE} / EA_{z_0,BSH}$ [-]
HBH_I_90, HBH_II_90	90°	16.352	100%	294.336	6,06
HBH_3	45°/90°/45°	8.804	54%	158.468	3,26
HBH_1, HBH_2	45°/45°	5.030	31%	90.535	1,86
	0°	457	3%	8.234	0,17

Ein zusätzlicher rissinduzierender Effekt ist das Schwindverhalten der Furnierebene. Mit zunehmendem Neigungswinkel (α_{FL}) der Furnierlagen verringern sich die Schwindverformungen der Furnierebene in globaler z -Richtung, da der tangentielle Schwindanteil abnimmt. Bei 90°-orientierten Furnierlagen findet, aufgrund des sehr geringen longitudinalen Schwindmaßes von Holz ($\alpha_l = 0,01$), fast keine Schwindverformung in globaler z -Richtung mehr statt.

Nach der Erstrissbildung auf einer Prüfkörperseitenfläche wurde die gegenüberliegende Prüfkörperfläche entlastet, sodass meist nur auf einer Seitenfläche tiefe Risse entstanden. Allgemein war ein sehr starker Einfluss der Rissbildung durch Äste und die dadurch verursachten Faserabweichungen der Lamellen im Bereich der Klebefugen feststellbar.

Zur Analyse der Rissentwicklung im Querschnitt wurde die Rissbildung der aufgeschnittenen Prüfkörperhälften (Abbildung 7.5) analysiert. Je Prüfkörper wurden die Risse gekennzeichnet und deren Tiefe gemessen. Abbildung 7.10 zeigt die aufgeschnittenen BSH-Prüfkörper, Abbildung 7.11 die HBH-Prüfkörper mit einer Furnierebene und Abbildung 7.12 die HBH-Prüfkörper mit zwei Furnierebenen. Die BSH-Prüfkörper zeigen vereinzelt kleine Risse im Querschnittinneren mit einer Länge von max. 40 mm und Risstiefen (in Faserlängsrichtung der BSH-Lamellen) von 10 bis 100 mm. Bei den HBH-Prüfkörpern mit einer Furnierebene sind nur bei zwei Prüfkörpern (HBH_I_90_1 und 3) Risse in den BSH-Lamellen zu erkennen. Die Risslänge beträgt 10 bis 30 mm, die Risstiefe 35 bis 60 mm. Die HBH-Prüfkörper der Serie 1 zeigen deutlich weniger Risse mit geringerer Risstiefe, ausgehend von der Seitenfläche der BSH-Komponenten, als die HBH-Prüfkörper mit 90°-orientierten Furnierlagen. Die um 45°-geneigten Furnierlagen der Serie 1 haben einen weitaus geringeren Sperreffekt als die 90°-orientierten. Bei den Prüfkörpern mit zwei Furnierebenen sind vereinzelt vertikal verlaufende Risse in den mittleren BSH-Komponenten zu beobachten, teilweise auch in den Randlamellen der Ober- und Unterseite. Die Risslänge beträgt 10 bis 40 mm. Es wurden Risstiefen von 10 bis 100 mm gemessen. Allgemein ist ein starker Einfluss der Einschnittart der Lamellen auf die Rissbildung im

Querschnittsinneren zu erkennen. Lamellen mit Mark sind durch die Markstrahlen geschwächt und anfälliger für eine Erstrissbildung.

Zur Visualisierung der Rissbildung wurden aus der wöchentlichen Fotodokumentation für alle Prüfkörper Videos produziert (Abbildung 7.9).



BSH



HBH 1



HBH 2



HBH 3

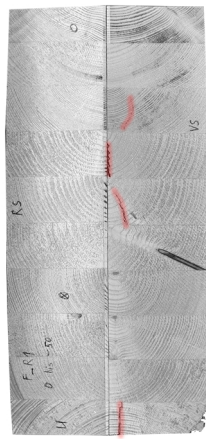


HBH_I_90

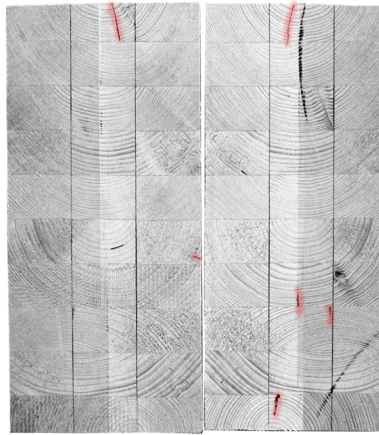


HBH_II_90

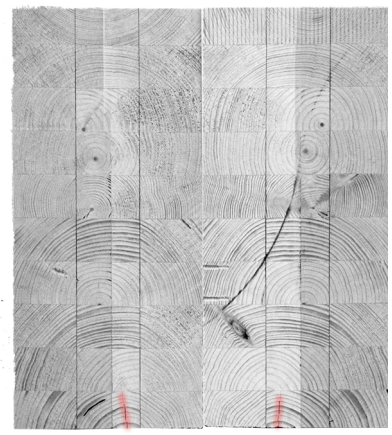
Abbildung 7.9 Rissentwicklung der BSH-Komponenten während des Klimaversuchs in Abhängigkeit der Versuchswoche für ausgewählte Prüfkörper der BSH- und HBH-Serien (Videoaufruf: QR-Code kann angeklickt oder mit einem Smartphone gescannt werden)



(a) BSH_1



(b) BSH_2



(c) BSH_3

Abbildung 7.10 Hirnholzflächen der aufgetrennten BSH-Prüfkörper



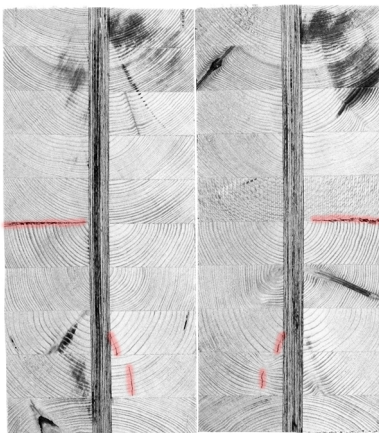
(a) HBH_1.1



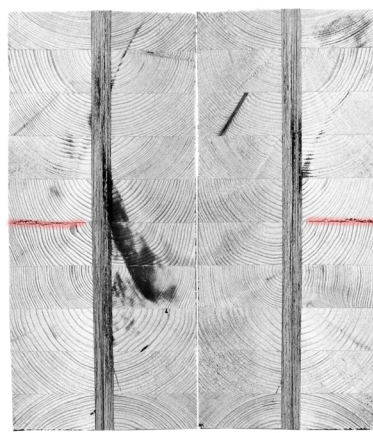
(b) HBH_1.2



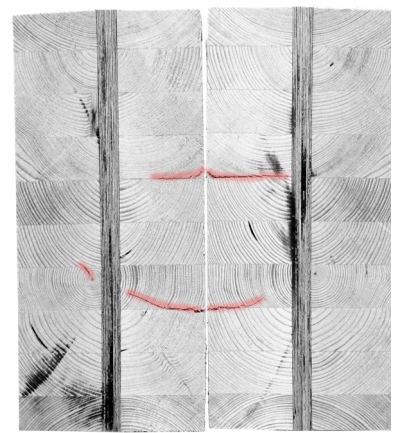
(c) HBH_1.3



(d) HBH_I_90_1



(e) HBH_I_90_2



(f) HBH_I_90_3

Abbildung 7.11 Hirnholzflächen der aufgetrennten HBH-Prüfkörper mit einer Furnierebene

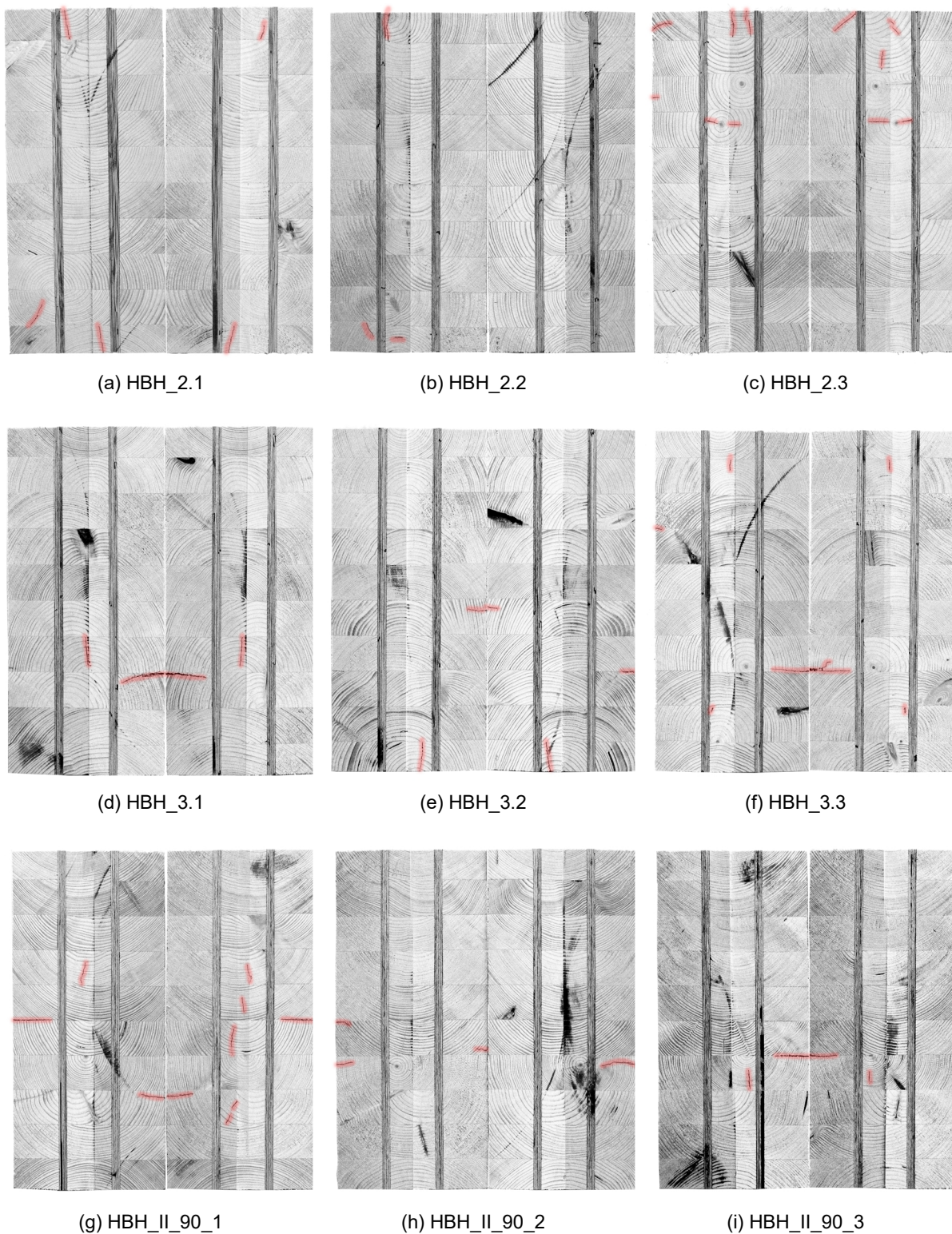


Abbildung 7.12 Hirnholzflächen der aufgetrennten HBH-Prüfkörper mit zwei Furnierebenen

Die gemessenen Schwindverformungen (Abbildung 7.2) (a) vor der Erstrissbildung liegen im Bereich der Messgenauigkeit des Messschiebers und zeigen keine signifikanten Unterschiede zwischen BSH- und HBH-Prüfkörper. Aus diesem Grund wurde auf eine weitere Auswertung verzichtet.

7.4 Zusammenfassung

Die durchgeführten experimentellen Untersuchungen zum Einfluss von Holzfeuchteänderungen auf die Rissbildung von holzbewehrtem Holz zeigen, dass der Sperreffekt von geneigten Furnierlagen im Vergleich zu 90°-orientierten Furnierlagen bei Austrocknung geringer ausgeprägt ist. Mit zunehmendem Neigungswinkel (α_{FL}) der Furnierlagen steigt der Elastizitätsmodul der Furnierebene in globaler z -Richtung ($E_{z_0,FE}$) und dadurch auch die Dehnsteifigkeit ($EA_{z_0,FE}$). Bei einer Schwindverformung der BSH-Komponenten steigt dadurch die Druckkraft in der Furnierebene und aus Gleichgewichtsgründen die Querkraft der BSH-Komponenten, welche rissinduzierend wirkt. Ein zusätzlicher rissinduzierender Effekt ist das Schwindverhalten der Furnierebene. Mit zunehmendem Neigungswinkel (α_{FL}) der Furnierlagen verringern sich die Schwindverformungen der Furnierebene in globaler z -Richtung, da der tangentialer Schwindanteil abnimmt. Erste Querkzugrisse in den BSH-Komponenten traten ab einer Differenzfeuchte im oberflächennahen Bereich von $\Delta u \approx 2-3\%$ auf. Im Vergleich dazu identifizierten Danzer et al. (2019) in ihren Untersuchungen zum Verhalten verstärkter BSH-Bauteile unter Schwindbeanspruchung eine kritische Differenzfeuchte von $\Delta u \approx 3-5\%$ im Fall von innenliegenden Verstärkungen (Vollgewindeschrauben, Gewindestangen). Es wurde festgestellt, dass geneigt angeordnete Verstärkungselemente im Vergleich zu entsprechenden senkrechten Anordnungen zu höheren Differenzfeuchten bei einsetzender Rissbildung führten. Durch die geneigte Anordnung können sich die Verstärkungselemente bei einer Schwindverformung in globaler z -Richtung verbiegen und sind dadurch verformungsverträglicher. Dieser Effekt konnte für die Furnierebene (Superlamelle) nicht beobachtet werden.

Durch die Furnierebenen verläuft der Austrocknungsprozess der mittleren BSH-Komponente bei den HBH-Prüfkörpern mit zwei Furnierebenen verzögert ab. Ein Einfluss des verzögerten Trocknungsverhaltens auf die Rissbildung in den BSH-Komponenten war nicht feststellbar.

Unter Ansatz der mittleren Schwindmaße (Mittelwert aus radialer und tangentialer Richtung) rechtwinklig zur Faserrichtung ($\alpha_{Fichte} = 0,25$, $\alpha_{Buche} = 0,30$ (Niemz und Sonderegger 2017)) und einer konstanten Holzfeuchteverteilung über die Querschnittsbreite ergibt sich für einen Neigungswinkel der Furnierlage von $\alpha_{FL} = 33,6^\circ$ theoretisch eine identische Schwindverformung in globaler z -Richtung der BSH-Komponente und der Furnierebene. Zur weiteren Analyse des Sperreffekts sollten Untersuchungen mit variierendem Neigungswinkel der Furnierlagen und unterschiedlicher Prüfkörperhöhe durchgeführt werden. Um Einflüsse auf die Rissbildung aus Fehlstellen der Lamellen der BSH-Komponenten ausschließen zu können, sollten die Lamellen annähernd fehlerfrei sein, d.h. möglichst keine Faserabweichung, keine großen Äste in der Klebefuge und keine Lamellen mit Mark.

Um den Sperreffekt der Furnierebenen auf die BSH-Komponenten zu reduzieren, ist eine Verringerung der Neigung der Furnierlagen anzustreben. Dadurch steigt der vertikale Anteil der tangentialen Schwindverformung und die Furnierebene gleicht sich dem Verformungsverhalten der BSH-Komponenten an. Zudem nimmt die Dehnsteifigkeit der Furnierebene in globaler z -Richtung ab.

Die allgemeine Forderung, dass bei der Herstellung von BSH-Bauteilen deren Holzfeuchte der zu erwartenden Gleichgewichtsfeuchte der Gebäudenutzung entsprechen soll, gilt auch für die BSH-Komponenten von holzbewehrtem Holz.

8 Berechnungs- und Konstruktionsempfehlungen

8.1 Allgemein

Die vorangegangenen Kapitel zeigen das laststeigernde Potenzial von holzbewehrten Holz. Mittels des verwendeten orthotropen FEM-Volumenmodells lassen sich Spannungsverteilung und Verformungsverhalten der HBH-Komponenten im linear-elastischen Bereich sehr gut abbilden. Im Bereich von Unstetigkeitsstellen wie Ausklinkungen, runden Durchbrüchen und Queranschlüssen entstehen in der FEM-Analyse Spannungskonzentrationen, die die ermittelten Festigkeitskennwerte der HBH-Komponenten weit übersteigen. Im Bereich dieser Stellen wird der Verlauf der Hauptspannungen gestört, das linear-elastische FEM-Volumenmodell liefert unrealistische Spannungsgrößen.

Nach Schlaich und Schäfer (2001) werden aus diesem Grund für die Bemessung im Stahlbetonbau Strukturen in B- und D-Bereiche eingeteilt. In den B-Bereichen (B steht für Balken, Bernoulli oder Biegelehre) ist das Ebenbleiben der Querschnitte bei Verformung (Bernoulli-Hypothese) ausreichend genau erfüllt, und es können Standardverfahren zur Bemessung angewandt werden. In den D-Bereichen (D steht für Diskontinuität, Detail) treffen die Randbedingungen der Bernoulli-Hypothese nicht zu, man spricht von De St. Venant'schen Störbereichen. Diese Störbereiche klingen in einem kurzen Bereich ab, dessen Länge i.d.R. gleich der Trägerhöhe ist (Leonhardt und Mönning 1986). Die Bemessung von D-Bereichen erfolgt i.d.R. mit Stabwerksmodellen.

Für eine baupraktische Berechnung der Spannungsverteilung und die anschließende Bemessung der HBH-Komponenten im ungestörten Trägerbereich (B-Bereich) wird im Folgenden ein analytischer Berechnungsablauf auf Basis der Erkenntnisse aus den vorangegangenen Kapiteln vorgestellt.

8.2 Analytische Berechnung und Bemessung

Das statische Grundkonzept von holzbewehrtem Holz ist, die hohe Zugfestigkeit und den hohen E-Modul in Faserrichtung der Furniere nutzbar zu machen. Dazu werden die Furniere entsprechend den Hauptspannungstrajektorien angeordnet, zu einer Furnierebene verklebt und anschließend in den BSH-Querschnitt eingebracht. Durch den hohen Schubmodul der Furnierebene werden im ungestörten Trägerbereich (B-Bereich) planmäßig Querkräfte durch die Furnierebene abgetragen. Die Höhe der anteiligen Querkräfte der HBH-Komponenten ist dabei abhängig vom Verhältnis der Schubmodule der Furnierebene (G_{FE}) und der BSH-Komponente (G_{BSH}):

$$n = \frac{G_{FE}}{G_{BSH}} \quad [-] \quad (8-1)$$

Der Schubmodul der Furnierebene lässt sich in Abhängigkeit des Furnierlagenaufbaus auf Basis der Steifigkeitskennwerte der Furnierlagen mittels der konstruktiven Anisotropie berechnen. Abbildung 8.1 illustriert den Bemessungsablauf für holzbewehrtes Holz, die detaillierten mechanischen Zusammenhänge zur Berechnung des Schubmoduls der Furnierebene sind Abschnitt 3.3 zu entnehmen.

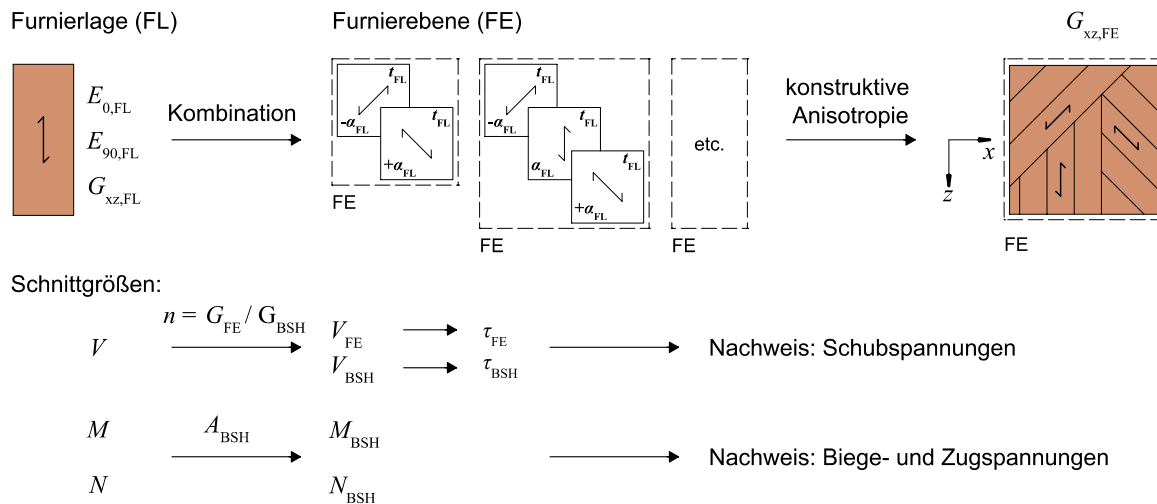


Abbildung 8.1 Berechnungs- und Bemessungsablauf für einen HBH-Träger

Die Berechnung der anteiligen Querkräfte der Furnierebene und der BSH-Komponente erfolgt nach den Gleichungen (8-2) und (8-3), die mechanischen Zusammenhänge sind Abschnitt 4.4 zu entnehmen.

$$V_{BSH} = V \frac{b_{BSH}}{b_{BSH} + n \cdot t_{FE}} \quad [N] \quad (8-2)$$

$$V_{FE} = V \frac{n \cdot t_{FE}}{b_{BSH} + n \cdot t_{FE}} \quad [N] \quad (8-3)$$

Unter Annahme eines parabelförmigen Schubspannungsverlaufs lässt sich auf Basis der anteiligen Querkräfte die maximalen Schubspannungen entsprechend der Bernoulli Balkentheorie in den HBH-Komponenten berechnen (Gleichungen (8-4) und (8-5)). Die Schubspannungen werden dabei über die Querschnittsbreite als konstant angenommen.

$$\tau_{\text{BSH}} = \frac{1,5 \cdot V_{\text{BSH}}}{k_{\text{cr}} \cdot A_{\text{BSH}}} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (8-4)$$

k_{cr}	[-]	Rissbeiwert für Brettschichtholz nach DIN EN 1995-1-1:2010-12
-----------------	-----	--

$$\tau_{\text{FE}} = \frac{1,5 \cdot V_{\text{FE}}}{A_{\text{FE}}} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (8-5)$$

Im Falle von nur einer Furnierebene sollte der Einfluss der Rissbildung in den BSH-Komponenten (d.h. zwei außenliegende BSH-Komponenten) durch den Rissbeiwert k_{cr} berücksichtigt werden. Bei zwei Furnierebenen lassen sich die Schubspannungen der mittleren BSH-Komponente mit einem Rissbeiwert von $k_{\text{cr}} = 1$ berechnen. Die Scherfestigkeiten müssen bis dato experimentell ermittelt werden, die in dieser Arbeit untersuchten Scherfestigkeiten der Furnierebenen sind Abschnitt 3.3 zu entnehmen.

Aus den numerischen Untersuchungen wurde ersichtlich, dass sich bis zu einem Furnierneigungswinkel (α_{FL}) von ca. 25° die Furnierebenen am Lastabtrag des Biegemoments beteiligen. In den durchgeführten experimentellen Untersuchungen war der Neigungswinkel (α_{FL}) stets größer als 25°. Aus diesem Grund erfolgt der Nachweis der Biegespannungen nur mit den BSH-Komponenten entsprechend dem Nachweisformat nach DIN EN 1995-1-1:2010-12. Bei Verwendung von aufgetrenntem BSH lässt sich die charakteristische Biegefestigkeit nach DIN EN 14080:2013-09 ermitteln.

Durch die Furnierebene wird die globale Schubsteifigkeit (GA_{HBH}) erhöht. Aus den experimentellen und numerischen Untersuchungen wurde ersichtlich, dass die Durchbiegung bei gedrunge-
nen Trägern ($l/h < 10$) im Vergleich zu unverstärktem BSH um 5 bis 10 % abnimmt. Bei Trägern mit einem Verhältnis von $l/h > 15$ nimmt der Verformungsanteil aus der Schubverzerrung ab, und der Biegeanteil überwiegt. Aus diesem Grund werden für die Berechnung der Verformungen nur die BSH-Komponenten angesetzt. Die Durchbiegung eines HBH-Trägers lässt sich folglich nach der Bernoulli Balkentheorie unter Ansatz der BSH-Komponenten ermitteln.

Zur Verifikation des Berechnungsmodells im ungestörten Trägerbereich wurde ein FEM-Volumenmodell der HBH-Serien 2 und 3 erstellt (Abbildung 8.2).

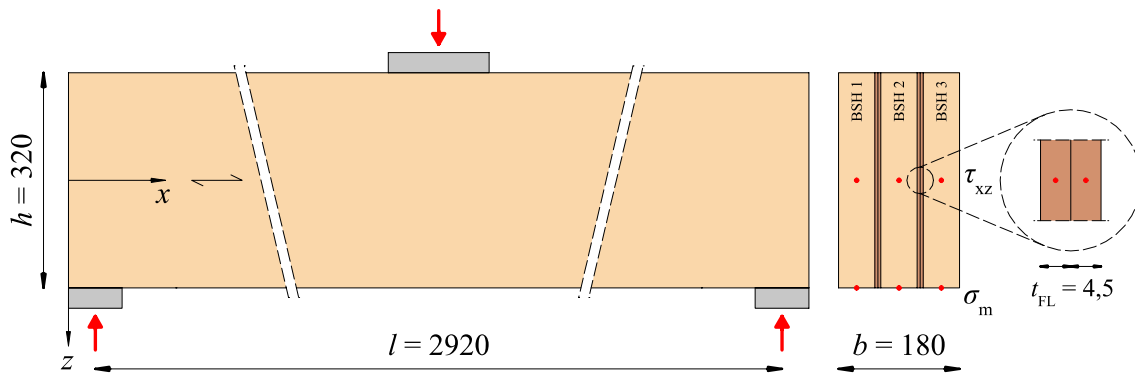


Abbildung 8.2 Abmessungen FEM-Volumenmodell mit Darstellung der Auswertepunkte (Pfade), zwei Furnierebenen gegenläufig 45°/45°, Steifigkeitskennwerte nach Tabelle 4.4, Modell HBH-Serie 3 analog, Abmessungen in mm

Anschließend wurden die Spannungen im FEM-Volumenmodell entlang von Pfaden ausgegeben und den Spannungen nach der analytischen Berechnung für den ungestörten Trägerbereich gegenübergestellt. Abbildung 8.3 zeigt die Ergebnisse.

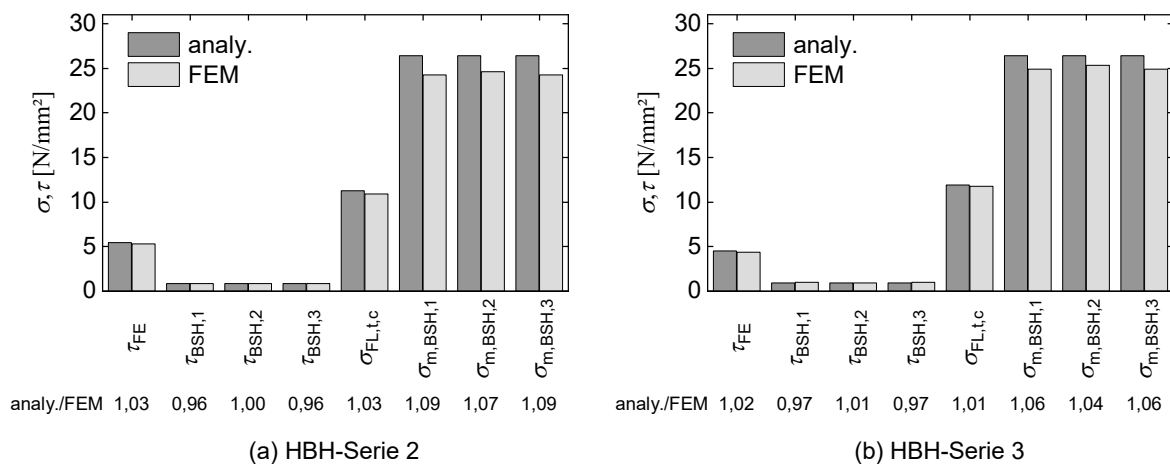


Abbildung 8.3 Vergleich der analytisch berechneten Spannungen mit den numerischen Ergebnissen (FEM)

Der Vergleich der analytisch berechneten Spannungen mit den maximalen Spannungen aus dem FEM-Volumenmodell zeigt eine sehr gute Übereinstimmung. Die analytisch berechnete Schubspannung der Furnierebene ist um 3 % höher als die maximale Schubspannung aus dem FEM-Volumenmodell. Die Rückrechnung der Schubspannungen auf die geneigten Furnierlagen der Furnierebene mittels der konstruktiven Anisotropie zeigt ebenfalls eine sehr gute Übereinstimmung. Die analytisch berechneten Biegezugspannungen sind um 7 bis 9 % höher als die entsprechenden Spannungen aus dem FEM-Volumenmodell.

8.3 Konstruktionsempfehlungen

Auf Basis der durchgeführten Untersuchungen können die folgenden Konstruktionsempfehlungen für holzbewehrtes Holz gemacht werden. In Abhängigkeit der Schubsteifigkeit der Furnierebene wird die Querkraft anteilig von der Furnierebene und den BSH-Komponenten abgetragen. Die Schubsteifigkeit der Furnierebene sollte mindestens 50 % der Schubsteifigkeit der BSH-Komponenten betragen. Die Breite der BSH-Komponenten (b_1) sollte nach aktuellem Kenntnisstand auf 100 mm begrenzt werden. Bei einer gegenläufigen Anordnung der Furnierlagen unter $\pm 45^\circ$ hat sich ein Mindestbewehrungsgrad von 10 % als geeignet herausgestellt. Die Furnierlagen der Furnierebene können auch aus anderen Holzarten außer Buche gefertigt werden. Der E-Modul längs zur Faser ($E_{0,FL}$) sollte dabei mindestens 15.000 N/mm² betragen. In Abbildung 8.4 sind erzielbare Schubsteifigkeiten einer gegenläufigen Furnierebene in Abhängigkeit der Neigung der Furnierlagen für Buchenschäl furniere abgebildet.

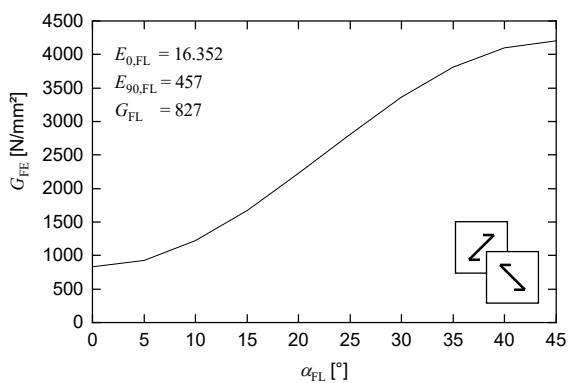


Abbildung 8.4 Mit Buchenfurnieren erzielbare Schubsteifigkeiten der Furnierebene bei einer gegenläufigen Anordnung für variierende Neigungswinkel der Furnierlagen, Steifigkeitskennwerte in N/mm²

Die Lasteinleitung quer zur Stablängsachse sollte möglichst direkt in die Furnierebenen erfolgen. Die Holzfeuchte der BSH-Komponenten bei der Produktion sollte maximal um 3 % höher liegen als die zu erwartende Ausgleichsfeuchte der späteren Nutzung.

Aufgrund der gegenläufigen Anordnung der Furnierlagen in einer Furnierebene entstehen durch die Druck- und Zugkräfte der Furnierlagen und deren Exzentrizität zueinander geringe Momente um die globale z-Achse. Dadurch wird der HBH-Querschnitt auf Biegung um die z-Achse (schwache Achse, Querbiegung) beansprucht. Abbildung 8.5 veranschaulicht die mechanischen Zusammenhänge für HBH-Querschnitte mit einer und zwei Furnierebenen bei gegenläufiger Anordnung der Furnierlagen. Mit zunehmender Neigung der Furnierlagen werden die Momente geringer, da die horizontale Kraftkomponente kleiner wird.

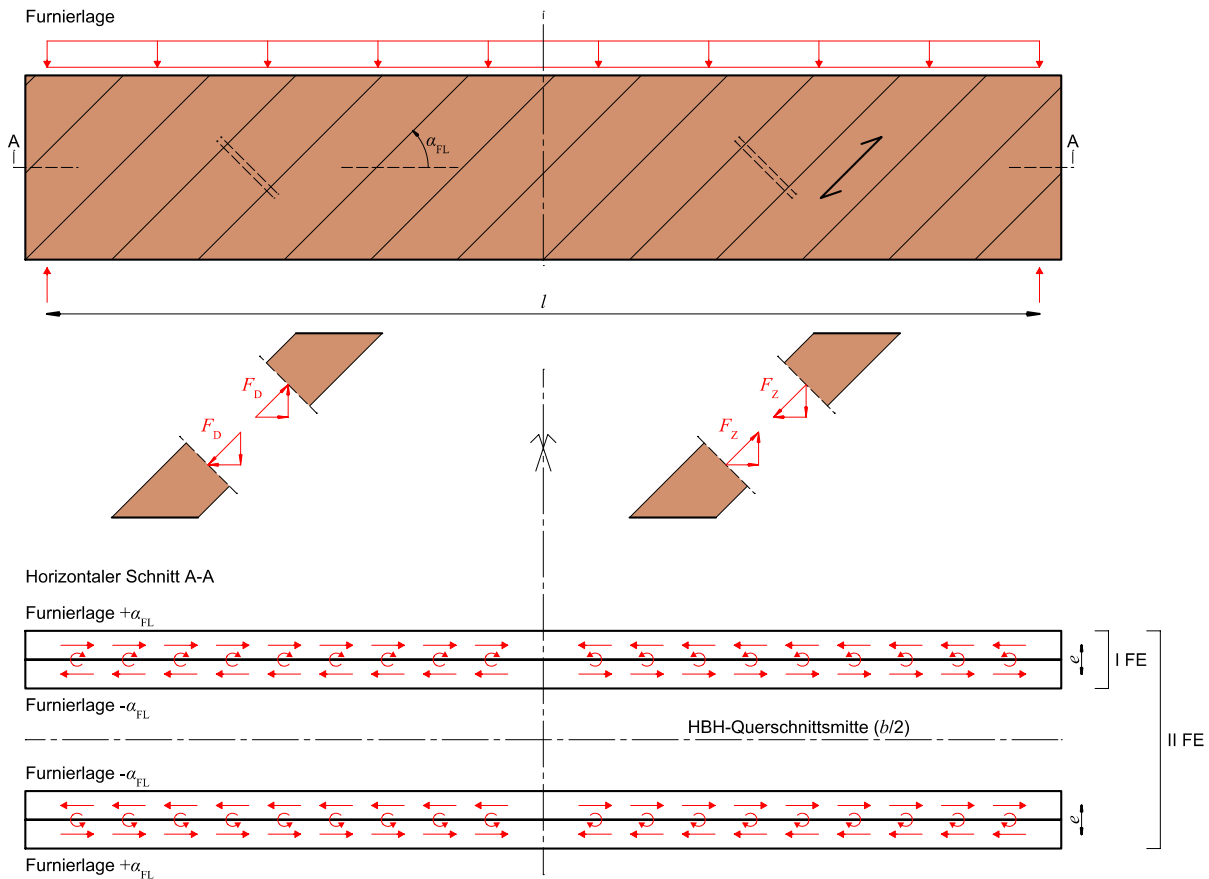


Abbildung 8.5 Mechanische Zusammenhänge der entstehenden Momente aus der Exzentrizität der Druck- und Zugkräfte der Furnierlagen

Bei einer Furnierebene verursachen die Momente eine Verdrehung des Trägers, die bei $l/2$ die Richtung wechselt. Im Gegensatz dazu heben sich die Momente bei zwei Furnierebenen durch die gezielte Anordnung der Furnierlagen auf. Dazu sind die Furnierebenen gespiegelt zur HBH-Querschnittsmitte anzuordnen. In den Prüfkörpern mit zwei Furnierebenen der vorangegangenen experimentellen Untersuchungen wurde dies berücksichtigt. Bei den Prüfkörpern mit einer Furnierebene konnte kein Einfluss der Momente auf das Trag- und Verformungsverhalten beobachtet werden.

8.4 Identifizierung möglicher Fertigungsverfahren

Entscheidend für eine erfolgreiche Markteinführung von holzbewehrtem Holz ist ein wirtschaftliches Fertigungsverfahren. Die Herstellung der HBH-Prüfkörper dieser Arbeit war durch einen arbeitsintensiven Produktionsprozess gekennzeichnet (vgl. Abschnitt 4.2.2). Die industrielle Produktion von holzbewehrtem Holz kann durch Adaption bestehender Fertigungsverfahren der Brettschicht-, Brettsperrholz- und Holzwerkstoffplattenproduktion erfolgen.

Als Vorprodukt der Furnierebene werden Streifen aus faserparallel verklebten Einzelfurnieren produziert. Dazu lassen sich etablierte Fertigungsverfahren für Furnierschichtholz ohne Absperrfurniere verwenden. Die Streifen werden anschließend in Abhängigkeit des Neigungswinkels der Furnierlage im Neigungswinkel abgekappt. Dadurch wird der Verschnitt minimiert. Die Breite der Streifen richtet sich nach den Positioniermöglichkeiten. Abbildung 8.6 illustriert den prinzipiellen Produktionsprozess der Furnierstreifen.

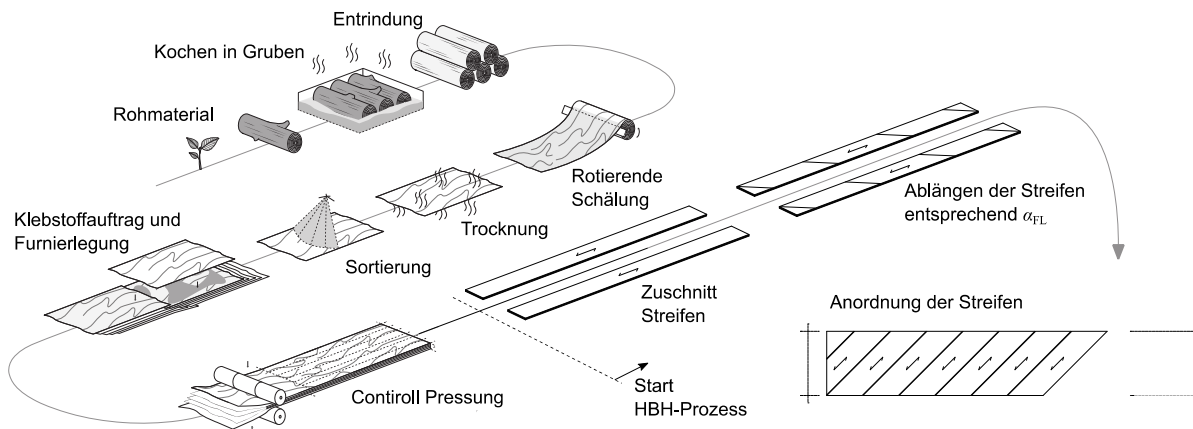


Abbildung 8.6 Produktion von faserparallel verklebten Furnierstreifen als Vorprodukt für die Produktion von holzbewehrtem Holz, Darstellung bis Controll Pressung aus Pollmeier (2020)

Im Folgenden werden erste Ansätze für eine großmaßstäbliche industrielle Produktion von holzbewehrtem Holz vorgestellt. Dabei sind die entscheidenden Faktoren der Klebstoffauftrag und die Positionierung der vorkonfektionierten Furnierstreifen.

Im ersten Ansatz wird die Furnierebene (Superlamelle) als standardisiertes Zulieferprodukt von Unternehmen der Holzwerkstoffindustrie hergestellt. Die Abmessungen der Superlamelle richten sich dabei nach den maximalen Transportabmessungen. Anschließend werden die Superlamellen zu BSH-Herstellern transportiert und durch Blockverklebung mit den BSH-Komponenten zu holzbewehrtem Holz gefügt. Abbildung 8.7 zeigt den prinzipiellen Produktionsprozess.

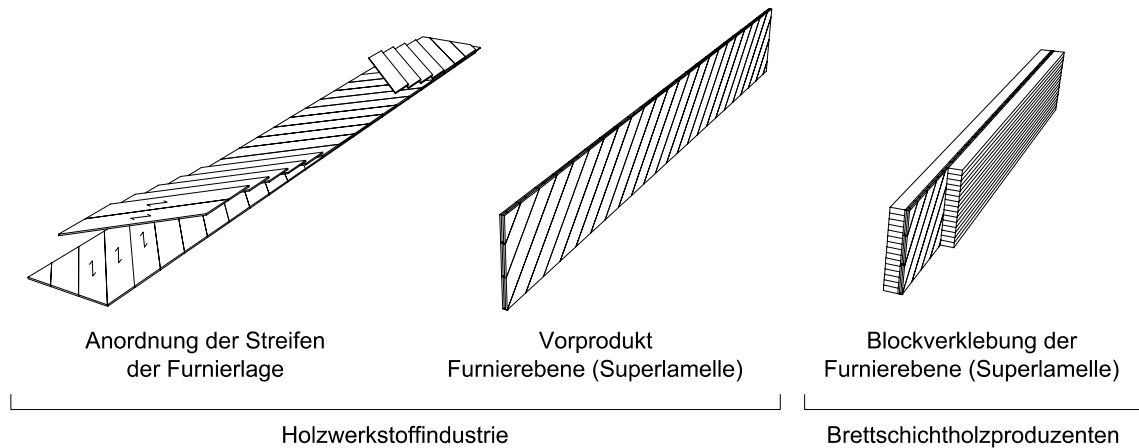


Abbildung 8.7 Vorproduktion von Furnierebenen (Superlamellen) und anschließender Blockverklebung bei einem BSH-Produzenten

Es wäre auch denkbar, die Furnierebene in Anlehnung an die Produktion von Furnierschichtholz mit Absperrfurnieren in einem Endlosverfahren zu fertigen. Dazu müssen die Einzelfurniere schräg positioniert bzw. eingeschoben werden. Dadurch entfällt das Verkleben der faserparallelen Einzelfurniere zu Streifen vorab. Durch die Vorproduktion der Furnierebene verringern sich die Investitionskosten bei den BSH-Produzenten, da die Furnierebene im Standardverfahren der Blockverklebung verarbeitet werden kann. Zudem lassen sich auch klein- und mittelständische BSH-Produzenten an der Wertschöpfung der HBH-Produktion beteiligen.

Im zweiten Ansatz erfolgt die Produktion von holzbewehrtem Holz in einer Fertigungsanlage für Brettsperrholz (BSP). Dadurch ist die Produktion von HBH mit BSH-Komponenten und auch mit stehenden Brettlamellen möglich (Abbildung 2.33) (c) (Abschnitt 2.2.2). Bei der Verwendung von Brettlamellen müssen diese schmalseitenverklebt werden. In einem großformatigen Pressbett werden die BSH-Komponenten oder die Brettlamellen positioniert. Anschließend erfolgt der Klebstoffauftrag analog zur klassischen Brettsperrholzproduktion. Danach werden die Streifen der faserparallel verklebten Einzelfurniere positioniert und fixiert. Anschließend erfolgt der Klebstoffauftrag, und die nächsten BSH-Komponenten oder Brettlamellen werden positioniert. Danach wird gepresst. Nach dem Pressen wird die entstandene Platte entsprechend der erforderlichen Querschnittshöhe in Streifen geschnitten. Abschließend erfolgen der Längenzuschnitt und der weitere Abbund. Abbildung 8.8 zeigt den prinzipiellen Produktionsprozess.

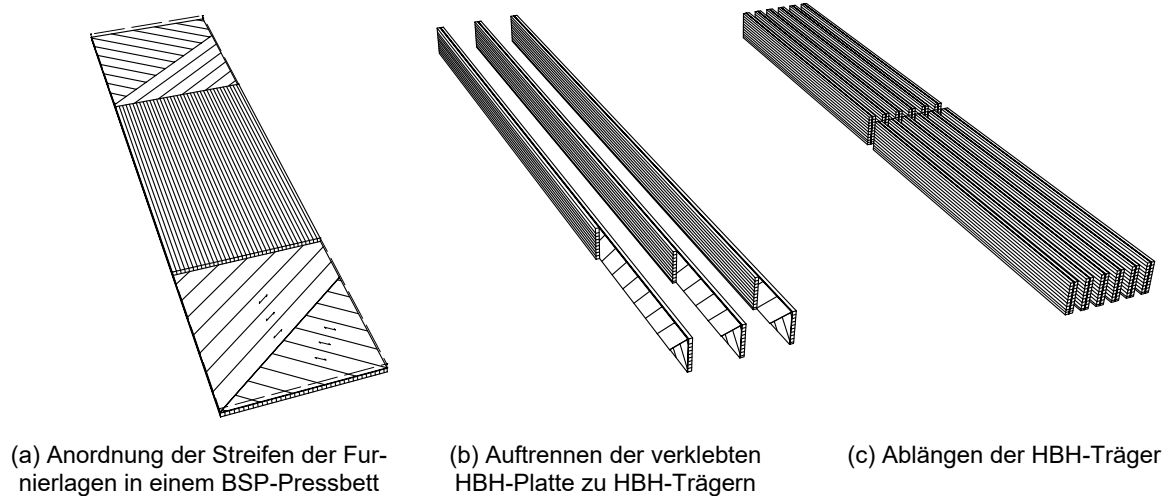


Abbildung 8.8 Produktion von holzbewehrtem Holz in einer BSP-Fertigungsanlage

Durch die Verklebung im Pressbett einer BSP-Fertigungsanlage können die Nadelholzkomponenten (BSH oder Brettlamellen) in einem Arbeitsgang mit den Furnierstreifen verklebt werden. Die maximalen Fertigungsabmessungen hängen von der Verarbeitungsgeschwindigkeit der Anlage und der offenen Zeit des Klebstoffs ab.

Der dritte Ansatz ist eine Kombination aus den beiden vorigen Ansätzen. Der Klebstoffauftrag und die Positionierung der Furnierstreifen erfolgen dabei durch Industrieroboter (Knickarmroboter). Dies ermöglicht eine industrielle Fertigung von projektspezifischen Aufbauten der Furnierebenen. Dabei werden die Furnierstreifen mit einem Vakuum-Sauggreifer aufgenommen und durch einen zweiten Roboter mit Klebstoff bestrichen. Anschließend erfolgt die Positionierung der Streifen. Nach dem Legen der Furnierlagen wird der HBH-Querschnitt gepresst und weiter abgebunden. Die robotische Fertigung ermöglicht eine kundenindividuelle Massenproduktion (engl. mass customization) durch einen vollständig digitalen Planungs- und Produktionsprozess.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Ziel dieser Arbeit war es, auf Basis einer Ideenentwicklung am Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion ein leistungsfähiges und robustes, furnierverstärktes, stabförmiges Holzprodukt für tragende Zwecke zu entwickeln. Dafür wurde Brettschichtholz aus Fichte mit gezielt angeordneten Furnierlagen aus Laubholz (Buche) zu holzbewehrtem Holz (HBH) kombiniert. Die Furnierlagen können grundsätzlich aus Nadel- oder Laubholz gefertigt werden. Laubholz zeichnet sich im Vergleich zu Nadelholz durch höhere Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften aus. Zudem wird durch den klimawandelbedingten Waldumbau in Zukunft das Laubholzaufkommen in den Wäldern steigen. Aus den genannten Gründen wurden in dieser Arbeit die Wirkungsweisen und Eigenschaften von Furnierlagen aus Laubholz (Buche) untersucht, um eine weitere stoffliche Verwertung von Laubholz für tragende Zwecke zu ermöglichen.

In einer umfangreichen numerischen Parameter- und Sensitivitätsstudie wurden effiziente Aufbauten von holzbewehrtem Holz in Abhängigkeit von den Parametern Furnierdicke und Neigungswinkel identifiziert. Die numerische Parameterstudie ergab: Im Vergleich zu unbewehrtem Brettschichtholz reduzieren Furnierebenen in holzbewehrtem Holz sowohl die Querkzug- als auch die Schubspannungen der BSH-Komponenten deutlich. Der Elastizitätsmodul der Furnierlagen ($E_{0,FL}$) sollte dabei mindestens 15.000 N/mm² betragen. Durch eine gegenläufige Anordnung der Furnierlagen in der Furnierebene entlang der Trägerlänge lassen sich die Schubspannungen in den BSH-Komponenten abhängig vom Bewehrungsgrad um bis zu 50 % reduzieren, dies entspricht einer theoretischen Verdoppelung der Traglast eines HBH-Trägers im Vergleich zu einem BSH-Träger. Das größte Potenzial zeigen 45°-geneigte (+45°/-45°), gegenläufig angeordnete Furnierlagen. Durch die gegenläufige Anordnung entsteht ein fachwerkartiger Lastabtragungsmechanismus, der anteilmäßig Querkräfte anzieht. Bis zu einem Neigungswinkel der Furnierlagen (α_{FL}) von ca. 25° und einem Bewehrungsgrad von ca. 15 % erhöhen sich die Biegespannungen in den BSH-Komponenten nicht wesentlich; die Furnierlagen beteiligen sich am Lastabtrag des Biegemoments. Die Schubsteifigkeit der Furnierebene (GA_{FE}) sollte mindestens 50 % der Schubsteifigkeit der BSH-Komponenten (GA_{BSH}) betragen. Mit zunehmender Dehnsteifigkeit der Furnierebene in die globale z-Richtung lassen sich die Querkzugspannungen in den BSH-Komponenten in Abhängigkeit der Neigung der Furnierlagen um bis zu 80 % reduzieren, bei einer gegenläufigen Furnieranordnung (+45°/-45°) um bis zu

58 %, dies entspricht einem theoretischen Laststeigerungsfaktor von 2,38. Mit zunehmender Breite der BSH-Komponenten (b_1) nimmt der Einfluss der Furnierebenen ab. Die Einflussbreite der Furnierebenen ist dabei maßgeblich abhängig vom Schubmodul der BSH-Komponenten ($G_{yz,BSH}$). Die instationären Simulationen zur Holzfeuchteänderung zeigten, dass flacher geneigte Furnierlagen geringere Querspannungen initiieren als 90°-orientierte. Die anschließenden experimentellen Untersuchungen verifizierten die Simulationsergebnisse.

Die experimentellen und theoretischen Untersuchungen erbrachten folgende Ergebnisse:

Eigenschaften der Laubholzurniere

Zug- und Schubversuche bestimmten die maßgeblichen Festigkeits- und Steifigkeitskenngrößen der verwendeten Furniere. Die Zugversuche zeigten einen starken Homogenisierungseffekt der Zugfestigkeit ($f_{t,0,FL}$) und des Elastizitätsmoduls ($E_{0,FL}$) bei bis zu vier faserparallel verklebten Einzelfurnieren ($t_F = 1,5 \text{ mm}$) zu Furnierlagen aus Buche. Ab vier verklebten Einzelfurnieren kann mit einer charakteristischen Zugfestigkeit ($f_{t,0,FL,k}$) von 100 N/mm^2 gerechnet werden. Mit zunehmender Anzahl an verklebten Einzelfurnieren steigt der Elastizitätsmodul der Furnierlage. Dies ist auf den Versteifungseffekt des Klebstoffs zurückzuführen. Die Scherfestigkeit und die Schubsteifigkeit von Furnierebenen rechtwinklig zur Plattenebene wurden an kleinformatischen Prüfkörpern ermittelt. Durch die um 45°-gedrehte Anordnung der Furnierlagen lässt sich die Schubsteifigkeit der Furnierebene im Vergleich zu einer faserparallelen Anordnung ($G_{xz} = 850 \text{ N/mm}^2$) um das Fünffache steigern. Die Scherfestigkeit der Furnierebene beträgt ca. das Fünffache der Scherfestigkeit des untersuchten Brettschichtholzes. Das Berechnungsverfahren der konstruktiven Anisotropie ermöglicht es, den Schubmodul rechtwinklig zur Plattenebene auf Basis der Steifigkeitskennwerte der Furnierlagen analytisch zu berechnen.

Tragverhalten bei Biege- und Schubbeanspruchung

Die BSH- und HBH-Prüfkörper versagten spröde auf Biegezug zwischen den Lasteinleitungspunkten. Dabei tendierten die HBH-Prüfkörper zu einem lokaleren Biegebruchverhalten als die BSH-Prüfkörper. Die Biegefestigkeiten der BSH-Prüfkörper liegen im erwarteten Bereich. Die Mittelwerte der Biegefestigkeiten ($f_{m,mean}$, bezogen auf den Bruttoquerschnitt) der HBH-Prüfkörper waren ca. 10 % niedriger als der Mittelwert der BSH-Prüfkörper. Die mit einem FEM-Volumenmodell berechneten Biegezugspannungen und Verformungen der BSH- und HBH-Prüfkörper zeigten eine sehr gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. Der Elastizitätsmodul des Brettschichtholzes ($E_{0,BSH}$) beeinflusste die Durchbiegung in Feldmitte maßgeblich. Gegenüber Steifigkeitsänderungen der Furnierlage bestand keine signifikante Sensitivität.

Zur Ermittlung der Schubbeanspruchbarkeit von holzbewehrtem Holz in Biegeträgern wurden gedrungene 3-Punkt- (3PB) und 4-Punkt- (4PB) Biegeversuche mit identischer Schubfeldlänge durchgeführt. Aus den Versuchen wird deutlich: Der 3-Punkt-Biegeprüfaufbau eignet sich nicht für die Ermittlung der Schubtragfähigkeit von HBH, da im Vergleich zu den resultierenden Biegespannungen die erforderlichen Schubspannungen nicht erreicht wurden. Mit dem 4-Punkt-Biegeprüfaufbau (Einfeldträger mit Kragarm) ließ sich für einen HBH-Prüfkörper der Serie 3 ein Schubversagen erzeugen. Trotz der beiden unterschiedlichen Versuchsaufbauten, die aufgrund der gleichbleibenden Länge des Schubfelds nur geringe Einflüsse auf die Versuchsergebnisse haben dürften, ist festzustellen, dass sich die aufnehmbare Querkraft um bis zu 67 %

gegenüber dem Mittelwert der BSH-Prüfkörper erhöht hat. Die Auswertung der Versuchsergebnisse zeigt, dass in Abhängigkeit der Schubsteifigkeiten der HBH-Komponenten (GA_{BSH} , GA_{FE}) die Querkräfte anteilig abgetragen werden. Im Vergleich zu den BSH-Prüfkörpern erhöhte sich der Mittelwert des Schubmoduls der HBH-Serie 1 um ca. 20 %, der Serie 2 um ca. 50 % und der Serie 3 um ca. 30 %. Die mit einem FEM-Volumenmodell berechneten Spannungen und Verformungen der BSH- und HBH-Prüfkörper der 3PB- und 4PB-Versuchsaufbauten zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit den analytisch berechneten Spannungen basierend auf den Versuchsergebnissen. Die Steifigkeitsannahmen des Simulationsmodells ließen sich über die eingeklebten Dehnungsmessstreifen (HBH-Serie 1) validieren. Es zeichnet sich ab, dass die Schubtragfähigkeit von holzbewehrtem Holz für baupraktische Anwendungsfälle (parallelgurtige Träger) die Biegetragfähigkeit übersteigt.

Tragverhalten bei Querkzug- und Querkdruckbeanspruchung

Die Furnierebenen der HBH-Querschnitte können als Querkzug- und Querkdruckverstärkung wirken. Die Furnierebenen im holzbewehrten Holz reduzierten die Querkzugspannungen in den BSH-Komponenten deutlich. Im Vergleich zur Bruchlast der BSH-Prüfkörper ließ sich die Last der initialen Querkzugrissbildung in den BSH-Komponenten der HBH-Prüfkörper abhängig vom Aufbau der Furnierebene um einen Faktor von 2,3 bis 4,7 steigern. Die Höhe der Last der initialen Rissbildung hängt dabei wesentlich von der Breite (b_1) der BSH-Komponenten, der Anzahl der Furnierebenen und nur geringfügig von der Dehnsteifigkeit der Furnierebene ab. Die Querkzugtragfähigkeit von holzbewehrtem Holz hängt maßgeblich von der Art der Lasteinleitung ab.

Die Furnierebenen im holzbewehrten Holz erhöhten auch die Querkdrucktragfähigkeit im Vergleich zu unbewehrtem Brettschichtholz deutlich. In Abhängigkeit des Aufbaus der Furnierebene steigerten sich die Querkdruckfestigkeit im Mittel um einen Faktor von 2,0 bis 2,9 und der Elastizitätsmodul ($E_{c,90}$) um einen Faktor von 1,8 bis 6,5. Mit zunehmender Dehnsteifigkeit der Furnierebene in die globale z -Richtung beeinflusst ein Knickversagen der Furnierebenen die maximale Tragfähigkeit der HBH-Prüfkörper wesentlich.

Im Vergleich liegen die mit der konstruktiven Anisotropie analytisch berechneten Steifigkeitskennwerte ($E_{t/c,90}$) der HBH-Prüfkörper mit einer Furnierebene ca. 40 % über den experimentellen Werten. Im Gegensatz dazu zeigen die analytisch berechneten Steifigkeitskennwerte für die HBH-Prüfkörper mit zwei Furnierebenen eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Kennwerten.

Tragfähigkeit von Ausklinkungen, Durchbrüchen und Queranschlüssen

Die experimentellen und theoretischen Untersuchungen zu Ausklinkungen, runden Durchbrüchen und Queranschlüssen bestätigten das sehr große Potenzial von holzbewehrtem Holz bei hohen lokalen Querkzug- und Schubbeanspruchungen. Bei allen drei Belastungsarten ließ sich die Last nach initialer Querkzugrissbildung der BSH-Komponenten weiter steigern. Die Lasten der BSH-Komponenten werden dabei in die Furnierebenen umgelagert. Im Vergleich zu unbewehrtem Brettschichtholz konnte die Tragfähigkeit von Ausklinkungen um den Faktor fünf erhöht, bei runden Durchbrüchen verdoppelt und bei Queranschlüssen verdreifacht werden. Für alle drei Beanspruchungssituationen wurden auf Basis der experimentellen und numerischen Untersuchungen analytische Ansätze zur Abschätzung der Traglast erarbeitet. Durch

holzbewehrtes Holz lassen sich die geometrischen Randbedingungen (maximale Ausklingungshöhe, maximaler Durchbruchsdurchmesser, minimale Anschlusshöhe) von unbewehrtem Brettschichtholz optimieren.

Auswirkungen von Holzfeuchteänderungen

Die experimentellen Untersuchungen zum Einfluss von Holzfeuchteänderungen von holzbewehrtem Holz ergaben, dass der Sperreffekt von geneigten Furnierlagen im Vergleich zu 90°-orientierten Furnierlagen bei Austrocknung geringer ausgeprägt ist. Durch die Furnierebenen verläuft der Austrocknungsprozess der mittleren BSH-Komponente bei den HBH-Prüfkörpern mit zwei Furnierebenen verzögert ab. Ein Einfluss des verzögerten Trocknungsverhaltens auf die Rissbildung in den BSH-Komponenten war nicht feststellbar. Erste Quersugrisse in den BSH-Komponenten traten ab einer Holzfeuchteänderung im oberflächennahen Bereich von $\Delta u = 2\text{-}3\%$ auf. Um den Sperreffekt der Furnierebenen auf die BSH-Komponenten zu reduzieren, ist eine Verringerung der Neigung der Furnierlagen anzustreben. Die allgemeine Forderung, dass bei der Herstellung von BSH-Bauteilen deren Holzfeuchte der zu erwartenden Gleichgewichtsfeuchte der Gebäudenutzung entsprechen sollte, gilt auch für die BSH-Komponenten von holzbewehrtem Holz.

Aufgrund der Ergebnisse dieser Arbeit ist festzustellen, dass holzbewehrtes Holz eine effektive Alternative zu konventionell verstärkten, hochbeanspruchten Detailpunkten ist, in denen hohe Schubspannungen und/oder Spannungen senkrecht zur Faser auftreten.

Für die Weiterentwicklung und Optimierung von holzbewehrtem Holz sollten die folgenden Punkte untersucht werden:

- Die konstruktive Anisotropie und die Steifigkeitskennwerte der Furnierlagen zeigten, dass sich die Steifigkeitskennwerte der Furnierebenen rechnerisch ermitteln lassen. Für projektbezogene individuelle Aufbauten von Furnierebenen ist ein analytisches Verfahren zur Berechnung der Festigkeitskennwerte der Furnierebenen auf Basis der Festigkeitskennwerte der Furnierlagen zu entwickeln. Erste Ansätze dazu erstellten Koh und Clouston (2017).
- Die Schubtragfähigkeit unter Biegebeanspruchung ließ sich mit den durchgeführten experimentellen Untersuchungen nicht abschließend klären. Für weitere Untersuchungen ist zu empfehlen, eine Prüfkonfiguration zu wählen, bei der keine Verstärkung der Biegetragfähigkeit (aufgeklebte FSH-Lamellen) der HBH-Träger erforderlich ist. Der verwendete 4-Punkt-Biegeversuchsaufbau (Einfeldträger mit Kragarm) scheint dafür geeignet zu sein.
- Die experimentellen Untersuchungen zur Quersugtragfähigkeit zeigten das hohe Lastumlagerungspotenzial einer Quersugbeanspruchung der BSH-Komponenten in die Furnierebenen. Dies ist vor allem bei Trägerformen wie Satteldachträgern oder gekrümmten Trägern relevant, da hier durch Umlenkkräfte Quersugspannungen in den BSH-Komponenten entstehen. Inwieweit sich die Quersugbeanspruchbarkeit von holzbewehrtem Holz durch die Furnierebenen bei räumlich verteilten Quersugspannungen in den BSH-Komponenten steigern lässt, sollte Gegenstand weiterer Untersuchungen sein. Vor allem ist zu untersuchen, ob sich die Furnierebenen positiv auf die vom beanspruchten Volumen abhängige Quersugfestigkeit der BSH-Komponenten auswirken.

- Die maximale Querdrucktragfähigkeit von holzbewehrtem Holz ist wesentlich abhängig vom Knickverhalten der Furnierebenen. Um das Knickverhalten der Furnierebenen besser zu beschreiben, sind weitere Versuche mit variierenden geometrischen Randbedingungen entsprechend realen Beanspruchungssituationen (z. B. Träger auf Stütze) erforderlich. Ein deutlicher Einfluss der Prüfkörperhöhe wird erwartet.

Für die Weiterentwicklung von Ausklinkungen, runden Durchbrüchen oder Queranschlüssen in holzbewehrtem Holz sollten die folgenden Punkte Gegenstand weiterer Untersuchungen sein:

- Es ist zu untersuchen, inwieweit die effektive Bauteilhöhe der Ausklinkung reduziert werden kann.
- In der vorliegenden Arbeit wurden runde, zentrisch positionierte Durchbrüche untersucht. Holzbewehrtes Holz hat das Potenzial, die Durchbruchhöhe im Verhältnis zur Trägerhöhe zu vergrößern. Ebenso ist zu erwarten, dass holzbewehrtes Holz eine hohe Leistungsfähigkeit bei rechteckigen und bei exzentrisch positionierten Durchbrüchen sowie bei Gruppenanordnungen von Durchbrüchen hat. Auch Lochstegträger, die bis dato dem Stahlbau vorbehalten waren, sind mit holzbewehrtem Holz denkbar.
- Im Bereich von Anschlüssen bietet holzbewehrtes Holz die Chance, völlig neuartige Fügemöglichkeiten zu entwickeln, da planmäßig Lasten quer zur Stablängsrichtung eingeleitet werden können. Bei der Bemessung von unverstärkten Bauteilen aus Brettschichtholz (z. B. Fachwerkstäbe) sind häufig Anschlussdetails maßgebend. Um die Anzahl der Verbindungsmittel und deren Mindestabstände einzuhalten, ist es oft erforderlich, die Querschnittsabmessungen zu vergrößern. Der Einsatz von holzbewehrtem Holz lässt eine Reduktion der Verbindungsmittelanzahl und -abstände sowie ein Angleichen des Ungleichgewichts zwischen Anschluss- und Bauteilnachweisen erwarten. Gleichzeitig ermöglicht holzbewehrtes Holz, Stahlbleche und Verbindungsmittel (VBM) auf ein Minimum zu reduzieren oder durch gezielte Aktivierung der Superlamellen ganz darauf zu verzichten.

Die rechnerischen Modelle zur Abschätzung der Tragfähigkeit von Ausklinkungen, runden Durchbrüchen und Queranschlüssen sind für andere geometrische Verhältnisse zu verifizieren. Zudem ist festzulegen, ob auf Gebrauchslastniveau eine Querszugbildung der BSH-Komponenten zulässig sein soll.

- Die Versuche zur Auswirkung von Holzfeuchteänderungen in holzbewehrtem Holz haben gezeigt, dass die Furnierebenen je nach Neigung der Furnierlagen die Schwindverformungen der BSH-Komponenten behindern. Dadurch können kritische Querszugspannungen und Risse entstehen. Zur Abschätzung des Einflusses von Rissen auf die Schubtragfähigkeit von holzbewehrtem Holz sollten Schubversuche (Einfeldträger mit Kragarm) nach einer längeren Klimalagerung durchgeführt werden. Ebenfalls zu untersuchen ist der Einfluss der Austrocknung über die Hirnholzflächen bei Ausklinkungen, Durchbrüchen und Trägern. Dazu sollten Versuche analog zu den Untersuchungen von Danzer et al. (2019) durchgeführt werden.

- Für eine erfolgreiche Markteinführung von holzbewehrtem Holz sind wirtschaftliche Fertigungsmethoden nötig. Erste Ansätze stellt diese Arbeit vor. Zu untersuchen ist, ob es notwendig ist, die Längsseiten der Furnierstreifen kraftschlüssig zu fügen. Werden die Furnierebenen vorproduziert, sind geeignete kraftschlüssige Fügemetoden zu analysieren (Schäftung, Keilzinkenstoß). Zudem ist der Einsatz von alternativen Klebstoffsystemen zu prüfen.

In dieser Arbeit wurden erstmalig die Grundlagen für holzbewehrtes Holz erarbeitet. Diese Grundlagen lassen sich nun für die Weiterentwicklung und Optimierung nutzen.

Mit holzbewehrtem Holz ist ein neues, hochleistungsfähiges, robustes und inhärent verstärktes Holzprodukt mit deutlich verbesserten Eigenschaften bei Schub- und Querkzugbeanspruchungen verfügbar.



Veneer-reinforced timber

Literaturverzeichnis

Veröffentlichungen

- Aicher, S., Dill-Langer, G. (1997) Dol effect in tension perpendicular to the grain of glulam depending on service glasses and volume CIB-W18/30-9-1, Vancouver, 1997.
- Aicher, S., Höfflin, L., Reinhardt, H.-W. (2003) Verifizierung versagensrelevanter Dehnungsverteilungen im Bereich runder Durchbrüche in Brettschichtholzträgern. *Bautechnik* 80 (8), 523–533.
- Aicher, S., Höfflin, L., Reinhardt, H.-W. (2007) Runde Durchbrüche in Biegeträgern aus Brettschichtholz – Teil 2: Tragfähigkeit und Bemessung. *Bautechnik* 84 (12), 867–880.
- Aicher, S., Reinhardt, H.-W. (2007) Delaminierungseigenschaften und Scherfestigkeiten von verklebten rotkernigen Buchenholzlammellen. *European Journal of Wood and Wood Products* 65 (2), 125–136.
- Aicher, S., Tapia, C. (2018) Novel internally LVL-reinforced glued laminated timber beams with large holes. *Construction and Building Materials* 169, 662–677. <https://doi.org/10.1016/J.CONBUILDMAT.2018.02.178>.
- Albers, K. (1970) Querdehnungs- und Gleitzahlen sowie Schub- und Scherfestigkeiten von Holzwerkstoffen. Universität Hamburg. Dissertation.
- Anders, E. K. (2008) Einzellasten auf Decken aus Brettsperrholz – FE-Modellierungen. Diplomarbeit. Technische Universität München.
- André, A. (2007) Strengthening of Timber Structures with Flax Fibres. Licentiate Thesis. Lulea University of Technology.
- Angst, V. (2010) Moisture induced stresses perpendicular to the grain in glulam: Review and evaluation of the relative importance of models and parameters. *Holzforschung* 64 (5), 209. <https://doi.org/10.1515/hf.2010.089>.
- Aydin, I., Colak, S., Colakoglu, G., Salih, E. (2004) A comparative study on some physical and mechanical properties of Laminated Veneer Lumber (LVL) produced from Beech (*Fagus orientalis* Lipsky) and Eucalyptus (*Eucalyptus camaldulensis* Dehn.) veneers. *Holz als Roh- und Werkstoff* 62 (3), 218–220. <https://doi.org/10.1007/s00107-004-0464-3>.
- Ballerini, M. (2006) A new prediction formula for the splitting strength of beams loaded perpendicular-to-grain by dowel-type and nail-plates connections Portland, Oregon, USA, WCTE, 2006.
- Basler, K., Mueller, J., Thurlimann, B., Yen, B. (1960) Web buckling tests on welded plate girders. Overall introduction and part 1: the test girders. *WRC Bulletin*, 64, (September 1960), Reprint No. 165 (60-5)". Fritz Laboratory Reports. Paper 66.

- Bejtka, I. (2005) Verstärkung von Bauteilen aus Holz mit Vollgewindeschrauben. Dissertation. Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie.
- Bejtka, I. (2011) Cross (CLT) and diagonal (DLT) laminated timber as innovative material for beam elements. Karlsruhe, KIT Scientific Publishing.
- Bittner, J. (1939) Furniere — Sperrholz Schichtholz. Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg.
- Blank, L. (2018) Bending resistance and deformation capacity of fibre reinforced glulam beams.
- Blaß, H. J., Bejtka, I. (2003) Querkzugverstärkungen in gefährdeten Bereichen mit selbstbohrenden Holzschrauben. Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart. Bauforschung, Band T 3017.
- Blaß, H. J., Flaig, M. (2012) Stabförmige Bauteile aus Brettsper Holz. Karlsruhe, KIT Scientific Publishing.
- Blaß, H. J., Frese, M. (2010) Schadensanalyse von Hallentragwerken aus Holz. Karlsruhe, KIT Scientific Publishing.
- Blaß, H. J., Krüger, O. (2010) Schubverstärkung von Holz mit Holzschrauben und Gewindestangen. Karlsruhe. Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau.
- Blaß, H. J., Romani, M. (2001) Tragfähigkeitsuntersuchungen an Verbundträgern aus BS-Holz und Faserverbundkunststoff-Lamellen. Holz als Roh- und Werkstoff 59 (5), 364–373. <https://doi.org/10.1007/s001070100225>.
- Blaß, H. J., Sandhaas, C. (2016) Ingenieurholzbau. Grundlagen der Bemessung. Karlsruhe, KIT Scientific Publishing.
- Blaß, H. J., Schmid, M. (2001) Querkzugfestigkeit von Vollholz und Brettschichtholz. European Journal of Wood and Wood Products 58 (6), 456–466. <https://doi.org/10.1007/s001070050460>.
- Blaß, H. J., Steck, G. (1999) Querkzugverstärkungen von Holzbauteilen - Teil 1. Bauen mit Holz (3), 42–46.
- Borth, O. (2002) Abschätzung der Tragfähigkeit von Queranschlüssen an Trägern aus Voll- und Brettschichtholz im Rahmen der Linear-Elastischen Bruchmechanik. Dissertation. Weimar, Bauhaus-Universität Weimar.
- Bosl, R. (2002) Zum Nachweis des Trag- und Verformungsverhaltens von Wandscheiben aus Brettlagenholz. Dissertation. Universität der Bundeswehr, München.
- Brandner, R., Gattering, W., Schickhofer, G. (2012) Determination of Shear Strength of Structural and Glued Laminated Timber Växjö, Sweden, Conference: International Council for Research and Innovation in Building and Construction, Working Commission W18 - Timber Structures, 2012.
- Buchelt, B., Wagenführ, A. (2008) The mechanical behaviour of veneer subjected to bending and tensile loads. European Journal of Wood and Wood Products 66 (4), 289–294. <https://doi.org/10.1007/s00107-008-0235-7>.
- Buddenberg, H. (2015) Steigerung der Holzausbeute und Qualität von Buchenschäl furnieren für die Herstellung von Furniersper Holz. Vortrag. Technische Universität München.
- Danielsson, H. (2006) The strength of glulam beams with holes – a survey of tests and calculation methods. Department of Construction Sciences, Structural Mechanics, Lund University.
- Danzer, M., Dietsch, P., Winter, S. (2017) Einfluss exzentrisch positionierter runder Einzeldurchbrüche und Gruppen von Durchbrüchen auf die Tragfähigkeit von Brettschichtholzträgern. Entwicklung von Bemessungsverfahren und Konstruktionsregeln für Verstärkungsmaßnahmen. Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, Technische Universität München.
- Danzer, M., Dietsch, P., Winter, S. (2019) Verhalten verstärkter Brettschichtholzbauteile unter Schwindbeanspruchung. Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, Technische Universität München. Abschlussbericht.
- Danzer, M., Dietsch, P., Winter, S. (2020) Shrinkage behaviour of reinforced glulam, Proceedings of INTER – Meeting, 2020.
- Dietsch, P. (2012) Einsatz und Berechnung von Schubverstärkungen für Brettschichtholzbauteile. Dissertation. Technische Universität München.

- Dietsch, P. (2017) Effect of reinforcement on shrinkage stresses in timber members. *Construction and Building Materials* 150, 903–915.
- Dietsch, P., Brandner, R. (2015) Self-tapping screws and threaded rods as reinforcement for structural timber elements – A state-of-the-art report. *Construction and Building Materials* 97, 78–89.
<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.04.028>.
- Dietsch, P., Winter, S. (2018) Structural failure in large-span timber structures. A comprehensive analysis of 230 cases. *Structural Safety* 71, 41–46.
- Dröscher, J., Schickhofer, G., Augustin, M. (2016) Prüftechnische Untersuchungen unterschiedlicher Verstärkungsmethoden für BSH- und BSP-Träger mit großen runden Durchbrüchen. Institut für Holzbau und Holztechnologie TU Graz, holz.bau forschungs gmbh.
- Dunky, M., Niemz, P. (2002) *Holzwerkstoffe und Leime. Technologie und Einflussfaktoren*. Berlin, Springer.
- Echavarría, C., Jiménez, L., Ochoa, J. C. (2012) Bamboo-reinforced glulam beams: an alternative to fiberglass-reinforced glulam beams. *DYNA (Vol.79 (174))*, 24–30.
- Ehlbeck, J., Colling, F. (1985) Scherfestigkeit rechtwinklig zur Plattenebene und Schubmodul von Bau-Furniersperrholz aus Buche. *European Journal of Wood and Wood Products* 43 (4), 143–147.
- Ehlbeck, J., Colling, F. (1987) Tragfähigkeit von mit Glasfaser-Verbund-Profilen verstärkten Brettschichtholzträgern. Universität Fridericiana Karlsruhe.
- Ehlbeck, J., Kürth, J. (1994) Ermittlung der Querkzugfestigkeit von Voll- und Brettschichtholz. Entwicklung eines Prüfverfahrens. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abteilung Ingenieurholzbau, Universität Fridericiana Karlsruhe.
- Ehrhart, T. (2014) Materialbezogene Einflussparameter auf die Rollschubeigenschaften in Hinblick auf Brettsperrholz. Masterarbeit. Technische Universität Graz.
- Ehrhart, T. (2019) *European Beech Glued Laminated Timber*. Dissertation. ETH Zurich.
<https://doi.org/10.3929/ethz-b-000402805>.
- Flaig, M. (2013) *Biegeträger aus Brettsperrholz bei Beanspruchung in Plattenebene*. Dissertation. Karlsruher Institut für Technologie.
- Franke, S., Franke, B., Heubuch, S., Frangi, A., Jockwer, R. (2019) *Anschlüsse in Buchenholz. Ermittlung von Grundlagen zur Bemessung von Anschlüssen für die Marktimplementierung in der Schweiz*. Berner Fachhochschule. Bern.
- Gaber, E. (1938) Zusammengesetzte Holzbiegeträger als Ersatz im Hoch- und Brückenbau. *Mitteilungen des FA für Holzfragen*, Heft 21.
- Gaber, E. (1940) Sparsame Holzträger. Ein Beitrag zum hochwertigen Holzbau. *Mitteilungen des Fachausschusses für Holzfragen beim Verein Deutscher Ingenieure und Deutscher Forstverein*.
- Gamper, A., Dietsch, P., Merk, M. (2013) *Gebäudeklima - Langzeitmessung zur Bestimmung der Auswirkungen auf Feuchtegradienten in Holzbauteilen*. Stuttgart. Forschungsinitiative ZukunftBau.
- Gehri, E. (2010) Shear problems in timber engineering - analysis and solutions. *Proceedings of the 11th world conference on timber engineering WCTE*, pp 20–24, 2010.
- Gesteschi, T. (1926) *Der Holzbau*. Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg.
- Haller, P., Birk, T., Putzger, R. (2001) *Physikalische und mechanische Untersuchungen an textilibewehrtem Holz und Holzbauteilen*. SFB 528, Arbeits- und Ergebnisbericht.
- Haller, P., Wehsener, J. (1999) *Neue Holzverbindungen mit technischen Textilien und thermomechanischer Verdichtung*. *Bauen mit Textilien* (3), 16–22.
- Hassinger, P. (2013) *Zwischen Evolution und Revolution. Der Werkstoffwandel im Flugzeugbau*. Zugl.: Karlsruhe, KIT, Diss., 2012. Hannover/Karlsruhe, Technische Informationsbibliothek u. Universitätsbibliothek; KIT Scientific Publ.
- Hearmon, R. F. S. (1966) Theory of the vibration testing of Wood. *Forest Products Journal* Volume 16 (Issue 8),

pp. 29-40.

- Hernandez, R., Davalos, J., Somnath, S. S., Youngchan, K., Russel, C. M. (1997) Strength and stiffness of reinforced yellow-poplar glued-laminated beams. United States Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. Madison, Wisconsin. Online verfügbar unter <https://babel.hathitrust.org/cgi/pt?id=umn.31951d028898765> (abgerufen am 31.05.2019).
- Hirschmann, B. (2011) Ein Beitrag zur Bestimmung der Scheibenschubfestigkeit von Brettspertholz. Institut für Holzbau und Holztechnologie. Technische Universität Graz. Masterarbeit.
- Hollinsky, K. (1985) Querszugbelastbarkeitserhöhung von Brettschichtholz mit in Reaktionsharz eingeleimten glasfaserverstärkten Polyesterstäben. Dissertation. Wien, Technische Universität Wien.
- Jiang, Y., Schaffrath, J., van de Kuilen, J. W., Winter, S. (2014) Möglichkeiten der Verklebung verschiedener Holzarten und Untersuchungen zur Verwendbarkeit als Brettschichtholz. Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion. Technische Universität München. Abschlussbericht zum AiF-Forschungsvorhaben: 17284N.
- Jockwer, R. (2014) Structural behaviour of glued laminated timber beams with unreinforced and reinforced notches. Dissertation. Zürich, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich (ETH Zürich).
- Johansen, K. W. (1949) Theory of timber connections. International Association of Bridge and Structural Engineering (IABSE) Publication 9, Basel, Switzerland.
- Johnsson, H., Blanksvärd, T., Carolin, A. (2007) Glulam members strengthened by carbon fibre reinforcement. *Materials and Structures* 40 (1), 47–56. <https://doi.org/10.1617/s11527-006-9119-7>.
- Jönsson, J. (2004) Internal stresses in the cross-grain direction in glulam induced by climate variations. *Holzforschung* 58 (2), 209. <https://doi.org/10.1515/HF.2004.023>.
- Kämpf, G. (1948) Patentschrift Nr. 254319. Verfahren zur Verleimung aus einzelnen Teilen zusammengesetzter Holzträger. Schweizerische Eidgenossenschaft.
- Kersten, C. (1921) Freitragende Holzbauten. Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg.
- Koh, R. S., Clouston, P. (2017) In-Plane Shear Properties of Laminated Wood from Tension and Compression Tests of Angle-Ply Laminates. *Journal of Materials in Civil Engineering* 29 (11), 4017214. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0002063](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0002063).
- Kollmann, F. F. P., Kuenzi, E. W., Stamm, A. J. (1975) Principles of wood science and technology. Milton Keynes UK/Berlin/Heidelberg/New York, Lightning Source UK Ltd; Springer-Verlag.
- Koronev, B. G., Rabinovic, I. M. (1980) Baudynamik. (Übersetzung aus dem Russischen von W.O. Beyer). Berlin, VEB-Verlag für Bauwesen.
- Lechner, M., Dietsch, P., Winter, S. (2021) Hybride Holzbauteile aus Laubholz-Furnieren und Brettschichtholz aus Nadelholz. Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, Technische Universität München. ZukunftBau Abschlussbericht.
- Leonhardt, F., Mönning, E. (1986) Vorlesungen über Massivbau. Teil 2 Sonderfälle der Bemessung im Stahlbetonbau. Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg.
- Lischke, N. (1985) Zur Anisotropie von Verbundwerkstoffen am Beispiel von Brettlagenholz. Fortschritt-Berichte VDI. Düsseldorf. Reihe 5.
- Mark, R. E. (1961) Wood-Aluminum Beams Within and Beyond the Elastic Range 1. Rectangular Sections. *Forest Products Journal* 11 (10), 477–484.
- Mestek, P. (2011) Punktgestützte Flächentragwerke aus Brettspertholz (BSP) – Schubbemessung unter Berücksichtigung von Schubverstärkungen. München, Technische Universität München, Diss., 2011. München, Universitätsbibliothek der TU München.
- Möhler, K. (1976) Zur Berechnung von Brettschichtholz-Konstruktionen. *Bauen mit Holz* (3), 104–108.
- Möhler, K., Maier, G. (1970) Kriech- und Relaxations-Verhalten von lufttrockenem und nassem Fichtenholz bei Querdruckbeanspruchung. *European Journal of Wood and Wood Products* 28 (1), 14–20. <https://doi.org/10.1007/BF02615721>.

- Möhler, K., Maier, G. (1972) Behelfsbrücken aus Holz auf dem Olympiagelände in München. *Bauen mit Holz* 74 (5), 238–242.
- Möhler, K., Steck, G. (1977) Rissbildung in Brettschichtholzträgern durch Trocknung. Universität Karlsruhe. Forschungsbericht F1423. (abgerufen am 02.07.2019).
- Neuhaus, H. (2017) *Ingenieurholzbau. Grundlagen - Bemessung - Nachweise - Beispiele*. 4. Aufl. Wiesbaden, Springer Vieweg.
- Niemz, P., Gereke, T. (2009) Auswirkungen kurz- und langzeitiger Luftfeuchteschwankungen auf die Holzfeuchte und die Eigenschaften von Holz. *Bauphysik* (6), 380–385. <https://doi.org/10.1002/bapi.200910049>.
- Niemz, P., Sonderegger, W. U. (2017) *Holzphysik. Physik des Holzes und der Holzwerkstoffe*. München, Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag.
- Plevris, N., Triantafyllou, T. C. (1992) FRP-Reinforced Wood as Structural Material. *Journal of Materials in Civil Engineering* 4 (3), 300–317. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0899-1561\(1992\)4:3\(300\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0899-1561(1992)4:3(300)).
- Pollmeier, R. (2014) Produktion und Weiterverarbeitung von Buchen-Furnierschichtholz. Garmisch, 20. Internationales Holzbau-Forum 2014, 2014.
- Popper, R., Niemz, P. (2009) Wasserdampfsorptionsverhalten ausgewählter heimischer und überseeischer Holzarten. *Bauphysik* 31 (2), 117–121. <https://doi.org/10.1002/bapi.200910017>.
- Ravenshorst, G., van de Kuilen, J. W. (2009) Relationships between local, global and dynamic modulus of elasticity for soft- and hardwoods CIB-W18/42-10-1, Dübendorf, 2009.
- Rogelj, J., Shindell, D., Jiang, K., Fifita, S., Forster, P., Ginzburg, V., Handa, C., Kheshgi, H., Kobayashi, S., Kriegler, E., Mundaca, L., Séférian, R., Vilariño, M. V. (2018) Mitigation Pathways Compatible with 1.5°C in the Context of Sustainable Development. In: *Global Warming of 1.5°C. An IPCC Special Report on the impacts of global warming of 1.5°C above pre-industrial levels and related global greenhouse gas emission pathways, in the context of strengthening the global response to the threat of climate change, sustainable development, and efforts to eradicate poverty*. IPCC.
- Rowlands, R. E., Van Deweghe, R. P., Laufenberg, T. L., Krueger, G. P. (1986) Fiber-reinforced wood composites. *wood and fiber science* 18 (01), 39–57.
- Sandhaas, C. (2012) Mechanical behaviour of timber joints with slotted-in steel plates. Dissertation.
- Schepelmann, H. W. (1930) Untersuchungen über den Einfluß der Schichtung und Verleimung auf die Zugfestigkeit von Sperrholz. Dissertation. Berlin.
- Schickhofer, G. (2001) Determination of Shear Strength Values for GLT using Visual and Maschine Graded Spruce Laminations Venezia, Italy, Conference: International Council for Research and Innovation in Building and Construction, Working Commission W18 - Timber Structures, 2001.
- Schickhofer, G. (2011) Holz-Massivbauweise in Brettspertholz. Ausgewählte Forschungsaktivitäten und Einsatzbereiche, IBK-Kolloquium, 2011.
- Schickhofer, G., Obermayr, B. (1998) Development of an optimised test configuration to determine shear strength of glued laminated timber Savonlinna, Finnland, Conference: International Council for Research and Innovation in Building and Construction, Working Commission W18 - Timber Structures, 1998.
- Schlaich, J., Schäfer, K. (2001) Konstruieren im Stahlbetonbau. *Beton-Kalender* 2001, 311–492.
- Schmidt, M. (2013) Verklebung von Buchenholz für tragende Holzbauteile unter besonderer Berücksichtigung der Farbverkernung. Dissertation. Technische Universität München.
- Schoenmakers, J. C. (2010) Fracture and failure mechanisms in timber loaded perpendicular to the grain by mechanical connections. Dissertation. Technische Universiteit Eindhoven.
- Seraphin, M. (2002) Zur Entstehung des Ingenieurholzbaus. Eine Entwicklungsgeschichte. Dissertation. Technische Universität München.
- Shi, S. Q. (2007) Diffusion model based on Fick's second law for the moisture absorption process in wood fiber-based composites: is it suitable or not? *Wood Science and Technology* 41 (8), 645–658.

<https://doi.org/10.1007/s00226-006-0123-4>.

- Sliker, A. (1962) Reinforced Wood Laminated Beams. *Forest Products Journal* 12 (2), 91–96.
- Spaun, F. D. (1981) Reinforcement of Wood with Fiberglass. *Forest Products Journal* 34 (4), 26–33.
- Spengler, R. (1982) Festigkeitsverhalten von Brettschichtholz unter zweiachsiger Beanspruchung. Teil 1 Ermittlung des Festigkeitsverhaltens von Brettelelementen aus Fichte durch Versuche. Technische Universität München.
- Staudacher, R. (2015) Ausgewählte mechanische Eigenschaften von Furnier der Holzarten Fichte, Birke und Buche. Masterthesis. Technische Universität Graz.
- Steck, G. (1985) Abbau von Eigenspannungen aus Feuchteänderungen bei Brettschichtholz durch Sägeschnitte. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine – Abteilung Ingenieurholzbau. Universität Karlsruhe (TH). Forschungsbericht.
- Steinhardt, O., Möhler, K. (1956) Stand des Ingenieur-Holzbau: II. Fortschrittliche Bauweisen in Holz. *Zeitschrift des Vereins deutscher Ingenieure* 35, 1919–1925.
- Stern, E. G., Kumar, V. K. (1973) Flitch Beams. *Forest Products Journal* 23 (5), 40–47.
- Stoy, W. (1941) *Der Holzbau*. Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg.
- Strahm, T. (2013) Lastpfad-Anordnung eingeklebter Stahlstangen bei Durchbrüchen im Holzbau, 19. Internationales Holzbau-Forum Garmisch, 2013.
- Trummer, A. (2002) Verstärkung von Brettschichtholz durch schräg zur Faserrichtung aufgeklebte Glasfasergewebe. Experimentelle und rechnerische Untersuchung. Dissertation. Universität für Bodenkultur Wien.
- Trummer, A., Bergmeister, K., Kernbichler, K. (2004) Verstärkung konstruktiver Details von Brettschichtholzträgern mit Glasfasergewebe. *Bautechnik* 81 (3), 163-171.
- van de Kuilen, J. W. (1991) Theoretical and experimental research on glass fibre reinforced laminated timber beams. In: Julian Marcroft (Hg.). *Proceedings of the 1991 International Timber Engineering Conference*. Volume 3. Church House Conference Centre, London, United Kingdom, 2 - 5 September 1991. High Wycombe, TRADA Timber Research and Development Association, 3.226 - 3.233.
- Voormann, F., Pfeifer, M. (2007) Die Kämpf-Stegträger der Eissporthalle Bad Reichenhall – Eine typische Holzkonstruktion der 1950er und 1960er Jahre? *Bautechnik* 84 (1), 1–7. <https://doi.org/10.1002/bate.200710001>.
- Wehrmann, W., Torno, S. (2015) Laubholz für tragende Konstruktionen. Zusammenstellung und Stand von Forschung und Entwicklung.
- Winter, H. (1943) *Richtlinien für den Holzflugzeugbau: [Kriegsversion/Ringbuch]* zusammengestellt von Prof. Dr.-Ing. Hermann Winter, Braunschweig. Universitätsbibliothek Braunschweig.
- Winter, S. (2006a) Aktuelle Schäden an Holzkonstruktionen - Bestandsaufnahme Garmisch, 12. Internationales Holzbau-Forum, 2006.
- Winter, S. (2006b) Weitgespannte Holzkonstruktionen. Anforderungen - Konstruktionen - Qualitätssicherung. Darmstadt, 1. Hessischer Baugipfel, 2006.
- Zeppenfeld, G., Grunwald, D. (2005) *Klebstoffe in der Holz- und Möbelindustrie*. 2. Aufl. Leinfelden-Echterdingen, DRW-Verl. Weinbrenner.
- Zilch, K., Zehetmaier, G. (2010) *Bemessung im konstruktiven Betonbau*. Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg.

Normen und Zulassungen

DIN 68330:2016-06 Furniere – Begriffe, 2016. Berlin.

DIN EN 14080:2013-09 Holzbauwerke – Brettschichtholz und Balkenschichtholz – Anforderungen, 2013. Berlin.

- DIN EN 14358:2016-11 Holzbauwerke – Berechnung und Kontrolle charakteristischer Werte, 2016. Berlin.
- DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau, 2013. Berlin.
- DIN EN 1995-1-1:2010-12 Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau; Deutsche Fassung EN 1995-1-1:2004+ AC:2006+ A1:2008, 2010. Berlin.
- DIN EN 26891:1991-07 Holzbauwerke; Verbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln; Allgemeine Grundsätze für die Ermittlung der Tragfähigkeit und des Verformungsverhaltens (ISO_6891:1983), 1991. Berlin.
- DIN EN 301:2018-01 Klebstoffe, Phenoplaste und Aminoplaste, für tragende Holzbauteile – Klassifizierung und Leistungsanforderungen, 2018. Berlin.
- DIN EN 302-2:2017-11 Klebstoffe für tragende Holzbauteile – Prüfverfahren – Teil 2: Bestimmung der Delaminierungsbeständigkeit, 2017. Berlin.
- DIN EN 383:2007-03 Holzbauwerke – Prüfverfahren – Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit und Bettungswerte für stiftförmige Verbindungsmittel. Berlin.
- DIN EN 408:2012-10 Holzbauwerke – Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz – Bestimmung einiger physikalischer und mechanischer Eigenschaften, 2012. Berlin.
- DIN EN 789:2005-01 Holzbauwerke – Prüfverfahren – Bestimmung der mechanischen Eigenschaften von Holzwerkstoffen, 2005. Berlin.
- EN 13183-1:2012 Feuchtegehalt eines Stückes Schnittholz, Teil 1: Bestimmung durch Darrverfahren, 2012. Berlin.
- ISO 10984-1:2009-08 Holzbauwerke – Stiftförmige Verbindungsmittel – Teil 1: Bestimmung des Fließmoments, 2009.
- IV B5 9151/2-40 Zulassung Kämpf: Zulassungsbescheid IV B5 9151/2-40 zur Kämpfstegbauweise, 1970.
- JCSS (2006) JOINT COMMITTEE ON STRUCTURAL SAFETY: JCSS probabilistic model code – Part 3: resistance models – 3.5 properties of timber. 2006.
- Z.9.1-1.840 Herstellung tragender Holzbauteile und Verklebungen von Verbindungen mit dicker Klebstoffugendicke unter Verwendung des Phenol-Resorcinharz-Klebstoffs Prefere 4094 mit dem Härter Prefere 5827, 2019.
- Z-9.1-838 Furnierschichtholz aus Buche zur Ausbildung stabförmiger und flächiger Tragwerke, 2018.

Vom Verfasser betreute Bachelor- und Masterarbeiten

- Brunner, S. (2019) Furniere für tragende Zwecke im Holzbau – Stand der Technik. Bachelorthesis. Technische Universität München.
- Kaps, C. (2019) Tragfähigkeitsuntersuchungen an holzbewehrtem Holz mit Ausklinkungen. Masterthesis. Technische Universität München.
- Kostner, M. (2020) Tragfähigkeitsuntersuchungen von Queranschlüssen in holzbewehrtem Holz. Masterthesis. Technische Universität München.
- Ludwig, Q. (2019) Faserverbundstrukturen, ein Vorbild für den Holzbau? Bachelorthesis. Technische Universität München.
- Rieder, G. (2019) Verhalten von holzbewehrtem Holz bei Feuchteänderung. Masterthesis. Technische Universität München.
- Rösch, M. (2019) Tragfähigkeitsuntersuchungen an holzbewehrtem Holz mit Durchbrüchen. Masterthesis. Technische Universität München.

- Uphoff, M. (2020) Querzug- und Querdrucktragverhalten von holzbewehrtem Holz. Masterthesis. Technische Universität München.
- Wallner, J. (2018) Holzbewehrtes Holz. Laubholz Furniere als Schub- und Querverstärkung für Brettschichtholzträger. Masterthesis. Technische Universität München.
- Welz, A. (2019) Innovative Trägerformen im europäischen Holzbau. Bachelorthesis. Technische Universität München.
- Zürnstein, F. (2019) Holzbewehrtes Holz aus BSH + Laubholz Furnieren oder aus BSP + Laubholz Furnieren. Masterthesis. Technische Universität München.

Sonstiges

- Fritz Becker GmbH & Co. KG (2017). Online verfügbar unter www.becker-brakel.de (abgerufen am 12.10.2017).
- Fritz Kohl GmbH & Co. KG (2017). Online verfügbar unter www.fritz-kohl.de (abgerufen am 29.09.2017).
- Initiative Furnier + Natur e.V. (2017). Online verfügbar unter www.furnier.de (abgerufen am 29.09.2017).
- Pollmeier, R. (2020) BauBuche: Buchen-Furnierschichtholz. 01 Produktvorstellung. www.pollmeier.com.
- Gustafsson, P. J. (1995) Notched beams and holes in glulam beams. In: Hans Joachim Blaß/P Aune/B.S Choo (Hg.). Timber Engineering STEP 1 – Basis of design, material properties, structural components and joints. Almere, Centrum Hout.
- Hemmer, K. (1984) Versagensarten des Holzes der Weißtanne (Abies Alba) unter mehrachsiger Beanspruchung. Dissertation. TU Karlsruhe.
- Steiger, R., Gehri, E. (2011) Interaction of shear stresses and stresses perpendicular to the grain, International Council for Research and Innovation in Building and Construction - Working Commission W18 - Timber Structure (CIB-W18), Paper 44-6-2, Alghero, Italy, 2011.

Abbildungsverzeichnis

	<u>Seite</u>
Abbildung 1.1	Typische Schadensbilder aufgrund einer geringen Querkzug- und Schubfestigkeit: (a) mit senkrecht eingeklebten Gewindestangen verstärkter BSH-Träger, Querkzugrisse infolge von Schwinden, (b) Querkzugriss einer Ausklinkung, (c) Schubriss eines mit senkrecht eingeklebten Gewindestangen verstärkten Durchbruchs in einem BSH-Träger, (d) Querkzugversagen einer BSH-Pfette 2
Abbildung 1.2	Prinzipieller Aufbau von holzbewehrtem Holz 3
Abbildung 1.3	Anwendungsfelder für holzbewehrtes Holz 4
Abbildung 2.1	Trägerform – Bauweise Stephan (Kersten 1921) 8
Abbildung 2.2	Bauweise Stephan (Kersten 1921) 8
Abbildung 2.3	Holzträger mit geringem Materialverbrauch 9
Abbildung 2.4	Genagelte Hohlwand- und I-Träger 9
Abbildung 2.5	Kämpf-Stegträger 10
Abbildung 2.6	Mit Aluminiumblechen verstärktes Brettschichtholz nach Sliker (1962) 10
Abbildung 2.7	„ <i>Flitch Beams</i> “ nach Stern und Kumar (1973) 11
Abbildung 2.8	Mit Glasfasern verstärktes Holz, a) Probekörpergeometrie bei Normalkraftbeanspruchung, b) Probekörpergeometrie bei Querkraftbeanspruchung, c) Probekörpergeometrie bei Momentenbeanspruchung (Haller und Wehsener 1999) 12
Abbildung 2.9	Mittelwerte und Varianz der Lochleibungsfestigkeit und Bettungssteifigkeit unter Belastung quer zur Faser nach DIN EN 383:2007-03 13
Abbildung 2.10	Vertikales Brettschichtholz nach Trummer (2002) 13
Abbildung 2.11	Untersuchung der Querkzugfestigkeit von vertikalem Brettschichtholz nach Trummer et al. (2004) 14
Abbildung 2.12	Prüfaufbau Ausklinkungen nach Trummer (2002) 15
Abbildung 2.13	Ergebnisse der Versuche von Ausklinkungen in vertikalem Brettschichtholz nach Trummer (2002) 15
Abbildung 2.14	Untersuchte CLT- und DLT-Querschnittsaufbauten von Bejtka (2011), eigene Darstellung 16
Abbildung 2.15	Versuchsaufbau Ausklinkung, $L = 2100$ mm, $LA = 800$ mm, $LT = 600$ mm, $uT = -10$ mm, $LS = 300$ mm, $uS = 0$ mm, $c = 50$ mm, $H = 360$ mm, $hA = 180$ mm (Bejtka 2011) 16
Abbildung 2.16	Versagensarten von Ausklinkungen in CLT und DLT (Bejtka 2011) 17

Abbildung 2.17	Versuchsaufbau rechteckige Durchbrüche, $L = 3800$ mm, $LA = 1300$ mm, $LT = 1000$ mm, $uT = 0$ mm, $LS = 300$ mm, $uS = 50$ mm, $c = 50$ mm, $aD = 690$ mm, $LD = 270$ mm, $hD = 100$ mm ($H/hD = 0,37$), $H = 270$ mm (Bejtka 2011).....	17
Abbildung 2.18	Untersuchte Querschnittsaufbauten als Verstärkung von Brettschichtholz (Echavarría et al. 2012)	18
Abbildung 2.19	Untersuchte Querschnittsaufbauten zur Verstärkung von Brettschichtholz (Echavarría et al. 2012)	18
Abbildung 2.20	Untersuchte Querschnittsaufbauten der BSP-Biegeträger (Blaß und Flaig 2012), (Flaig 2013)	19
Abbildung 2.21	Versagensmechanismen von Brettsperrholzelementen bei Schubbeanspruchung in Plattenebene, (a) VM 1 Schub im Bruttoquerschnitt; (b) VM 2 Schub im Nettoquerschnitt; (c) VM 3 Schub in den Kreuzungsflächen (Flaig 2013)	20
Abbildung 2.22	Untersuchte BSP-Querschnitte und Prüfaufbau für Ausklinkungen, $h/he = 0,5$ (Flaig 2013)	21
Abbildung 2.23	Untersuchte BSP-Querschnitte und Prüfaufbau für Durchbrüche (Flaig 2013)	21
Abbildung 2.24	Versagensarten von Durchbrüchen in BSP (Flaig 2013)	22
Abbildung 2.25	Untersuchte BSP-Querschnitte und Prüfaufbau für Queranschlüsse mit Vollgewindeschrauben, Durchmesser 6 mm (Flaig 2013)	22
Abbildung 2.26	Versagensarten von Queranschlüssen in BSP (Flaig 2013).....	23
Abbildung 2.27	Ausgeführte Projekte mit dem BSH-FSH-Verbundträger	24
Abbildung 2.28	Aufbau des untersuchten BSH-FSH-Verbundträgers, (a) Querschnittsabmessungen, (b) BSH-Aufbau mit zwei Festigkeitsklassen, (c) Lagenaufbau der FSH-Platten (Maße in mm) (Aicher und Tapia 2018)	25
Abbildung 2.29	Abmessungen und Versuchsaufbau der untersuchten BSH-FSH-Verbundträger. (a) Belastungskonfiguration A, (b) Belastungskonfiguration B	25
Abbildung 2.30	Versagensart und Last-Verformungskurven	26
Abbildung 2.31	Aufbau von holzbewehrtem Holz am Beispiel einer innenliegenden Furnierebene mit zwei gegenläufigen Furnierlagen.....	26
Abbildung 2.32	Anordnungsmöglichkeit von Furnierebenen (FE) für holzbewehrtes Holz	27
Abbildung 2.33	Mögliche Varianten der Nadelholz-Komponenten von HBH und die daraus resultierenden Querschnittsaufbauten.....	28
Abbildung 2.34	Anordnung der Furnierlagen über die Bauteillänge	29
Abbildung 2.35	Produktionsprozess von Brettschichtholz (Bildquelle: www.brettschichtholz.de).....	30
Abbildung 2.36	Spannungs-Dehnungslinien von fehlerfreiem Holz unter Zug (t) und Druckbeanspruchung (c) parallel zur Faser (durchgezogene Linie) und rechtwinklig zur Faser (gestrichelte Linie) bei konstanter Dehnungszunahme (Blaß und Sandhaas 2016) nach STEP1995 Beitrag B2	31
Abbildung 2.37	Unterschied zwischen Schub- und Scherbeanspruchungen, eigene Darstellung nach (Albers 1970).....	32
Abbildung 2.38	Prüfaufbau und Ergebnisse der Schubfestigkeit in Abhängigkeit von Querspannungen (Spengler 1982).....	32
Abbildung 2.39	Verlauf der Holzfeuchte, gemessen in verschiedenen Tiefen, $b = 150$ mm (Niemz und Gereke 2009)	33
Abbildung 2.42	Lagenaufbau der Sperrhölzer: (a) Normalsperrholz, (b) Diagonalsperrholz, (c) Vielschichtsperrholz und (d) Sternholz (Winter 1943)	38
Abbildung 2.43	Festigkeitskennwerte von Sperrholzplatten aus Buche und Birke (Winter 1943)	39
Abbildung 2.44	Zugfestigkeit von Stern- und Normalsperrholz unter Angabe des jeweiligen Plattenaufbaus, Holzart: Birke (Bittner 1939)	39
Abbildung 2.45	FEM-Volumenmodell eines 3-Punkt-Biegeversuchs mit jeweils einer Furnierebene	42

Abbildung 2.46	Spannungsverhältnis (η) der Schub- und Biegespannungen in der BSH-Komponente von HBH in Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls des Furniers E_0, FL von 5.000 bis 20.000 N/mm ² ($\Delta = 5.000$) für eine symmetrische Furnieranordnung mit einem Neigungswinkel (α_{FL}) von 45°	43
Abbildung 2.47	Spannungsverhältnis (η) der Schub- und Biegespannungen in der BSH-Komponente von HBH in Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls des Furniers E_0, FL von 5.000 bis 20.000 N/mm ² ($\Delta = 5.000$) für eine gegenläufige Furnieranordnung mit einem Neigungswinkel (α_{FL}) von 45°	43
Abbildung 2.48	Querspannungen der an die Furnierebene anliegenden Seitenflächen der BSH-Komponente für eine symmetrische und gegenläufige Anordnung der Furnierlagen (Abbildung 2.34), $\alpha_{FL} = 45^\circ$, Bewehrungsgrad $\delta = 10\%$, $E_0, FL = 15.000$ N/mm ²	44
Abbildung 2.49	Spannungsverhältnis (η) der Schub- und Biegespannungen in der BSH-Komponente von HBH in Abhängigkeit des Furnierneigungswinkels (α_{FL}) von 0° bis 45° ($\Delta = 5^\circ$) für eine gegenläufige Furnieranordnung, $E_0, FL = 15.000$ N/mm ²	45
Abbildung 2.50	(a) Einflussbreite der Furnierebenen auf die Schubspannungen; (b) Durchbiegung von HBH-Trägern in Abhängigkeit von l/h	45
Abbildung 2.51	FEM-Modell zur Untersuchung des Einflusses der Furniere auf die Zugspannungen senkrecht zur Faser in der BSH-Komponente, Auswertepunkt auf der seitlichen Oberfläche der BSH-Komponente (Abbildung zeigt den Querschnitt).....	46
Abbildung 2.52	Querzugspannungen in den BSH-Komponenten von HBH in Abhängigkeit der Höhe und des Neigungswinkels der Furnierlagen	47
Abbildung 2.53	Querzugspannungen in den BSH-Komponenten von HBH in Abhängigkeit des Neigungswinkels der Furnierlagen und der Breite der BSH-Komponenten (b_1)	48
Abbildung 2.54	Modellierter Ausschnitt Satteldachträger, Abmessungen in mm	48
Abbildung 2.55	Querzugspannungen $\sigma_t, 90$ an der Oberfläche der BSH-Komponenten in Abhängigkeit unterschiedlicher HBH-Querschnittsaufbauten, Bewehrungsgrad $\delta = 10\%$ (Uphoff 2020)	49
Abbildung 2.56	Verlauf der Querzug- und Biegespannungen im Firstbereich in Abhängigkeit unterschiedlicher HBH-Aufbauten eines Satteldachträgers mit geradem Untergurt, Daten aus Uphoff (2020).....	49
Abbildung 2.57	Vergleich der mit dem FEM-Simulationsmodell berechneten Holzfeuchteverläufe mit den Ergebnissen von Jönsson (2004) und Angst (2010)	51
Abbildung 2.58	Feuchtelastprofil mit Angabe der daraus resultierenden klimatischen Bedingungen (Temperatur und relativen Luftfeuchtigkeit).....	52
Abbildung 2.59	Verlauf der Holzfeuchte über die Querschnittsbreite	52
Abbildung 2.60	Querspannungen (σ_z) nach 9 und 24 Monaten in den BSH- und HBH-Querschnitten.....	53
Abbildung 2.61	Verlauf der Holzfeuchtigkeit und der Querspannungen über die Querschnittsbreite (BSH und FE).....	55
Abbildung 2.62	Verlauf der Querspannungen entsprechend den Auswertepunkten des Feuchtelastprofils für einen HBH-Querschnitt mit einer Furnierebene und gegenläufiger Anordnung der Furnierlagen für unterschiedliche Querschnittshöhen und Neigungen der Furnierlagen, Breite der BSH-Komponenten: $b_1 = 100$ mm	56
Abbildung 3.1	Versuchsaufbau: Zugversuche der Buchenfurniere	60
Abbildung 3.2	Bruchbilder der Zugversuche von vier faserparallel verklebten Einzelfurnieren	61
Abbildung 3.3	Zugfestigkeit parallel zur Faser ($f_t, 0, FL$) mehrlagig faserparallel verklebter Buchenfurniere, 05ND und 05LND sind die 5%-Quantile von Normal- und Lognormalverteilungen.....	62
Abbildung 3.4	Elastizitätsmodul parallel zur Faser ($E_t, 0, FL$) mehrlagig faserparallel verklebter Buchenfurniere, 05ND und 05LND sind die 5%-Quantile von Normal- und Lognormalverteilungen.....	62
Abbildung 3.5	Prüfaufbau für Holzwerkstoffplatten, Scheren rechtwinklig zur Plattenebene nach DIN EN 789:2005-01	63
Abbildung 3.6	Untersuchte Furnierebenen (FE), $t_{FE} = 9$ mm	63

Abbildung 3.7	Prüfaufbau zur Bestimmung der Scherfestigkeit und des Schubmoduls rechtwinklig zur Furnierebene, Abmessungen in mm	64
Abbildung 3.8	Prüfaufbau und Ergebnisse der Rollschubfestigkeit von Furnierlagen aus Buche, verklebt mit BSH aus Fichte, Abmessungen in mm.....	65
Abbildung 3.9	Mittelwert aller Kraft-Verformungskurven der Furnierebenen	65
Abbildung 3.10	Freigelegte Furnierebene eines Prüfkörpers mit 45°/45°	66
Abbildung 3.11	Scherfestigkeit und Schubmodul rechtwinklig zur Furnierebene, 05LND sind die 5%-Quantile von Lognormalverteilungen	67
Abbildung 3.12	Prüfaufbauten zur Bestimmung der Scherfestigkeit rechtwinklig zur Plattenebene (Ehlbeck und Colling 1987)	67
Abbildung 3.13	Transformation der Steifigkeitsmatrizen der Furnierlagen in das globale Koordinatensystem (x_0, z_0).....	69
Abbildung 4.1	Querschnitte der BSH- und HBH-Prüfkörper für die experimentellen Untersuchungen.....	73
Abbildung 4.2	Nomenklatur der Prüfkörperbezeichnung	74
Abbildung 4.3	Produktionsschritte der HBH-Prüfkörperherstellung	75
Abbildung 4.4	Prüfaufbau der 4-Punkt-Biegeversuche nach DIN EN 408:2012-10 für die Bestimmung der Biegefestigkeit und des Elastizitätsmoduls, $h = 320$ mm, Abmessungen in mm	77
Abbildung 4.5	Auflager und Lasteinleitung	77
Abbildung 4.6	Rohdichte und Holzfeuchte der BSH- und HBH-Prüfkörper	78
Abbildung 4.7	Last-Verformungskurven und Bruchverhalten der Biegeprüfkörper, BSH und HBH-Serie 1	79
Abbildung 4.8	Last-Verformungskurven und Bruchverhalten der Biegeprüfkörper, HBH-Serie 2 und 3.....	80
Abbildung 4.9	Biegefestigkeit der BSH- und HBH-Prüfkörper	81
Abbildung 4.10	Ermittelte globale und lokale Elastizitätsmodule der BSH- und HBH-Prüfkörper.....	82
Abbildung 4.11	Schwingungsmessungen an den BSH- und HBH-Prüfkörpern.....	83
Abbildung 4.12	Berechnete Elastizitätsmodule auf Basis der gemessenen Eigenfrequenzen	84
Abbildung 4.13	Vergleich der ermittelten Biegefestigkeiten ($f_m, netto$) mit den berechneten Biegespannungen (σ_m, FEM) aus dem FEM-Modell	88
Abbildung 4.14	(a-d) Vergleich der Durchbiegung in Feldmitte (w_{gl}) der FEM-Berechnung mit den gemessenen Verformungen aus den Versuchen für BSH und die HBH Serien 1 bis 3, (e-f) Sensitivitätsanalyse der Steifigkeiten von BSH und der Furnierlagen um $\pm 10\%$ für die HBH-Serie 2	89
Abbildung 4.15	Prüfaufbau der 3-Punkt-Biegeversuche zur Ermittlung der Schubtragfähigkeit von HBH mit Angabe des Querkraft- und Momentenverlaufs, Abmessungen in mm.....	90
Abbildung 4.16	Prüfaufbau der 4-Punkt-Biegeversuche zur Ermittlung der Schubtragfähigkeit von HBH mit Angabe des Querkraft- und Momentenverlaufs, Abmessungen in mm.....	91
Abbildung 4.17	Realisierter 3PB-Versuchsaufbau zur Bestimmung der Schubtragfähigkeit von HBH.....	92
Abbildung 4.18	Realisierter 4PB-Versuchsaufbau zur Bestimmung der Schubtragfähigkeit von HBH.....	92
Abbildung 4.19	(a) Einschnitt der FSH-Biegezug- und Biegedruckverstärkung, (b) FSH-Streifen unter der Lasteinleitungsplatte zur direkten Lasteinleitung in die Furnierebenen, (c) Querdruckverstärkungen mit VG-Schrauben, (d) Messkreuz zur Bestimmung des Schubmoduls.....	93
Abbildung 4.20	Versagensarten der BSH- und HBH-Schubprüfkörper	95
Abbildung 4.21	Querschnittsabmessungen und Schubspannungsverlauf der Schubprüfkörper	96
Abbildung 4.22	Realisierter Prüfaufbau	97
Abbildung 4.23	Vergleich der maximalen Querkräfte und der daraus resultierenden Schubspannungen der HBH-Komponenten	99
Abbildung 4.24	Vergleich der ermittelten Schubmodule aus den Biegeversuchen (GDIN EN 408) nach DIN EN 408:2012-10 mit den ermittelten Schubmodulen aus den 3PB- und 4PB-Schubversuchen nach Abbildung 4.17 und Abbildung 4.18	100

Abbildung 4.25	Modellbildung von VG-Schrauben, Verbundschicht – geometrische Zusammenhänge (Mestek 2011)	101
Abbildung 4.26	Vergleich der berechneten Verformungen im Feld (w_F) mit den gemessenen Verformungen aus den Versuchen.....	103
Abbildung 4.27	Lage der DMS in ausgewählten Prüfkörpern der HBH-Serie 1	104
Abbildung 4.28	Vergleich DMS-Messdaten mit den Dehnungen aus dem FEM-Modell für die Prüfkörper 1.2 und 1.3 der HBH-Serie 1	104
Abbildung 4.29	Variation der Furnierneigung und Steifigkeit der Furnierlage	105
Abbildung 4.30	Vergleich der Spannungen in den Furnierlagen von HBH-Prüfkörper 1.3 mit variierenden Steifigkeitskennwerten ($\pm 10\%$) der Furnierlage $E_0, FL = 16.352 \text{ N/mm}^2$	105
Abbildung 4.31	Numerisch und analytisch berechnete Schubspannungen in den BSH-Komponenten und der Furnierebene von HBH	106
Abbildung 5.1	Versagte HBH-Prüfkörper der Tastversuche, I FE, ($\alpha_{FL} = 90^\circ$)	110
Abbildung 5.2	Versuchsaufbau Querkzugtragfähigkeit in HBH, Abmessungen in mm	110
Abbildung 5.3	Versagensarten der BSH- und HBH-Prüfkörper unter Querkzugbeanspruchung	112
Abbildung 5.4	Gleichgewichtsbetrachtung und qualitative Spannungsverläufe vor (links) und nach (rechts) der Rissbildung der BSH-Komponenten (Uphoff 2020).....	113
Abbildung 5.5	(a) Verformungsverhalten von Brettschichtholz unter Querdruckbelastung, (b) Querdehnungsbehinderung bei der Prüfung der Druckfestigkeit von Beton	116
Abbildung 5.6	Versuchsaufbau Querdrucktragfähigkeit in HBH, Abmessungen in mm	116
Abbildung 5.7	(a) Querkzugrisse ausgehend von Marklamellen, (b) Querkzugrisse zwischen den Furnierlagen, (c) Verschiebung von Furnierlagen, (d) Knicken von Furnierebenen	117
Abbildung 5.8	Last-Verformungskurven der BSH- und HBH-Prüfkörper unter Querdruckbelastung.....	118
Abbildung 5.9	Ermittelte Festigkeits- und Steifigkeitskennwerte der BSH- und HBH-Prüfkörper unter Querdruckbeanspruchung.....	118
Abbildung 6.1	Aufteilung der Biegeprüfkörper zur experimentellen Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens von Ausklinkungen, Durchbrüchen und Queranschlüssen in holzbewehrtem Holz.....	121
Abbildung 6.2	Querspannungs- und Schubspannungsverlauf im Bereich von Ausklinkungen	122
Abbildung 6.3	Versuchsaufbau Ausklinkungen in HBH, Abmessungen in mm	123
Abbildung 6.4	Ausklinkungen in BSH.....	124
Abbildung 6.5	Ausklinkungen in HBH-Serie 1	125
Abbildung 6.6	Ausklinkungen in HBH-Serie 2 (*Durch eine Fehlfunktion der Prüfmaschine wurde die Ausklinkung HBH_AK_2.1_1_II zu schnell belastet, und es erfolgte keine Messdatenaufzeichnung.)	126
Abbildung 6.7	Ausklinkungen in HBH-Serie 3	127
Abbildung 6.8	Freigelegte Ausklinkungen der HBH-Serien.....	127
Abbildung 6.9	Vergleich der ermittelten Maximallasten der geprüften Ausklinkungen der BSH- und HBH-Träger.....	128
Abbildung 6.10	Vergleich der Leistungsfähigkeit von Ausklinkungen in HBH mit flächig über die Trägerlänge verstärkten Holzquerschnitten, Ausklinkungsverhältnis $\alpha = 0,5$	130
Abbildung 6.11	Vergleich der Leistungsfähigkeit von Ausklinkungen in HBH mit lokalen stiftförmigen Verstärkungsmitteln (selbstbohrende Vollgewindeschrauben).....	130
Abbildung 6.12	Verlauf der Schub- und Querkzugspannungen in den BSH-Komponenten von HBH für den ungerissenen und den gerissenen Zustand, Lastniveau ($F \approx 40 \text{ kN}$), HBH-Serie 1....	132
Abbildung 6.13	Verlauf der Zugspannungen in der auf Zug beanspruchten Furnierlage für den ungerissenen und den gerissenen Zustand, Lastniveau ($F \approx 40 \text{ kN}$), HBH-Serie 1.....	132
Abbildung 6.14	Untersuchte FEM-Netzgrößen der Furnierlage	133

Abbildung 6.15	Einfluss der FEM-Netzgröße auf die Zugspannungen der Furnierlage ($\sigma_t, 0, FL$) im Bereich der Ausklinkungsecke mit scharfkantiger und mit ausgerundeter Geometrie, HBH-Serie 1 (Lastniveau = F_{Bruch}, MW), Auswertepunkte 0 bis 16 ($\Delta 1,25$ mm)	133
Abbildung 6.16	Resultierende Zugkräfte der Furnierlage in Abhängigkeit der FEM-Netzgröße und der Integrationslänge l_0 und l_r	134
Abbildung 6.17	Aufzunehmender Schubspannungsanteil durch die Furnierebene (Verstärkung) nach Gleichung (6-8) (Jockwer 2014)	135
Abbildung 6.18	Resultierende Zugkräfte in den Furnierlagen mittels des FEM-Modells im Vergleich zur analytischen Berechnung auf Basis der Versuchsergebnisse, $l_r = 80$ mm	136
Abbildung 6.19	Vergleich der maximalen Querkräfte aus den Versuchen (V_{Test}) mit der berechneten Querkrafttragfähigkeit auf Basis der Bemessungsgleichungen nach DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08	137
Abbildung 6.20	Geometrische Zusammenhänge Widerstandsmodell Zugstrebe	138
Abbildung 6.21	Vergleich der mit dem Widerstandsmodell berechneten Quertragfähigkeit der Ausklinkung mit den experimentell ermittelten Querkräften der HBH-Serien 1 bis 3	138
Abbildung 6.22	Biege- und Schubspannungsverlauf im ungestörten Biegeträger, Verlauf der Hauptspannungen	140
Abbildung 6.23	Qualitative Verteilung der Spannungen rechtwinklig zur Faserrichtung im Durchbruchsbereich von Brettschichtholz (Aicher et al. 2003)	140
Abbildung 6.24	Schädigungsentwicklung am durchbrochenen BSH-Biegeträger, a) Biegeträger nach Erreichen der Traglast mit charakteristischer makroskopischer Rissbildung ausgehend vom Durchbruch, (b-d) (Aicher et al. 2007)	141
Abbildung 6.25	Versuchsaufbau runde Durchbrüche in HBH, Abmessungen in mm	142
Abbildung 6.26	Durchbrüche BSH (*die Prüfkörperbreite war 161 mm, **Durchbruch war mit geneigten VG-Schrauben verstärkt)	143
Abbildung 6.27	Durchbrüche HBH-Serie 1	144
Abbildung 6.28	Durchbrüche HBH-Serie 2	145
Abbildung 6.29	Durchbrüche HBH-Serie 3	146
Abbildung 6.30	Freigelegte Furnierebenen der HBH-Serien mit Durchbrüchen	147
Abbildung 6.31	Vergleich der ermittelten Maximallasten der geprüften BSH- und HBH-Träger mit runden Durchbrüchen ($F_{max, BSH}$ bezogen auf $b = 180$ mm)	147
Abbildung 6.32	Vergleich der Biegespannungen der BSH-Komponenten ($\sigma_m, netto$) der Träger mit Durchbrüchen mit den ermittelten Biegefestigkeiten aus den 4-Punkt-Biegeversuchen nach Abschnitt 4.3	149
Abbildung 6.33	Schubspannungen im ungestörten Trägerbereich und im Durchbruchsbereich	150
Abbildung 6.34	Prüfkonfiguration und untersuchte Verstärkungsmethoden, $d = 0,5 h$ (Dröscher et al. 2016)	151
Abbildung 6.35	Vergleich der Laststeigerungsfaktoren von Durchbrüchen in HBH ($d = 0,4 h$) und den untersuchten Verstärkungsmethoden von Dröscher et al. (2016) an der TU Graz ($d = 0,5 h$), LN: Lastniveau bezogen auf einen Träger ohne Durchbruch	151
Abbildung 6.36	Verlauf der Schub-, Biege- und Querkraftspannungen in den BSH-Komponenten von HBH für den ungerissenen und den gerissenen Zustand, Lastniveau ($F = 162,5$ kN), HBH-Serie 1	152
Abbildung 6.37	Verlauf der Zug- und Druckspannungen der auf Zug und Druck beanspruchten Furnierlagen für den ungerissenen und den gerissenen Zustand, Lastniveau ($F = 162,5$ kN), HBH-Serie 1, Darstellung halbe Trägerlänge	153
Abbildung 6.38	Normalspannungsverläufe im lokalen Koordinatensystem der Furnierlagen (FL), BSH gerissen modelliert, Last: Mittelwert der Bruchlast je Serie, Darstellung halbe Trägerlänge	154
Abbildung 6.39	Skizze zum Berechnungsmodell, eigene Darstellung nach (Strahm 2013)	156
Abbildung 6.40	Modell konstruktive Anisotropie und Norm	157

Abbildung 6.41	Vergleich der drei untersuchten analytischen Ansätze zur Berechnung der resultierenden Kräfte in den Furnierlagen mit den numerisch ermittelten Kräften.....	158
Abbildung 6.42	Geometrische Zusammenhänge	160
Abbildung 6.43	Vergleich der mit dem Widerstandsmodell berechneten maximalen Traglast auf Basis der Furnierzugfestigkeit mit den experimentell ermittelten Traglasten der HBH-Serien 1 bis 3, VA: Versagensart, S = Schub, B = Biegung in Feldmitte	161
Abbildung 6.44	Queranschlüsse mit wahrscheinlichen Querschnittsgrößen: (a) Balkenschuh, (b) Nagelplattenanschluss, (c) Anschluss mit Stabdübeln oder Dübeln besonderer Bauart, (d) eingeklebte Gewindestangen. Bild mit Spannungen und Queranschlüssen (Blaß und Sandhaas 2016), STEP 1995 Beitrag C 2; (e) Bezeichnung der geometrischen Parameter von Queranschlüssen	163
Abbildung 6.45	Verteilung der Querschnittsspannungen bei Stabdübeln (Blaß und Sandhaas 2016).....	164
Abbildung 6.46	Querspannungen in Holz durch Krafteinleitung quer zur Faser mittels Stabdübeln (Schoenmakers 2010).....	164
Abbildung 6.47	Schubspannungen in Holz durch Krafteinleitung quer zur Faser mittels Stabdübeln (Schoenmakers 2010).....	165
Abbildung 6.48	Versuchsaufbau Queranschlüsse in HBH, Abmessungen in mm.....	166
Abbildung 6.49	Belastungsverfahren Queranschlüsse nach DIN EN 26891:1991-07.....	167
Abbildung 6.50	Last-Verformungskurven der untersuchten Queranschlüsse in BSH, Queranschlusstyp 2 (2 Schlitzbleche), Queranschlusstyp 1 (1 Schlitzblech).....	168
Abbildung 6.51	Last-Verformungskurven der untersuchten Queranschlüsse in HBH-Serie 1, Queranschlüsse, Anschlusstyp 2 (2 Schlitzbleche).....	169
Abbildung 6.52	Versagensformen der Queranschlüsse in HBH-Serie 1, Anschlusstyp 2 (2 Schlitzbleche).....	169
Abbildung 6.53	Last-Verformungskurven der untersuchten Queranschlüsse in HBH-Serie 2, Queranschlüsse, Anschlusstyp 1 (1 Schlitzblech).....	170
Abbildung 6.54	Rissbildung in den Prüfkörpern der HBH-Serie 2	171
Abbildung 6.55	Last-Verformungskurven der untersuchten Queranschlüsse in HBH-Serie 3, Queranschlüsse, Anschlusstyp 1 (1 Schlitzblech).....	171
Abbildung 6.56	Verformte Stabdübel der Anschlusskonstruktion in HBH-Serie 3.....	172
Abbildung 6.57	Vergleich Maximallasten Queranschlüsse in BSH und HBH mit Stabdübel-Schlitzblechanschluss	173
Abbildung 6.58	Bestimmung der Materialeigenschaften der verwendeten Stabdübel	173
Abbildung 6.59	Ergebnisse Stabdübel	174
Abbildung 6.60	FEM-Volumenmodell der HBH-Serie 2, BSH-Komponenten gerissen modelliert, Risslänge $l_R = 400$ mm	175
Abbildung 6.61	Vergleich der Normalspannungen im Koordinatensystem der Furnierlagen (σ_x, σ_y) für ungerissene und für gerissene BSH-Komponenten der HBH-Serie 2	175
Abbildung 6.62	Vergleich Steifigkeiten Verschiebungsmodul	176
Abbildung 6.63	HBH-Serie 1, geometrische Zusammenhänge und Versagensmodi nach DIN EN 1995-1-1:2010-12.....	177
Abbildung 6.64	Geometrische Randbedingungen und Versagensmodi der HBH-Serien 2 und 3, Versagensmodi nach DIN EN 1995-1-1:2010-12	178
Abbildung 7.1	BSH- und HBH-Prüfkörper in der Klimakammer	181
Abbildung 7.2	Messtechnik und Fotohalterung zur Untersuchung der Schwindverformung der BSH- und HBH-Prüfkörper in der Klimakammer	182
Abbildung 7.3	Verlauf von relativer Feuchte und Temperatur in der Klimakammer	183
Abbildung 7.4	Vergleich der Holzfeuchte in unterschiedlichen Tiefen der BSH- und HBH-Prüfkörper zu Beginn und am Ende des Untersuchungszeitraums.....	183
Abbildung 7.5	Entnahme der Scheiben und Streifen für die Bestimmung der Holzfeuchte über die Querschnittsbreite mit dem Darrverfahren, je Streifen ein Messwert	184

Abbildung 7.6	Holzfeuchte bestimmt mit dem Darrverfahren	185
Abbildung 7.7	Typische Bereiche der Erstrissbildung in den BSH-Komponenten der HBH-Prüfkörper	186
Abbildung 7.8	Rissbildung der BSH-Komponenten der HBH-Prüfkörper bei Versuchsende.....	186
Abbildung 7.9	Rissentwicklung der BSH-Komponenten während des Klimaversuchs in Abhängigkeit der Versuchswoche für ausgewählte Prüfkörper der BSH- und HBH-Serien (Videoaufruf: QR-Code kann angeklickt oder mit einem Smartphone gescannt werden)...	188
Abbildung 7.10	Hirnholzflächen der aufgetrennten BSH-Prüfkörper	189
Abbildung 7.11	Hirnholzflächen der aufgetrennten HBH-Prüfkörper mit einer Furnierebene	189
Abbildung 7.12	Hirnholzflächen der aufgetrennten HBH-Prüfkörper mit zwei Furnierebenen	190
Abbildung 8.1	Berechnungs- und Bemessungsablauf für einen HBH-Träger.....	194
Abbildung 8.2	Abmessungen FEM-Volumenmodell mit Darstellung der Auswertepunkte (Pfade), zwei Furnierebenen gegenläufig 45°/45°, Steifigkeitskennwerte nach Tabelle 4.4, Modell HBH-Serie 3 analog, Abmessungen in mm	196
Abbildung 8.3	Vergleich der analytisch berechneten Spannungen mit den numerischen Ergebnissen (FEM)	196
Abbildung 8.4	Mit Buchenfurnieren erzielbare Schubsteifigkeiten der Furnierebene bei einer gegenläufigen Anordnung für variierende Neigungswinkel der Furnierlagen, Steifigkeitskennwerte in N/mm ²	197
Abbildung 8.5	Mechanische Zusammenhänge der entstehenden Momente aus der Exzentrizität der Druck- und Zugkräfte der Furnierlagen.....	198
Abbildung 8.6	Produktion von faserparallel verklebten Furnierstreifen als Vorprodukt für die Produktion von holzbewehrtem Holz, Darstellung bis Controll Pressung aus Pollmeier (2020)	199
Abbildung 8.7	Vorproduktion von Furnierebenen (Superlamellen) und anschließender Blockverklebung bei einem BSH-Produzenten	200
Abbildung 8.8	Produktion von holzbewehrtem Holz in einer BSP-Fertigungsanlage	201

Tabellenverzeichnis

	<u>Seite</u>
Tabelle 2.1	Abmessungen der Prüfkörper für die Versuchsreihen Träger mit Ausklinkungen, Abmessungen in mm (Flaig 2013) 21
Tabelle 2.2	Abmessungen der Prüfkörper der Träger mit Durchbrüchen, Abmessungen in mm (Flaig 2013) 22
Tabelle 2.3	Mechanische Kennwerte und Rohdichte von Einzelfurnieren und Furnierschichtholz aus Buche, Mittelwerte nach verschiedenen Untersuchungen, Zusammenstellung von Wallner (2018)..... 37
Tabelle 2.4	Übersicht der im konstruktiven Holzbau verwendeten Klebstofffamilien, zusammengestellt von Wallner (2018) 40
Tabelle 2.5	Steifigkeitskennwerte für die numerische Simulation von holzbewehrtem Holz 42
Tabelle 2.6	Höhe der Querzugspannungen in der BSH-Komponente in Abhängigkeit von unterschiedlichen Aufbauten der Furnierebene..... 47
Tabelle 2.7	Analogie der physikalischen Größen Diffusion und Wärmeleitung 50
Tabelle 2.8	Verwendete Materialkennwerte für die FEM-Simulation der Feuchttransportvorgänge in HBH..... 51
Tabelle 2.9	Traglaststeigerung von holzbewehrtem Holz im Vergleich zu unverstärktem Brettschichtholz, HBH-Querschnitte mit einer Furnierebene 58
Tabelle 3.1	Steifigkeitskennwerte der Furnierlage, unterstrichene Kennwerte werden für die Berechnung des Schubmoduls der Furnierebene angesetzt..... 71
Tabelle 3.2	Vergleich Schubmodul rechtwinklig zur Furnierebene, Test vs. analytische Berechnung 71
Tabelle 3.3	Berechnete Spannungen der Furnierlagen bei einer Scherbeanspruchung mit der experimentell ermittelten Scherfestigkeit der Furnierebene 71
Tabelle 4.1	Ergebnisse der Delaminierungsversuche..... 76
Tabelle 4.2	Berechnete und gemessene erste und zweite Eigenfrequenz der Biegeprüfkörper 84
Tabelle 4.3	Ermittelte Schubmodule aus den Biegeversuchen und den Schwingungsmessungen 87
Tabelle 4.4	Steifigkeitskennwerte für die numerische Simulation 88
Tabelle 4.5	Querkraft- und Momentenverhältnisse der drei gewählten Versuchsaufbauten 91
Tabelle 4.6	Hauptabmessungen und Konfiguration der Prüfkörper zur Bestimmung der Schubtragfähigkeit 94
Tabelle 4.7	Versuchsergebnisse Buchen-FSH 97
Tabelle 4.8	Querkräfte und Schubspannungen aus den 3PB- und 4PB-Versuchsaufbauten 99

Tabelle 4.9	Steifigkeitskennwerte für die numerische Simulation	101
Tabelle 4.10	Vergleich der Ansätze zur Berechnung des Verschiebungsmoduls und daraus resultierend das Schubmodul der Verbundschicht	102
Tabelle 5.1	Ergebnisse der Querzugversuche	115
Tabelle 5.2	Vergleich der experimentell ermittelten Elastizitätsmodule in globaler z-Achse mit der analytischen Berechnung der konstruktiven Anisotropie	119
Tabelle 6.1	Ergebnisse der Versuche von Ausklinkungen in HBH	129
Tabelle 6.2	Steifigkeitskennwerte für die numerische Simulation	131
Tabelle 6.3	Resultierende Kräfte in den Furnierlagen je HBH-Serie, Risslänge: $l_t, 90 = 205$ mm, Last: Mittelwert der Bruchlast je Serie	154
Tabelle 6.4	Maximale Traglasten der Versuche im Vergleich zu folgenden rechnerischen Tragfähigkeiten: globale Biegetragfähigkeit, Zugtragfähigkeit der Furnierebene und Verklebung der Furnierebene mit BSH-Komponente	160
Tabelle 6.5	Integrationslänge bei 90 % von $F_t/c, FL$ der geneigten Furnierlagen $\alpha FL = \pm 45^\circ$	161
Tabelle 6.6	Anfangsverschiebung und Verschiebungsmodul der Anschlusskonstruktion	172
Tabelle 6.7	Versuchsergebnisse Stabdübel	174
Tabelle 6.8	Materialparameter für die Traglastberechnung von Stabdübeln in HBH, alle Kennwerte sind auf Mittelwertniveau	177
Tabelle 6.9	Ergebnisse der rechnerischen Tragfähigkeit	179
Tabelle 7.1	Erstrissbildung der BSH- und HBH-Prüfkörper in Abhängigkeit der Holzfeuchteänderung sowie Darstellung der maximalen Risstiefen bei Versuchsende	185
Tabelle 7.2	Vergleich des Elastizitätsmoduls (E_{z0}, FE) und der Dehnsteifigkeit der Furnierebenen (E_{Az0}, FE) in Abhängigkeit der Neigung der Furnierlagen (αFL), $E_z, 0, BSH = 300$ N/mm ² , $b_{BSH} = 162$ mm, $t_{FE} = 18$ mm	187