



Schlussbericht zum AiF-Forschungsvorhaben Nr. 15892:

# Konzentrierte Lasteinleitung in Brettsperrholzkonstruktionen - Verstärkungsmaßnahmen

## Durchgeführt von:

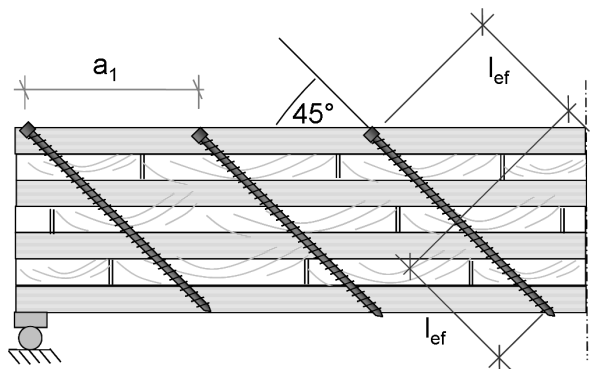
Technische Universität München  
Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion  
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Stefan Winter

## Projektleiter:

Dipl.-Ing. Peter Mestek

## Laufzeit:

12/2008 – 02/2011





## Kurzbeschreibung

Dieses Forschungsprojekt befasst sich mit der Berechnung und Bemessung von Brettsperrholzelementen (BSP) unter konzentrierten Beanspruchungen. Der Schwerpunkt liegt in der Schubbemessung der Elemente im Bereich von Punktstützungen unter Berücksichtigung von Schubverstärkungen aus selbstbohrenden Vollgewindeschrauben.

Zunächst wurden anhand von Vergleichsrechnungen verschiedene Einflussparameter auf die Querkraftverteilung im Bereich von Punktstützungen betrachtet. Experimentelle Untersuchungen bildeten dann die material-mechanischen Grundlagen, um den Einfluss der Spannungsinteraktionen von Rollschub und Querdruck senkrecht zur Faser zu erfassen. Neben begleitenden FEM-Simulationsberechnungen wurden außerdem verschiedene Bauteilversuche durchgeführt, um das Tragverhalten und den Verstärkungsgrad von mit Vollgewindeschrauben schubverstärkten Brettsperrholzelementen zu untersuchen. Auf Grundlage aller gewonnenen Ergebnisse erfolgte die Entwicklung theoretischer Tragmodelle, die sowohl die Reduzierung der Rollschubspannung infolge der Schubverstärkungen als auch den positiven Einfluss der zuvor erwähnten Spannungsinteraktion auf die Rollschubfestigkeit berücksichtigen.

Für die Verwendung schubverstärkter Brettsperrholzelemente konnte anhand der Versuchsergebnisse ein validiertes Bemessungskonzept abgeleitet werden, das die erwähnten Einflüsse beinhaltet. Abschließend wurden Tastversuche an umfanggelagerten Plattenelementen unter zentrischer Einzellast durchgeführt, um erste Erfahrungen mit Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben bei zweiachsiger Lastabtragung zu gewinnen.

## Abstract

Subject of this research project is the calculation and design of Cross Laminated Timber (CLT) elements stressed by concentrated loads. Its focus lies on the shear design of CLT-elements next to punctual supports with special regard to reinforcements by means of self-tapping screws with continuous threads in areas of high shear stresses.

First various influencing parameters on the distribution of shear forces next to punctual supports were evaluated by the use of comparative FEM-analyses. Then laboratory tests supplied material-mechanical principles to determine the interaction of rolling shear stresses and compression perpendicular to the grain. In addition to FEM-simulations a number of experimental tests were carried out to examine the load bearing behaviour and strengthening effect of CLT-elements reinforced by self-tapping screws. On the basis of all obtained results theoretical models were developed that take into account the decrease of the rolling shear stresses due to the reinforcements as well as the positive effect of the interaction of stresses on the rolling shear strength. Hence a design concept, validated by means of test results and considering all effects mentioned above, is recommended for the use of the CLT-elements in question.

In the end preliminary tests with plate elements simply supported on all sides and stressed by a concentrated load in the centre of the element were carried out to gather initial experience with these reinforcements under biaxial load transfers.

## Vorwort

Das Forschungsvorhaben wurde mit finanzieller Unterstützung der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen „Otto von Guericke“ e.V. (AiF) Köln, aus den Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie (BMWi) im Auftrag der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung e.V. (DGfH) München bzw. des internationalen Vereins für technische Holzfragen (iVTH) in Braunschweig, durchgeführt. Herzlich danken wir den Förderern für die Unterstützung und die Hilfe bei der Durchführung der Arbeiten.

Besonderer Dank gilt:

- Herrn Prof. Dr.-Ing. Heinrich Kreuzinger für sein große Interesse, die wertvollen Diskussionen und Anregungen sowie seine unermüdliche Gesprächsbereitschaft,
- den Firmen Finnforest Merk GmbH und Gebrüder Heißeberger GmbH für die kostenlose Herstellung und Bereitstellung von Brettsperrholzprüfkörpern im Rahmen der experimentellen Untersuchungen,
- der Firma SPAX International GmbH & Co. KG für die kostenlose Überlassung und Lieferung von Vollgewindeschrauben,
- allen Teilnehmern des projektbegleitenden Ausschusses für fachliche Diskussionsbeiträge und hilfreiche Anregungen,
- Herrn Markus Schmitt vom MPA BAU der TU München für die Vorbereitung und Durchführung der verschiedenen Versuchsreihen,
- Herrn Michael Buchner und allen weiteren wissenschaftlichen Hilfskräften für ihre tatkräftige Mitwirkung.



# INHALTSVERZEICHNIS

<b>Kurzbeschreibung .....</b>	<b>I</b>
<b>Abstract .....</b>	<b>II</b>
<b>Vorwort .....</b>	<b>III</b>
<b>1 Einleitung .....</b>	<b>1</b>
1.1 Allgemein.....	1
1.2 Problemstellung .....	1
1.3 Ausgangssituation.....	3
1.4 Ziele und Umsetzung .....	5
<b>2 Bezeichnungen und Definitionen.....</b>	<b>6</b>
<b>3 Beanspruchungen bei konzentrierter Lasteinleitung .....</b>	<b>9</b>
3.1 Grundlagen.....	9
3.1.1 Systemmodellierung .....	9
3.1.2 Querschnittstypen .....	10
3.2 Punktuelle Auflagerung im Eckbereich – Querkraftverteilung .....	11
3.2.1 Einfluss der Elementdicke.....	13
3.2.2 l/b-Verhältnis .....	13
3.2.3 Anzahl der Schichten .....	14
3.2.4 Abschätzkriterium für die Querkraftverteilung .....	16
3.3 Einzellast in Feldmitte – Querkraftverteilung .....	17
3.3.1 Einfluss der Auflagerbedingungen .....	17
3.3.2 Elementdicke.....	18
3.3.3 l/b-Verhältnis .....	18
3.3.4 Anzahl der Schichten .....	19
3.3.5 Abschätzkriterium .....	20
3.4 Betrachtungen zur Schubspannungsverteilung .....	21
3.4.1 Schubstarre Verbundtheorie - Spannungsermittlung.....	21
3.4.2 Ermittlung der Rollschubspannung.....	25
3.5 Zusammenfassung.....	27
<b>4 Materialverhalten - Interaktion Rollschub und Querdruck .....</b>	<b>29</b>
4.1 Allgemein.....	29
4.2 Voruntersuchungen .....	30
4.2.1 Schubprüfungen im Holzbau .....	30
4.2.2 Theoretische Voruntersuchungen zur Prüfkfiguration .....	31
4.2.3 Zusammenfassung und Wahl der Prüfkörperkonfiguration.....	37
4.3 Experimentelle Untersuchungen an Kleinversuchen.....	37
4.3.1 Versuchsaufbau .....	37
4.3.2 Kalibrierungsversuche.....	39
4.3.3 Prüfplan .....	41

4.3.3.1	Zusammenstellung der Prüfungen.....	41
4.3.3.2	Material und Herstellung .....	42
4.3.4	Versuchsdurchführung .....	43
4.3.5	Auswertung .....	46
4.4	Experimentelle Untersuchungen an Brettsperrholzbauteilen .....	50
4.4.1	Versuchsaufbau.....	50
4.4.2	Prüfplan .....	52
4.4.3	Versuchsdurchführung .....	53
4.4.4	Auswertung .....	56
4.5	Einfluss des Fugenabstandes und der Schichtdicke.....	60
4.6	Allgemeiner Bemessungsansatz.....	63
<b>5</b>	<b>Experimentelle Untersuchungen zu Schubverstärkungen .....</b>	<b>65</b>
5.1	Schraubenkenngößen .....	65
5.2	Axialer Verschiebungsmodul .....	68
5.2.1	Allgemein .....	68
5.2.2	Material und Versuchskonfiguration.....	70
5.2.3	Versuchsdurchführung und Auswertung.....	72
5.2.3.1	Prüfkörperverformung ohne Schrauben .....	72
5.2.3.2	Schraubenverformung .....	74
5.2.4	FEM-Vergleichsrechnung .....	75
5.3	Schubversuche .....	79
5.3.1	Material und Herstellung .....	81
5.3.1.1	Prüfkörper mit Fugen und Entlastungsnuten – Typ 119 und Typ 189.....	81
5.3.1.2	Prüfkörper ohne Entlastungsnuten – Typ 189_S .....	82
5.3.2	Versuchskonfiguration.....	83
5.3.2.1	Vierpunktversuche am Balkenelement .....	83
5.3.2.2	Schubversuche am Schubelement .....	84
5.3.2.3	Übersicht der geprüften Schraubenanordnungen .....	85
5.3.3	Versuchsdurchführung .....	87
5.3.4	Auswertung und Ergebnisse .....	90
5.3.4.1	Prüfkörper Typ 119 .....	92
5.3.4.2	Prüfkörper Typ 189 .....	94
5.3.4.3	Prüfkörper Typ 189_S .....	96
5.3.5	Vergleich der Versuchskonfigurationen .....	98
5.4	Versuchsergebnisse - Literaturwerte .....	99
<b>6</b>	<b>Modellbildung .....</b>	<b>101</b>
6.1	FEM-Modell .....	101
6.1.1	Steifigkeitskennwerte .....	102
6.1.2	Berücksichtigung der Spannungsinteraktion .....	104
6.1.3	Betrachtung des Fugeneinflusses.....	106
6.1.4	Versuchsauswertung mittels FEM-Modell .....	108
6.2	Fachwerkmodell .....	112
6.2.1	Grundlegender Ansatz.....	112
6.2.2	Herauszieh Widerstand von Vollgewindeschrauben in Brettsperrholz.....	113
6.2.3	Versuchsauswertung mittels Fachwerkmodell.....	115



<b>7 Bemessungskonzept .....</b>	<b>119</b>
7.1 Randbedingungen .....	119
7.2 Bemessungskonzept - Kombiniertes Fachwerkmodell.....	120
7.3 Verifizierung des Bemessungskonzeptes .....	122
<b>8 Biaxiale Tragversuche .....</b>	<b>124</b>
8.1 Material und Herstellung .....	124
8.2 Versuchskonfiguration.....	125
8.3 Versuchsdurchführung.....	127
8.4 Auswertung und Ergebnisse .....	129
<b>9 Zusammenfassung .....</b>	<b>131</b>
<b>10 Literaturverzeichnis .....</b>	<b>134</b>
10.1 Zitierte Literatur .....	134
10.2 Normen und Regelwerke, Software .....	135
<b>11 Anhang.....</b>	<b>136</b>
11.1 Einführung in das Verfahren der Schubanalogie nach Anhang D der [DIN 1052] .....	136
11.1.1 Ideeller Rechenquerschnitt .....	137
11.1.2 Berechnung am ideellen System .....	138
11.1.3 Rücktransformation.....	138
11.1.4 Anwendungsgrenzen.....	140
11.2 Interaktionsverhalten von Rollschub und Querdruck .....	141
11.2.1 Vorspannprotokolle Typ 119.....	141
11.2.2 Vorspannprotokolle Typ 189.....	142
11.2.3 Vorspannprotokolle Typ 189_S.....	143
11.3 Experimentelle Untersuchungen an Schraubenverstärkungen .....	144
11.3.1 Rohdichtesortierung Rohmaterial für Typ 119.....	144
11.3.2 Rohdichtesortierung Rohmaterial für Typ 189.....	146
11.3.3 Rohdichtesortierung Rohmaterial für Typ 189_S.....	148
11.4 Auswertungen zu den Bauteiluntersuchungen von Colling [Colling/Bedö].....	149
11.5 Biaxiale Traglastversuche .....	151
11.5.1 Rohdichtesortierung und Elastizitätsmodul der Rohware .....	151
11.5.2 Lastverformungsdiagramme .....	154



# 1 Einleitung

## 1.1 Allgemein

Durch weiterentwickelte Fertigungstechniken stehen dem modernen Holzbau Verfahren zur Verfügung, die den Einsatz flächenhafter großformatiger Elemente ermöglichen. Neben dem Holzrahmenbau mit seinem hohen Vorfertigungsgrad hat sich dabei die Massivholzbauweise einen deutlichen Marktanteil verschafft. Die ökologischen Vorteile wie der geringe Primärenergieverbrauch sowie die dauerhafte Kohlenstoffspeicherung liegen auf der Hand. Bei der Massivholzbauweise ist insbesondere das Brettsperrholz zu nennen, dessen Querschnittsaufbau durch kreuzweise, in der Regel rechtwinklig miteinander verklebte Brettlagen gekennzeichnet ist. Es lässt einen variablen Querschnittsaufbau zu. Die Herstellungsverfahren ermöglichen die Fertigung von Platten von bis zu 4,50 m Breite und 24 m Länge. Im Jahr 2006 lag das europaweite Produktionsvolumen bei ca. 100.000 m<sup>3</sup>. Die kontinuierlich wachsende Anzahl von Produktionsstätten und bauaufsichtlichen Zulassungen belegen deutlich die zunehmende Attraktivität dieser ökologischen Bauweise.

## 1.2 Problemstellung

Verschiedene Forschungsvorhaben haben sich mit der Modellbildung und den Nachweisverfahren von Platten- und Scheibenelementen aus Brettsperrholz befasst. Eine Möglichkeit bildet das im informativen Anhang D der DIN 1052:2004-08 [DIN 1052] aufgeführte Verfahren der Schubanalogie. Dieses sowie die ebenfalls in der [DIN 1052] verankerten Nachweisverfahren für Flächentragwerke ermöglichen dem Tragwerksplaner die Bemessung einfacher statischer Systeme unter gängigen Belastungen. In der Regel werden die Platten zweiseitig linienförmig gelagert und nur eine einachsige Lastabtragung unter Gleichlast berücksichtigt (vgl. a) in Abbildung 1-1). Durch die Verwendung der großformatigen Elemente und unter Berücksichtigung der zweiachsigen Lastabtragung bieten sich mehrseitige Auflagerungen (vgl. b) in Abbildung 1-1) und für anspruchsvolle Konstruktionen auch Punktstützungen an (vgl. c) bzw. d) in Abbildung 1-1). Die entsprechenden Lagerungsmöglichkeiten sind in nachfolgender Abbildung skizziert.

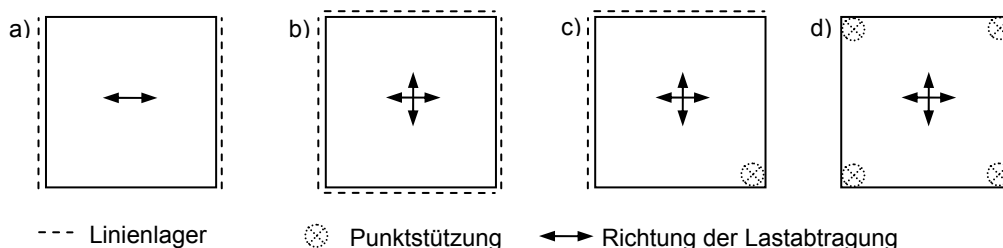


Abbildung 1-1: Darstellung verschiedener Lagerungsarten

Bei der Schubbemessung wird in der Regel die Überschreitung der Rollschubfestigkeiten in den Querlagen maßgebend. Wie in nachfolgender Abbildung dargestellt, werden die Querlagen durch Schub senkrecht zur Faserrichtung, dem sogenannten Rollschub, beansprucht. Die Rollschubfestigkeit ist deutlich geringer als die Schubfestigkeit in Faserrichtung und führt bei Brettsperrholzelementen unter hoher Schubbeanspruchung somit in der Regel zum Versagen.

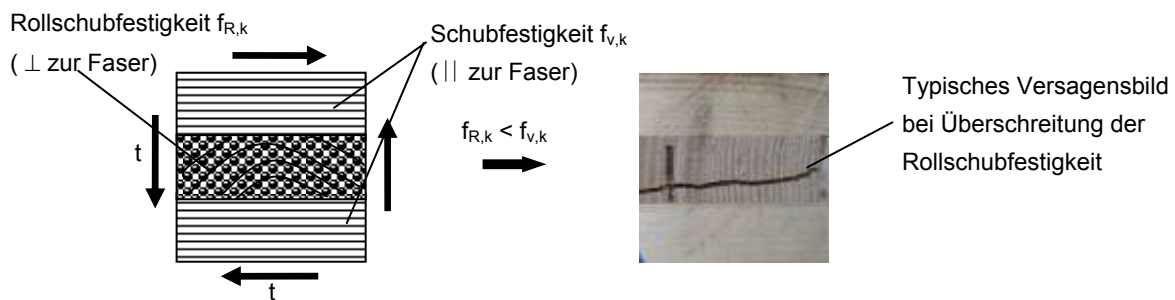


Abbildung 1-2: Rollschubversagen der Querlagen

Erste Versuche, die im Rahmen von Einzelprojekten durchgeführt worden sind, haben gezeigt, dass sich die Tragfähigkeit durch Verstärkungen im Bereich konzentrierter Lasteinleitung mittels diagonal angeordneter Vollgewindeschrauben deutlich verbessern lässt. Eine entscheidende Bedeutung für die Steigerung der Tragfähigkeit liegt im Interaktionsverhalten von Rollschub- und Querdruckbeanspruchung, hervorgerufen durch die Stützung und die diagonal angeordneten Schrauben.

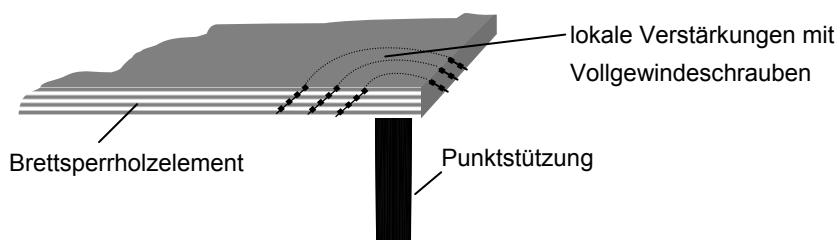


Abbildung 1-3: Punktstützung mit lokaler Schubverstärkung

Diese Bauweise ist jedoch weder in der [DIN 1052] geregelt noch liegen ausreichende Untersuchungen vor, die eine fundierte Modellbildung des Tragverhaltens unter Berücksichtigung der Verstärkungselemente zulassen. Daher sind derzeit für den Einsatz solcher Bauteile in Bauvorhaben kosten- und zeitaufwendige Zustimmungen im Einzelfall notwendig.

### 1.3 Ausgangssituation

Das Tragverhalten von Flächentragwerken aus Brettsperrholz ist durch die stoffliche und, aufgrund der orthogonalen Anordnung der einzelnen Lagen, durch eine konstruktive Anisotropie geprägt. Dies führt zu unterschiedlichen Biege- und Schubsteifigkeiten in Längs- und Querrichtung der Elemente. Der Rollschubmodul beträgt nur ca. zehn Prozent des Schubmoduls in Faserlängsrichtung. Die Schubverformung eines Brettsperrholzelementes resultiert also im Wesentlichen aus der Verformung der Querlagen. Wie in Abbildung 1-4 gezeigt, kann nicht von einem ebenen Querschnitt ausgegangen werden und somit müssen die Lagen in den jeweiligen Tragrichtungen - trotz Verklebung - als nachgiebig miteinander verbunden angesehen werden.

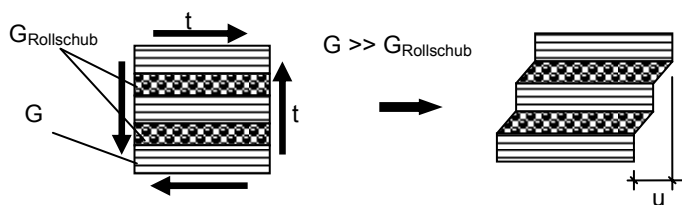


Abbildung 1-4: Erläuterung der Schubverformung und des nachgiebigen Verbundes

Gängige FEM-Programme bieten sogenannte „Multi-Layer“-Module an, die die zuvor erwähnten Anisotropien beinhalten. Diese erfassen den Einfluss der Schubverformung näherungsweise, sind aber nicht in der Lage den nachgiebigen Verbund der einzelnen Schichten abzubilden. Es wird also das Ebenbleiben des Gesamtquerschnittes vorausgesetzt. Eine weitere Möglichkeit bieten FEM-Berechnungen mittels Volumenmodellen. Allerdings muss dabei das komplexe, mehrschichtige System mit den entsprechenden Steifigkeiten modelliert werden. Dieses komplexe Verfahren führt im Zusammenhang mit alltäglichen Bemessungssituationen zu einem enormen Arbeitsaufwand, der bei gewöhnlichen Bauwerken aus wirtschaftlicher Sicht nicht gerechtfertigt erscheint.

Die [DIN 1052] verweist bei der Berechnung für Flächen aus zusammengeklebten Schichten sowie bei Flächen aus nachgiebig miteinander verbundenen Schichten auf den informativen Anhang D. Das dort beschriebene Berechnungsverfahren der Schubanalogie ermöglicht in Verbindung mit konventionellen Stabwerksprogrammen die Ermittlung der Beanspruchungen der einzelnen Schichten von ebenen und räumlichen Tragwerken. Verschiedene Auflagerbedingungen sowie unterschiedlichste Belastungen können dabei berücksichtigt werden.

Vergleichsrechnungen zeigen, dass der Einfluss der Schubverformung bei baupraktischen Abmessungen für Einfeldträger unter Gleichlast kaum Auswirkungen auf die Spannungsver-

teilungen besitzt. Anders gestaltet sich dies bei der Belastung durch eine Einzellast oder bei punktuellen Auflagerungen. In Abbildung 1-5 sind die Auswirkungen der Schubverformung auf die Spannungsverteilungen exemplarisch dargestellt. Es handelt sich um eine Fünfschichtplatte, deren Bretter an den Schmalseiten nicht miteinander verklebt sind. Durch die Berücksichtigung der Schubverformung bzw. des nachgiebigen Verbundes nimmt die Schwerpunktsspannung in den einzelnen Lagen ab, während der Anteil der Biegespannungen zunimmt. Da die Rollschubspannungen in den Querlagen aus dem konstanten Längsspannungsanteil resultieren, nimmt folglich bei Berücksichtigung der Schubverformung die Rollschubspannung in den Querlagen ab und gleichzeitig die Schubspannung in Faserrichtung in den Längslagen zu.

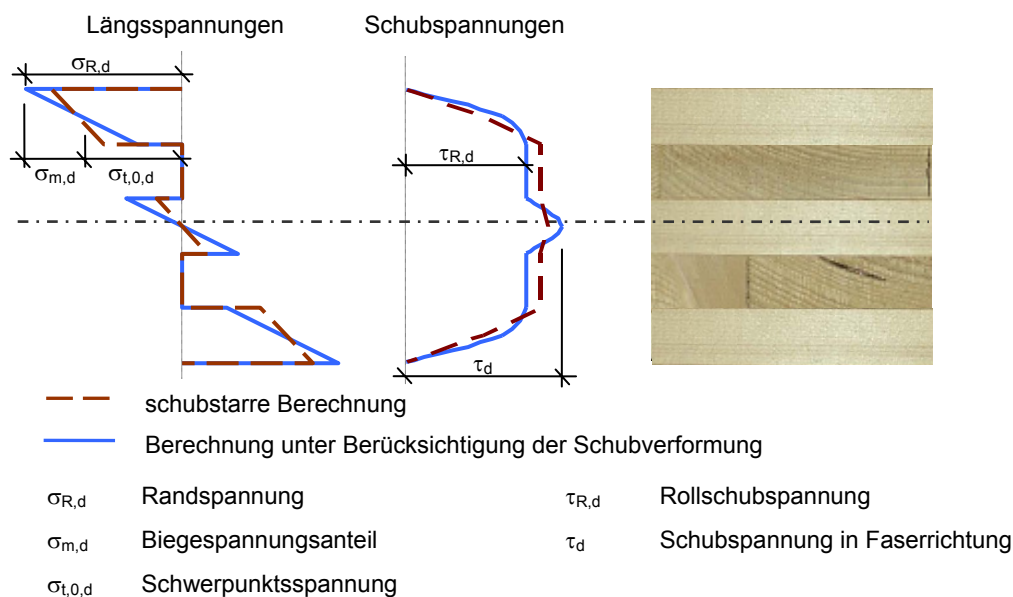


Abbildung 1-5: Einfluss der Schubverformung auf die Spannungsverteilungen

Zu Schubverstärkungen in Brettsperrholzkonstruktionen mittels diagonal angeordneter Vollgewindeschrauben sind in [DIN 1052] keine Angaben enthalten. Zu Schubverstärkungen mittels Gewindestangen in Brettschichtholz liegen Untersuchungen der FMPA Stuttgart vor [Aicher/Schrank]. Ein Anfang 2010 abgeschlossenes Vorhaben der TH Karlsruhe befasst sich mit Schubverstärkungen von Vollholz und Brettschichtholz mit Holzschrauben bzw. Gewindestangen [Blaß/Krüger]. Da die Verstärkung von Brettsperrholz bei den genannten Forschungstätigkeiten nicht Gegenstand der Untersuchungen war, wird im Rahmen dieses Vorhabens überprüft, inwieweit deren Ergebnisse bzw. Mechanismen auf das Tragverhalten von Schubverstärkungen in Brettsperrholz übertragbar sind

Vergleichsrechnungen zeigen, dass im Bereich von Einzellasten oder Punktstützungen die maßgebenden Schubspannungen auftreten. Diese nehmen jedoch mit zunehmendem Ab-

stand von der Lasteinleitung rasch ab. Erste Versuche, die im Rahmen von Zustimmungen im Einzelfall durchgeführt wurden, zeigen, dass durch die Anordnung von Schubverstärkungselementen die lokal auftretenden hohen Rollschubspannungen aufgenommen werden können. Eine Vergrößerung des Plattenquerschnittes ist nicht notwendig. Ob durch die Verstärkungsmaßnahmen der Einfluss der Schubverformung auf die Normalspannungen verringert und somit auch die maximale Rand-Normalspannung minimiert werden kann, ist derzeit nicht bekannt.

## 1.4 Ziele und Umsetzung

Die Ziele dieser Arbeit sowie die für deren Umsetzung erforderlichen Arbeitsschritte sind nachfolgend kurz zusammengefasst:

- Reduzierung des Planungs- und Bemessungsaufwandes  
Zur Reduzierung des Planungs- und Bemessungsaufwandes werden für die Fälle einer in den Eckbereichen punktgestützt gelagerten und einer durch eine Einzellast in Feldmitte beanspruchten Brettsperrholzkonstruktion allgemein gültige Regeln für die Schubbemessung erarbeitet. Durch Vergleichsrechnungen werden die Einflüsse verschiedener Systemparameter, wie den Elementabmessungen, dem Querschnittsaufbau und der Lagenanzahl, auf die Verteilung der Querkraft in Haupt- und Nebentragrichtungen ermittelt. Die Angabe vereinfachter Gleichungen ermöglicht für Standardquerschnittstypen die Berechnung der für die Bemessung maßgebenden Rollschubspannung.
- Interaktion von Rollschub und Querdruck  
Sowohl im Auflagerbereich als auch bei der Verwendung von Schubverstärkungen mit Vollgewindeschrauben entstehen Bereiche, bei denen eine Spannungsinteraktion von Rollschub- und Druckspannung quer zur Faser auftritt. Im Rahmen von Klein- und Bauteilversuchen werden werkstoffmechanische Grundlagen zur Erfassung der Interaktion aus Querdruck und Rollschub erarbeitet.
- Verstärkungen mit Vollgewindeschrauben  
Anhand verschiedener experimenteller Untersuchungen und begleitender FEM-Modellierungen wird das Tragverhalten von mit Vollgewindeschrauben verstärkten Brettsperrholzelementen ermittelt. Entsprechende Tragmodelle werden entwickelt.
- Bemessungsvorschlag  
Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen und begleitenden theoretischen Überlegungen resultieren in einem Bemessungskonzept für mit Vollgewindeschrauben verstärkte Brettsperrholzkonstruktionen.

## 2 Bezeichnungen und Definitionen

Die Bezeichnungen der Platten- und Scheibenschnittgrößen sowie der Spannungen erfolgen in Anlehnung an Abs. 8.9 der [DIN 1052].

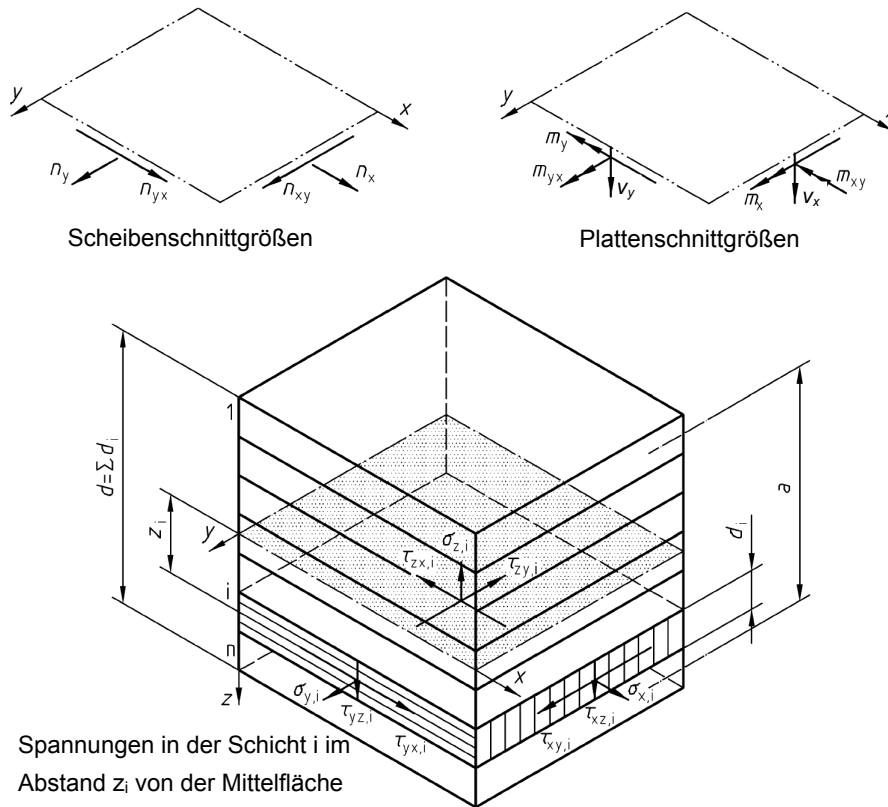


Abb. 2-1: Schnittgrößen- und Spannungsdefinition [DIN 1052].

### Griechische Buchstaben

$\alpha$	Neigungswinkel
$\Delta$	Änderung; Differenz
$\varepsilon$	Winkel
$\eta$	Verstärkungsgrad
$\rho$	Rohdichte
$\sigma$	Normalspannung; Biegespannung; Spannungen quer zur Faserrichtung
$\tau$	Schubspannung
$\nu$	Variationskoeffizient (COV)

### Lateinische Buchstaben

A	Querschnittsfläche
B	Biegesteifigkeit bzw. Drillsteifigkeit eines Flächenelementes
E	Elastizitätsmodul



F	Einzellast; Kraft
G	Schubmodul
L	Bauteillänge
R	Korrelationskoeffizient; Schraubentragfähigkeit
$R^2$	Bestimmtheitsmaß
S	Schubsteifigkeit eines Flächenelementes
T	Schubkraft
V	Querkraft am Stabelement
EA	Dehnsteifigkeit
EI	Biegesteifigkeit eines Stabelementes
ES	Statisches Moment
a	Abstand; Abstand der Schwerpunkte der Deckschichten; Schraubenabstand
b	Spannweite in Nebentragrichtung (quer zu den Decklagen); Auflagerbreite; Brettbreite
d	Dicke; Platten- und Scheibendicke; Schichtdicke
f	Festigkeit
i; j	Laufvariable
k	Beiwert; Systembeiwert; Hilfsgröße allgemein
l	Spannweite in Haupttragrichtung (parallel zu den Decklagen); Abstand
m	Biegemoment am Flächenelement
n	Anzahl der Schichten
q	Flächenlast
s	Standardabweichung
u	Verformung; Holzfeuchte; Abstand
$\bar{x}$	Mittelwert
x, y, z	Koordinatenrichtungen
v	Querkraft am Flächenelement
max	Maximalwert

**Indizes**

$\tau$	Schubspannung
A	Ebene A der Schubanalogie
B	Ebene B der Schubanalogie
E	Einleitungsbereich
F	Fuge; Entlastungsnut
K	Federsteifigkeit
L	Seitenlasche

M	Biegemoment am Stabelement; Momenteneinwirkung am Stabelement
R	Rollschub; Rand
S	Schraube
FEM	FEM-Berechnungsergebnis
GL.	Gleitfläche
Rah.	Rahmen
Res	Resultierende
Red	Reduktion
SCH.	Scherfläche
c	Druck
d	Bemessungswert
h	Höhe; Querschnittshöhe
i; j	Laufvariable
k	Charakteristischer Wert; 5%-Quantil
s	Schwerpunkt
t	Zug
u	Unverstärkt
v	Querkraft; Schub; verstärkt
x; y; z	Koordinatenrichtungen; Schnittufer
ax	Axial; in Schaftrichtung
calc	Rechenwert
int	Intern
kor	Korrekturwert
ln	Logarithmische Normalverteilung
max	Maximalwert
mean	Mittelwert
ef	Effektivwert
exp	Versuchswert
ext	Extern
	Parallel
⊥	Senkrecht
0	In Faserrichtung; Referenzwert
1	In Faserrichtung der Decklage
2	Quer zur Faserrichtung der Decklage
90	Senkrecht zur Faserrichtung

### 3 Beanspruchungen bei konzentrierter Lasteinleitung

Im Gegensatz zu linear gelagerten Plattenelementen existieren derzeit für punktgestützte Brettspertholzkonstruktionen bzw. durch Einzellasten beanspruchte Plattenelemente keine Berechnungshilfen oder -tabellen, die eine schnelle Vorbemessung ermöglichen. Für die Schubbemessung ist es zunächst erforderlich, die Verteilung der Querkräfte in Haupt- und Nebentragrichtung zu ermitteln, um daraus die maßgebenden Schubspannungen berechnen zu können. Im Folgenden werden unterschiedliche Aspekte und Einflussparameter auf die Querkraftverteilung untersucht und daraus ein Vorschlag für die Abschätzung der Schubbeanspruchungen abgeleitet.

#### 3.1 Grundlagen

##### 3.1.1 Systemmodellierung

Im Rahmen der Untersuchungen wurden an unterschiedlichen Trägerrostsystemen Berechnungen nach dem Verfahren der Schubanalogie durchgeführt und die Querkräfte in den jeweiligen Richtungen ermittelt. Die Plattenelemente liegen dabei in der x-y-Ebene, wobei die x-Richtung parallel und die y-Richtung quer zu den Decklagen verlaufen. Das System und die globalen Koordinatenrichtungen sind in Abbildung 3-1 dargestellt. Eine allgemeine Erläuterung des Verfahrens der Schubanalogie ist im Anhang in Kapitel 11.1 enthalten.

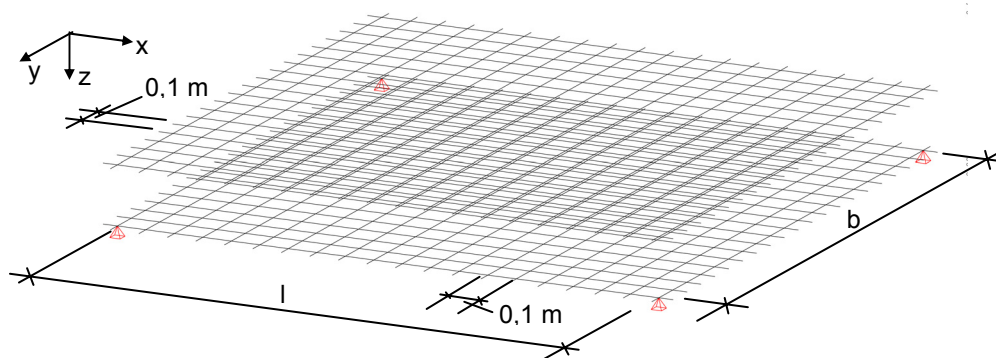


Abbildung 3-1: Systemskizze für Trägerrostberechnung nach dem Verfahren der Schubanalogie für ein in den Eckbereichen punktgestütztes Element (Koppelbedingungen nicht dargestellt)

Im Bereich konzentrierter Lasteinleitungen (Punktstützungen oder Einzellasten) treten bei FEM-Berechnungen mit Flächen- oder Volumenelementen Extremwerte bzw. Spannungsspitzen auf. Um diese zu vermeiden, bieten sich für die Berechnung Trägerrostsysteme an. Dadurch erfolgt automatisch eine Mittelung der auftretenden Spannungen und Kräfte in Abhängigkeit des gewählten Rasters der Träger. Das Raster der Träger ist so zu wählen, dass die Plattengeometrie sowie die Auflagerungs- oder Lasteinleitungsbedingungen entsprechend modelliert werden können. Um eine ausreichende Genauigkeit bei der Berech-

nung zu erzielen, sollte der Trägerabstand die Elementdicke nicht überschreiten. Bei den im Rahmen der Untersuchung durchgeführten Berechnungen betrug der Trägerabstand unabhängig von den betrachteten Plattengeometrien 0,1 m. Damit liegt er einerseits an der unteren Grenze der in der Praxis üblicherweise verwendeten Querschnittsdicken für Plattenbeanspruchungen und andererseits entspricht dieser Rasterabstand typischen Querschnittsabmessungen von Stützen und den damit verbundenen Auflagerflächen.

Zusammenfassend liegen den Simulationsberechnungen mit dem FEM-Programm der Firma Sofistik [Sofistik 2010] folgende Eingangsgrößen bzw. Annahmen zugrunde:

- Die erforderlichen Steifigkeitswerte wurden gemäß Anhang D.3 der [DIN 1052] ermittelt. Es gelten die Materialkennwerte für Brettlamellen der Festigkeitsklasse C 24 (Tabelle F5 der [DIN 1052]). Demnach beträgt der Rollschubmodul 10 % des Schubmoduls in Faserrichtung.
- Bei allen Berechnungen wurde vereinfacht davon ausgegangen, dass die einzelnen Brettlamellen nicht an den Schmalseiten miteinander verklebt sind. Das bedeutet, dass gemäß [DIN 1052] in den einzelnen Schichten der Elastizitätsmodul rechtwinklig zur Faserrichtung gleich null zu setzen ist (siehe Tabelle 3-1).
- Die Elastizitäts- und Schubmodule der Brettlamellen im globalen Koordinatensystem (Abbildung 3-1) sind in nachfolgender Tabelle zusammengefasst.

Tabelle 3-1: Elastizitäts- und Schubmodule in MN/m<sup>2</sup> bezogen auf globale Koordinaten

	$E_x$	$E_y$	$G_{xz}$	$G_{yz}$
Längslagen	11000	0	690	69
Querlagen	0	11000	69	690

- Den Berechnungen lag ein linear elastisches Materialgesetz zugrunde.
- Die Lasteinleitung erfolgte über Knotenlasten in den Kreuzungspunkten der Träger.
- Die Berechnungen basieren auf dem Verfahren der Schubanalogie. Eine kurze Einführung in dieses Verfahren ist im Anhang 11.1 enthalten. Ausführliche Beschreibungen des Verfahrens sind unter anderem in [Kreuzinger/Scholz 2003], [Scholz Diss.] und [Winter/Kreuzinger/Mestek] zu finden.

### 3.1.2 Querschnittstypen

Infolge der zweiachsigen Lastabtragung bei Punktstützungen sind Plattenquerschnitte vorzuziehen, die nicht zu große Steifigkeitsunterschiede in Haupt- und Nebentragrichtung aufweisen. Dies trifft bei Brettsperrholz primär auf die Querschnittstypen zu, bei denen die einzelnen Schichten lagenweise orthogonal zueinander angeordnet sind und deren einzelne Schichten sowohl in Haupt- als auch in Nebentragrichtung die gleichen Dicken besitzen (Typ I in Abbildung 3-2). Üblicherweise sind im Sortiment der Hersteller auch Plattentypen enthalten, die hinsichtlich einer unidirektionalen Lastabtragung optimiert wurden, d.h., die in

Haupttragrichtung größere Brettdicken bzw. mehrere parallel verlaufende Brettlagen aufweisen (Typ II in Abbildung 3-2). Die Bezeichnungen  $d_x$  bzw.  $d_y$  geben dabei die Schichtdicken in Haupt- und Nebentragrichtung an, unabhängig davon, ob diese aus einer oder mehreren parallelen Brettlagen bestehen.

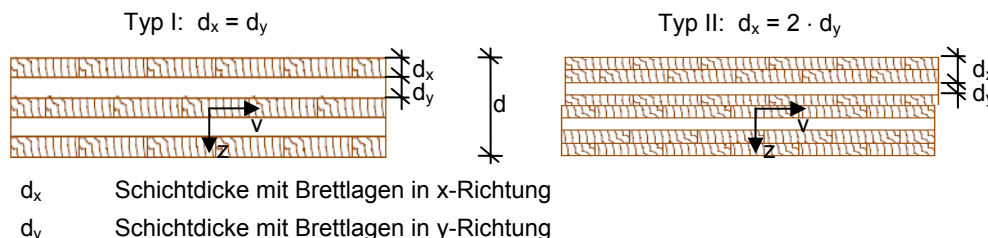


Abbildung 3-2: Querschnittstypen – Schnitt senkrecht zur Haupttragrichtung

Um die große Bandbreite möglicher Aufbauten einzuschränken, werden im Folgenden nur die in Abbildung 3-2 dargestellten Querschnittstypen mit den angegebenen Verhältniswerten der Schichtdicken betrachtet.

### 3.2 Punktuelle Auflagerung im Eckbereich – Querkraftverteilung

Ungeachtet der spezifischen Schubspannungsverteilung aufgrund des lagenweisen Aufbaus von Brettsperreholzelementen wird zunächst die Aufteilung der Querkraft bzw. der Auflagerkraft in Haupt- und Nebentragrichtung untersucht. D.h., entscheidend ist vorerst die Summe der Querkräfte in den jeweiligen Richtungen ( $V_{xz}$  bzw.  $V_{yz}$  in Abbildung 3-3) und nicht deren Verteilung auf die Ebenen A und B des ideellen Systems nach dem Verfahren der Schubanalogie.

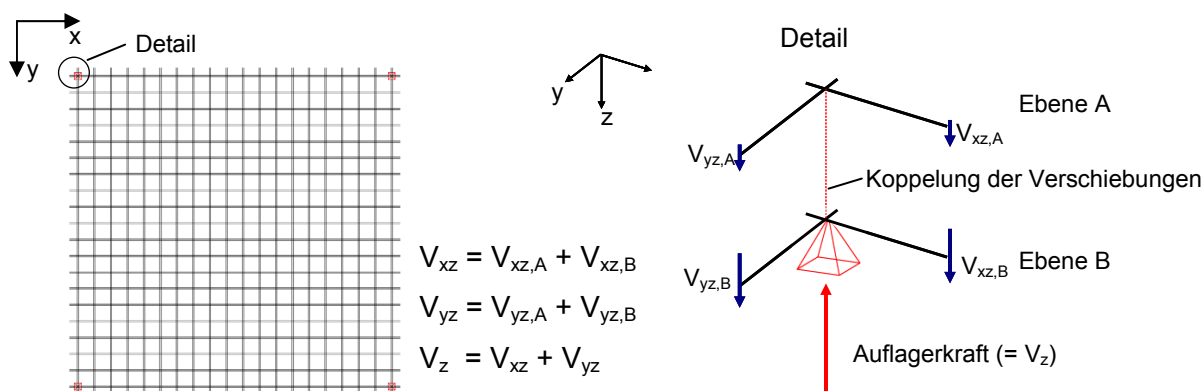


Abbildung 3-3: Querkraftverteilung

Dabei erfolgt der Schnitt zur Bestimmung der Querkraftverteilung direkt am Auflager (siehe Abbildung 3-3). Vergleichsrechnungen zeigen, dass bei einer um einen Rasterabstand versetzten Schnittführung, wie in Abbildung 3-4 dargestellt, sich die Summen der Querkräfte in Haupt- und Nebentragrichtung nur unwesentlich verändern.

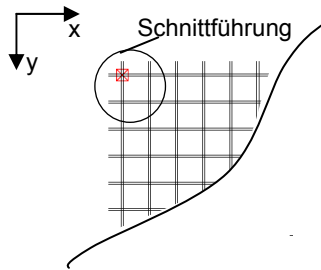


Abbildung 3-4: Alternative Schnittführung

Gemäß Abs. 10.2.9 der [DIN 1052] ist bei stabförmigen Biegeträgern mit Lastangriff auf der Oberseite und Lagerung an der Unterseite der Schubspannungsnachweis mit der maßgebenden Querkraft zu führen. Als maßgebend darf dabei die Querkraft im Abstand der Trägerhöhe vom Auflagerrand angenommen werden. Dem Nachweis liegt der Ansatz zugrunde, dass die auflagnahen Lasten, unter der Annahme eines Lastausbreitungswinkels von  $45^\circ$ , über eine sich einstellende Druckstrebe direkt ins Auflager übertragen werden und daraus Querdruckspannungen resultieren, die zu erhöhten Schubfestigkeitswerten führen [Erl. DIN 1052]. Ein vergleichbares Vorgehen ist bei punktuell gelagerten Brettsperreholzelementen ebenfalls denkbar. Demnach ergibt sich die für die Bemessung maßgebende Querkraft bzw. Auflagerkraft aus der Integration der Querkräfte entlang eines Schnittes im Abstand  $d$  vom Auflagerrand. Allerdings bezieht sich die angesprochene Schnittführung ausschließlich auf die Ermittlung der maßgebenden Querkraft und ist nicht mit dem Ort zu verwechseln, an dem die Schubspannungen berechnet werden. Da diesbezüglich derzeit keine ausreichenden Untersuchungen vorliegen, sind ohne detaillierte Betrachtungen die Schubspannungen mit den geometrischen Abmessungen am Auflagerrand zu bestimmen und zu bemessen (Abbildung 3-5).

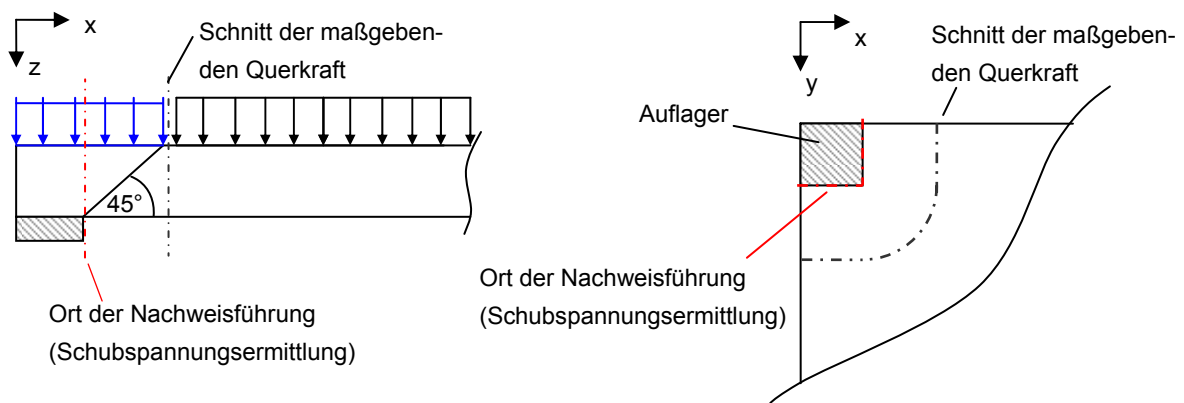


Abbildung 3-5: Maßgebende Querkraft und Ort der Nachweisführung

Die nachfolgenden Untersuchungen zu den Auswirkungen von verschiedenen Einflussparametern auf die Querkraftverteilung erfolgten ohne Berücksichtigung der angesprochenen Reduzierung, da für die Querkraftverteilung irrelevant ist, ob bei der späteren Bemessung von der tatsächlich vorhandenen Auflagerkraft oder der reduzierten ausgegangen wird.

### 3.2.1 Einfluss der Elementdicke

Die Berechnungen erfolgten an quadratischen Fünfschichtplatten mit variablen Elementdicken  $d$  und einer Kantenlänge von 3,0 m. Andere Einflussparameter, wie das Verhältnis von Elementlänge zur Breite oder die Anzahl der Schichten, werden in den anschließenden Abschnitten untersucht. In Abbildung 3-6 sind die prozentualen Verteilungen der Auflagerkräfte auf die Querkräfte in x- bzw. y-Richtung in Abhängigkeit der Elementdicke  $d$  dargestellt. Wie die Ergebnisse der Berechnungen zeigen, besitzt die Elementdicke keinen wesentlichen Einfluss auf die Verteilung, solange das Verhältnis der Schichtdicken in Haupt- und Nebentragsrichtung konstant bleibt. Die Summe der Querkräfte ergibt jeweils 100 %. Unabhängig von der Elementdicke werden beim Querschnittstyp I ca. 57 % und beim Typ II ca. 64 % der Querkraft in Haupttragsrichtung übertragen.

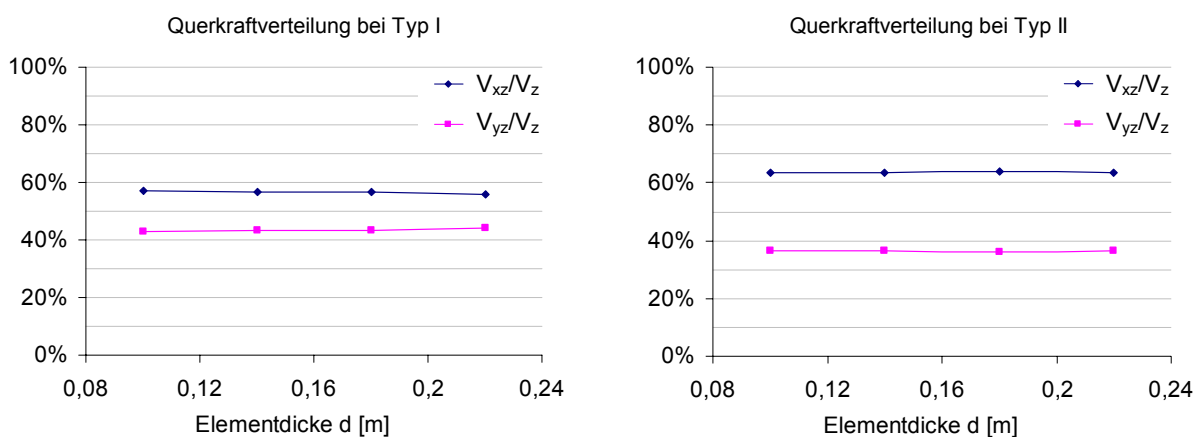


Abbildung 3-6: Prozentuale Verteilung der Querkräfte – Einfluss der Elementdicke  $d$

### 3.2.2 l/b-Verhältnis

In einem weiteren Schritt wurde der Einfluss der Elementlängen auf die Verteilung der Querkräfte untersucht. Zu diesem Zweck wurde die Elementbreite auf  $b = 2,0$  m festgelegt und die Elementlänge  $l$  variiert. Die Querkraftverteilung wurde wiederum für die Querschnittstypen I und II bestimmt, wobei die Gesamtdicke  $d$  der Fünfschichtplatte jeweils  $d = 0,14$  m betrug. Abbildung 3-7 zeigt die prozentuale Querkraftverteilung in Haupt- und Nebentragsrichtung in Abhängigkeit des Verhältnisses von Elementlänge zu Elementbreite.

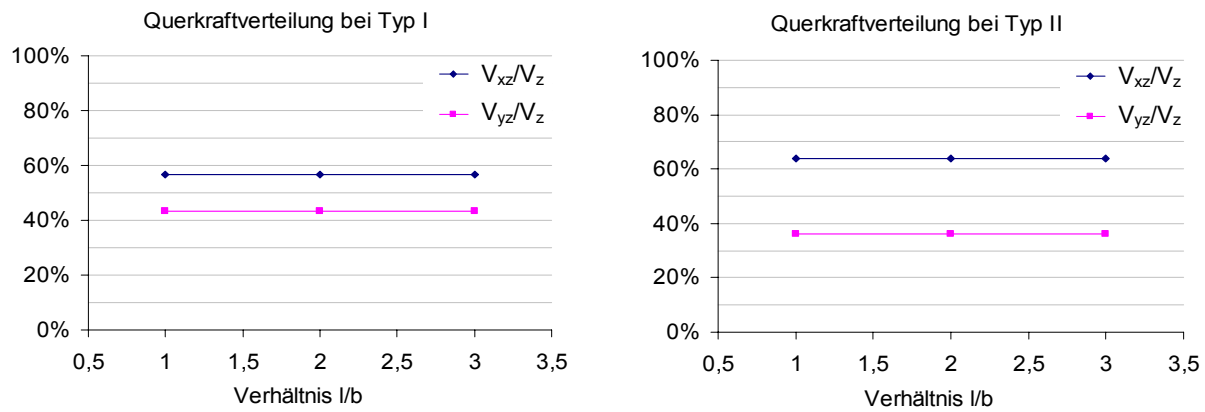


Abbildung 3-7: Prozentuale Verteilung der Querkräfte – Einfluss des l/b-Verhältnisses

Das betrachtete Verhältnis von Spannweite l in Haupttragrichtung zur Elementdicke d umfasst den Bereich von ca.  $15 < l/d < 40$ . Somit besitzt das Verhältnis der Spannweiten bei baupraktisch relevanten Abmessungen keinen wesentlichen Einfluss auf die Aufteilung der Querkräfte in Haupt- und Nebentragrichtung. Analog zu den Ergebnissen des vorherigen Kapitels werden beim Querschnittstyp I ca. 57 % und beim Typ II ca. 64 % der Querkraft in Haupttragrichtung übertragen.

### 3.2.3 Anzahl der Schichten

Abschließend wurden Untersuchungen zum Einfluss der Anzahl der vorhandenen Schichten auf die Querkraftverteilung durchgeführt. Den Berechnungen lagen wiederum quadratische Plattenelemente mit einer Kantenlänge von 3,0 m zugrunde. Wie die vorherigen Kapitel zeigen, besitzt die Elementdicke keinen Einfluss auf die Querkraftverteilung. Daher wurden die Einzelschichtdicken konstant gehalten und jeweils nur die Anzahl n der Schichten variiert. Die Einzelschichtdicken für den Querschnittstyp I betragen  $d_x = d_y = 20,0$  mm, für den Querschnittstyp II wurden in Haupttragrichtung eine Schichtdicke von  $d_x = 25,0$  mm und in Nebentragrichtung von  $d_y = 12,5$  mm gewählt. Somit besaßen die Querschnittstypen I und II für die jeweils betrachtete Anzahl von Schichten vergleichbare Elementdicken.

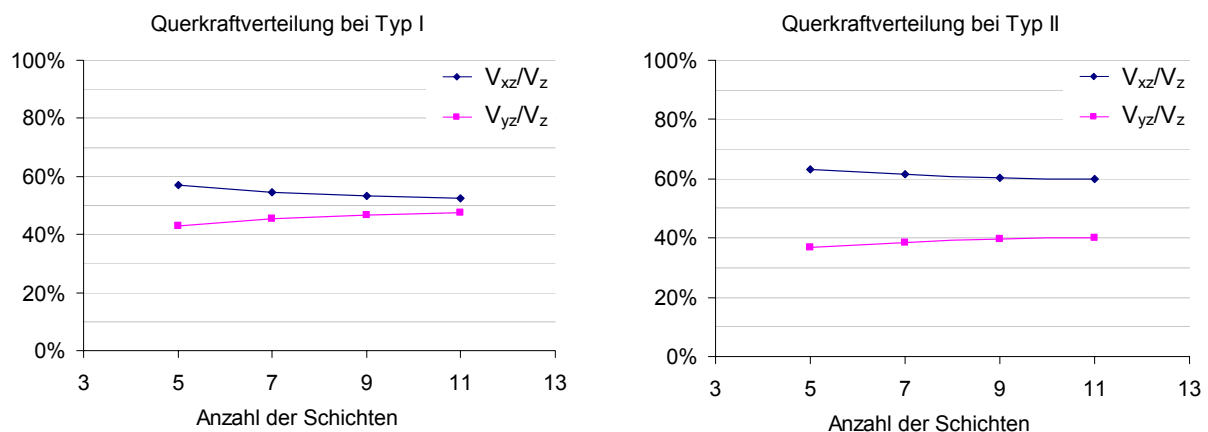


Abbildung 3-8: Prozentuale Verteilung der Querkräfte – Einfluss der Anzahl der Schichten



Die Ergebnisse in Abbildung 3-8 verdeutlichen, dass in erster Linie die Anzahl der verwendeten Schichten sowie das Verhältnis der Schichtdicken in Haupt- und Nebentragsrichtung die Querkraftverteilung beeinflussen. Bei konstanten Schichtdicken (Typ I) konvergieren die Kurven mit zunehmender Anzahl von Schichten gegen einen Wert von 50 % und es liegt eine gleichmäßige Verteilung der Querkraft vor. Die Verläufe ähneln den Verhältniswerten der jeweiligen Nettoquerschnittsflächen ( $A_x$  bzw.  $A_y$ : Summe der Flächeninhalte der Schichten in Haupt- bzw. Nebentragsrichtung) bezogen auf die Gesamtquerschnittsfläche  $A$ . Diese Kurvenverläufe sind in Abbildung 3-9 zusätzlich eingezeichnet.

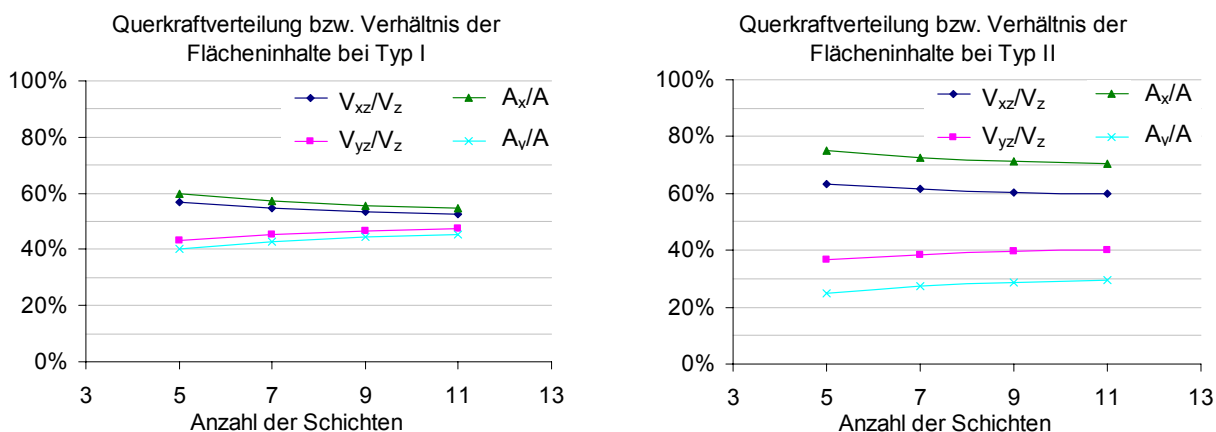


Abbildung 3-9: Prozentuale Verteilung der Querkräfte und Flächeninhalte

Wie Abbildung 3-9 zeigt, ist es bei zur Mittelebene symmetrischen Brettsperrholzelementen mit konstanter Einzelschichtdicke (Typ I) für die Vorbemessung ausreichend, die Querkräfte in Abhängigkeit der Nettoquerschnittsflächen in Haupt- und Nebentragsrichtung bezogen auf den Flächeninhalt des Gesamtquerschnitts abzuschätzen. Die Abweichungen gegenüber der exakten Ermittlung liegen unter 5 %. Es gelten folgende Gleichungen:

- Querkraft in x-Richtung (Haupttragsrichtung)

$$V_{xz} \approx A_x / A \cdot V_z = \frac{n+1}{2 \cdot n} \cdot V_z \quad (\text{Gl. 3-1})$$

- Querkraft in y-Richtung (Nebentragsrichtung)

$$V_{yz} \approx A_y / A \cdot V_z = \frac{n-1}{2 \cdot n} \cdot V_z \quad (\text{Gl. 3-2})$$

mit:  $A_x$  bzw.  $A_y$  Nettoquerschnitt in x- bzw. y-Richtung  
 $A$  Gesamtquerschnittsfläche  
 $n$  Anzahl der Schichten  
 $V_z$  Gesamte Querkraft (= Auflagerkraft)

Auch wenn für den Querschnittstyp II die Kurven ebenfalls parallel verlaufen, würde die zuvor beschriebene Vorgehensweise zu einer deutlichen Überschätzung der Querkraft in Haupttragsrichtung und einer Unterschätzung in Nebentragsrichtung führen.

### 3.2.4 Abschätzkriterium für die Querkraftverteilung

Die Untersuchungen in den vorherigen Kapiteln zeigen, dass bei in den Eckbereichen punktgestützten Brettsperrholzelementen die Verteilung der Querkräfte im Auflagerbereich in Haupt- und Nebentragsrichtung von der Anzahl der vorhandenen Schichten sowie dem Verhältnis der Schichtdicken in den jeweiligen Tragrichtungen abhängt. Andere Einflüsse, wie die Elementdicke und die Spannweiten, können vernachlässigt werden. Die Ermittlung der Querkraftverteilung in Abhängigkeit der Nettoquerschnittsflächen liefert nur für Querschnittstypen mit konstanten Einzelschichtdicken eine ausreichend genaue Abschätzung. Alternativ lassen sich die Ergebnisse der statischen Berechnungen durch Regressionskurven beschreiben. Dies erfolgt in Abhängigkeit von der Anzahl der Schichten für die zuvor untersuchten Querschnittstypen und den damit verbundenen Verhältniswerten der Schichtdicken. Zusätzlich wurde die Querkraftverteilung für ein Schichtdickenverhältnis von  $d_x = 1,5 \cdot d_y$  berechnet und ebenfalls eine Regressionskurve ermittelt. Demnach lässt sich die Querkraft  $V_{xz}$  in Haupttragsrichtung anhand folgender Gleichungen bestimmen:

- Für ein Schichtdickenverhältnis von  $d_x / d_y = 1,0$  (Querschnittstyp I)

$$V_{xz} \approx 0,67 \cdot n^{-0,1} \cdot V_z \quad (\text{Gl. 3-3})$$

- Für ein Schichtdickenverhältnis von  $d_x / d_y = 1,5$

$$V_{xz} \approx 0,72 \cdot n^{-0,1} \cdot V_z \quad (\text{Gl. 3-4})$$

- Für ein Schichtdickenverhältnis von  $d_x / d_y = 2,0$  (Querschnittstyp II)

$$V_{xz} \approx 0,75 \cdot n^{-0,1} \cdot V_z \quad (\text{Gl. 3-5})$$

mit:  $n$  Anzahl der Schichten (5, 7, 9, 11)

$V_z$  Gesamte Querkraft (= Auflagerkraft)

In Abbildung 3-10 sind die Ergebnisse der statischen Berechnung den Regressionskurven gegenübergestellt. Die maximalen Abweichungen liegen unter 2 %. Auf die Ermittlung von Regressionskurven für die Querkraft  $V_{yz}$  in Nebentragsrichtung wurde verzichtet, da sich diese aus dem Gleichgewicht der vertikalen Kräfte ergibt.

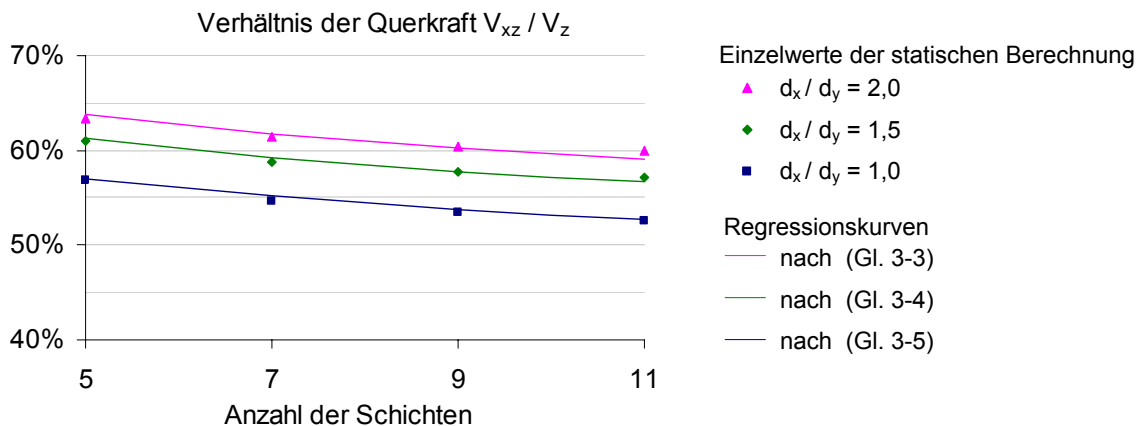


Abbildung 3-10: Prozentualer Anteil der Querkraft in x-Richtung von der Gesamtquerkraft  $V_z$

### 3.3 Einzellast in Feldmitte – Querkraftverteilung

Analog der zuvor beschriebenen Vorgehensweise wurde anschließend die Querkraftverteilung infolge einer Einzellast in Feldmitte untersucht. Dies erfolgte ebenfalls mittels Vergleichsrechnungen, denen die Angaben und Annahmen gemäß Kapitel 3.1 zugrunde lagen. Ermittelt wurde die Summe der Querkräfte je Schnittufer in den jeweiligen Richtungen ( $V_{xz}$  bzw.  $V_{yz}$  in Abbildung 3-11) und nicht deren Verteilung auf die Ebenen A und B des ideellen Systems nach dem Verfahren der Schubanalogie.

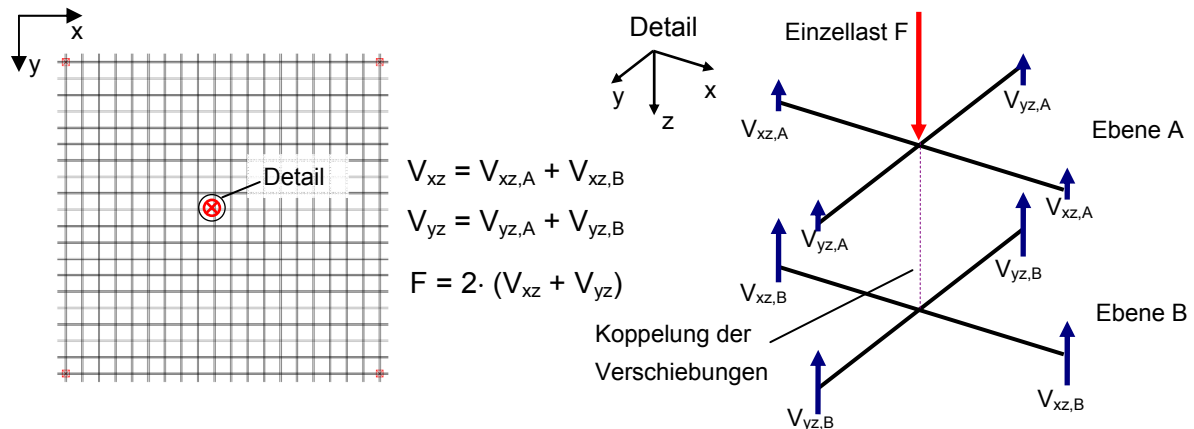


Abbildung 3-11: Querkraftverteilung bei einer Einzellast in Feldmitte

Im Gegensatz zur Punktstützung kann bei der Einzellast keine reduzierte, maßgebende Querkraft für die Nachweisführung herangezogen werden, da die gesamte angreifende Last in das Brettsperrholzelement eingeleitet wird. Auch hier gilt, dass ohne detaillierte Untersuchungen die Schubspannungen am Rand der Lasteinleitungsfläche zu ermitteln und nachzuweisen sind.

#### 3.3.1 Einfluss der Auflagerbedingungen

Zunächst wurde an einer quadratischen Fünfschichtplatte mit einer Kantenlänge von 3,0 m und einer Elementdicke von 0,14 m untersucht, ob die in Abbildung 3-12 dargestellten Auflagervarianten die prozentuale Verteilung der zentrischen Einzellast auf die Querkräfte  $V_{xz}$  und  $V_{yz}$  beeinflussen.

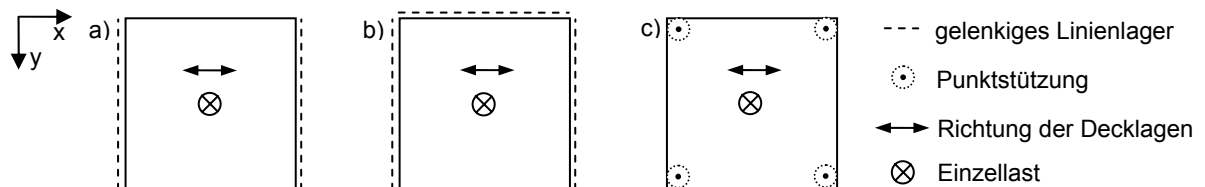


Abbildung 3-12: Auflagervarianten

Die Berechnungen der verschiedenen Varianten belegen, dass sich unabhängig vom gewählten System folgende Querkraftverteilungen einstellen:

- $V_{xz} / F \approx 28 \%$  je Schnittpfer in x-Richtung
- $V_{yz} / F \approx 22 \%$  je Schnittpfer in y-Richtung

Bei den nachfolgenden Vergleichsrechnungen wurde stets die Auflagervariante a) gemäß Abbildung 3-12 verwendet.

### 3.3.2 Elementdicke

Ebenso wie bei der Punktstützung wurde auch bei einer zentrischen Einzellast der Einfluss der Elementdicke an quadratischen Fünfschichtplatten mit einer Kantenlänge von 3,0 m untersucht. Die Diagramme in Abbildung 3-6 zeigen die prozentuale Verteilung der Einzellast auf die Querkräfte in x- bzw. y-Richtung an den jeweiligen Schnittpfern. Trotz variierender Elementdicken bleiben die Verteilungen annähernd unverändert.

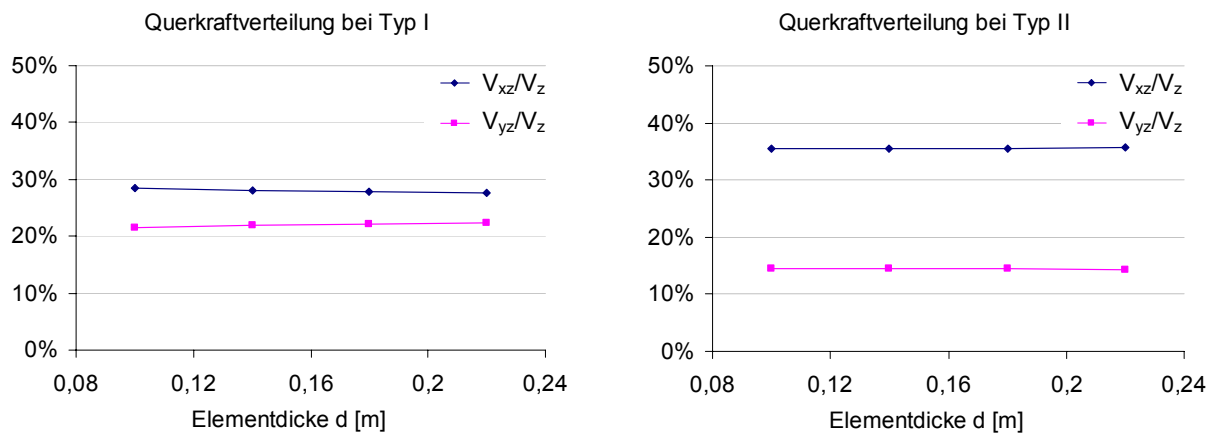


Abbildung 3-13: Prozentuale Verteilung der Querkräfte – Einfluss der Elementdicke

### 3.3.3 $l/b$ -Verhältnis

Die Gesamtdicke  $d$  der Fünfschichtplatten betrug jeweils  $d = 0,14$  m, die Elementbreite wurde auf  $b = 2,0$  m festgelegt und lediglich die Elementlänge  $l$  variierte. Wie die Diagramme in Abbildung 3-14 zeigen, beeinflusst das Verhältnis der Spannweiten bei baupraktisch relevanten Abmessungen nicht wesentlich die Aufteilung der Querkräfte.

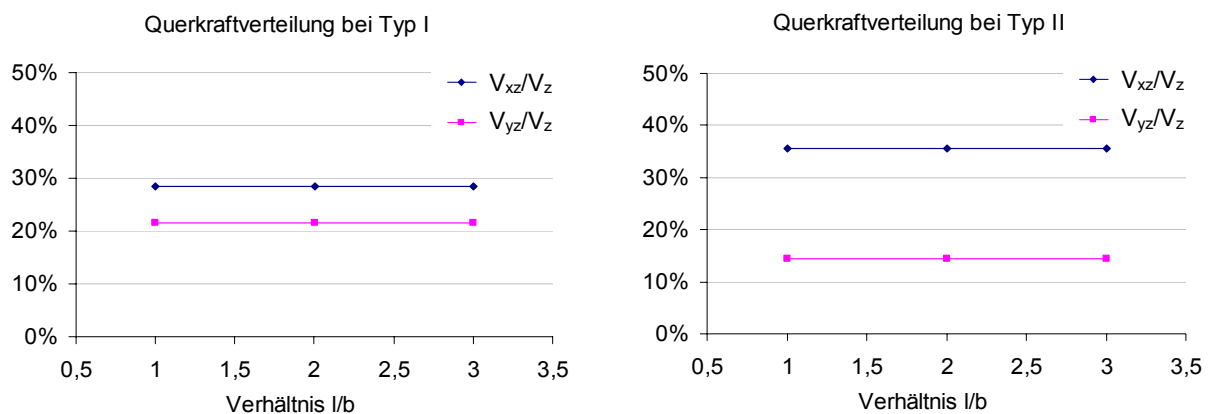


Abbildung 3-14: Prozentuale Verteilung der Querkräfte – Einfluss des  $l/b$ -Verhältnisses

### 3.3.4 Anzahl der Schichten

Der Einfluss der Anzahl der Schichten wurde an quadratischen Plattenelementen mit einer Kantenlänge von 3,0 m untersucht. Die Einzelschichtdicken für den Querschnittstyp I betragen  $d_x = d_y = 20,0$  mm, für den Querschnittstyp II wurden in Haupttragrichtung eine Schichtdicke von  $d_x = 25,0$  mm und in Nebentragrichtung von  $d_y = 12,5$  mm gewählt. Somit besaßen die Querschnittstypen I und II für die jeweils betrachtete Anzahl von Schichten vergleichbare Elementdicken. Neben den prozentualen Verteilungen der Querkräfte sind in den Diagrammen in Abbildung 3-15 die Verhältnismerte der jeweiligen Nettoquerschnittsflächen ( $A_x$  bzw.  $A_y$ ; Summe der Flächeninhalte der Schichten in Haupt- bzw. Nebentragrichtung) bezogen auf die Gesamtquerschnittsfläche  $A$  dargestellt. Da sich je Tragrichtung die anteilige Querlast zu gleichen Teilen auf zwei Schnittufer verteilt, wurden die Verhältnismerte entsprechend halbiert.

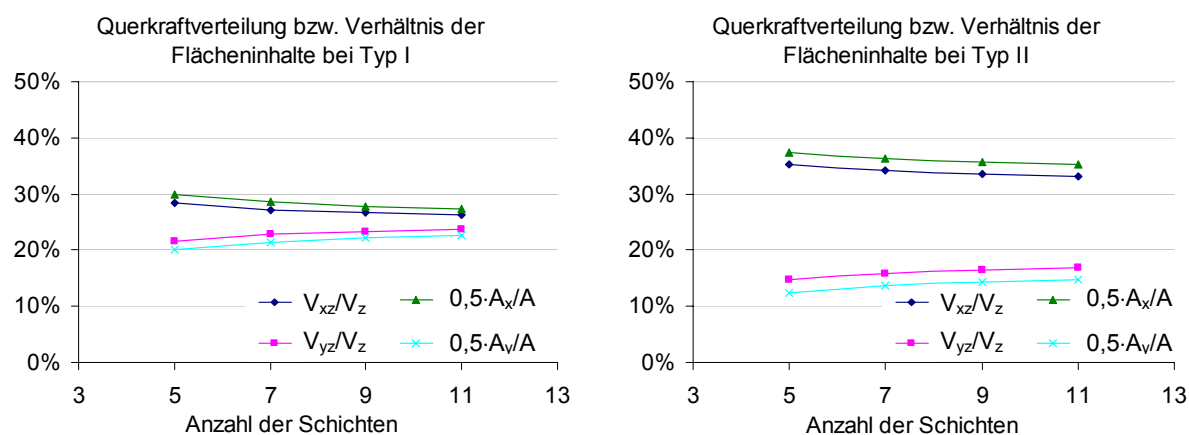


Abbildung 3-15: Prozentuale Verteilung der Querkräfte und Flächeninhalte, Einzellast  $F$  in Feldmitte

Für den Fall einer Einzellast in Feldmitte lassen sich die Summen der Querkräfte in Haupt- bzw. Nebentragrichtung unabhängig vom Querschnittstyp mit einer maximalen Abweichung von unter 7 % über das angegebene Verhältnis der Nettoquerschnittsflächen zur Gesamtquerschnittsfläche beschreiben. Analog zur Punktstützung im Eckbereich gilt:

- Querkraft in x-Richtung (Haupttragrichtung)

$$V_{xz} \approx 0,5 \cdot A_x / A \cdot F = \frac{n+1}{4 \cdot n} \cdot F \quad (\text{Gl. 3-6})$$

- Querkraft in y-Richtung (Nebentragrichtung)

$$V_{yz} \approx 0,5 \cdot A_y / A \cdot F = \frac{n-1}{4 \cdot n} \cdot F \quad (\text{Gl. 3-7})$$

mit:  $A_x$  bzw.  $A_y$  Nettoquerschnitt in x- bzw. y-Richtung  
 $A$  Gesamtquerschnittsfläche  
 $n$  Anzahl der Schichten  
 $F$  Einzellast

### 3.3.5 Abschätzkriterium

Die Ergebnisse zeigen, dass die Verteilung der Einzellast auf die Querkräfte in Haupt- und Nebentragsrichtung fast ausschließlich von der Anzahl der Lagen und dem Verhältnis der Einzelschichtdicken abhängt. Die Elementdicke, das Verhältnis der Spannweiten sowie die betrachteten Lagerungsbedingungen wirken sich nur unmerklich aus. Anhand nachfolgender Gleichungen kann der Querkraftanteil je Schnittufer in Haupttragsrichtung bei einer maximalen Abweichung unter 2 % bestimmt werden.

- Für ein Schichtdickenverhältnis von  $d_x / d_y = 1,0$  (Querschnittstyp I)

$$V_{xz} \approx 0,33 \cdot n^{-0,1} \cdot F \quad (\text{Gl. 3-8})$$

- Für ein Schichtdickenverhältnis von  $d_x / d_y = 1,5$

$$V_{xz} \approx 0,39 \cdot n^{-0,1} \cdot F \quad (\text{Gl. 3-9})$$

- Für ein Schichtdickenverhältnis von  $d_x / d_y = 2,0$  (Querschnittstyp II)

$$V_{xz} \approx 0,42 \cdot n^{-0,1} \cdot F \quad (\text{Gl. 3-10})$$

mit:    n     Anzahl der Schichten  
           F     Einzellast

Die zu bemessende Querkraft  $V_{yz}$  in Nebentragsrichtung ergibt sich aus dem Gleichgewicht der vertikalen Kräfte:

$$V_{yz} = 0,5 \cdot F - V_{xz} \quad (\text{Gl. 3-11})$$

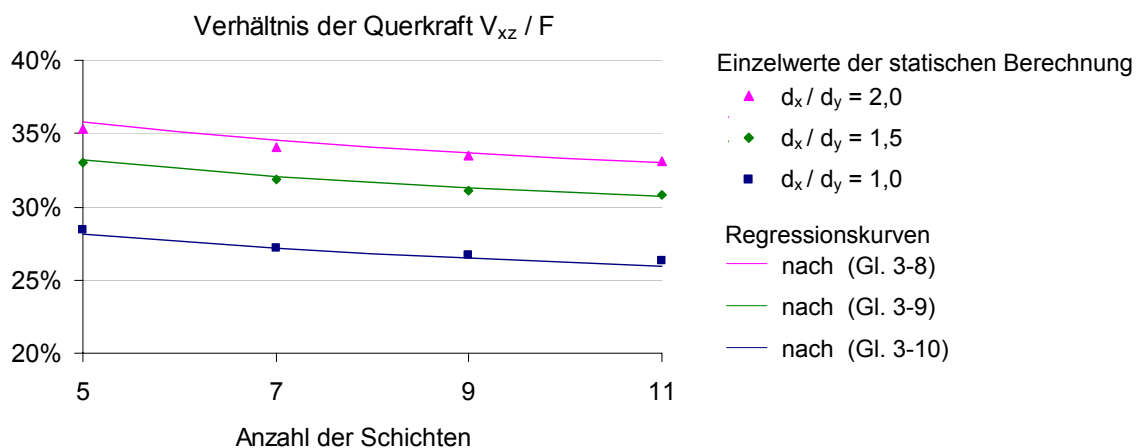


Abbildung 3-16: Prozentualer Anteil der Querkraft je Schnittufer in x-Richtung von der Einzellast F

### 3.4 Betrachtungen zur Schubspannungsverteilung

Bei der Ermittlung der Schubspannungen ist zu berücksichtigen, dass aufgrund der kreuzweise orientierten Brettlagen kein homogener Querschnitt vorliegt und die Annahme einer parabelförmigen Schubspannungsverteilung nicht zutreffend ist. Gemäß [DIN 1052] sind die Spannungen in den einzelnen Schichten unter Berücksichtigung der Schubverformung zu ermitteln. Eine Möglichkeit stellt das im Anhang D der [DIN 1052] verankerte Verfahren der Schubanalogie dar (eine allgemeine Erläuterung des Verfahrens ist in Kapitel 11.1 enthalten). Diesem Verfahren liegt eine Transformation des real vorhandenen Querschnittsaufbaues, bestehend aus mehrschichtig nachgiebig miteinander verbundenen Teilquerschnitten, zu einem ideellen Rechenquerschnitt zugrunde. Der ideelle Rechenquerschnitt besteht aus zwei Ebenen, wobei Ebene A ausschließlich die Eigenanteile der Biegesteifigkeiten der realen Teilquerschnitte wiedergibt und schubstarr ausgebildet wird. Dagegen repräsentiert die Ebene B das Zusammenwirken des Verbundquerschnitts und dementsprechend werden ihr die Steineranteile der Biegesteifigkeiten sowie die gesamte Schubnachgiebigkeit des Verbundquerschnitts zugewiesen. Es ist erforderlich, die Schnittkräfte an einem ideellen System unter Verwendung von Statikprogrammen zu ermitteln und diese auf die Längs- und Schubspannungen des realen Querschnitts rückzurechnen. Dies setzt Grundkenntnisse bzw. eine Einarbeitung in die methodische Vorgehensweise des beschriebenen Verfahrens voraus, weshalb es in der Praxis von den Tragwerksplanern gerne gemieden wird. In den nachfolgenden Kapiteln wird daher untersucht, inwiefern ohne Anwendung von Statikprogrammen für die zuvor betrachteten Systeme eine geeignete Abschätzung der Schubspannungsverteilung möglich ist.

#### 3.4.1 Schubstarre Verbundtheorie - Spannungsermittlung

Untersuchungen in [Winter/Kreuzinger/Mestek] zeigen, dass der Einfluss der Schubverformung auf die Spannungsverläufe bei linienförmig gelagerten Einfeldträgern unter Gleichlast in der Regel vernachlässigt werden kann. Anders gestaltet sich dies bei konzentrierten Lasteinleitungen wie Einzellasten oder Punktstützungen, bei denen lokal hohe Schubbeanspruchungen und damit verbundene Schubverformungen vorliegen. Die Auswirkungen auf den Schubspannungsverlauf von Brettsperrholzelementen lassen sich am Beispiel eines Einfeldträgers unter Einzellast bei einachsiger Lastabtragung verdeutlichen.

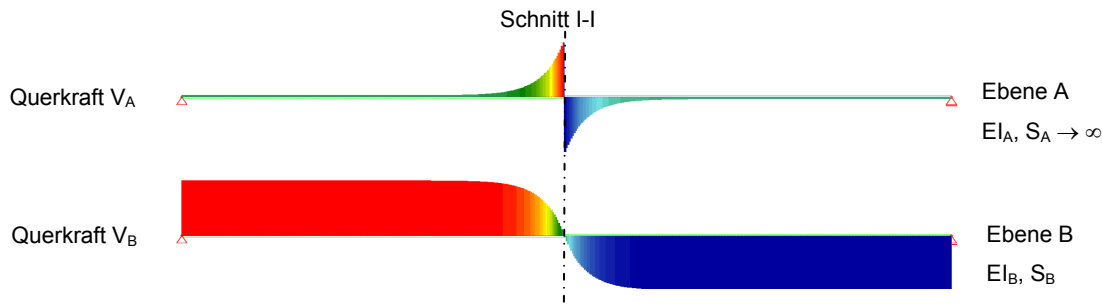


Abbildung 3-17: Einfeldträger unter Einzellast, qualitativer Querkraftverlauf am ideellen System

In Abbildung 3-17 sind die qualitativen Querkraftverläufe am ideellen System bei einer Berechnung nach dem Verfahren der Schubanalogie dargestellt. Da die gesamte Schubsteifigkeit des Systems den Trägern der Ebene B zugeordnet und der Träger der Ebene A schubstarr modelliert ist, treten theoretisch im unmittelbaren Lasteinleitungsbereich ausschließlich Querkräfte in der Ebene A auf. Dadurch stellen sich in den einzelnen Schichten parabelförmige Schubspannungsverläufe ein, deren Maximalwerte von den Elastizitätsmoduln der Lagen abhängen (siehe Schnitt I-I in Abbildung 3-19). Dies trifft jedoch nur für den theoretischen Fall einer punktuellen Lasteinleitung zu. Modelliert man, angepasst an die in der Realität vorhandenen Auflager- bzw. Lasteinleitungsflächen, anstelle einer Einzellast eine Teilstreckenlast, so fallen an den Rändern der Lasteinleitungsfläche die Extremwerte weniger ausgeprägt aus. Gleichzeitig treten in den Trägern beider Ebenen Querkräfte auf (siehe Schnitt II-II in Abbildung 3-18).

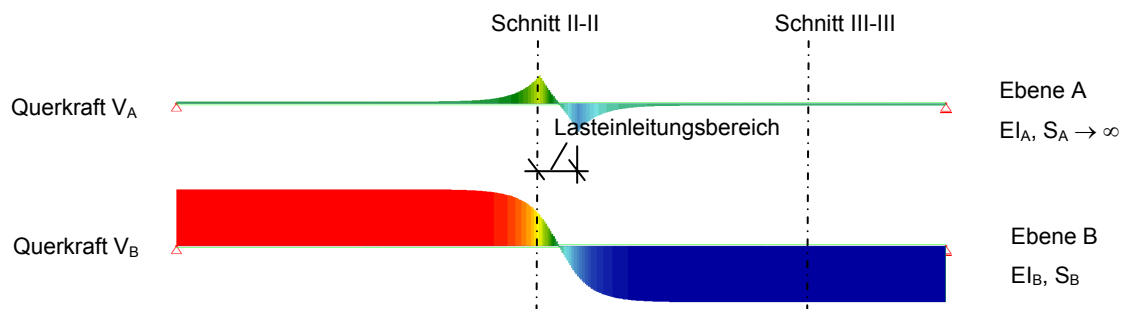


Abbildung 3-18: Einfeldträger unter Teilstreckenlast, qualitativer Querkraftverlauf am ideellen System

Nachfolgende Abbildung zeigt die qualitativen Schubspannungsverläufe einer Fünfschichtplatte ohne Schmalseitenverklebung in den Schnitten I-I, II-II und III-III gemäß dem Verfahren der Schubanalogie und der schubstarreren Verbundtheorie.



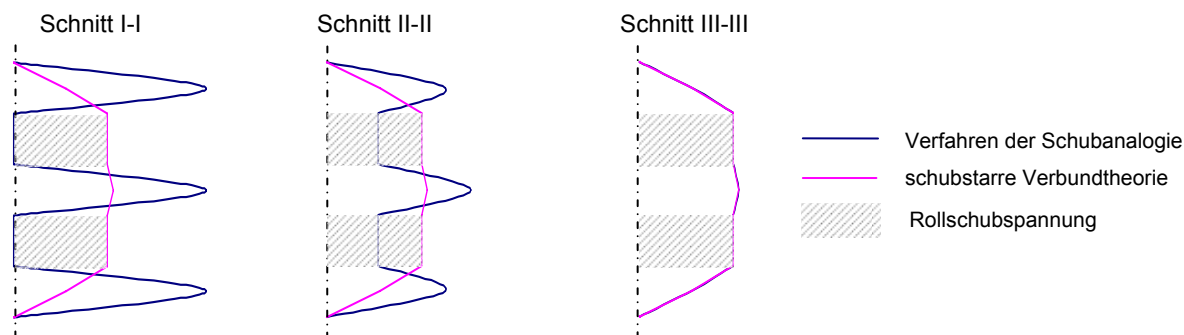


Abbildung 3-19: qualitative Schubspannungsverläufe

Während bei einachsiger Lastabtragung die Schubspannungsverläufe nach der schubstarreren Verbundtheorie jeweils identisch sind, ergeben sich gemäß dem Verfahren der Schubanalogie die schon zuvor angedeuteten Unterschiede. Infolge einer punktuellen Einzellast (Schnitt I-I) resultieren aus der Querkraft der Ebene A parabelförmige Schubspannungen, wogegen unter Berücksichtigung der Lasteinleitungsfläche (Schnitt II-II) sowohl parabelförmige als auch aus der Querkraft der Ebene B resultierende linear veränderliche bzw. konstante Schubspannungsanteile auftreten. Der Einfluss der Schubverformung nimmt mit zunehmendem Abstand von der Lasteinleitungsfläche ab, was die identischen Spannungsverläufe im Schnitt III-III verdeutlichen.

In diesem Zusammenhang sind die Ergebnisse der Schubspannungsverteilung nach dem Verfahren der Schubanalogie unmittelbar neben der Lasteinleitung (Schnitt I-I in Abbildung 3-19) zu beachten. Sie beruhen in erster Linie auf der Annahme, dass nach dem Verfahren der Schubanalogie die gesamte Schubsteifigkeit des Brettsperrholzquerschnittes der Ebene B zugewiesen wird. Würde dem Träger der Ebene A ebenfalls, analog zur Aufteilung der Biegesteifigkeiten, ein gewisser „Eigenanteil“ zugewiesen, so ergäben sich veränderte Schnittgrößenverläufe am ideellen System. Da in diesem Fall kein schubstarrer Träger vorhanden wäre, der die gesamte Querkraft anzieht, würden sich in den Trägern beider Ebenen Querkräfte einstellen. Folglich würden bereits im Schnitt I-I Rollschubspannungen auftreten und im Schnitt II-II wären die Unterschiede der Spannungsverläufe geringer.

Da im Ingenieurholzbau die punktuelle Einzellast nur theoretisch existiert, sind für den bemessenden Tragwerksplaner die Spannungsverläufe in den Schnitten II-II und III-III von Bedeutung. Der für die Schubbemessung von Brettsperrholz maßgebende Rollschub tritt erst in einem gewissen Abstand vom Lasteinleitungsbereich auf. Demzufolge wird die Rollschubspannung im Lasteinleitungsbereich laut der schubstarreren Verbundtheorie im Vergleich zum Verfahren der Schubanalogie überschätzt, was bei einachsiger Lastabtragung jedoch nicht relevant ist, da sich für die Rollschubspannung mit zunehmendem Abstand

ohnehin identische Maximalwerte einstellen. Ähnliches gilt unter Berücksichtigung der zweiachsigen Lastabtragung. Hier treten die maximalen Schubspannungen allerdings tatsächlich nur im Lasteinleitungsbereich auf, da mit zunehmendem Abstand von der Einzelast das schubbeanspruchte Volumen stark ansteigt und zu einer deutlichen Abnahme der Schubspannungen führt.

Wie nachfolgende Betrachtungen zeigen, ist das Tragverhalten bei Punktstützungen in Eckbereichen ähnlich. Auch hier führt die Ermittlung der Rollschubspannung nach der starren Verbundtheorie zu etwas höheren Werten als das Verfahren der Schubanalogie. Nachfolgend sind die Schubspannungsverläufe jeweils für eine quadratische Fünfschicht- (5 x 24 mm) und eine Siebenschichtplatte (7 x 17 mm) mit Punktstützungen im Eckbereich und einer Gleichlastbeanspruchung dargestellt.

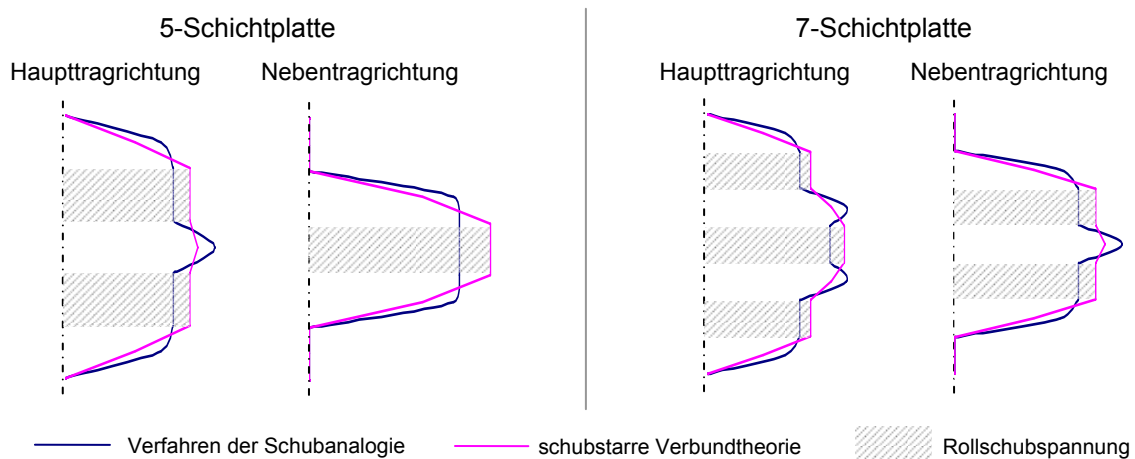


Abbildung 3-20: qualitative Schubspannungsverläufe einer 5-Schichtplatte bzw. 7-Schichtplatte

Die Resultate zeigen, dass die Schubverformung auch bei Punktstützungen in Eckbereichen die Schubspannungen beeinflusst. Deutlich wird dies durch die parabelförmigen Schubspannungsanteile in den parallel zur betrachteten Tragrichtung verlaufenden Schichten, die nach dem Verfahren der Schubanalogie ausgeprägter ausfallen. Aus Gleichgewichtsgründen ergeben sich folglich höhere Rollschubspannungen bei einer Vernachlässigung der Schubverformung.

Entscheidend ist die Tatsache, dass die schubstarre Verbundtheorie für die bei der Schubbemessung maßgebende Rollschubspannung höhere Werte liefert als das in der [DIN 1052] anerkannte Verfahren der Schubanalogie und somit eine konservative Bemessung gewährleistet. Dies gilt sowohl für den Auflagerbereich bei Punktstützungen als auch für den Lasteinleitungsbereich von Einzellasten.

### 3.4.2 Ermittlung der Rollschubspannung

Bei Brettsperrholz ohne Schmalseitenverklebung ist die Rollschubspannung lediglich von der Querkraft der Ebene B des ideellen Systems nach dem Verfahren der Schubanalogie abhängig. Im Anhang D.3 der [DIN 1052] ist daher folgende vereinfachte Gleichung zur Berechnung der Rollschubspannung in Haupttragrichtung angegeben:

$$\tau_{R,xz\_D.3} = \frac{V_{B,xz}}{a} \quad (\text{Gl. 3-12})$$

mit  $V_{B,xz}$ : Querkraft der Ebene B nach dem Verfahren der Schubanalogie

a: Abstand zwischen den Schwerpunkten der Deckschichten

Diese vereinfachte Berechnung beruht auf der Annahme, dass sich die Schubspannung ausschließlich in den Deckschichten aufbaut und über die übrigen Schichten konstant verläuft. Allerdings liefert die Gleichung (Gl. 3-12) nur für Fünfschichtplatten ohne Schmalseitenverklebung die exakte Lösung. Erhöht man die Anzahl der vorhandenen Schichten, so nimmt die Abweichung von der exakten Berechnung auf der unsicheren Seite liegend deutlich zu. Nachfolgend wird die Abweichung für Brettsperrholzelemente ermittelt, bei denen die Einzelschichten in Haupt- und Nebentragrichtung ein festes Verhältnis besitzen. Die Berechnung der Abweichung erfolgt hier nur für ein siebenlagiges Element, die Vorgehensweise für andere Schichtanzahlen verläuft analog. Die allgemeine Gleichung für die Rollschubspannung in der Schicht i lautet:

$$\tau_{R,xz} = V_{B,xz} \cdot \frac{ES_{xz,i}}{B_{B,x}} \quad (\text{Gl. 3-13})$$

Für das statische Moment  $ES_{xz}$  der Mittellage, den Steineranteil der Biegesteifigkeit sowie für das Verhältnis der Schichtdicken in Haupt- und Nebentragrichtung gelten:

$$ES_{xz} = \sum_{i=1}^{i=(n-1)/2} (E_{x,i} \cdot z_{s,i} \cdot d_i) \quad (\text{Gl. 3-14})$$

$$B_{B,x} = \sum_{i=1}^{i=n} (E_{x,i} \cdot z_{s,i}^2 \cdot d_i) \quad (\text{Gl. 3-15})$$

$$d_y = k \cdot d_x \quad (\text{Gl. 3-16})$$

Die maximale Rollschubspannung eines siebenlagigen Brettsperrholzes ohne Schmalseitenverklebung beträgt somit:

$$\begin{aligned} \tau_{R,xz} &= V_{B,xz} \cdot \frac{\sum_{i=1}^{i=(n-1)/2} (E_{x,i} \cdot z_{s,i} \cdot d_i)}{\sum_{i=1}^{i=n} (E_{x,i} \cdot z_{s,i}^2 \cdot d_i)} \quad (\text{Gl. 3-17}) \\ &= V_{B,xz} \cdot \frac{E_{x,i} \cdot d_x^2 \cdot \left[ (3/2 \cdot k + 3/2) + (1/2 \cdot k + 1/2) \right]}{2 \cdot E_{x,i} \cdot d_x^3 \cdot \left[ (3/2 \cdot k + 3/2)^2 + (1/2 \cdot k + 1/2)^2 \right]} \end{aligned}$$

Nach Umformung erhält man:

$$\tau_{R,xz} = \frac{V_{B,xz}}{\frac{5}{2} \cdot d_x \cdot (k+1)} = \frac{V_{B,xz}}{\frac{5}{2} \cdot (d_x + d_y)} \quad (\text{Gl. 3-18})$$

Die Abschätzung nach D.3 der [DIN 1052] liefert folgende Rollschubspannung:

$$\tau_{R,xz\_D.3} = \frac{V_{B,xz}}{a} = \frac{V_{B,xz}}{3 \cdot (d_x + d_y)} \quad (\text{Gl. 3-19})$$

Damit beträgt das Verhältnis der tatsächlichen Rollschubspannung zur Abschätzung:

$$\tau_{R,xz} / \tau_{R,xz\_D.3} = \frac{6}{5} = 120\% \quad (\text{Gl. 3-20})$$

Das Diagramm in Abbildung 3-21 zeigt das Verhältnis der maximalen Rollschubspannungen nach der exakten Berechnung (Gl. 3-13) und der vereinfachten Berechnung (Gl. 3-12) in Abhängigkeit der Anzahl der Schichten. Es bestätigt, dass die vereinfachte Berechnung lediglich für fünfplagige Elemente verwendet werden kann, denn bereits bei sieben Brettlagen liegt eine Abweichung von 20 % vor. Theoretisch konvergiert das Verhältnis bei unendlich vielen Schichten gegen den Wert von 1,5. Dieser Wert resultiert aus dem Vergleich einer sich dann einstellenden parabelförmigen Schubspannungsverteilung mit einer über den Querschnitt konstanten Schubspannung.

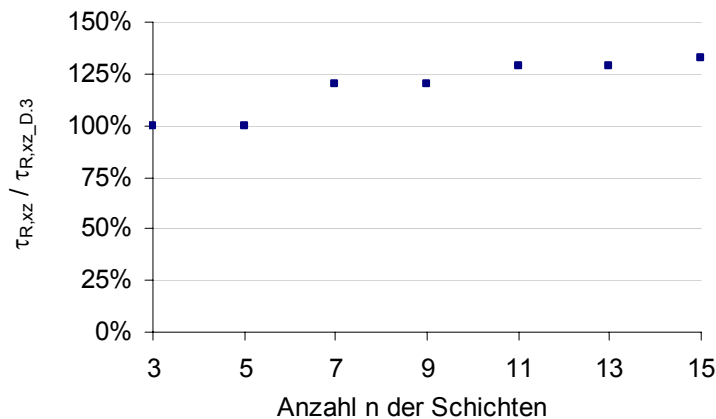


Abbildung 3-21: Abweichung der Rollschubspannung

Entsprechend der starren Verbundtheorie verteilt sich die Querkraft im Verhältnis der Biegesteifigkeiten auf die Ebenen A und B. Da die Eigenanteile der Biegesteifigkeiten (Ebene A) eines Brettsperrholzelementes in der Regel unter 3 % liegen, kann vereinfacht zur Abschätzung der Rollschubspannung anstelle der Querkraft  $V_{B,xz}$  der Ebene B die Gesamtquerkraft  $V_{xz}$  verwendet werden.

### 3.5 Zusammenfassung

Die Untersuchungen an in den Eckbereichen punktgestützten bzw. durch eine Einzellast in Feldmitte beanspruchten Brettsperrholzelementen zeigen, dass die Verteilung der Querkräfte in Haupt- und Nebentragrichtung von der Anzahl der vorhandenen Schichten sowie dem Verhältnis der Schichtdicken der jeweiligen Tragrichtungen abhängt. Im Einzelnen gilt:

- Punktstützung

Vereinfacht kann die Verteilung der Querkräfte in Haupt- und Nebentragrichtung nach den Gleichungen (Gl. 3-21) bis (Gl. 3-23) ermittelt werden. Den Berechnungen liegt eine Auflagerfläche von 0,1 m x 0,1 m zugrunde.

- Für ein Schichtdickenverhältnis von  $d_x / d_y = 1,0$

$$V_{xz} \approx 0,67 \cdot n^{-0,1} \cdot V_z \quad (\text{Gl. 3-21})$$

- Für ein Schichtdickenverhältnis von  $d_x / d_y = 1,5$

$$V_{xz} \approx 0,72 \cdot n^{-0,1} \cdot V_z \quad (\text{Gl. 3-22})$$

- Für ein Schichtdickenverhältnis von  $d_x / d_y = 2,0$

$$V_{xz} \approx 0,75 \cdot n^{-0,1} \cdot V_z \quad (\text{Gl. 3-23})$$

mit:  $n$  Anzahl der Schichten

$V_z$  Gesamte Querkraft (= Auflagerkraft)

- Einzellast in Feldmitte

Vereinfacht kann die Verteilung der Querkräfte in Haupt- und Nebentragrichtung nach den Gleichungen (Gl. 3-21) bis (Gl. 3-23) ermittelt werden. Den Berechnungen liegt eine Lasteinleitungsfläche von 0,1 m x 0,1 m zugrunde.

- Für ein Schichtdickenverhältnis von  $d_x / d_y = 1,0$

$$V_{xz} \approx 0,33 \cdot n^{-0,1} \cdot F \quad (\text{Gl. 3-24})$$

- Für ein Schichtdickenverhältnis von  $d_x / d_y = 1,5$

$$V_{xz} \approx 0,39 \cdot n^{-0,1} \cdot F \quad (\text{Gl. 3-25})$$

- Für ein Schichtdickenverhältnis von  $d_x / d_y = 2,0$

$$V_{xz} \approx 0,42 \cdot n^{-0,1} \cdot F \quad (\text{Gl. 3-26})$$

mit:  $n$  Anzahl der Schichten

$F$  Einzellast

- Ohne genauere Untersuchungen ist der Schubspannungsnachweis am Rand der Lasteinleitungsflächen zu führen. Die für die Bemessung maßgebende Querkraft je Meter Einflussbreite berechnet sich wie folgt.

$$v_{xz} = V_{xz} / b_y \quad \text{bzw.} \quad v_{yz} = V_{yz} / b_x \quad (\text{Gl. 3-27})$$

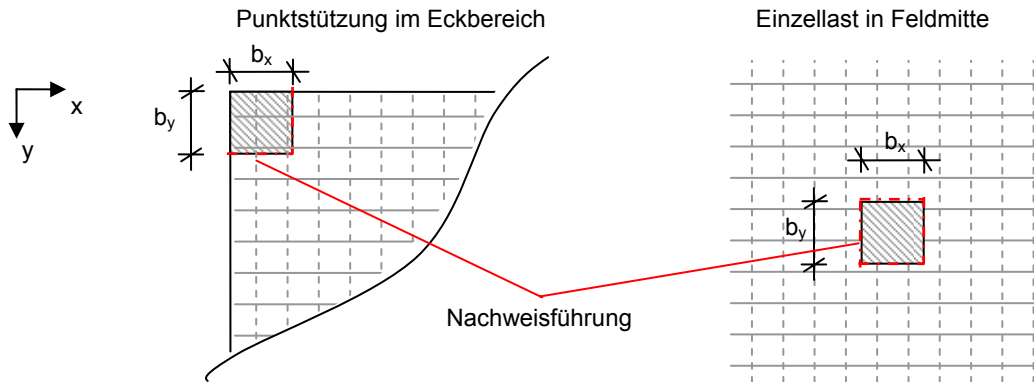


Abbildung 3-22: Ort der Schubspannungsermittlung und Nachweisführung

- Aufgrund der geringen Eigenanteile der Biegesteifigkeiten kann bei der Ermittlung der Rollschubspannung anstelle der Querkraft der Ebene B die Gesamtquerkraft angesetzt werden, die in der jeweils betrachteten Richtung wirkt. Die Gleichungen zur Berechnung der Rollschubspannungen sind nachfolgend angegeben. Die Tragrichtung parallel zu den Decklagen ist die Haupttragrichtung und wird durch den Index „x“ gekennzeichnet.

$$\tau_{R,xz} = \frac{V_{xz}}{k_{R,x} \cdot (d_x + d_y)} \quad \text{mit:} \quad d_{x,i} = d_x \quad \text{und} \quad d_{y,i} = d_y \quad (\text{Gl. 3-28})$$

$$\tau_{R,yz} = \frac{V_{yz}}{k_{R,y} \cdot (d_x + d_y)} \quad \text{mit:} \quad d_{x,i} = d_x \quad \text{und} \quad d_{y,i} = d_y \quad (\text{Gl. 3-29})$$

Tabelle 3-2: Beiwerte  $k_{R,x}$  und  $k_{R,y}$ 

Anzahl der Schichten	5	7	9	11
Beiwert $k_{R,x}$	2,00	2,50	3,33	3,88
Beiwert $k_{R,y}$	1,00	2,00	2,50	3,33

## 4 Materialverhalten - Interaktion Rollschub und Querdruck

### 4.1 Allgemein

Es ist möglich, das Tragverhalten von mit Schrauben verstärkten Brettsperrholzelementen durch ein Fachwerkmodell zu beschreiben. Dabei werden die Zugkräfte der Diagonalen durch die Vollgewindeschrauben aufgenommen, während sich im Holzquerschnitt Druckstreben unter einem noch unbekanntem Winkel  $\alpha$  ausbilden. In den Querlagen kommt es zu einer Überlagerung von Rollschubbeanspruchung in Streifenlängsrichtung und Druckbeanspruchung quer zur Faser.

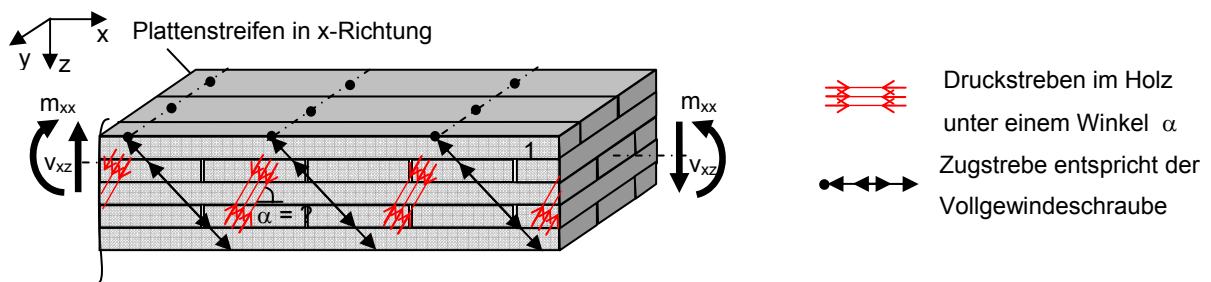


Abbildung 4-1: Fachwerkmodell

Der positive Einfluss von Querdruckbeanspruchung auf die Schubfestigkeit in Faserrichtung ist bekannt und war Gegenstand verschiedener Untersuchungen [Hemmer], [Spengler]. Auch in Bemessungsnormen findet das Interaktionsverhalten Berücksichtigung. So gibt die Schweizer Bemessungsnorm für Holzbauwerke [SIA 265] für die kombinierte Beanspruchung aus Schub in Faserrichtung und Normalkraft senkrecht zur Faser folgende Nachweisführung vor:

$$\left( \frac{f_{c,90,d} + \sigma_{90,d}}{f_{c,90,d} + f_{t,90,d}} \right)^2 + \left( \frac{\tau_d}{f_{v,d}} \right)^2 \left[ 1 - \left( \frac{f_{c,90,d}}{f_{c,90,d} + f_{t,90,d}} \right)^2 \right] \leq 1 \quad (\text{Gl. 4-1})$$

mit:  $\sigma_{90,d} = \sigma_{t,90,d}$  bei Querdrukbeanspruchung

$\sigma_{90,d} = -\sigma_{c,90,d}$  bei Querdrukbeanspruchung

Die Interaktion ist in Abbildung 4-2 graphisch dargestellt. Auffällig ist, dass bei Erreichen der maximalen Querdruckfestigkeit gleichzeitig die maximale Schubbeanspruchung aufgenommen werden kann. Werkstoffmechanisch erscheint dies fragwürdig, da theoretisch nach dem Versagen auf Querdruck keine weiteren Beanspruchungen aufgenommen werden können. Aus dem Bereich von Faserverbundwerkstoffen sind jedoch ähnliche Interaktionsdiagramme bekannt, die das gleiche Phänomen aufweisen [Häberle]. Dem in der [SIA 265] verankerten Interaktionsverhalten liegen jedoch keine Versuchswerte zugrunde, vielmehr

resultiert der Kurvenverlauf aus einer Interpolation zwischen den beiden bekannten Stützstellen der reinen Querzug- und Schubbeanspruchung sowie einer Extrapolation für den Querdruckbereich.

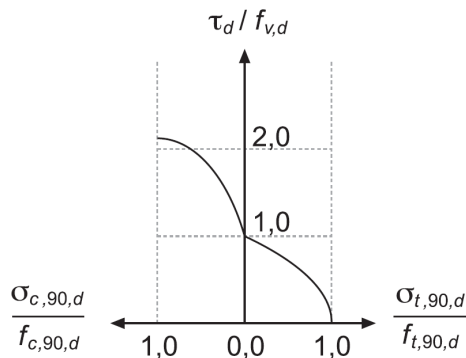


Abbildung 4-2: Interaktion von Querdruck und Schub [SIA 265]

Für die Interaktion von Rollschub und Druck- bzw. Zugspannungen quer zur Faser liegen derzeit keine Untersuchungen vor, es wird jedoch ebenfalls eine Steigerung der aufnehmbaren Rollschubbeanspruchung bei gleichzeitigem Querdruck erwartet. Weiterführende theoretische Überlegungen und experimentelle Untersuchungen sind in den nachfolgenden Kapiteln beschrieben.

## 4.2 Voruntersuchungen

### 4.2.1 Schubprüfungen im Holzbau

In den Regelwerken, die den Holzbau betreffen, existieren verschiedene Prüfverfahren zur Ermittlung von Schub- bzw. Scherfestigkeiten. Während sich die Norm [DIN 52187] mit der Scherfestigkeit in Faserrichtung von Holzproben befasst, sind in der [DIN EN 14966] „orientierende Prüfverfahren an kleinen Prüfkörpern für einige mechanische Eigenschaften“ angegeben (siehe Abbildung 4-3). Die in den genannten Normen enthaltenen Verfahren sind im Wesentlichen identisch, beziehen sich jedoch auf fehlerfreie, würfelförmige Kleinproben mit Kantenlängen von ca. 50 mm. Gleiches gilt für das Verfahren der [DIN EN 392], bei dem an aus Bohrkernen bzw. Prüfstäben gewonnenen Kleinproben die Scherfestigkeit der Leimfugen von Brett-schichtholz überprüft wird. Aufgrund der geringen Abmessungen erscheinen die Verfahren ungeeignet hinsichtlich einer kombinierten Scherprüfung mit gleichzeitiger Querdruckbeanspruchung.



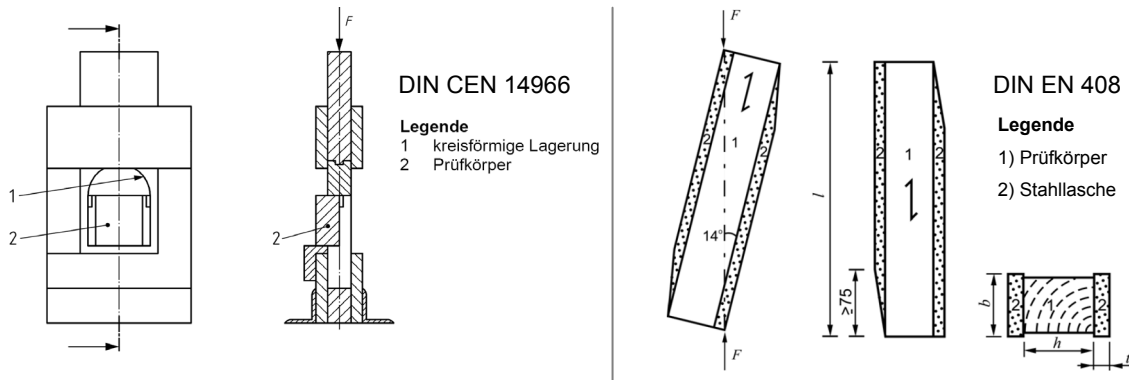


Abbildung 4-3: Prüfvorrichtungen nach [DIN EN 14966] und [DIN EN 408]

Ein weiteres, ebenfalls in Abbildung 4-3 dargestelltes Verfahren zur Bestimmung der Scherfestigkeit in Faserrichtung ist in der [DIN EN 408] enthalten. Über seitlich aufgeklebte Stahlflaschen erfolgt eine konstante Lasteinleitung in den Prüfkörper. Die Prüfung erfolgt unter einem Winkel von  $14^\circ$  gegen die Vertikale geneigt, wobei die Wirkungslinie der äußeren Scherkraft durch den Schwerpunkt des Prüfkörpers verläuft. Neben der Scherkraft tritt zusätzlich eine Kraftkomponente quer zur Scherfläche auf, die bei dem angegebenen Neigungswinkel von  $14^\circ$  ca. 25 % der Scherkraft beträgt. Die Abmessungen des Prüfkörpers fallen mit einer Länge  $l$  von ca. 300 mm und einer Dicke  $h$  von ca. 55 mm deutlich größer aus als bei den zuvor genannten Verfahren. Das Verhältnis der Prüflänge zur Dicke liegt mit  $l/h \approx 5,5$  in der Größenordnung der Verhältnisse von Brettbreite zur Brettstärke von Brettsperrholzmellen, die üblicherweise zur Herstellung von Brettsperrholz verwendet werden. Somit bietet sich das in der [DIN EN 408] enthaltene Verfahren ebenfalls zur Ermittlung der Rollschubfestigkeit an.

#### 4.2.2 Theoretische Voruntersuchungen zur Prüfkfiguration

In Anlehnung an das zuvor erläuterte Prüfverfahren der [DIN EN 408] werden verschiedene Prüfkfigurationen im Hinblick auf die Ermittlung der Rollschubfestigkeit untersucht. Das Verfahren muss es ermöglichen, neben der Scherbeanspruchung auf Rollschub  $\tau_R$  gleichzeitig eine gezielte Querdruckbeanspruchung  $\sigma_{90}$  senkrecht zur Scherfläche aufbringen zu können (siehe Abbildung 4-4).

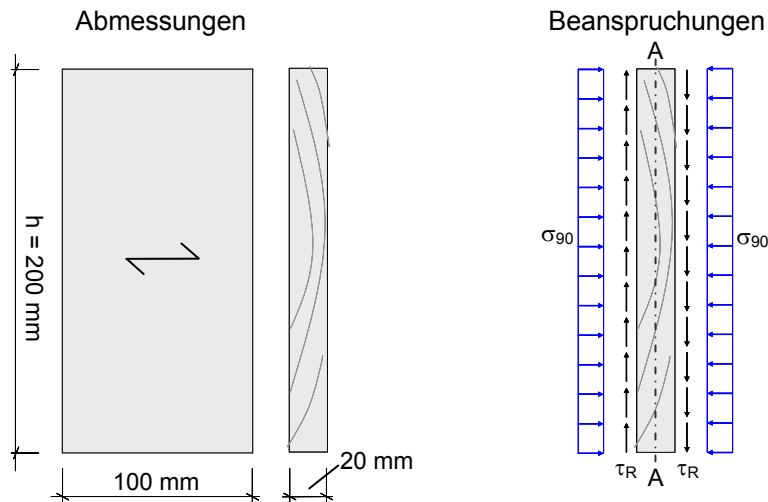


Abbildung 4-4: Abmessungen und Beanspruchungen des Prüfkörpers

Die Simulationen der Prüfkfigurationen erfolgte mit dem FEM-Programm der Firma Sofistik [Sofistik 2010]. Es lagen den Berechnungen an Scheibenmodellen linear elastische Materialgesetze zugrunde. Folgende Parameter variierten:

- Neigungswinkel  $\alpha$  zwischen der Scherfläche A-A und der Prüflast (siehe Tabelle 4-1)
- Material der Krafteinleitungslaschen
- Geometrie der Krafteinleitungslaschen

Tabelle 4-1 und Tabelle 4-2 enthalten eine Auswahl der untersuchten Varianten hinsichtlich möglicher Geometrieverhältnisse und Materialbeschaffenheiten, getrennt für den Neigungswinkel von  $10^\circ$  bzw.  $6^\circ$ . Die aufgebrachte Last wurde so gewählt, dass sich unter der Annahme einer konstanten Schubspannungsverteilung jeweils eine fiktive Schubspannung  $\tau_{R,0}$  von  $2,5 \text{ N/mm}^2$  einstellt. Für die aufgeführten Varianten wurden jeweils die Verläufe der Schubspannungen  $\tau_R$  entlang der Scherfläche A-A (siehe Abbildung 4-4) sowie die Spannungen  $\sigma_{90}$  senkrecht dazu ermittelt. Die Angabe der Rollschubspannung  $\tau_R$  im Schwerpunkt der Scherfläche dient der Abschätzung inwieweit die vereinfachte Annahme einer konstanten Schubspannungsverteilung zutreffend ist.

Auf die Angabe von Spannungswerten senkrecht zur Scherfläche wird verzichtet, da speziell im Lasteinleitungsbereich Spannungsspitzen auftreten, diese aber keine relevanten Aussagen hinsichtlich des Schubtragverhaltens zulassen. Vielmehr ist der Spannungsverlauf im mittleren Bereich der Scherfläche von Bedeutung, wo auch während der Prüfung das Versagen erwartet wird. Deshalb erfolgte eine konstante Mittelung der Spannung  $\sigma_{90}$  im Bereich zwischen den Viertelpunkten der Scherfläche A-A der Prüfkörper.

Anmerkung: Beim Vergleich der Spannungsverläufe ist der normierte Linienabtrag entscheidend – die Farbskala kann nicht zum Vergleich herangezogen werden.

Tabelle 4-1: Vergleich der Prüfkfigurationen für einen Neigungswinkel  $\alpha = 10^\circ$

Variante	A	B	C	D
Laschen aus	Buche	Stahl	Buche	Buche
Dicke $d_L$	16 mm	16 mm	16 mm	40 mm
Skizze				
Schubspannung				
$\tau_R$ im Schwerpunkt	2,51 N/mm <sup>2</sup>	2,55 N/mm <sup>2</sup>	2,51 N/mm <sup>2</sup>	2,45 N/mm <sup>2</sup>
Spannungen $\perp$ zur Scherfläche				
Spannungen $\perp$ zur Scherfläche, konstante Mittelung zwischen den Viertelpunkten (im Bereich a)				
[N/mm <sup>2</sup> ]	0,0949	-0,207	0,0849	0,225

Tabelle 4-2: Vergleich der Prüfkonfigurationen für einen Neigungswinkel  $\alpha = 6^\circ$ 

Variante	E	F	G
Laschen aus	Buche	Buche	Stahl
Dicke $d_L$	16 mm	16 mm	16 mm
Skizze			
Anmerkung: Füllholz ist nicht verklebt!			
Schubspannung (am Prüfkörper)			
$\tau_R$ im Schwerpunkt	2,18 N/mm <sup>2</sup>	2,09 N/mm <sup>2</sup>	2,52 N/mm <sup>2</sup>
Spannungen $\perp$ zur Scherfläche (am Prüfkörper)			
Spannungen $\perp$ zur Scherfläche, kon- stante Mittelung zwischen den Vier- telspunkten (im Bereich a)			
[N/mm <sup>2</sup> ]			

Auffällig ist die Tatsache, dass in Abhängigkeit der Geometrieverhältnisse bzw. der Materialwahl senkrecht zur Scherfläche nicht nur Druck-, sondern auch Querkzugspannungen auftreten können. Dies ist zunächst verwunderlich, da aufgrund des Neigungswinkels des Prüfkörpers eine Kraftkomponente der äußeren Last vertikal zur Scherfläche wirkt und somit neben den Schubspannungen, resultierend aus der zur Scherfläche parallelen Kraftkomponente, auch Querdruckspannungen zu erwarten sind. Allerdings ist dies lediglich für den Neigungswinkel von  $10^\circ$  bei einer Lasteinleitung über Stahllaschen (Variante B) zu erkennen. Bei allen übrigen Varianten treten teils ausgeprägte Querdruckspannungen in den Randbereichen der Scherfläche auf, wogegen sich im mittleren Bereich Querkzugspannungen einstellen. Die Hintergründe hierfür sind in der Lasteinleitung und den geometrischen Verhältnissen zu suchen. Aufgrund des Laschenüberstandes erzeugt die vertikal zur Scherfläche wirkende Kraftkomponente in den Lasteinleitungslaschen ein Biegemoment. Stark abstrahiert führt dies zu Auflagerreaktionen wie bei einem Einfeldträger mit Kragarm. So bilden sich im Randbereich der Klebefuge Querdruckspannungen aus, die im weiteren Fugenverlauf in Querkzugspannungen übergehen (siehe Abbildung 4-5).

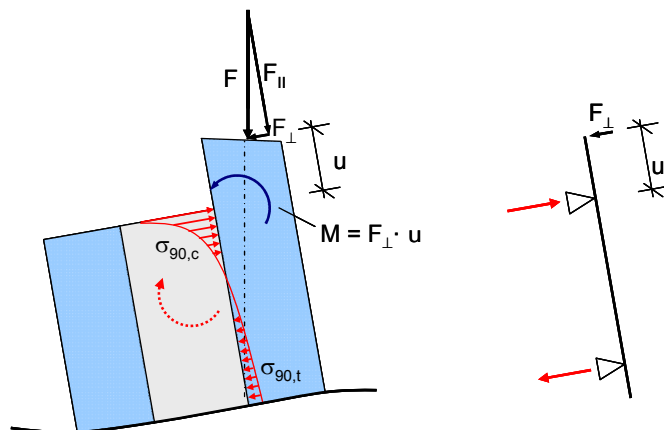


Abbildung 4-5: Schematische Darstellung des Lasteinleitungsbereiches

Wie die Spannungsverläufe senkrecht zur Scherfuge der Variante E in Tabelle 4-2 bestätigen, werden mit zunehmendem Laschenüberstand die beschriebenen Auswirkungen auf das Tragverhalten ausgeprägter. Einzig bei Stahllaschen ist dies nicht zu beobachten, was vermutlich daran liegt, dass aufgrund der vergleichsweise großen Biegesteifigkeit das Biegemoment in erster Linie vom Stahlquerschnitt aufgenommen wird. Gleichzeitig werden die sich in der Fuge einstellenden geringen Querkzugbeanspruchungen durch die vertikal zur Scherfuge wirkenden Kraftkomponenten überdrückt.

Darüber hinaus fallen bei dem Vergleich der Varianten A bis E folgende Punkte auf:

- Der konstanteste Schubspannungsverlauf tritt bei der Lasteinleitung über Stahllaschen auf. Allerdings wird dieser begleitet von einem fast linear veränderlichen Quer-

spannungsverlauf. Da somit keine Bereiche mit annähernd konstanter Querspannung vorhanden sind, ist die am Versagensort vorherrschende Querspannung nur schwer abschätzbar.

- Mit zunehmender Dicke der Lasteinleitungslaschen steigt der Laschenüberstand und führt zu den zuvor beschriebenen Querzugspannungen. Um die Zunahme des Laschenüberstandes zu vermeiden, besteht die Möglichkeit, die Last nicht in der Schwerachse der Laschen, sondern über eine reduzierte Auflagerfläche einzuleiten wie bei Variante D ausgeführt. Da aber auch in diesem Fall eine exzentrische Lasteinleitung in die Laschen vorliegt, führt dies zu keiner wesentlichen Verbesserung des Tragverhaltens. Folglich ist es ausreichend, die Laschen gerade so dick auszuführen wie es für die Lasteinleitung erforderlich ist.
- Auf die in der [DIN EN 408] vorgeschriebenen Abschrägungen der Laschen über eine Länge von mindestens 75 mm kann verzichtet werden. Der Vergleich der Schub- und Querspannungen der Varianten A und C ergibt keine wesentlichen Unterschiede. Vergleichsrechnungen zeigen, dass dies auch für die hier nicht weiter untersuchte Ausführung mit Stahllaschen zutrifft.

Es ist davon auszugehen, dass mit geringerem Neigungswinkel der Einfluss der vertikal zur Scherfläche wirkenden Kraftkomponente abnimmt. Da die maximale Brettbreite aufgrund der handelsüblichen Abmessungen festgelegt ist, führt ein geringerer Neigungswinkel zwangsläufig zu einem größeren Laschenüberstand und somit zu den zuvor geschilderten negativen Einflüssen auf die Spannungsverläufe (siehe Variante E in Tabelle 4-2). In der Absicht die Einflüsse des großen Laschenüberstandes zu minimieren, aber dennoch die Vorteile des geringen Neigungswinkels zu nutzen, wurden die Varianten F und G untersucht. Um zu verhindern, dass sich das in Abbildung 4-5 gezeigte Biegemoment in den Laschen einstellt, wurden die Laschen beidseitig verlängert und dazwischen Füllhölzer angeordnet. Da die Füllhölzer nicht verklebt sind, können sie nur Spannungen senkrecht zur Systemachse und keine Schubspannungen übertragen. In der FEM-Simulation wurde dies dadurch realisiert, dass dem Material der Füllhölzer ein verschwindend geringer Schubmodul zugewiesen wurde. Sind die Laschen aus Holz, so stellen sich zwar tatsächlich vernachlässigbare Spannungen senkrecht zur Scherfläche ein, allerdings liegt im Vergleich zu den übrigen Varianten kein konstanter Schubspannungsverlauf vor. Anders verhält sich dies bei einer Ausführung mit Stahllaschen. Diese Variante vereint die Vorteile eines konstanten Schubspannungsverlaufes bei gleichzeitig vernachlässigbaren Spannungen senkrecht zur Scherfläche.

### 4.2.3 Zusammenfassung und Wahl der Prüfkörperkonfiguration

Generell können durch die Varianten A bis D bei einem Neigungswinkel von  $10^\circ$  relativ konstante und somit zufriedenstellende Schubspannungsverläufe erzielt werden. Der zusätzliche Materialaufwand bei einer Ausführung mit dickeren Laschen (Variante D) bzw. der erhöhte Arbeitsaufwand zum Abschrägen der Laschen (Variante C) ist nicht gerechtfertigt. Die annähernd linear veränderlichen Spannungen quer zur Scherfläche, die erhöhten Materialkosten sowie die zum Verkleben von Holz und Stahl erforderlichen Zusatzarbeiten, z.B. Sandstrahlen der Stahloberfläche, sprechen gegen eine Ausführung mit Stahllaschen (Variante B). Aufgrund der ausführlich beschriebenen negativen Auswirkung des Laschenüberstandes entfällt die Variante E. Gleiches gilt für die Variante F mit Füllholz und Hartholzlaschen, die zwar fast keine Spannungen senkrecht zur Scherfläche, dafür aber einen relativ stark veränderlichen Schubspannungsverlauf aufweist. Die günstigsten Spannungsverläufe sind bei einer Ausführung mit Füllholz und Stahllaschen zu beobachten. Allerdings ist es fraglich, ob bei der Versuchsdurchführung trotz fehlender Verklebung der Füllhölzer tatsächlich eine Schubübertragung über die Füllhölzer ausgeschlossen werden kann. Hinzu kommt, dass ein Großteil der Prüfkörper mit einer externen Vorspannvorrichtung versehen werden soll, die ein gezieltes Aufbringen von Querdruckspannungen in der Scherfläche ermöglicht. Auch in diesem Fall ist die Verteilung des Querdrucks zwischen den Füllhölzern und dem tatsächlichen Prüfkörper ungewiss. Hinzu kommt der erhöhte Material- und Arbeitsaufwand für die Herstellung, die in Anbetracht der Ungewissheiten nicht gerechtfertigt erscheinen.

Insgesamt überwiegen die Vorteile der Variante A, die einen vergleichsweise geringen Material- und Arbeitsaufwand bei der Herstellung besitzt, bei der sich aber dennoch ein relativ konstanter Schubspannungsverlauf in der Scherfuge einstellt. Es entstehen zwar senkrecht zur Scherfläche Spannungen, allerdings weisen diese vor allem im mittleren Bereich der Scherfläche, in dem das Versagen erwartet wird, einen relativ konstanten Verlauf auf.

## 4.3 Experimentelle Untersuchungen an Kleinversuchen

### 4.3.1 Versuchsaufbau

Die abschließend gewählte Prüfanordnung entspricht der zuvor untersuchten Variante A und ist in Abbildung 4-6 dargestellt. Die Breite des Prüfkörpers beträgt 100 mm, damit ergibt sich eine zu prüfende Scherfläche von  $100 \times 200 \text{ mm}^2$ . Wie im vorherigen Kapitel erläutert, stellen sich aufgrund der Schrägstellung und des Laschenüberstandes im mittleren Bereich der Scherfläche geringe Querzugspannungen ein, was bei der Auswertung der Versuchsda-

ten zu berücksichtigen ist. Bei den Prüfkörpern, die neben der reinen Scher- noch eine planmäßige Querdruckbeanspruchung erfahren, erfolgt die Lasteinleitung quer zur Scherfläche über außen liegende Stahlplatten. Diese sind über vier Gewindestangen, die seitlich am Prüfkörper vorbeigeführt werden sowie über die Kopfplatte miteinander gekoppelt. Durch den eingebauten hydraulischen Druckzylinder und die Kraftmessdose kann während der Prüfung gezielt Querdruck aufgebaut und überprüft werden. Um zu vermeiden, dass die Stahlkonstruktion einen Teil der Scherkräfte überträgt, sind zwischen den Stahlplatten und den Hartholzlaschen jeweils drei Teflonplatten angeordnet. Dadurch wird die Reibung minimiert und eine Schubverformung des Prüfkörpers zugelassen.

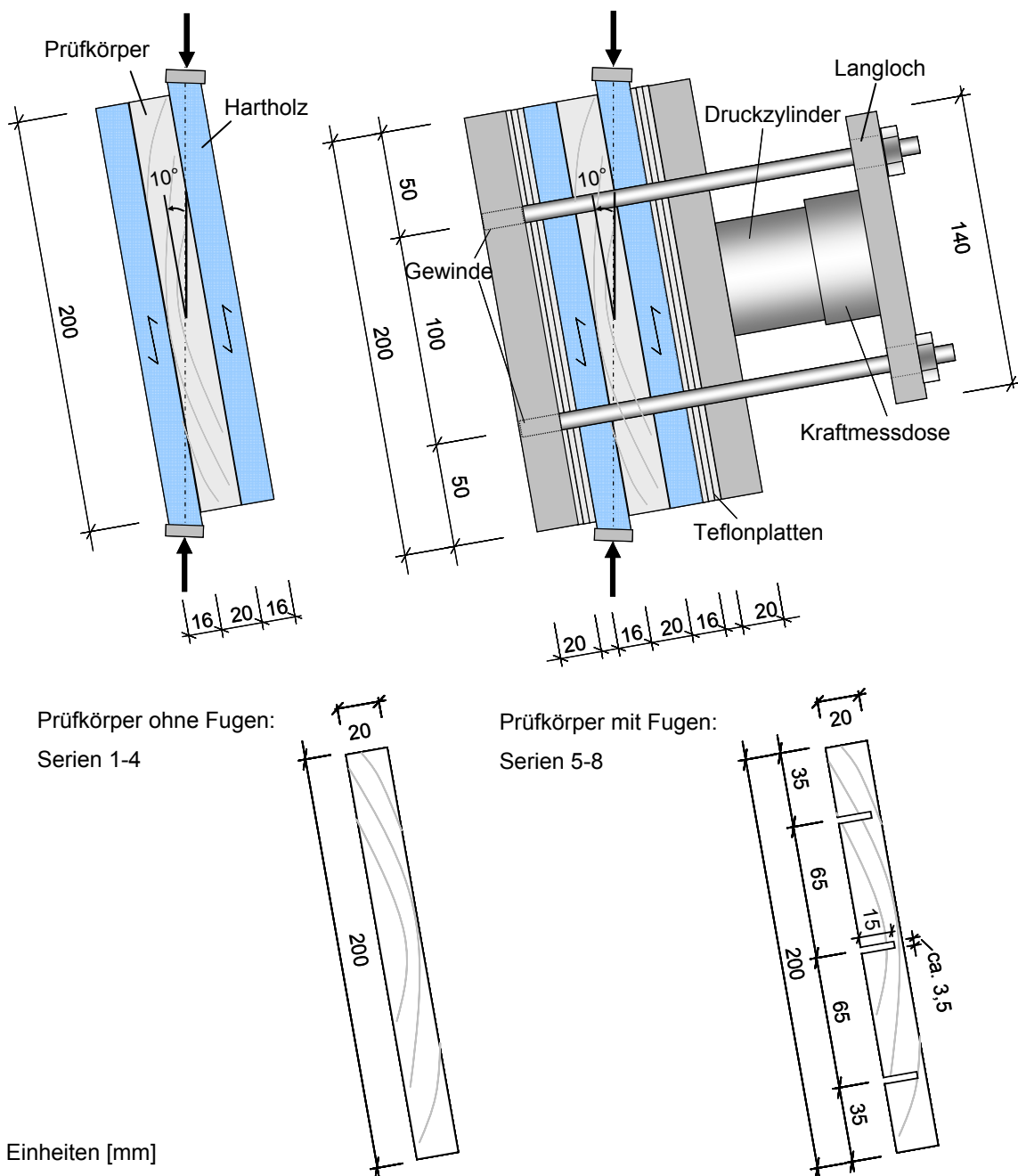


Abbildung 4-6: Versuchsanordnung ohne bzw. mit externer Vorspanneinrichtung



### 4.3.2 Kalibrierungsversuche

Um sicherzustellen, dass über den Rahmen der externen Vorspannvorrichtung, die zur Erzeugung des erforderlichen Querdrucks in der Scherfläche notwendig ist, keine bzw. nur eine sehr geringe Übertragung von Scherkräften stattfindet, wurden zwischen den Stahlplatten des Rahmens und den Versuchskörpern jeweils drei Teflonplatten angeordnet. Zusätzlich ermöglichen Langlöcher in der Kopfplatte eine Schrägstellung der Gewindestangen bzw. des Rahmens. Anhand der nachfolgend erläuterten Kalibrierungsversuche wurde die Wirksamkeit der beschriebenen Maßnahmen überprüft.

In einer ersten Versuchsreihe wurde die Haftkraft ermittelt, die notwendig ist, um die verwendeten Teflonplatten in Abhängigkeit des aufgetragenen Querdrucks zum Gleiten zu bringen. Dazu wurden die zuvor schon verwendeten sechs Teflonplatten in die Prüfeinrichtung eingebaut, wobei die mittleren zwei, über die die Lasteinleitung erfolgt, einen Überstand von ca. 5 mm aufwiesen (Versuchsreihe I in Abbildung 4-7). Gemessen wurden lediglich der Maschinenweg  $u$  und die Maschinenkraft  $F$ . Da sich zwei Gleitflächen einstellen, entsprechen die Haftkräfte bzw. die Gleitreibungskräfte je Gleitfläche, unter der Annahme einer gleichmäßigen Verteilung, näherungsweise 50 % der aufgetragenen Zylinderkraft. Die Bestimmung der Haft- bzw. Gleitreibungskräfte erfolgte jeweils für die bei den eigentlichen Rollschubversuchen geplanten Vorspannkräfte.

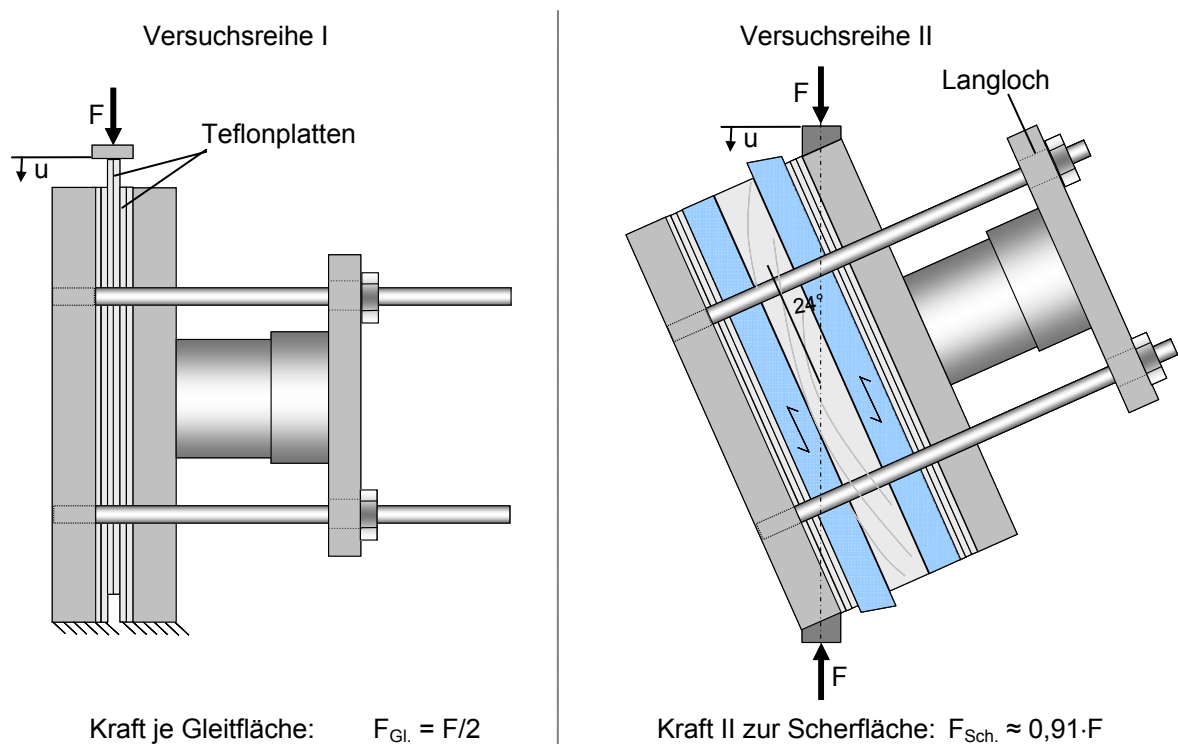


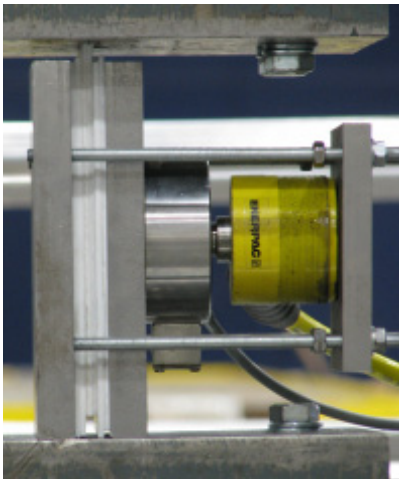
Abbildung 4-7: Kalibrierungsversuche

In der zweiten Versuchsreihe wurde der Rahmen der Vorspanneinrichtung einer Scherbeanspruchung unterzogen. Die Lasteinleitung erfolgte unter Verwendung entsprechender Auflagerhölzer unter einem Winkel von ca. 24° an den Stirnseiten der Stahlplatten, die später zur gleichmäßigen Verteilung des Querdruckes dienten. Aufgrund des Winkels stellt sich eine parallel zu den Teflonplatten wirkende Scherkraft von ca. 91 % der aufgetragenen Zylinderkraft ein. Die Versuchsaufbauten beider Versuchsreihen sind in Abbildung 4-7 dargestellt.

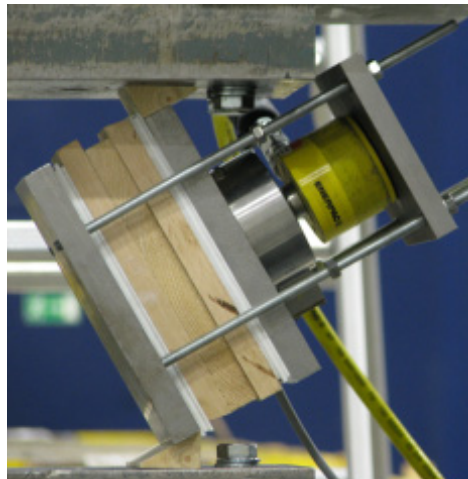
Trägt der Rahmen der Vorspannvorrichtung zur Übertragung von Scherkräften bei, so entspricht die Kraftkomponente, die über den Rahmen übertragen wird ( $F_{\text{Rah.}}$ ), theoretisch der in der Versuchsreihe II ermittelten Scherkraft  $F_{\text{Sch.}}$  abzüglich der Haft- bzw. Gleitreibungskraft  $F_{\text{Gl.}}$  der Teflonplatten aus der Versuchsreihe I:

$$F_{\text{Rah.}} = F_{\text{Sch.}} - F_{\text{Gl.}} \quad (\text{Gl. 4-1})$$

Nachfolgend sind die Versuchsanordnungen dargestellt. In Abbildung 4-8 (c) ist der Versatz aufgrund der sich einstellenden Gleitfuge zwischen den Teflonplatten zu erkennen.



a) Versuchsreihe I



b) Versuchsreihe II



c) Versatz

Abbildung 4-8: Typische Versagensbilder

Die Abbildung 4-9 zeigt die Ergebnisse der Kalibrierungsversuche beider Versuchsreihen. In den Last-Verformungskurven sind die zuvor erläuterten Zusammenhänge zwischen der aufgetragenen Maschinenkraft  $F$  und der Kraft  $F_{\text{Gl.}}$  in der Gleitfläche der Versuchsreihe I sowie  $F_{\text{Sch.}}$  der Versuchsreihe II bereits berücksichtigt. Die unterschiedlichen Steigungen und die damit verbundenen Maschinenwege der beiden Versuchsreihen ergeben sich aus den Steifigkeitsunterschieden der Lasteinleitungskonstruktionen. Die Kurven steigen jeweils bis zum Erreichen der maximalen Haftkraft an und sinken anschließend auf das annähernd konstante Lastniveau der Gleitreibungskraft während der Gleitphase ab.

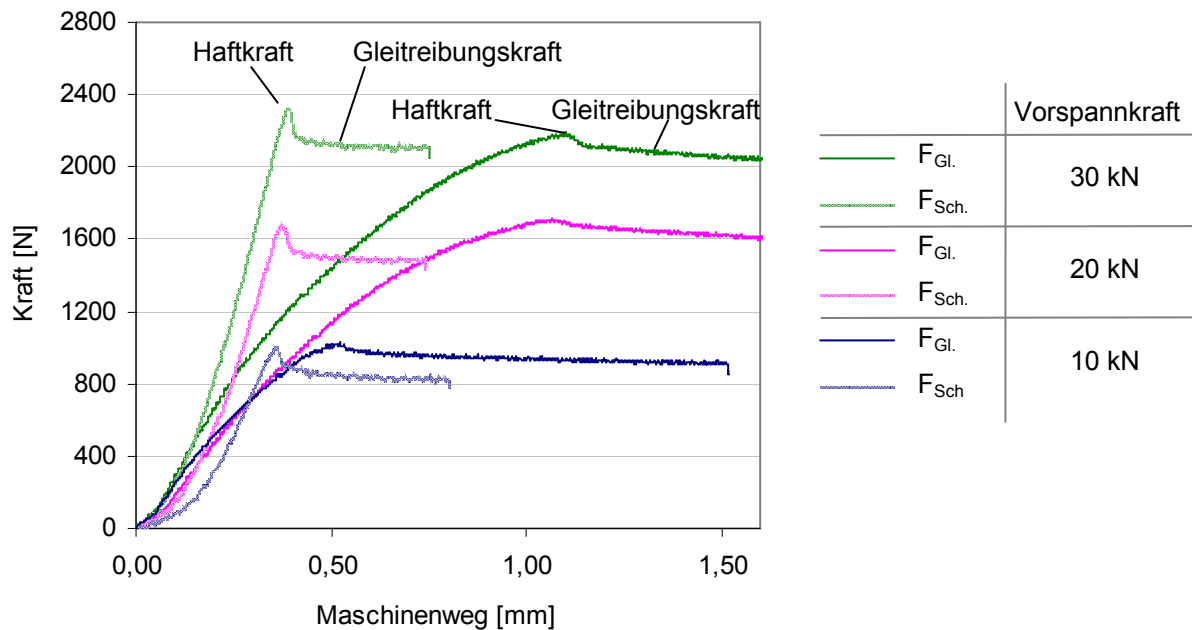


Abbildung 4-9: Last-Verformungsdiagramm der Kalibrierungsversuche

Die Lastverformungskurven zeigen, dass sich bei den unterschiedlichen Vorspanngraden die in den jeweiligen Versuchsreihen ermittelten Haft- und Gleitreibungskräfte in etwa auf gleichem Niveau befinden. Die Scherkraft der Versuchsreihe II entspricht somit jeweils der in der Gleitfuge der Versuchsreihe I wirkenden Kraftkomponente. Folglich findet keine nennenswerte Übertragung von Scherkräften über den Rahmen der Vorspanneinrichtung statt. Auf die Kalibrierung der Messergebnisse bei der Auswertung der anschließenden Rollschubversuche wird verzichtet.

### 4.3.3 Prüfplan

#### 4.3.3.1 Zusammenstellung der Prüfungen

Primäres Ziel ist es, Erkenntnisse über den Querdruckeinfluss auf die Rollschubfestigkeit zu erhalten. Aufgrund der relativ geringen Anzahl von Versuchskörpern steht daher nicht der absolute Wert der Rollschubfestigkeit im Vordergrund, sondern deren Veränderung in Abhängigkeit des gleichzeitig wirkenden Querdrucks. Um die Streuung zu minimieren, wurde aus den einzelnen Brettern jeweils ein Prüfkörper je Prüfserie entnommen (Abbildung 4-10). Bei der anschließenden Auswertung können somit die Festigkeitswerte der Prüfkörper eines Brettes, die neben der Scher- auch eine Querdruckbeanspruchung erfahren, in Referenz zur Rollschubfestigkeit des Prüfkörpers aus dem gleichen Brett unter reiner Scherbeanspruchung gesetzt werden. Die Prüfkörper der Serien "5" bis "8" erhielten zusätzlich Fugen, um deren Einfluss auf die Rollschubfestigkeit zu überprüfen.

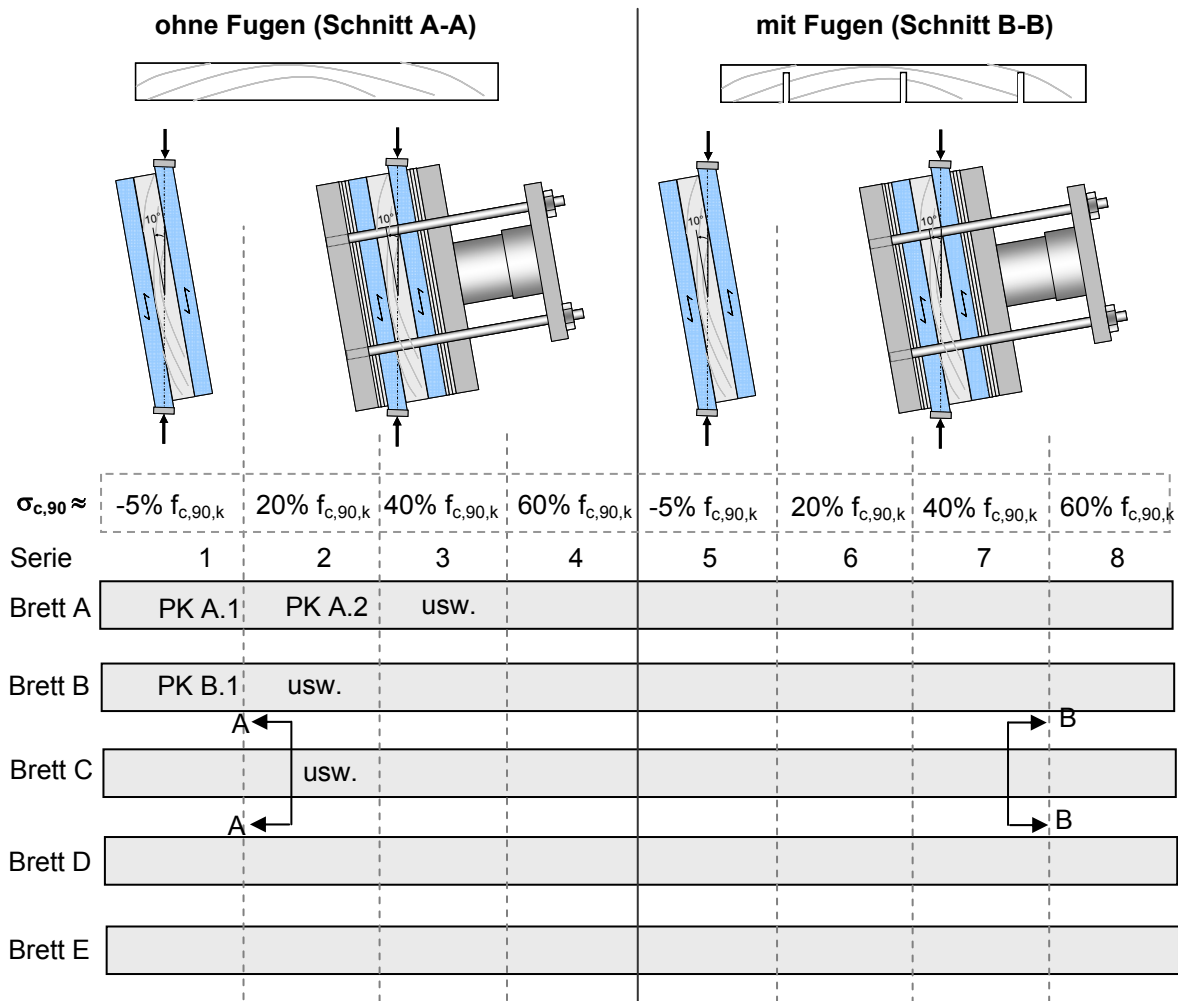


Abbildung 4-10: Zusammenstellung der Prüfkörper

#### 4.3.3.2 Material und Herstellung

Zunächst wurden ca. 20 Bretter der Sortierklasse S10 (manuelle Sortierung nach [DIN 4074-1] im Produktionsbetrieb der Firma Gebrüder Heißeherer) technisch auf eine Holzfeuchte von etwa 12 % getrocknet und anschließend auf eine Breite von 200 mm und eine Dicke von 20 mm zugeschnitten bzw. gehobelt. Fünf der Bretter bildeten die Rohkörper, aus denen die einzelnen Prüfkörper hergestellt wurden. Bei deren Auswahl wurde darauf geachtet, dass die Bretter überwiegend astfreie Bereiche, nur geringe Faserabweichungen und liegende Jahrringverläufe aufwiesen. Hierdurch sollte erreicht werden, dass die einzelnen Prüfkörper eines Brettes möglichst einheitliche Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften besitzen. Anschließend wurden aus den ausgewählten Rohkörpern jeweils acht Prüfkörper (ein Prüfkörper je Serie) zugeschnitten und die Rohdichtewerte ermittelt. Der Mittelwert der Rohdichte liegt bei  $465,6 \text{ kg/m}^3$ , die Einzelwerte sind in Tabelle 4-3 aufgeführt.

Tabelle 4-3: Rohdichte der Prüfkörper [kg/m<sup>3</sup>]

PK-Nr.	1	2	3	4	5	6	7	8	Mittelwert
A	490,2	509,8	480,4	519,6	495,1	509,8	490,2	490,2	498,2
B	455,9	460,8	465,7	460,8	455,9	460,8	460,8	451,0	458,9
C	495,1	514,7	500,0	500,0	490,2	495,1	500,0	485,3	497,5
D	485,3	455,9	485,3	470,6	455,9	460,8	460,8	470,6	468,1
E	406,9	406,9	406,9	402,0	406,9	402,0	402,0	406,9	405,0
Gesamtmittel:									465,6

Nach der Rohdichtermittlung wurden in die Prüfkörper der Serien "5" bis "8" Nuten auf der Formatkreissäge eingeschnitten. Diese simulieren die Entlastungsnuten bzw. Fugen, die in Abhängigkeit vom Herstellungsverfahren zur Anwendung kommen können. Die Abmessungen und Anordnung der Nuten sind der Abbildung 4-6 zu entnehmen.

Zur Einleitung der Scherkraft dienten 16 mm dicke Buchenlaschen. Diese wurden auf eine entsprechende Länge zugeschnitten und mit einem Anschnitt von 10° versehen, so dass die Wirkungslinie der Scherkraft durch den Schwerpunkt des Holzprüfkörpers verlief. Sowohl die eigentlichen Prüfkörper als auch die Buchenlaschen wurden vor dem Verkleben in der Klimaklammer auf 12 % Holzfeuchte konditioniert. Um ein Versagen der Klebefuge ausschließen zu können, wurde ein fugenfüllender Zweikomponentenkleber auf Epoxidbasis verwendet. Die Lagesicherung und der notwendige Querdruck wurden durch Zwingen sichergestellt, die Verklebung erfolgte in der Klimakammer unter Normklima.

#### 4.3.4 Versuchsdurchführung

Eine einseitig angeordnete Kalotte sowie Hartgummistreifen auf den Lasteinleitungsflächen dienten dazu, gegebenenfalls vorhandene Fertigungstoleranzen auszugleichen und somit ein Verkanten der Prüfkörper in der Prüfeinrichtung zu vermeiden. Alle Versuche wurden weggesteuert mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit des Prüfzylinders von 1,0 mm/min gefahren. Zunächst wurden die Prüfungen an den Prüfkörpern der Referenzserien "1" und "5", wie im Prüfplan in Abbildung 4-10 dargestellt, ohne zusätzliche Querdruckbeanspruchung durchgeführt. Bei den übrigen Serien wurde über die externe Vorspanneinrichtung stufenweise der in der Scherfuge wirkende Querdruck erhöht. Die jeweils extern aufgebrachte Vorspannkraft und die daraus resultierende Querdruckspannung  $\sigma_{90,ext}$  sind in Tabelle 4-4 aufgeführt.

Tabelle 4-4: Externe Vorspannkraft und Querdruckspannung

Serie	Vorspannkraft [kN]	Querdruckspannung $\sigma_{90,ext}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
1 / 5	0	0,0
2 / 6	10	-0,5
3 / 7	20	-1,0
4 / 8	30	-1,5

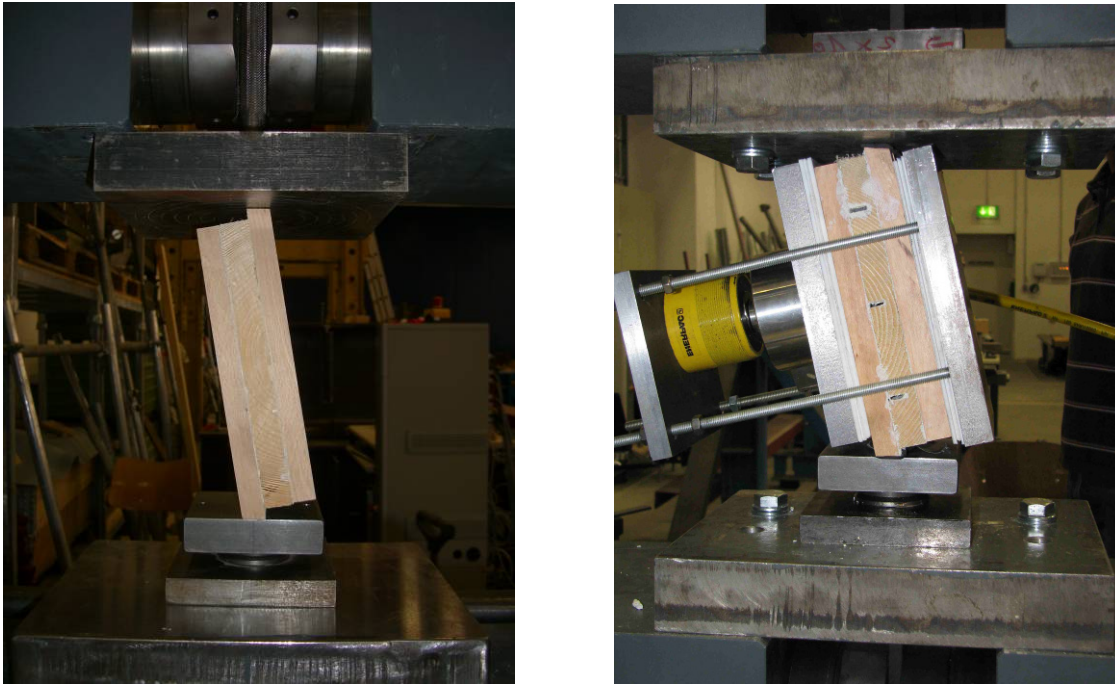


Abbildung 4-11: Prüfkörper ohne und mit zusätzlicher Querdruckbeanspruchung

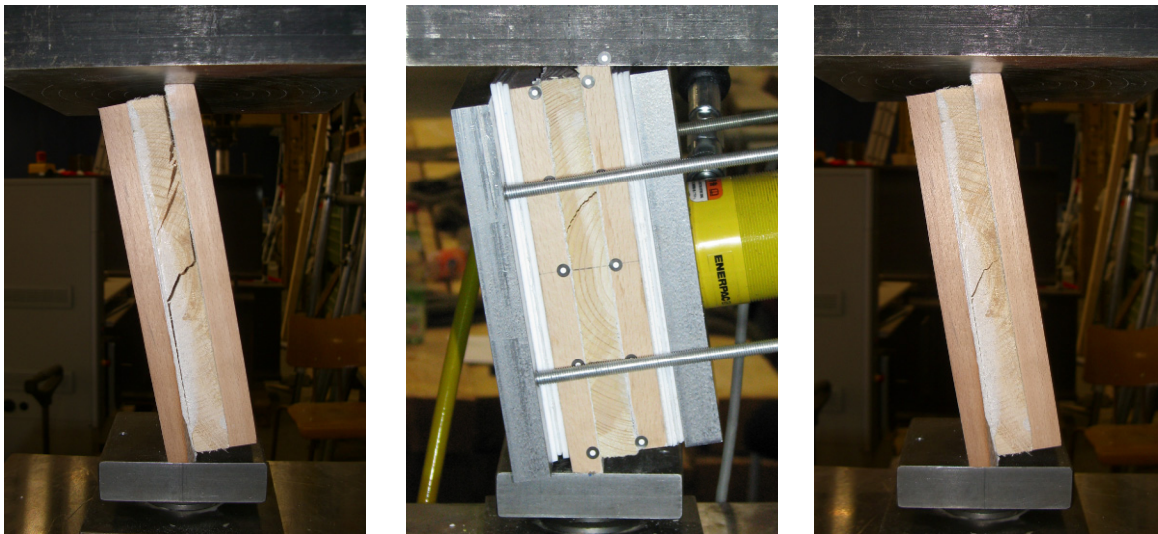
Alle Versuche wurden bis zum Bruch der Prüfkörper gefahren. In der Regel lag der Holzfaseraanteil der Bruchfläche bei annähernd 100 %. Vereinzelt fehlflächen in der Verklebung wurden aufgenommen und bei der weiteren Auswertung, d.h. bei der Schubspannungsermittlung in der Scherfläche, berücksichtigt. Die maximalen Bruchlasten sowie die aufgebrachte Vorspannkraft sind in nachfolgender Tabelle aufgeführt.

Tabelle 4-5: Bruchlast (max F) und Vorspannkraft (Vorsp.) in [kN]

[kN]	A		B		C		D		E	
Serie	max F	Vorsp.	max F	Vorsp.	max F	Vorsp.	max F	Vorsp.	max F	Vorsp.
1	58,2	0,0	34,8	0,0	53,4	0,0	32,3	0,0	38,7	0,0
2	46,2	10,2	33,0	10,0	51,3	10,0	39,7	10,0	50,2	10,0
3	66,3	20,0	38,2	20,6	51,8	20,0	42,7	20,0	53,1	20,0
4	65,6	30,0	35,3	30,0	64,7	30,0	48,0	30,0	47,8	30,0
5	43,3	0,0	21,3	0,0	34,2	0,0	29,2	0,0	31,3	0,0
6	45,6	10,0	32,5	10,0	48,2	10,0	40,2	10,0	33,8	10,0
7	47,1	20,0	32,4	20,0	47,6	20,0	35,2	20,0	41,0	20,0
8	54,5	30,0	27,0	30,0	52,9	30,0	33,3	30,0	43,7	30,0

Bei den Prüfkörpern ohne Fugen kam es entweder zu einem Abscheren quer zu den Jahrringen oder entlang eines Jahrringes. Das Versagen stellte sich in der Regel im mittleren Bereich der Scherfläche ein. Bei den Prüfkörpern ohne externe Vorspannung war nach dem Rollschubversagen und dem damit verbundenen Auftreten eines Risses quer zur Scherfläche, häufig ein reiverschlussähnliches Querzugversagen entlang der Leimfugen zu beo-

bachten (siehe a) in Abbildung 4-12). Typische Versagensbilder sind nachfolgend dargestellt.



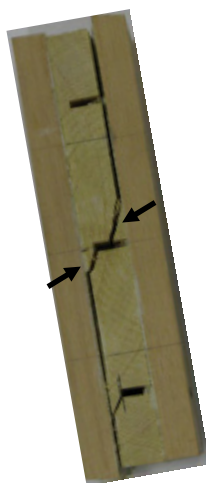
a) Versagen quer zu den Jahrringen und anschließendes Aufreißen

b) Versagen entlang eines Jahrringes

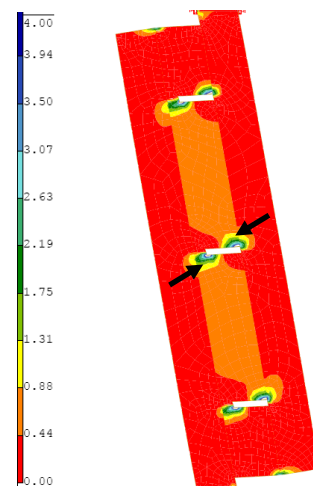
c) Versagen quer zu den Jahrringen

Abbildung 4-12: Typische Versagensbilder

Anders verhielt es sich bei den Prüfkörpern mit Fugen. Hier ging in der Regel das Versagen von den Eckbereichen der Fugen aus, in denen sich aufgrund der Schubverformung Querkzugspannungen einstellen. Dies war zu erwarten und deckt sich mit den Ergebnissen der FEM-Simulationen aus Kapitel 4.2.2.



Versagensbild



Hauptzugspannungen in  $[N/mm^2]$

Abbildung 4-13: Vergleich eines Versagensbildes mit der FEM-Simulation

### 4.3.5 Auswertung

Wie bereits in Kapitel 4.2.2 erläutert, stellten sich bei den Prüfkörpern infolge des Laschenüberstandes in den Randbereichen der Scherfläche konzentrierte Querdruck- und im Mittelbereich (etwa zwischen den Viertelspunkten) relativ konstant verteilte Querkzugspannungen ein. Der Betrag dieser Querkzugspannung, im Folgenden  $\sigma_{90,int}$  bezeichnet, ist abhängig von der aufgebrachten Scherkraft. Deshalb wurde getrennt für die einzelnen Prüfkörper die Querkzugspannung  $\sigma_{90,int}$  für deren Bruchlast (max F) ermittelt. Wie die Versuchsergebnisse zeigen, stellt sich das Versagen in der Regel im Mittelbereich der Scherfläche ein. Daher wird bei der weiteren Auswertung angenommen, dass sich die im Versagensfall wirkende resultierende Spannung  $\sigma_{90,Res}$  senkrecht zur Scherfläche aus der Superposition der externen Vorspannung  $\sigma_{90,ext}$  und der Querspannung  $\sigma_{90,int}$  aufgrund der Geometrieverhältnisse der Prüfkörper ergibt. Bei der Berechnung der Rollschubfestigkeiten in Tabelle 4-6 wurde vereinfacht eine konstante Verteilung der Rollschubspannung angenommen.

Tabelle 4-6: Rollschubfestigkeit  $f_R$  und resultierende Spannung  $\sigma_{90,Res}$  senkrecht zur Scherfläche in  $[N/mm^2]$

[N/mm <sup>2</sup> ]	A		B		C		D		E	
	$f_R$	$\sigma_{90,Res}$	$f_R$	$\sigma_{90,Res}$	$f_R$	$\sigma_{90,Res}$	$f_R$	$\sigma_{90,Res}$	$f_R$	$\sigma_{90,Res}$
1	2,85	0,13	1,71	0,08	2,62	0,12	1,58	0,07	1,90	0,08
2	2,27	-0,41	1,62	-0,43	2,52	-0,39	1,94	-0,41	2,46	-0,39
3	3,25	-0,86	1,88	-0,95	2,54	-0,89	2,10	-0,91	2,60	-0,89
4	3,22	-1,36	1,73	-1,42	3,18	-1,36	2,35	-1,40	2,34	-1,40
5	2,12	0,09	1,05	0,05	1,68	0,07	1,43	0,06	1,53	0,07
6	2,24	-0,40	1,60	-0,43	2,37	-0,40	1,97	-0,41	1,65	-0,43
7	2,31	-0,90	1,59	-0,93	2,34	-0,90	1,73	-0,92	2,01	-0,91
8	2,67	-1,38	1,33	-1,44	2,60	-1,39	1,63	-1,43	2,14	-1,41

Das Diagramm in Abbildung 4-14 zeigt, getrennt für die Prüfkörper der einzelnen Bretter, die aus den Bruchlasten ermittelten Rollschubfestigkeiten in Abhängigkeit von der resultierenden Spannung senkrecht zur Scherfläche.



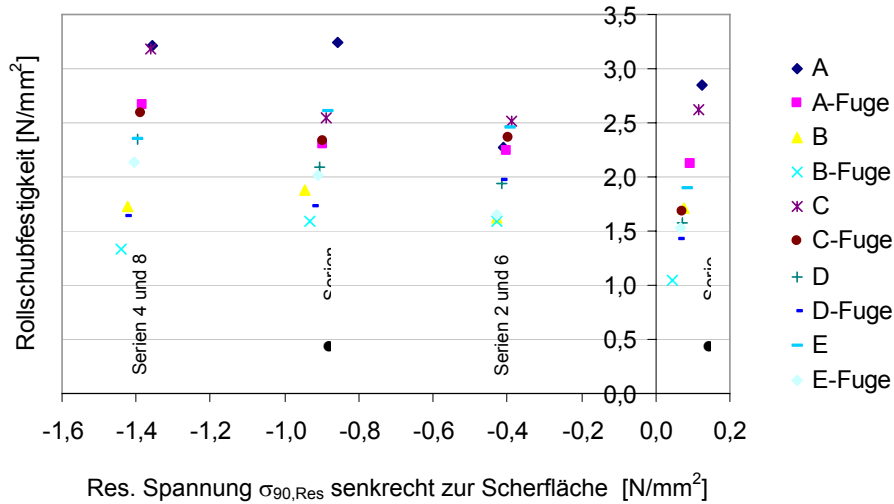


Abbildung 4-14: Einzelwerte der Rollschubfestigkeit

In Abbildung 4-16 sind die Bruchlasten, getrennt für die Prüfkörper mit bzw. ohne Fugen, sowie die zugehörigen Regressionskurven dargestellt. Den Regressionskurven für die Rollschubfestigkeit  $f_R$  liegen folgende Gleichungen zugrunde:

- Prüfkörper ohne Fugen [N/mm<sup>2</sup>):

$$f_R = 0,04 \cdot \sigma_{90,Res}^2 - 0,25 \cdot \sigma_{90,Res} + 2,15 \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,10 \quad (\text{Gl. 4-2})$$

- Prüfkörper mit Fugen [N/mm<sup>2</sup>):

$$f_R = -0,38 \cdot \sigma_{90,Res}^2 - 0,80 \cdot \sigma_{90,Res} + 1,65 \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,19 \quad (\text{Gl. 4-3})$$

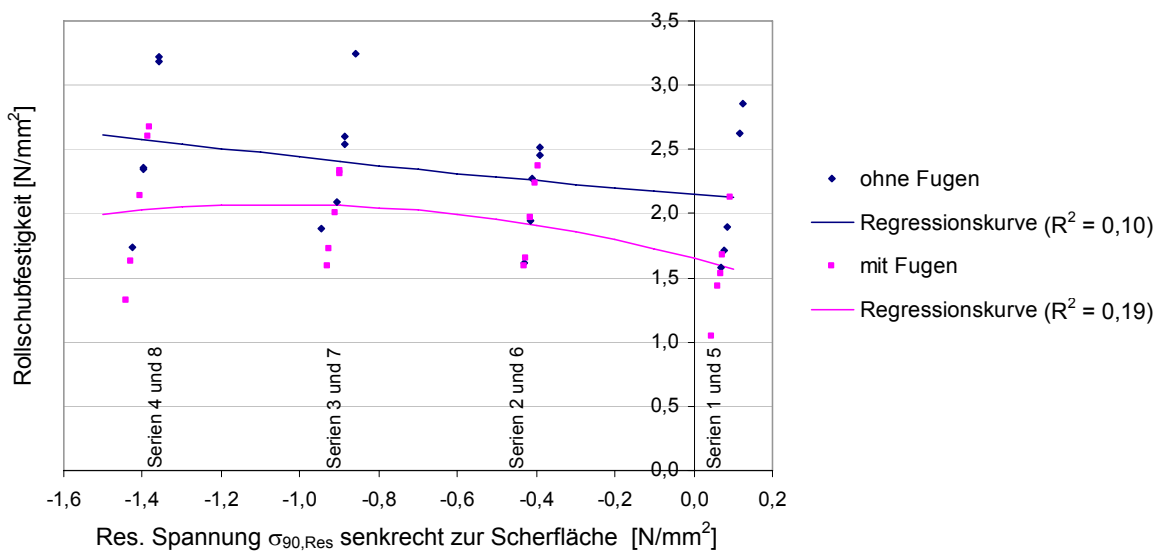


Abbildung 4-15: Einzelwerte der Rollschubfestigkeit und Regressionskurven

In Abbildung 4-16 sind die Mittelwerte sowie die zugehörigen polynomischen Trendlinien dargestellt, getrennt für die Prüfkörper ohne bzw. mit Fugen.

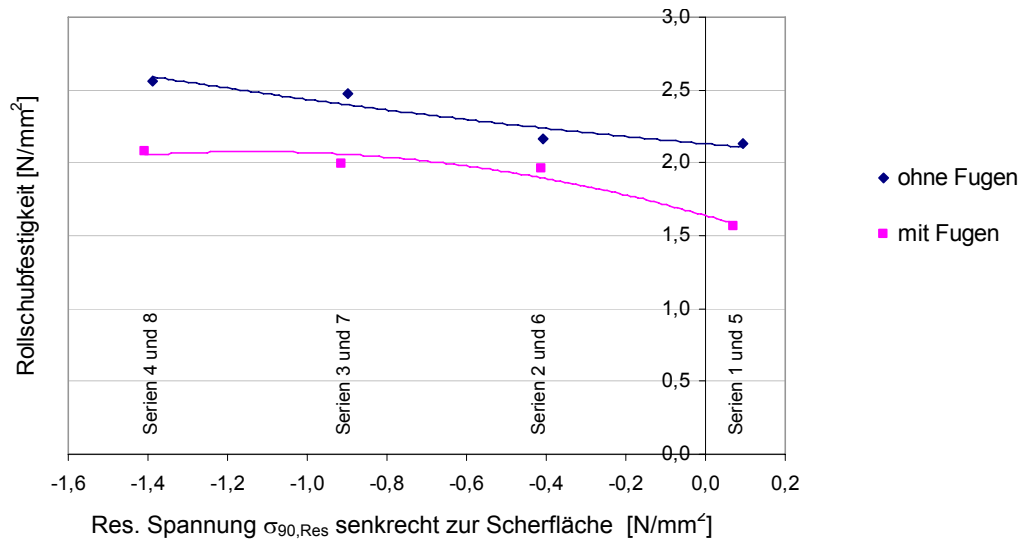


Abbildung 4-16: Mittelwerte der Rollschubfestigkeit und zugehörige Trendlinien

Die Auswirkungen der in den Eckbereichen der Fugen auftretenden Querzugspannungen (siehe Abbildung 4-13) auf die Rollschubfestigkeit spiegelt sich in den unterschiedlichen Festigkeitsniveaus der Versuchsreihen wider. So liegen die Mittelwerte der Prüfkörper mit Fugen stets unter denen der vergleichbaren Prüfkörper ohne Fugen.

Aus den ermittelten Regressionskurven lässt sich die Tendenz der Festigkeitssteigerung bei kombinierten Beanspruchungen aus Rollschub und Querdruck erkennen. Allerdings liegt, bedingt durch die geringe Anzahl von Prüfkörpern, eine vergleichsweise hohe Streuung der Festigkeiten vor, was auch die Bestimmtheitsmaße  $R^2$  der Regressionskurven zeigen. Aufgrund der angesprochenen geringen Stichprobe und der vorhandenen Streuungen wird daher bei den weiteren Auswertungen der Fokus nicht auf die einzelnen Festigkeitswerte, sondern vielmehr auf die relative Änderung der Rollschubfestigkeit in Abhängigkeit des Querdrucks gelegt. Um die Streuung zu reduzieren, erfolgt diese Betrachtung getrennt für die einzelnen Bretter. Zur Beschreibung der Änderung der Rollschubfestigkeit unter kombinierter Beanspruchung muss zunächst die Referenzfestigkeit infolge "reiner" Rollschubbeanspruchung, also für  $\sigma_{90,Res} = 0 \text{ N/mm}^2$ , bestimmt werden. Da hierzu keine experimentellen Versuchsergebnisse vorliegen, werden die Referenz-Rollschubfestigkeiten der einzelnen Bretter, getrennt für die Prüfkörper ohne bzw. mit Fugen, aus den Ergebnissen der Serien "1" und "2" bzw. der Serien "5" und "6" linear interpoliert.

Tabelle 4-7: Referenz-Rollschubfestigkeiten [N/mm<sup>2</sup>]

Brett	n=	A	B	C	D	E	Mittelwert
ohne Fugen $f_{R,0,n}$		2,72	1,70	2,60	1,64	2,00	2,13
mit Fugen $f_{R,0,n,F}$		2,14	1,10	1,79	1,50	1,55	1,62

Um die Veränderung der Rollschubfestigkeit in Bezug zur Referenzfestigkeit zu beschreiben, wird der Beiwert  $k_{R,90}$  eingeführt. Dieser ist wie folgt definiert.

$$k_{R,90} = \begin{cases} \frac{f_{R,n,i}}{f_{R,0,n}} & \text{für } i = 1, \dots, 4 \quad (\text{ohne Fugen}) \\ \frac{f_{R,n,i}}{f_{R,0,n,F}} & \text{für } i = 5, \dots, 8 \quad (\text{mit Fugen}) \end{cases} \quad \text{mit } n = A, \dots, E \quad (\text{Gl. 4-4})$$

In Abbildung 4-17 sind die Auswertungen der Versuchsergebnisse, analog der zuvor beschriebenen Vorgehensweise nach (Gl. 4-4), sowie die zugehörigen Regressionskurven enthalten.

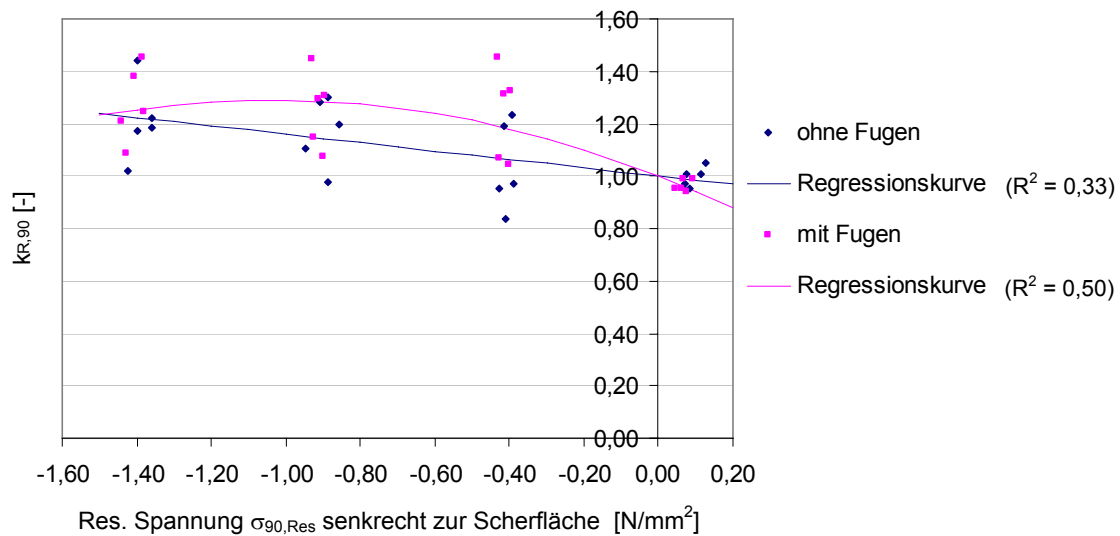


Abbildung 4-17: Beiwert  $k_{R,90}$  in Abhängigkeit der resultierenden Spannung senkrecht zur Scherfläche

Den Regressionskurven des Beiwertes  $k_{R,90}$  liegen folgende Gleichungen zugrunde:

- Ohne Fugen:

$$k_{R,90} = -0,16 \cdot \sigma_{90,Res} + 1,00 \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,33 \quad (\text{Gl. 4-5})$$

- Mit Fugen:

$$k_{R,90} = -0,27 \cdot \sigma_{90,Res}^2 - 0,56 \cdot \sigma_{90,Res} + 1,00 \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,50 \quad (\text{Gl. 4-6})$$

Die Bestimmtheitsmaße der Regressionskurven zeigen, dass durch die Auswertung der Festigkeitsänderungen infolge kombinierter Beanspruchung aus Rollschub und Querdruck der Prüfkörper der einzelnen Bretter eine bessere Korrelation mit den Versuchsergebnissen erreicht werden kann, als durch die alleinige Betrachtung der ermittelten Rollschubfestigkeiten. Die Ergebnisse belegen zudem, dass in dem betrachteten Interaktionsbereich von Rollschub und Querdruck die Rollschubfestigkeit tendenziell ansteigt. Bei den Prüfkörpern mit Fugen ist die Erhöhung wesentlich ausgeprägter, da die in den Eckbereichen der Fugen auftretenden Querzugspannungen (siehe Abbildung 4-13) durch die externe Vorspannung

teilweise überdrückt werden können. Wie den Regressionskurven zu entnehmen ist wird bei einem Querdruck von ca.  $1,0 \text{ N/mm}^2$  eine Festigkeitssteigerung von ca. 30 % erreicht. Allerdings machen die vergleichsweise großen Streuungen der Versuchsergebnisse weitere Untersuchungen erforderlich.

## 4.4 Experimentelle Untersuchungen an Brettsperrholzbauteilen

### 4.4.1 Versuchsaufbau

Ergänzend zu den zuvor beschriebenen Kleinversuchen wurden zur Untersuchung des Interaktionsverhaltens von Rollschub und Querdruck zusätzliche Versuche an Brettsperrholzbauteilen durchgeführt. Dies erfolgte anhand von Schubversuchen an einem um  $10^\circ$  gegen die Vertikale geneigten Schubelement (siehe Abbildung 4-18). In diesem Fall war es nicht erforderlich die Scherkraft über außen aufgeleimte Hartholzlaschen aufzubringen, sondern es konnte sich der Querschnittsaufbau von Brettsperrholz zu Nutze gemacht werden. Folglich wurde ein siebenlagiges Brettsperrholzelement gewählt, so dass die Einleitung der Scherkraft jeweils über Druckkontakt annähernd parallel zur Faser in die Längslagen der Prüfkörper erfolgte. Aus der Scherkraft resultiert in der Mittellage eine Rollschubbeanspruchung senkrecht zur Faser. Da die Versuche in Anlehnung an die Prüfungen zu Schubverstärkungen mit Vollgewindeschrauben durchgeführt wurden, sind ausführliche Erläuterungen zu den Hintergründen des Versuchsaufbaus sowie zu den sich in der Scherfuge einstellenden Spannungsverläufen in Kapitel 5.3 enthalten. Gleiches gilt für das Material, den Querschnittsaufbau sowie die Herstellung der Rohkörper.

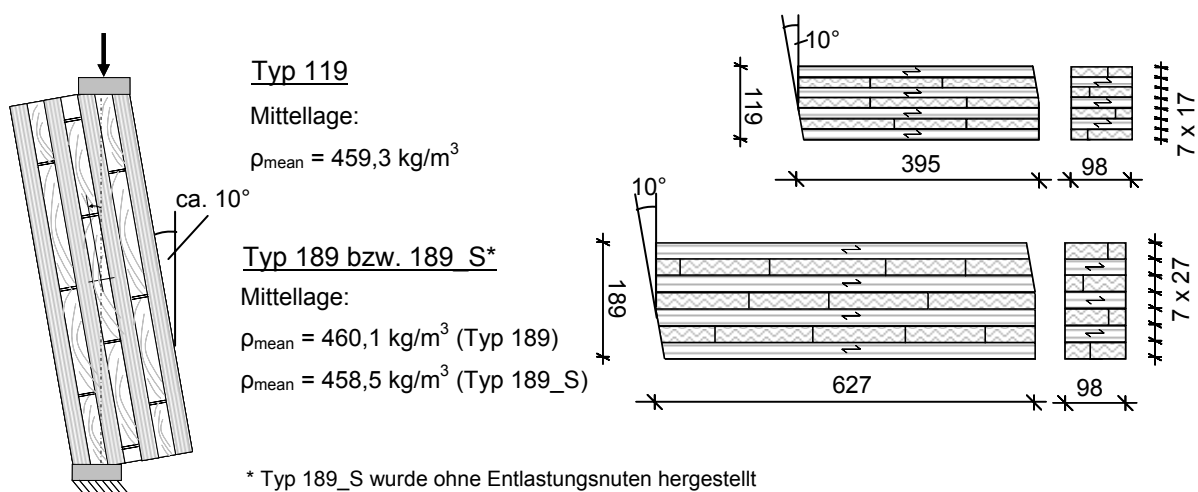


Abbildung 4-18: Versuchsanordnung und geprüfte Querschnittstypen, Abmessungen in [mm]

Ebenso wie bei den Kleinversuchen wurde zur Ermittlung von Referenz-Rollschubfestigkeiten eine Versuchsserie je Querschnittstyp ohne externe Vorspannung durchgeführt. Bei den Prüfkörpern, die neben der reinen Scher- noch eine planmäßige Querdruckbeanspruchung erfahren, wurde das Prinzip der externen Vorspannvorrichtung der Kleinversuche übernommen. Diesmal erfolgte die Lasteinleitung quer zur Scherfläche nicht über außen liegende Stahlplatten, sondern wegen der größeren Abmessungen und Kräfte sowie zur besseren Verteilung dieser über HEA 100 Stahlprofile nach [DIN 1025-3]. Um ein Aufstehen der Stahlprofile in der Versuchseinrichtung zu vermeiden, erhielten die Profile jeweils auf der Seite der Lasteinleitung einen Anschnitt von  $10^\circ$ . Die Vorspannkraft wurde über seitlich an den Prüfkörpern vorbei geführte Gewindestangen sowie entsprechende Kopfplatten kurzgeschlossen. Zur Regulierung der Vorspannkraft wurden wiederum ein hydraulischer Druckzylinder sowie eine Kraftmessdose zwischengeschaltet. Auch bei diesen Versuchsserien waren zur Reibungsminimierung Teflonplatten zwischen den Stahlprofilen und dem Prüfkörper angeordnet. Da die Kalibrierungsversuche in Kapitel 4.3.2 gezeigt haben, dass über die Vorspanneinrichtung nur ein vernachlässigbar geringer Anteil der Scherkraft übertragen werden kann, wird im Rahmen dieser Untersuchungen auf Kalibrierungsversuche verzichtet.

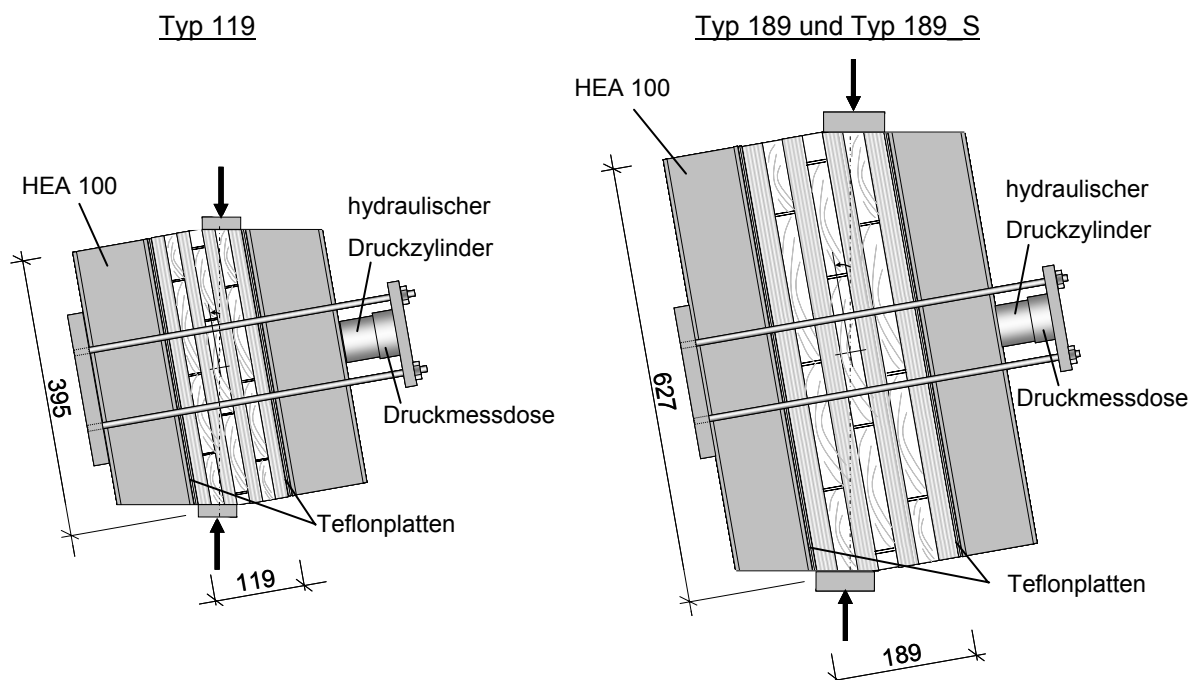
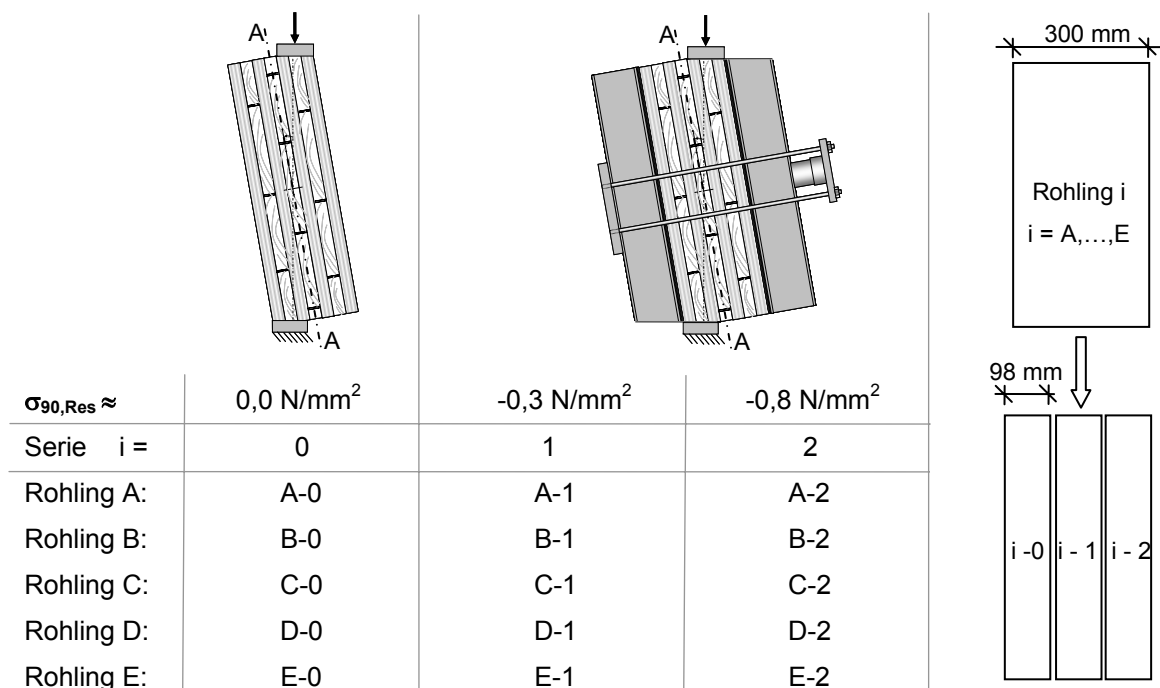


Abbildung 4-19: Prüfkörper mit externer Vorspanneinrichtung

#### 4.4.2 Prüfplan

Die Rohlinge der einzelnen Prüfkörper stammten aus den Versuchsserien zu den Schubverstärkungen und wiesen eine Elementbreite von 300 mm auf. Im Rahmen der Untersuchungen zum Interaktionsverhalten von Rollschub und Querdruck wurden je Querschnittstyp fünf Rohlinge parallel zu den Decklagen in jeweils drei Prüfkörper aufgetrennt. Abzüglich der Schnitffugen verblieben Querschnittsbreiten von ca. 98 mm (siehe Abbildung 4-20). Um die Streuung zu minimieren wurde in Anlehnung an die Kleinversuche von den Rohlingen jeweils ein Prüfkörper je Prüfserie entnommen. Anhand der Versuche ohne zusätzliche Querdruckbeanspruchung wurden für die einzelnen Rohlinge Referenzwerte für die Rollschubfestigkeiten ermittelt. Anschließend konnten die Rollschubfestigkeiten aus den Versuchsserien mit externer Querdruckbeanspruchung mit den Referenzwerten verglichen und die Steigerungen der Rollschubfestigkeit in Abhängigkeit der Querdruckbeanspruchung ermittelt werden. Abbildung 4-20 zeigt eine Zusammenstellung der Prüfungen und der gewählten Querdruckbeanspruchungen. Diese ergaben sich aus FEM-Simulationen und liegen im Bereich der zu erwartenden Querdruckspannungen, resultierend aus Schubverstärkungen mit Vollgewindeschrauben. Der dargestellte Prüfplan gilt analog für die im Rahmen dieser Untersuchungen betrachteten Querschnittstypen.



Anmerkung:

Rohlinge jeweils der Querschnittstypen Typ 119, Typ 189 und Typ 189\_S

Querdruckspannung  $\sigma_{c,90}$  wirkt senkrecht zur Scherfläche (Schnitt A-A)

Abbildung 4-20: Zusammenstellung der Prüfkörper

### 4.4.3 Versuchsdurchführung

Die Versuche wurden weggesteuert mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit des Prüfzylinders von 1,0 mm/min gefahren. Zunächst erfolgten die Prüfungen an den Prüfkörpern ohne externe Querdruckbeanspruchung. Bei den übrigen Serien wurde über die externe Vorspanneinrichtung der in der Scherfuge wirkende Querdruck eingestellt. Die jeweils vorgesehene Vorspannkraft und die daraus in der Scherfuge resultierende Querdruckspannung  $\sigma_{90,Res}$  sind in Tabelle 4-8 aufgeführt.

Tabelle 4-8: Querdruckspannung und benötigte Vorspannkraft

Serie	Querdruckspannung [N/mm <sup>2</sup> ]	Vorspannkraft [kN]	
	$\sigma_{90,Res}$	Typ 119	Typ 189 bzw. Typ 189_S
i = 0	0,00	0,0	0,0
i = 1	- 0,30	11,6	18,4
i = 2	- 0,80	31,0	49,2



Abbildung 4-21: Versuchsdurchführung Querschnittstyp 119

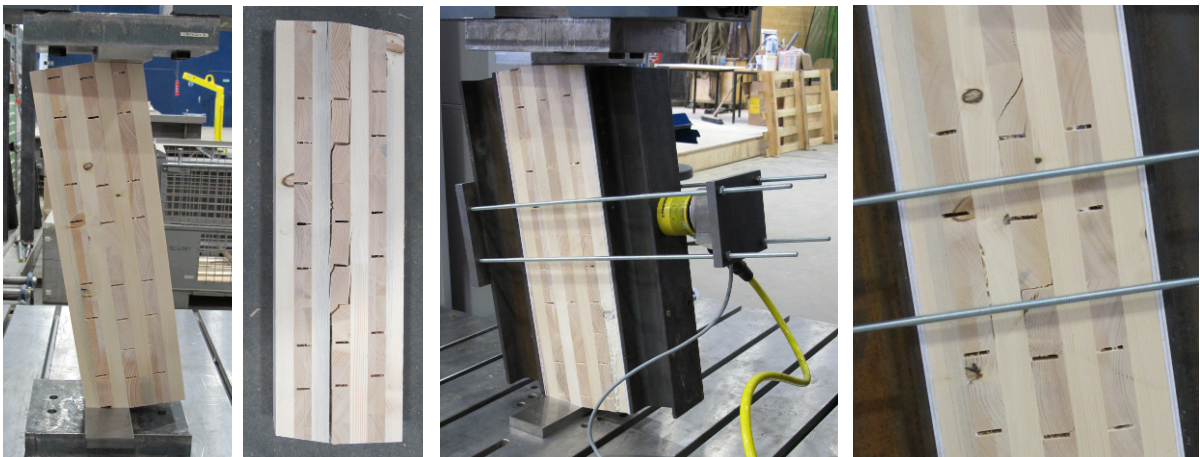


Abbildung 4-22: Versuchsdurchführung Querschnittstyp 189

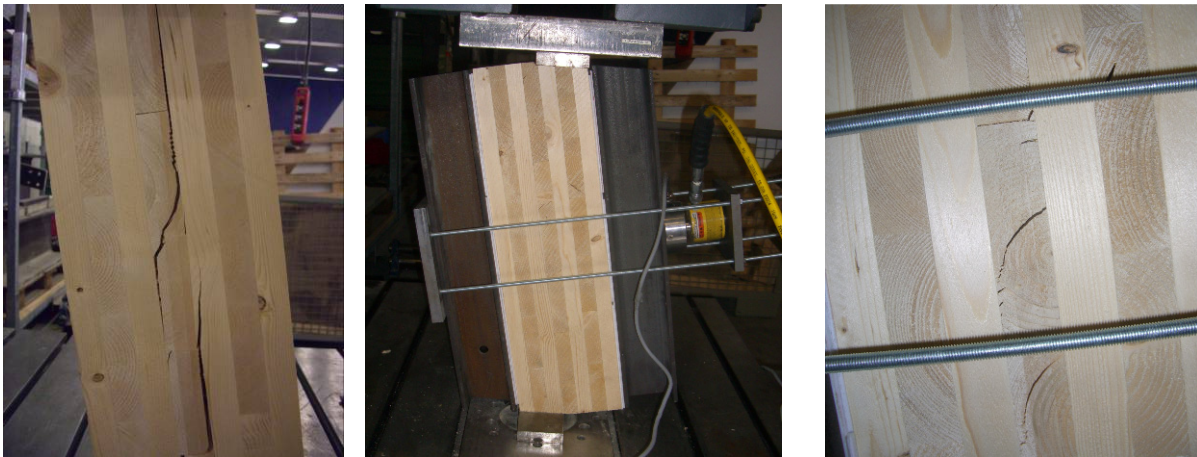


Abbildung 4-23: Versuchsdurchführung Querschnittstyp 189\_S

Alle Versuche wurden bis zum Bruch der Prüfkörper gefahren. In den nachfolgenden Tabellen sind die Maximalwerte der Prüflasten sowie die Mittelwerte der einzelnen Versuchsserien aufgeführt. Zusätzlich sind die Last-Verformungskurven der Prüfkörper dargestellt.

Tabelle 4-9: Maximalwerte und Mittelwerte der Prüflasten - Typ 119

Typ 119-	j =	A <span style="color:red">■</span>	B <span style="color:green">■</span>	C <span style="color:blue">■</span>	D <span style="color:orange">■</span>	E <span style="color:magenta">■</span>	Mittelwerte
Serie i	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	max F <sub>ij</sub> [kN]	max F <sub>ij</sub> [kN]	max F <sub>ij</sub> [kN]	max F <sub>ij</sub> [kN]	max F <sub>ij</sub> [kN]	max F <sub>mean</sub> [kN]
i = 0	0,00	53,0	51,7	55,5	60,5	63,5	56,8
i = 1	≈ -0,33	55,3	54,9	55,9	62,7	62,0	58,1
i = 2	≈ -0,84	73,8	66,7	66,8	70,1	79,8	71,4

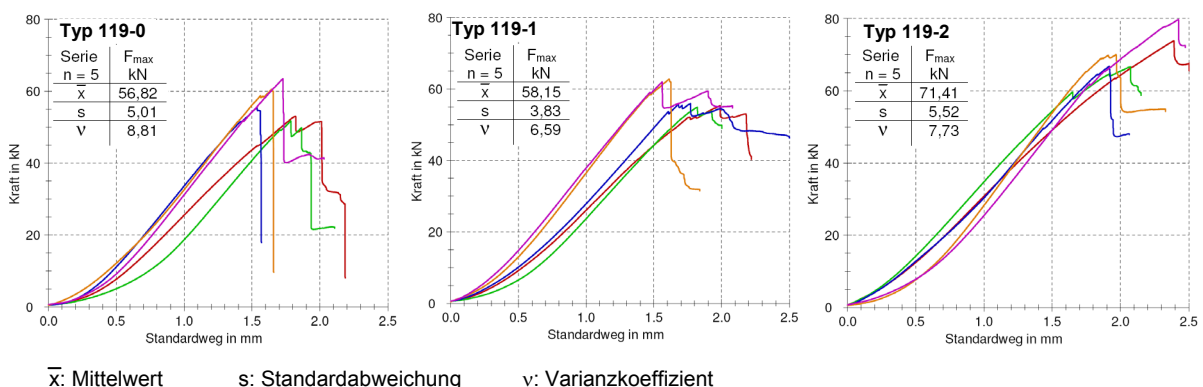


Abbildung 4-24: Lastverformungskurven – Typ 119



Tabelle 4-10: Maximalwerte und Mittelwerte der Prüflasten - Typ 189

Typ 189-		j =					Mittelwerte
		A	B	C	D	E	
Serie i	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	max F <sub>i,j</sub> [kN]	max F <sub>i,j</sub> [kN]	max F <sub>i,j</sub> [kN]	max F <sub>i,j</sub> [kN]	max F <sub>i,j</sub> [kN]	max F <sub>mean</sub> [kN]
i = 0	0,00	62,5	59,2	48,6	56,4	56,2	56,6
i = 1	≈ -0,31	76,8	74,2	62,6	66,2	66,3	69,2
i = 2	≈ -0,81	77,7	84,4	73,2	84,4	77,0	79,3

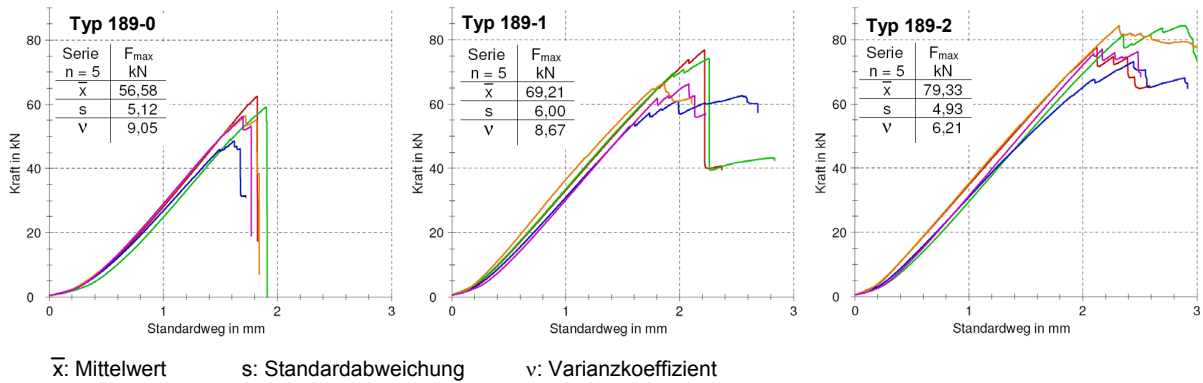


Abbildung 4-25: Lastverformungskurven – Typ 189

Tabelle 4-11: Maximalwerte und Mittelwerte der Prüflasten - Typ 189\_S

Typ 189_S-		j =					Mittelwerte
		A	B	C	D	E	
Serie i	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	max F <sub>i,j</sub> [kN]	max F <sub>i,j</sub> [kN]	max F <sub>i,j</sub> [kN]	max F <sub>i,j</sub> [kN]	max F <sub>i,j</sub> [kN]	max F <sub>mean</sub> [kN]
i = 0	0,00	87,6	95,7	93,2	88,2	81,1	89,2
i = 1	≈ -0,33	98,1	96,4	102,1	105,4	102,4	100,9
i = 2	≈ -0,82	117,3	119,5	115,5	109,5	111,6	114,7

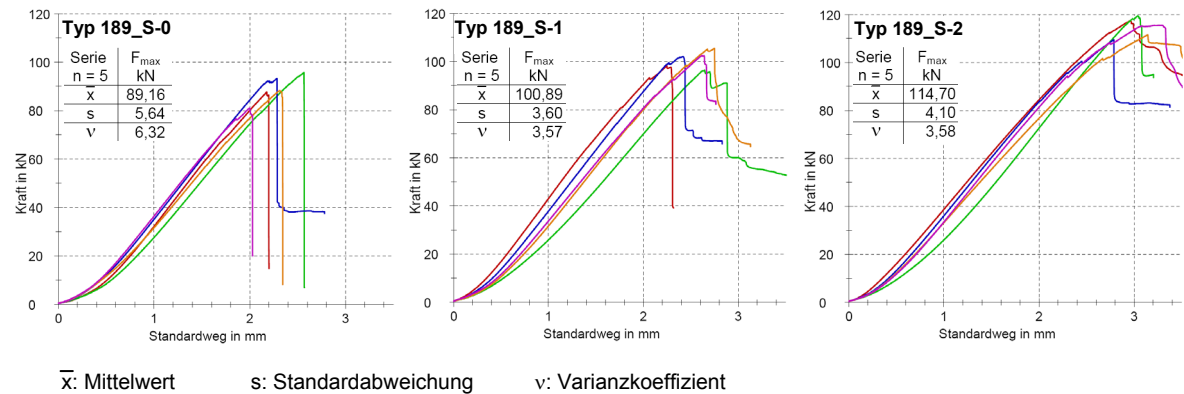


Abbildung 4-26: Lastverformungskurven – Typ 189\_S

#### 4.4.4 Auswertung

Bei der Ermittlung der Rollschubfestigkeiten wird von einem konstanten Schubspannungsverlauf in der Scherfuge ausgegangen und nur der parallel zur Scherfuge wirkende Anteil der Scherkraft berücksichtigt. Die Querdruckspannungen ergeben sich aus den geometrischen Abmessungen der einzelnen Prüfkörper und der während des Versuches gemessenen Vorspannkraft. Aufgrund des Neigungswinkels existiert zwar eine Kraftkomponente der aufgebracht Scherkraft senkrecht zur Scherfläche der Mittellage, allerdings zeigen FEM-Simulationen, dass aus der Lasteinleitung in erster Linie im Randbereich Querdruckspannungsspitzen resultieren, die mit zunehmendem Abstand von der Lasteinleitung rasch abnehmen. Im mittleren Bereich der Scherfläche können die aufgrund des Neigungswinkels auftretenden Spannungen senkrecht zur Scherfläche vernachlässigt werden. Die Einzelwerte der Querdruckspannungen sowie die Aufzeichnungen der Vorspannkraft während der Versuchsdurchführung sind in Anhang 11.2 enthalten.

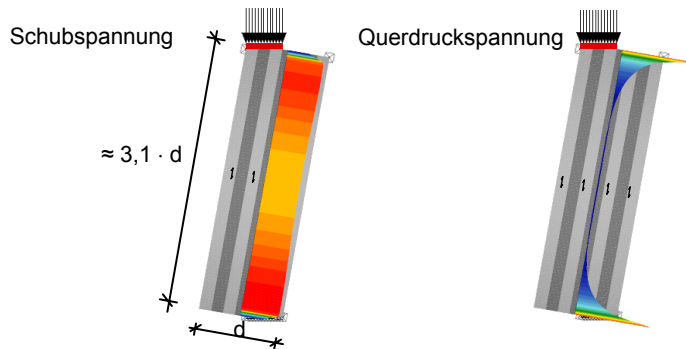


Abbildung 4-27: Qualitative Schubspannungs- und Querdruckverläufe

Die nachfolgenden Tabellen enthalten die aus den maximalen Prüflasten ermittelten Rollschubfestigkeiten der Mittellagen.

Tabelle 4-12: Rollschubfestigkeit  $f_R$  - Typ 119

Typ 119-		j =	A	B	C	D	E	Mittelwerte	Standardabw.	COV
Serie i	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]		$f_{R,i,j}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$f_{R,i,j}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$f_{R,i,j}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$f_{R,i,j}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$f_{R,i,j}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$f_{R,mean,i}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	[MN/m <sup>2</sup> ]	[-]
i = 0	0,00		1,37	1,35	1,45	1,56	1,61	1,47	0,114	0,078
i = 1	≈ -0,33		1,44	1,43	1,46	1,62	1,67	1,52	0,111	0,073
i = 2	≈ -0,84		1,93	1,74	1,72	1,81	2,02	1,84	0,126	0,069

Tabelle 4-13: Rollschubfestigkeit  $f_R$  - Typ 189

Typ 189-		j =	A	B	C	D	E	Mittelwerte	Standardabw.	COV
Serie i	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]		$f_{R,i,j}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$f_{R,i,j}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$f_{R,i,j}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$f_{R,i,j}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$f_{R,i,j}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$f_{R,mean,i}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	[MN/m <sup>2</sup> ]	[-]
i = 0	0,00		1,00	0,94	0,78	0,90	0,90	0,90	0,082	0,091
i = 1	≈ -0,31		1,23	1,18	1,00	1,06	1,06	1,10	0,096	0,087
i = 2	≈ -0,81		1,24	1,35	1,17	1,35	1,23	1,27	0,079	0,062

Tabelle 4-14: Rollschubfestigkeit  $f_R$  - Typ 189\_S

Typ 189_S-		j =					Mittelwerte	Standardabw.	COV
Serie i	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$f_{R,i,j}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$f_{R,i,j}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$f_{R,i,j}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$f_{R,i,j}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$f_{R,i,j}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$f_{R,mean,i}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	[MN/m <sup>2</sup> ]	[-]
i = 0	0,00	1,40	1,53	1,49	1,41	1,29	1,42	0,090	0,063
i = 1	≈ -0,33	1,56	1,54	1,63	1,68	1,63	1,61	0,057	0,036
i = 2	≈ -0,82	1,87	1,91	1,84	1,75	1,78	1,83	0,065	0,036

Die Diagramme in Abbildung 4-28 zeigen die Einzelwerte der Rollschubfestigkeiten in Abhängigkeit der gleichzeitig wirkenden Querdruckspannung. Zur Veranschaulichung der Festigkeitsänderungen wurde zwischen den Versuchswerten linear interpoliert.

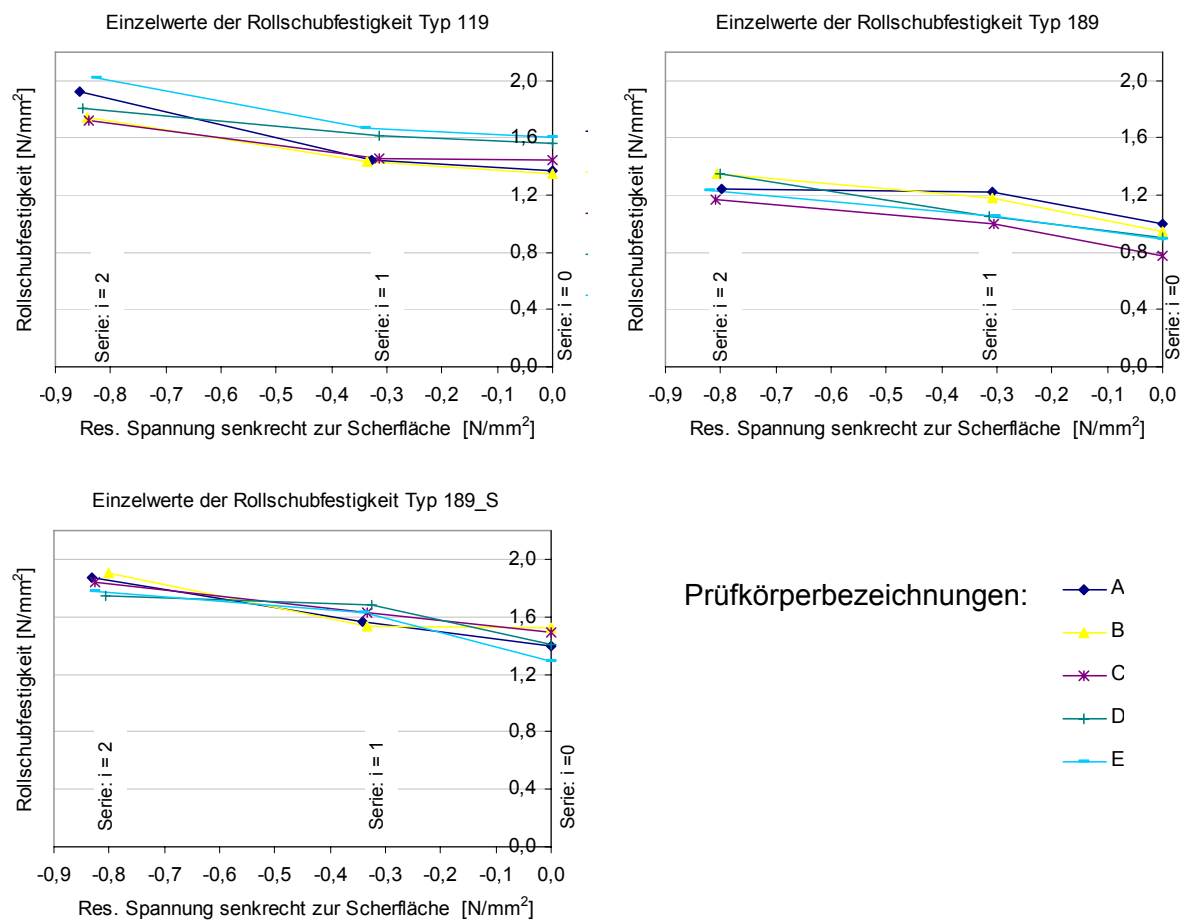


Abbildung 4-28: Einzelwerte der Rollschubfestigkeit für Typ 119, Typ 189 und Typ 189\_S

Die Abstände zwischen den Fugen bzw. Entlastungsnuten der Querlagen sind bei den Querschnittstypen "Typ 189" und "Typ 119" identisch. Folglich liegt aufgrund der größeren Einzelschichtdicke beim "Typ 189" ein geringeres Verhältnis aus Fugenabstand zu Schichtdicke vor. Wie zu erwarten, wirkt sich dies negativ auf die Rollschubfestigkeit der Querlagen aus und spiegelt sich in den unterschiedlichen Festigkeitsniveaus der Diagramme in Abbildung 4-28 wider. Zudem zeigt sich, dass sich bei den Prüfkörpern des Elementtyps

"Typ 189" im Gegensatz zu denen des "Typ 119" bereits bei relativ geringen Querdruckspannungen von ca.  $0,30 \text{ N/mm}^2$  deutliche Steigerungen der Rollschubfestigkeiten einstellen. Da bei der Versuchsreihe "Typ 189\_S" keine Entlastungsnuten in den Querlagen vorhanden sind, liegen die ermittelten Rollschubfestigkeiten über denen der vergleichbaren Querschnittselemente mit Entlastungsnuten ("Typ 189"). Die ermittelten Festigkeitswerte der einzelnen Versuchsreihen und die zugehörigen Regressionskurven sind in Abbildung 4-29 zusammengefasst.

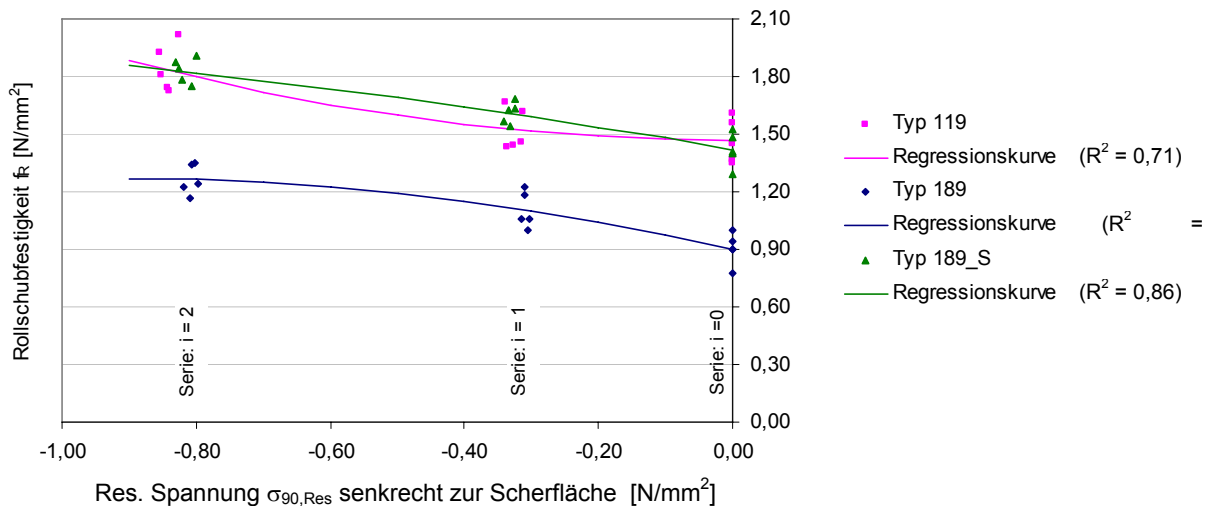


Abbildung 4-29: Einzelwerte der Rollschubfestigkeit für Typ 119, Typ 189 und Typ 189\_S

Den in Abbildung 4-29 dargestellten Regressionskurven für die Rollschubfestigkeit  $f_R$  liegen folgende Gleichungen zugrunde:

- Typ 119 [ $\text{N/mm}^2$ ]:  

$$f_R = -0,51 \cdot \sigma_{90,Res}^2 + 1,47 \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,71 \quad (\text{Gl. 4-7})$$
- Typ 189 [ $\text{N/mm}^2$ ]:  

$$f_R = -0,42 \cdot \sigma_{90,Res}^2 - 0,79 \cdot \sigma_{90,Res} + 0,90 \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,79 \quad (\text{Gl. 4-8})$$
- Typ 189\_S [ $\text{N/mm}^2$ ]:  

$$f_R = -0,14 \cdot \sigma_{90,Res}^2 - 0,61 \cdot \sigma_{90,Res} + 1,42 \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,86 \quad (\text{Gl. 4-9})$$

Die Bestimmtheitsmaße belegen, dass im Vergleich zu den Kleinversuchen in Kapitel 4.3 wesentlich geringere Streuungen bei den Versuchsergebnissen auftreten. Allerdings ist zu berücksichtigen, dass die Bestimmtheitsmaße aufgrund der vorliegenden, stark separierten Punktwolken wesentlich durch die Streuung der Versuchswerte innerhalb der einzelnen Punktwolken beeinflusst werden. Die Ursache der im Vergleich zu den Kleinversuchen geringeren Streuung liegt in den größeren Elementabmessungen der Brettsperrholzprüfkörper und dem sich einstellenden Vergütungseffekt. In den Querlagen der Elemente kommt es zu Spannungsumlagerungen, so dass nicht die Rollschubfestigkeit des vermeintlich schwäch-

ten Brettes der Querlage maßgeblich ist. Dennoch liegt der Fokus, wie auch schon bei der Auswertung der Kleinversuche in Kapitel 4.3.5, nicht auf den ermittelten Festigkeitswerten, sondern vielmehr auf der relativen Änderung der Rollschubfestigkeit in Abhängigkeit des Querdrucks. Um den Einfluss der streuenden Materialeigenschaften zu reduzieren, erfolgt diese Betrachtung getrennt für die einzelnen Rohlinge "A" bis "E". Als Referenzwert der Rollschubfestigkeit werden die in den Prüferien ohne zusätzliche Querdruckbeanspruchung ermittelten Festigkeiten gewählt. Analog zu den Kleinversuchen lässt sich die Veränderung der Rollschubfestigkeit im Bezug zur Referenzfestigkeit durch den Beiwert  $k_{R,90}$  wie folgt beschreiben.

$$k_{R,90} = \frac{f_{R,i,j}}{f_{R,i=0,j}} \quad \text{für } i = 1, 2 \quad \text{und mit } j = A, \dots, E \quad (\text{Gl. 4-10})$$

In Abbildung 4-30 sind die Auswertungen der Versuchsergebnisse analog zur beschriebenen Vorgehensweise nach (Gl. 4-10) sowie die zugehörigen Regressionskurven enthalten.

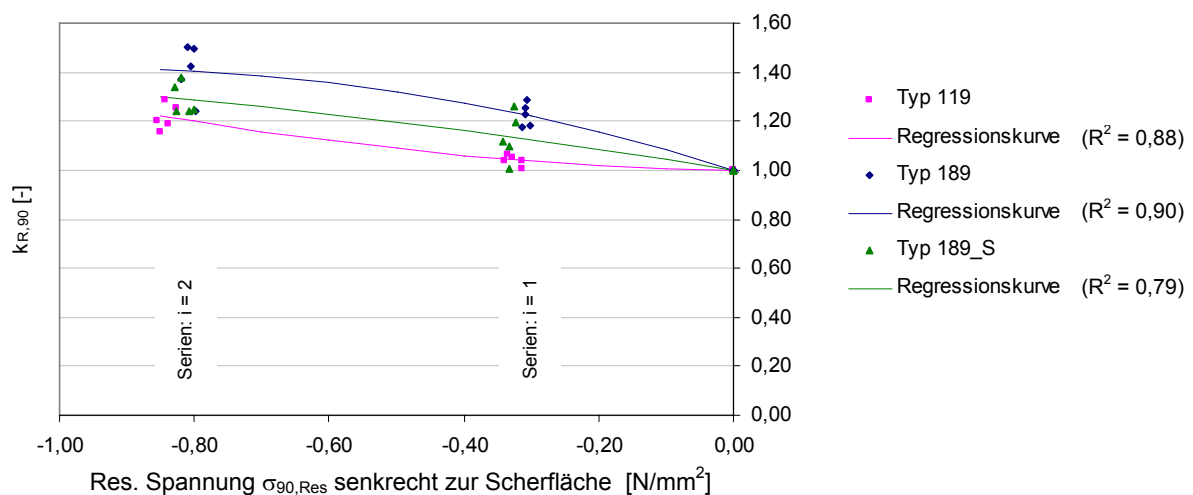


Abbildung 4-30: Beiwert  $k_{R,90}$  in Abhängigkeit der resultierenden Spannung senkrecht zur Scherfläche

Den Regressionskurven des Beiwertes  $k_{R,90}$  liegen folgende Gleichungen zugrunde:

- Typ 119:

$$k_{R,90} = 0,25 \cdot \sigma_{90,Res}^2 - 0,05 \cdot \sigma_{90,Res} + 1,00 \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,90 \quad (\text{Gl. 4-11})$$

- Typ 189:

$$k_{R,90} = -0,44 \cdot \sigma_{90,Res}^2 - 0,86 \cdot \sigma_{90,Res} + 1,00 \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,88 \quad (\text{Gl. 4-12})$$

- Typ 189\_S:

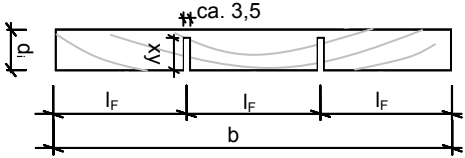
$$k_{R,90} = -0,10 \cdot \sigma_{90,Res}^2 - 0,44 \cdot \sigma_{90,Res} + 1,00 \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,79 \quad (\text{Gl. 4-13})$$

## 4.5 Einfluss des Fugenabstandes und der Schichtdicke

Wie die in den Versuchen ohne Querdruckbeanspruchung ermittelten Einzelwerte der Rollschubfestigkeitswerte zeigen, nimmt mit abnehmendem Verhältnis  $l_F / d_i$  von Fugenabstand  $l_F$  zu Schichtdicke  $d_i$  die Rollschubfestigkeit ab. Befinden sich in den Querlagen Fugen bzw. Entlastungsnuten, so wird das Versagen der Querlagen nicht durch eine reine Schubbeanspruchung erzeugt, sondern durch eine kombinierte Beanspruchung aus Rollschub und Querkzugbeanspruchung senkrecht zur Faser (siehe auch Abbildung 4-13). Bei kleinen Verhältniswerten von Fugenabstand zu Elementdicke treten die Querkzugbeanspruchungen ausgeprägter auf und reduzieren somit die Rollschubfestigkeit der Brettsperrholzelemente. In der nachfolgenden Tabelle sind für die Prüfkörper aus den Bauteilversuchen an Brettsperrholzelementen sowie aus den Kleinversuchen (KV) die Verhältniswerte  $l_F / d_i$  und jeweils die Mittelwerte der Rollschubfestigkeiten ohne zusätzlicher Querdruckbeanspruchung aufgeführt.

Tabelle 4-15: Rollschubfestigkeiten der Referenzserien ( $i = 0$ )

Serie	$l_F / d_i$	$f_{R,mean}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
Typ 189	$60 / 27 = 2,2$	0,90
Typ 119	$60 / 17 = 3,5$	1,47
Typ 189_S	$100 / 27 = 3,7$	1,42
KV mit Fugen	$60 / 20 = 3,0$	1,62
KV ohne Fugen	$\rightarrow \infty$	2,13



Dies stimmt tendenziell mit den theoretischen Untersuchungen in [Kreuzinger/Scholz 2001] überein. Scholz untersucht anhand nicht linearer Berechnungen das Schubtragverhalten von Brettsperrholzelementen und leitet daraus einen Reduktionsfaktor  $k_{Red}$  für die Rollschubfestigkeit unter Berücksichtigung der Fugengeometrie ab. Unter Verwendung der Variablen gemäß Tabelle 4-15 gilt für  $k_{Red}$ :

$$k_{Red} = 1 - \left( \frac{d_i}{l_F} \cdot 2 \cdot \sin \left( \frac{l_F}{d_i} \cdot 6 \right) \right) \quad (\text{Gl. 4-14})$$

Für die Kleinversuche mit Fugen und dem angegebenen Verhältniswert von  $l_F / d_i = 3,0$  beträgt der Reduktionsfaktor  $k_{Red}$  ca. 79 %. Dies stimmt gut mit der experimentell ermittelten Festigkeitsminderung von 76 % ( $= 1,62 \text{ MN/m}^2 / 2,13 \text{ MN/m}^2$ ) überein.

Ein ähnlicher Vergleich für die untersuchten Brettsperrholzelemente ist nur bedingt möglich. Zwar wurden die Elemente vom "Typ 189\_S" ohne Entlastungsnuten und mit Schmalseitenverklebung hergestellt, doch zeigte sich während der Versuchsdurchführung, dass die Schmalseitenverklebung nicht als tragfähig angesetzt werden kann. Somit ist der in der

Tabelle 4-15 aufgeführte Verhältnswert von Fugenabstand (=Brettbreite  $b$ ) zu Elementdicke anzunehmen. Hinzu kommt, dass die Elemente in verschiedenen Produktionsverfahren und den damit verbundenen unterschiedlichen Pressdrücken während der Verklebung hergestellt wurden. Allerdings ist auffällig, dass der Reduktionsbeiwert  $k_{\text{Red}}$  für die hier untersuchten Geometrieverhältnisse nahezu unverändert bei ca. 79 % liegt. Auch die graphische Darstellung des Reduktionsbeiwertes zeigt, dass sich dieser im Bereich der üblicherweise vorliegenden Geometrieverhältnisse kaum verändert und ca. 80 % beträgt.

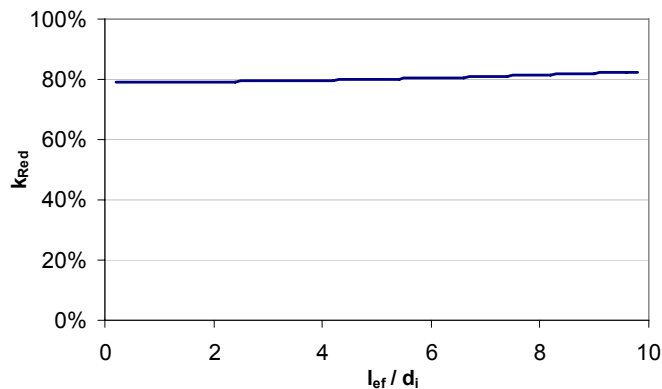


Abbildung 4-31: Reduktionsbeiwert  $k_{\text{Red}}$  nach [Kreuzinger/Scholz 2001]

Aus der Tabelle 4-15 geht jedoch hervor, dass die Rollschubfestigkeit der Elemente vom "Typ 189" nur ca. 63 % der Festigkeit vom "Typ 189\_S" besitzt. Es erscheint unwahrscheinlich, dass dieser Unterschied ausschließlich aus den verschiedenen Herstellungsverfahren und Materialeigenschaften resultiert, zumal beide Querschnittstypen jeweils identische Einzelschichtdicken von 27 mm und eine mittlere Rohdichte von ca. 460 kg/m<sup>3</sup> aufwiesen. Folglich ist davon auszugehen, dass mit sinkendem Verhältnswert des Fugenabstandes zur Schichtdicke die Rollschubfestigkeit deutlicher abfällt als nach den numerischen Berechnungen von [Kreuzinger/Scholz 2001] zu erwarten ist.

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens liegt jedoch nur eine geringe Anzahl unterschiedlicher Geometrieverhältnisse vor, so dass kein fundierter, alternativer Ansatz zum Fugeneinfluss auf die Rollschubfestigkeit abgeleitet werden kann. Für die Praxis ist dies auch nicht zwingend erforderlich, da die Rollschubfestigkeiten der Brettsperrholzelemente anhand von Zulassungsversuchen bestimmt werden und dadurch die Auswirkungen der Brettabmessungen der Querlagen und eventuell vorhandener Fugen und Entlastungsnuten bereits berücksichtigt sind.

Dass die Rollschubfestigkeit wesentlich vom Verhältnswert  $l_F / d_i$  der Querlagen abhängt, zeigt die Tatsache, dass sich trotz unterschiedlicher Schichtdicken bei ähnlichen Verhältnswerten von  $l_F / d_i$  vergleichbare Rollschubfestigkeiten einstellen. Wie der Tabelle 4-15 zu

entnehmen ist, liegen ohne zusätzliche Querdruckbeanspruchungen die Rollschubfestigkeiten der Versuchsserien "Typ 119" und "Typ 189\_S" in derselben Größenordnung. Dies gilt auch unter Berücksichtigung von gleichzeitig wirkenden Querdruckbeanspruchungen. Um dies zu verdeutlichen, sind im nachfolgenden Diagramm die Ergebnisse der Serien "Typ 119" und "Typ 189\_S" in einer Versuchsreihe zusammengefasst.

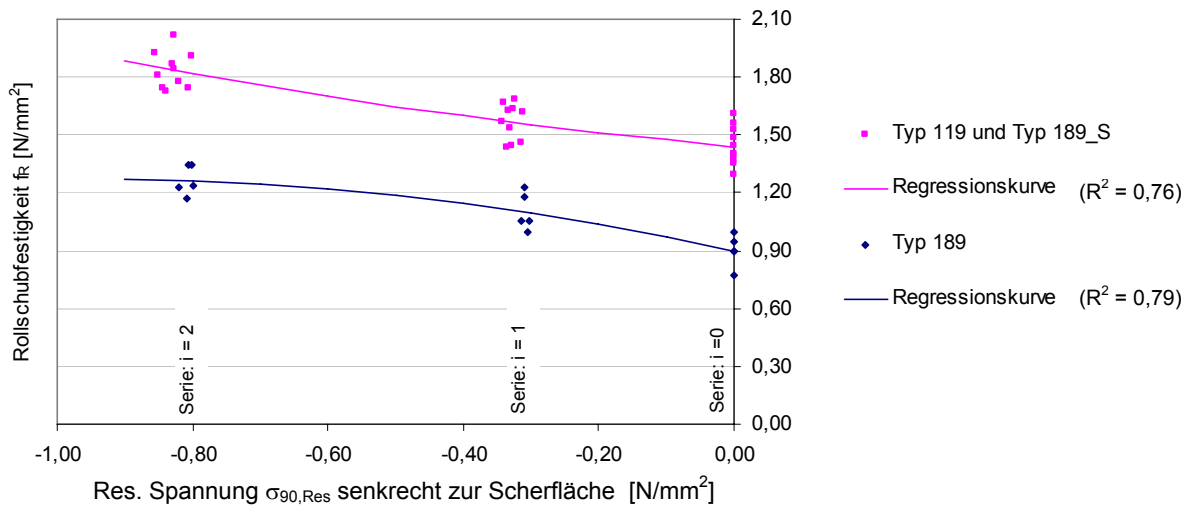


Abbildung 4-32: Einzelwerte der Rollschubfestigkeit

Wie schon angedeutet, lassen die Ergebnisse den Schluss zu, dass das Verhältnis von Fugenabstand  $l_F$  zur Einzelschichtdicke  $d_i$  nicht nur die Rollschubfestigkeit, sondern auch das Interaktionsverhalten beeinflussen. Nachfolgend dargestellt sind die aus den Versuchen ermittelten Regressionskurven, getrennt für die Kleinversuche und die Brettsperrholzelemente vom "Typ 189" bzw. "Typ 189\_S". Die in den einzelnen Diagrammen verglichenen Prüfserien besitzen jeweils gleiche Einzelschichtdicken. Die Kurvenverläufe in Abbildung 4-33 belegen, dass bei konstanter Einzelschichtdicke mit abnehmendem Verhältnis von  $l_F / d_i$  der Einfluss des Querdruckes auf die Rollschubfestigkeit zunimmt.

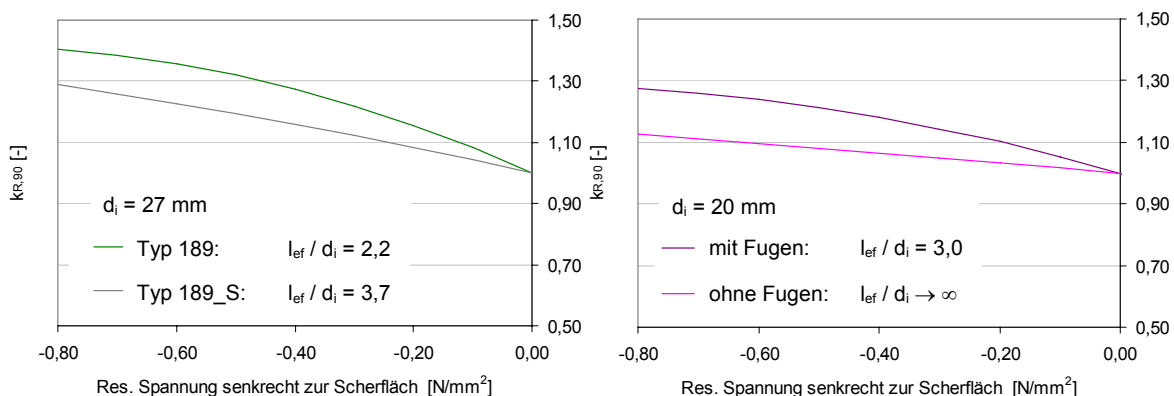


Abbildung 4-33: Vergleich der Trendlinien für den Beiwert  $k_{R,90}$



## 4.6 Allgemeiner Bemessungsansatz

Die Auswertung der Versuchsergebnisse belegt, dass generell die Rollschubfestigkeit bei gleichzeitiger Querdruckbeanspruchung ansteigt. Das Festigkeitsniveau ist dabei, neben dem verwendeten Material, entscheidend von den Geometrieverhältnissen der Einzelbretter der Querlagen und ggfs. von der Anordnung der Entlastungsnuten abhängig. Je kleiner das Verhältnis von Fugenabstand bzw. Abstand der Entlastungsnuten zur Schichtdicke ist, desto geringer fällt die Rollschubfestigkeit aus. Das genannte Verhältnis besitzt auch Einfluss auf das Interaktionsverhalten von Rollschub und Querdruck. Allerdings fällt dieser Einfluss vergleichsweise gering aus. Folglich ist die explizite Berücksichtigung des Fugenabstands und der Schichtdicke bei einem praxisgerechten Ansatz für das Interaktionsverhalten nicht sinnvoll, da einerseits der Einfluss hinsichtlich des Festigkeitsniveaus bereits durch die in den allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen verankerten charakteristischen Rollschubfestigkeiten abgedeckt ist und andererseits der Tragwerksplaner in der Regel keine Kenntnis über die verwendeten Brettbreiten bzw. Anordnungen der Entlastungsnuten besitzt.

Im nachfolgenden Diagramm ist daher eine zusammenfassende Auswertung des Beiwertes  $k_{R,90}$  für alle Brettsperrholzprüfkörper enthalten, ohne Unterscheidung einzelner Querschnittstypen. Zur Beschreibung der Ergebnisse wurde in diesem Fall eine lineare Regressionsgerade gewählt. Der Beiwert  $k_{R,90}$ , der die Zunahme der Rollschubfestigkeit bei gleichzeitiger Querdruckbeanspruchung beschreibt, ist beim Spannungsnachweis wie folgt zu berücksichtigen:

$$\tau_{R,d} \leq k_{R,90} \cdot f_{R,d} \quad (\text{Gl. 4-15})$$

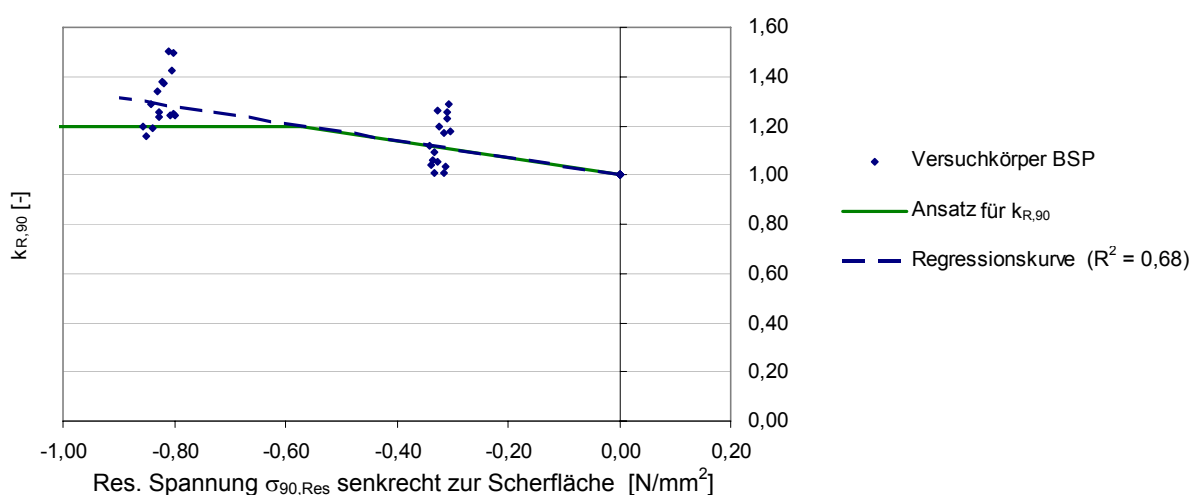


Abbildung 4-34: Auswertung von  $k_{R,90}$  für alle BSP-Prüfkörper (Typ 119, Typ 189, Typ 189\_S)

Zusätzlich ist in Abbildung 4-34 folgender allgemeiner Ansatz zur Ermittlung des Beiwertes  $k_{R,90}$  dargestellt:

$$k_{R,90} = \min \begin{cases} 1 + 0,35 \cdot \sigma_{90,Res}^2 \\ 1,20 \end{cases} \quad (\text{mit } \sigma_{90,Res} \text{ in N/mm}^2) \quad (\text{Gl. 4-16})$$

Die Begrenzung auf den Wert 1,20 wurde gewählt, da davon auszugehen ist, dass unter kombinierter Rollschub- und Querdruckbeanspruchung die Rollschubfestigkeit nur in einem gewissen Bereich ansteigt und anschließend wieder mit einer Abnahme des Beiwertes  $k_{R,90}$  zu rechnen ist. Diese Tendenz ist bei nachfolgender Auswertung aller Versuchsergebnisse, inklusive der Kleinversuche aus Kapitel 4.3, zu erkennen.

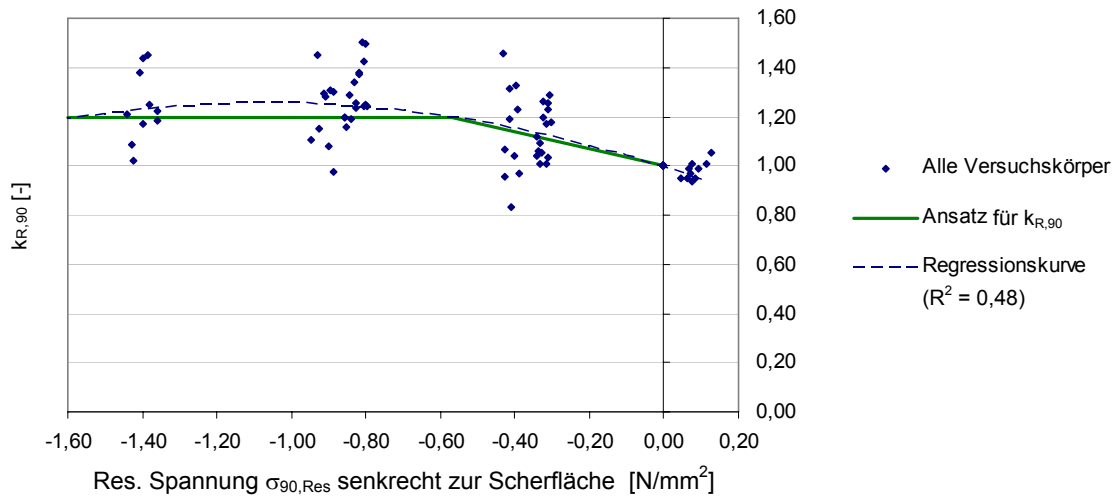


Abbildung 4-35: Auswertung von  $k_{R,90}$  für alle Prüfkörper (BSP und Kleinversuche)

Die Ermittlung des Beiwertes  $k_{R,90}$  erfolgt nicht auf dem Niveau der 5%-Quantilwerte, da die Streuung der Materialfestigkeit bereits in den charakteristischen Rollschubfestigkeitswerten enthalten ist. Diese Vorgehensweise ist gerechtfertigt, da die charakteristische Bemessungsfestigkeit gemäß des vorgeschlagenen Ansatzes für den Beiwert  $k_{R,90}$  unter den aus den Versuchen für die einzelnen Brettsperrholzquerschnitte ermittelten 5%-Quantilwerten liegt und somit eine konservative Bemessung gewährleistet ist (Abbildung 4-36).

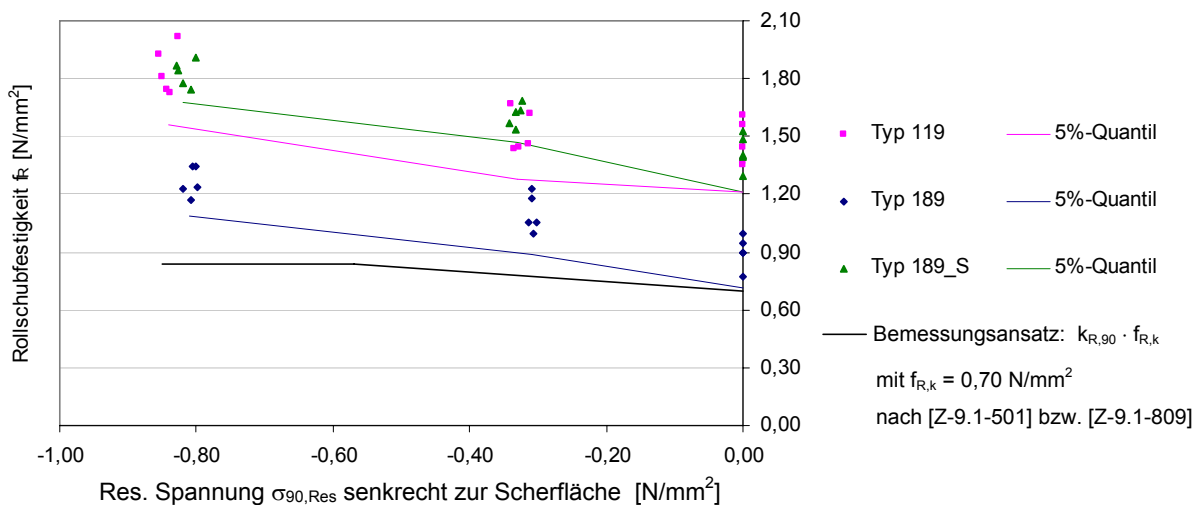


Abbildung 4-36: Auswertung von  $k_{R,90}$  für alle Prüfkörper (BSP und Kleinversuche)

## 5 Experimentelle Untersuchungen zu Schubverstärkungen

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens wurden verschiedene experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Dabei handelte es sich in erster Linie um Schubversuche an Brettsperrholzelementen, die mit geneigt angeordneten Vollgewindeschrauben verstärkt waren. Zusätzlich zu den in der Praxis üblichen Vierpunkt-Schubversuchen kam eine alternative Versuchskonfiguration an einem um  $10^\circ$  gegen die Vertikale geneigten Schubelement zur Anwendung (siehe Abbildung 5-1). Die Hintergründe für das alternative Verfahren sind in Kapitel 5.3 erläutert.

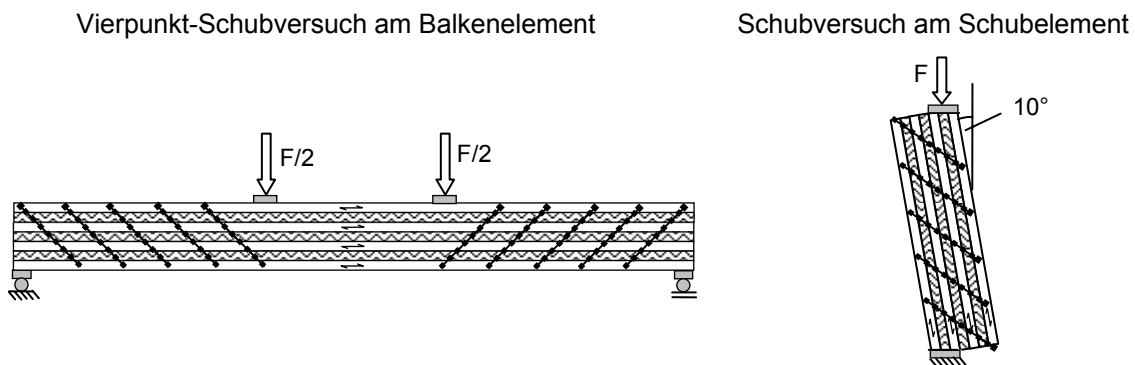


Abbildung 5-1: Vierpunkt-Schubversuch und Schubversuch am Schubelement

Neben den genannten Schubversuchen wurden die für die begleitenden FEM-Simulationen erforderlichen Kenngrößen der Vollgewindeschrauben in Brettsperrholz bestimmt. Ergänzend zu den selbst gewonnenen Versuchdaten sind auch die in der Literatur vorhandenen bei der Auswertung, den FEM-Simulationen und dem daraus abgeleiteten Bemessungsvorschlag berücksichtigt worden.

### 5.1 Schraubenkenngößen

Für die Modellierung von Verstärkungen aus Vollgewindeschrauben sind die Dehnsteifigkeit der Schraube sowie die maximale Zugkraft in Schraubenlängsrichtung von Bedeutung. Die Dehnsteifigkeit hängt neben dem Elastizitätsmodul von der wirksamen Querschnittsfläche ab. Da mitunter die Gewindebeschaffenheit das Verformungs- und Tragfähigkeitsverhalten der Schrauben beeinflusst, ergibt sich die wirksame Querschnittsfläche nicht zwangsläufig aus dem Kerndurchmesser der Schrauben. Im Stahlbau werden daher für verschiedene Schraubentypen Spannungsquerschnittsflächen angegeben, die den Einfluss des Gewindes berücksichtigen. Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurde anhand einer Kleinserie von Zugversuchen überprüft, ob bei den für die Schubverstärkungen vorgesehenen selbstbohrenden Vollgewindeschrauben ebenfalls der Gewindegang die Dehnsteifigkeit beein-

flusst. Zu diesem Zweck wurden Schrauben-Zugversuche durchgeführt und im Bereich einer definierten Messlänge die Dehnung der Schrauben ermittelt.

Folgender Schraubentyp wurde untersucht:

- Spax Vollgewindeschraube nach abZ Nr. 9.1-519 [Z-9.1-519]  
 Gewindedurchmesser: 8,0 mm (mögl. Abweichung  $\pm 0,2$  mm)  
 Kerndurchmesser: 5,0 mm (mögl. Abweichung - 0,3 mm)  
 Schraubenlänge: 400 mm  
 Anzahl der Prüfkörper: 5 Schrauben

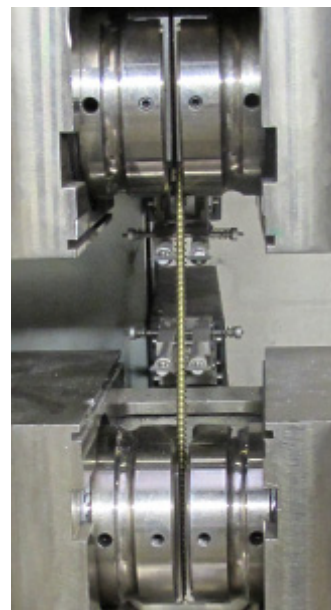
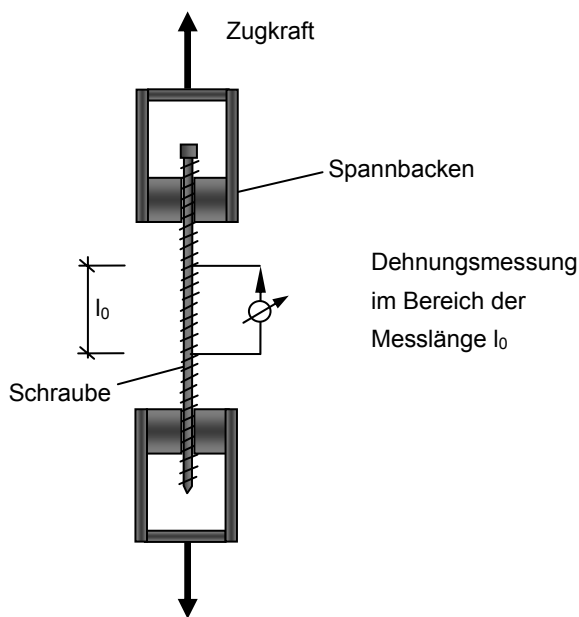


Abbildung 5-2: Prüfaufbau der Zugversuche

Die Versuche wurden jeweils weggesteuert bis zum Bruch der Schraube gefahren. Nachfolgende Abbildungen zeigen typische Versagensbilder sowie die Kraft-Dehnungsbeziehungen der einzelnen Schrauben.



Abbildung 5-3: Bruchbilder der Zugversuche

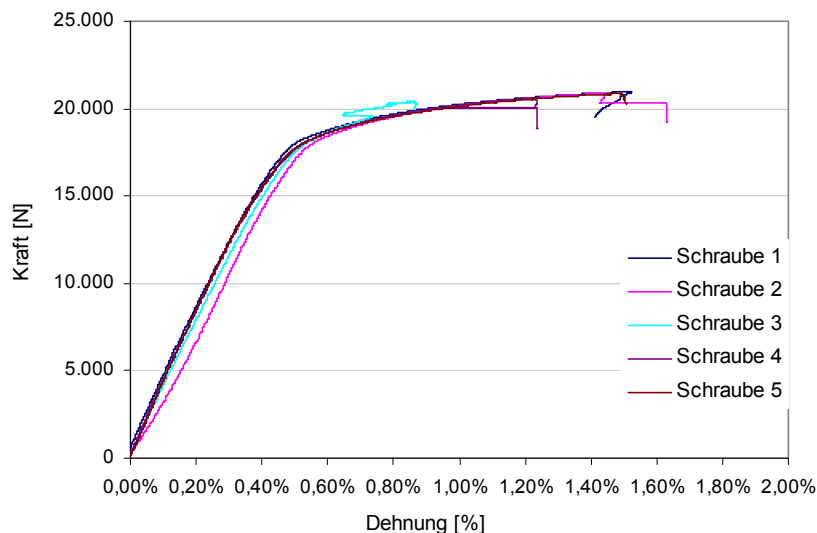


Abbildung 5-4: Kraft-Dehnungsbeziehung der Schrauben

Aus den Kraft-Dehnungsbeziehungen wurden im elastischen Bereich zwischen 10 % und 40 % der jeweiligen Bruchlasten die Dehnsteifigkeiten EA ermittelt. Unter der Annahme eines Elastizitätsmoduls von  $210.000 \text{ N/mm}^2$  wurde anschließend auf den ansetzbaren Schraubendurchmesser  $d_{\text{calc}}$  rückgerechnet (siehe Tabelle 5-1). Dieser beträgt im Mittel 4,86 mm und stimmt mit den gemessenen Kerndurchmessern der geprüften Schrauben von ca. 4,85 mm annähernd überein. Das Gewinde besitzt also keinen Einfluss auf die Dehnsteifigkeiten der Schraube. In Tabelle 5-1 sind zusätzlich die Mittelwerte, die Standardabweichung und die 5%-Quantilwerte der Bruchlasten aufgeführt.

Tabelle 5-1: Auswertung der Schraubenzugversuche

Nr.	F max [N]	EA [N]	$d_{\text{calc}}$ [mm]
1	20.954	4.016.368	4,93
2	20.873	3.470.945	4,59
3	20.381	3.801.495	4,80
4	20.589	4.036.498	4,95
5	20.850	4.164.827	5,03
<b>Mittelwert</b>	<b>20.729</b>	<b>3.898.027</b>	<b>4,86</b>
Standard.	238		
<b>5%-Quantil</b>	<b>20.175</b>		

## 5.2 Axialer Verschiebungsmodul

### 5.2.1 Allgemein

Bei der später folgenden FEM-Modellierung der durchgeführten Versuche an verstärktem Brettsperrholz ist es erforderlich, die Schrauben mit den Brettsperrholzelementen zu koppeln. Da bei eingedrehten Vollgewindeschrauben im Gegensatz zu eingeklebten Gewindestangen in Brettschichtholzträgern nicht von einem annähernd starren Verbund ausgegangen werden kann, muss die Modellierung des Verbundes mittels elastischer Federn oder anderer programmspezifischer Kontaktelemente erfolgen. Die Steifigkeit der Kopplung ist in erster Linie abhängig vom Verschiebungsmodul der Schraube in Schaftrichtung, dem axialen Verschiebungsmodul  $K_{ax}$ . Blaß gibt folgende Gleichung zur Berechnung des axialen Verschiebungsmoduls von Vollgewindeschrauben in Brettschichtholz an [Blaß/Bejtka/Uibel]:

$$K_{ax} = 234 \cdot (\rho \cdot d)^{0,2} \cdot l_{ef}^{0,4} \quad (\text{Gl. 5-1})$$

mit:  $d$       Schraubendurchmesser [mm]

$l_{ef}$       Länge des Holzes im eingedrehten Gewindebereich [mm]

$\rho$       Rohdichte des Holzes [ $\text{kg/m}^3$ ]

Die Gleichung wurde ermittelt aus den Untersuchungsergebnissen einer Versuchsreihe mit Holzschrauben mit Durchmessern von 6,0 mm bis 12,0 mm und einer maximalen Einschraubtiefe von 120,0 mm. Der Verschiebungsmodul ist für Verbindungstypen anwendbar, bei denen die Schrauben auf Herausziehen bzw. Hineindrücken beansprucht werden.

Unter der realitätsnahen Annahme einer im Vergleich zum Verbundverhalten sehr steifen Schraube, stellen sich in der Schraube die in Abbildung 5-5 dargestellten Normalkraft- und die zugehörigen Schubflussverläufe des Verbundes ein. Liegt in der Schwerachse des Brettsperrholzelementes ein Riss vor, so erhält man unter Schubbeanspruchung vergleichbare Verläufe in den jeweiligen Querschnittshälften.

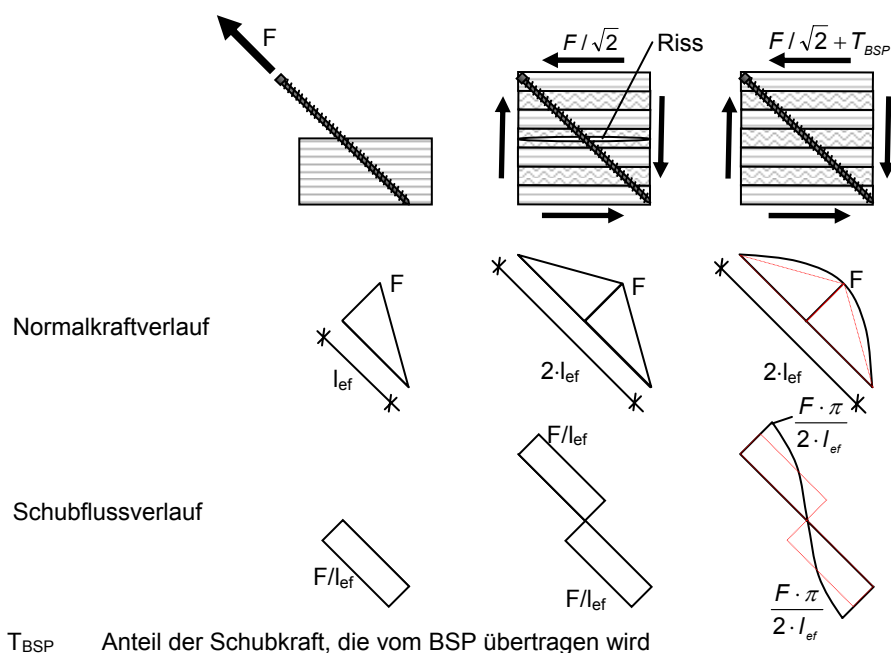


Abbildung 5-5: Normalkraftverlauf der Schraube und Schubflussverlauf des Verbundes

Im ungerissenen Zustand wird ein Teil der am Element angreifenden Schubkraft über das Brettsperrholzelement ( $T_{BSP}$ ) abgetragen. Somit ist in diesem Zustand die angreifende Schubkraft um den Anteil  $T_{BSP}$  zu erhöhen, damit in der Schraube die gleiche maximale Normalkraft wie in den zuvor betrachteten Fällen entsteht. Tatsächlich wird sich jedoch im Gegensatz zum gerissenen Brettsperrholzquerschnitt keine dreiecksförmige Verteilung der Normalkraft in der Schraube einstellen, sondern eher eine sinus- oder parabelförmige. In Abbildung 5-5 wird der Verlauf der Normalkraft näherungsweise durch eine Sinusfunktion und folglich der Schubfluss durch eine Cosinusfunktion beschrieben. Die Abbildung zeigt, dass die Bestimmung des axialen Verschiebungsmoduls durch Herausziehversuche den gerissenen Zustand sehr gut wiedergibt, so dass für die Schubverstärkung im intakten Brettsperrholz von einer guten Näherung auszugehen ist.

Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurde ein alternatives Verfahren zur Bestimmung des axialen Verschiebungsmoduls untersucht, das die genannten Randbedingungen für den ungerissenen Zustand genauer berücksichtigt. Bei einer als Schubverstärkung eingesetzten Schraube werden durch die Schubverformung des Brettsperrholzquerschnittes über den Verbund Normalkräfte in die Schraube eingeleitet. Folglich treten an den Enden der Schraube keine Normalkräfte auf, das Maximum der Normalkraft liegt in der Schraubenmitte. Versuchstechnisch bedeutet dies, dass durch eine äußere Kraft eine Verformung am Brettsperrholzquerschnitt aufzubringen ist und die Verformungsänderungen der Schraubenenden zu messen sind. Dies kann mittels der in Abbildung 5-6 gezeigten, schematischen Versuchsanordnung erfolgen.

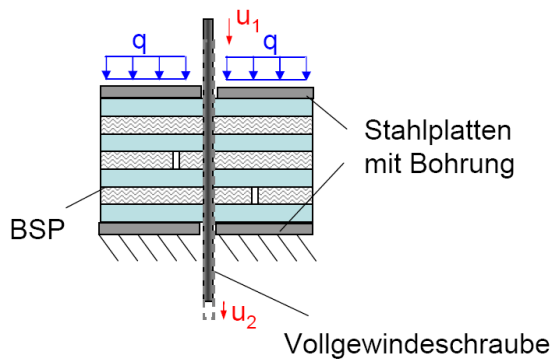


Abbildung 5-6: Versuch zur Bestimmung des axialen Verschiebungsmoduls

In der Realität erzeugt die Schubverformung des Holzes Zugspannungen in der Schraube, allerdings wird davon ausgegangen, dass sich bei Schraubendruckbeanspruchungen ein analoges Verbundverhalten einstellt. Da zudem derartige Zugversuche versuchstechnisch sehr aufwendig sind, wurden stattdessen Druckversuche an Brettsperrholzelementen durchgeführt. Die Auflagerung sowie die Lasteinleitung erfolgten über Stahlplatten, die mit Bohrungen versehen waren. In den BSP-Prüfkörper wurde eine Schraube eingedreht, die jeweils durch Löcher in den Stahlplatten überstand und somit an ihren Enden frei verformbar war. Aus den an den Schraubenenden gemessenen Verformungen und deren Differenz kann auf die sich in der Schraube einstellende Normalkraftbeanspruchung rückgeschlossen werden. Die Ergebnisse ermöglichen die Kalibrierung begleitender FEM-Simulationen und die Ermittlung der erforderlichen Steifigkeiten der verwendeten Kontaktelemente, die den Verbund zwischen Schraube und Holz beschreiben.

### 5.2.2 Material und Versuchskonfiguration

Bei Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben in Brettsperrholzkonstruktionen verläuft die Schraubenachse in den Querlagen senkrecht zur Faserrichtung, während sie in den Längslagen entsprechend dem Neigungswinkel von der Faserrichtung abweichen. Es ist zu erwarten, dass das Verbundverhalten dadurch etwas steifer ausfällt als bei einer Schraube, deren Achse ausschließlich senkrecht zur Faserrichtung ausgerichtet ist. Daher wurden die Untersuchungen zur axialen Verbundsteifigkeit der Vollgewindeschrauben sowohl an Brettschichtholz- als auch an Brettsperrholzquerschnitten durchgeführt. Die Schrauben im Brettschichtholz wurden dabei senkrecht zur Faserrichtung angeordnet, während sie im Brettsperrholz unter einem Neigungswinkel von  $45^\circ$  zur Faserrichtung der Decklagen orientiert waren. Die Prüfserien bestanden jeweils aus fünf Prüfkörpern mit quadratischen Grundflächen, deren Abmessungen und Schraubenanordnungen in nachfolgender Abbildung dargestellt sind.



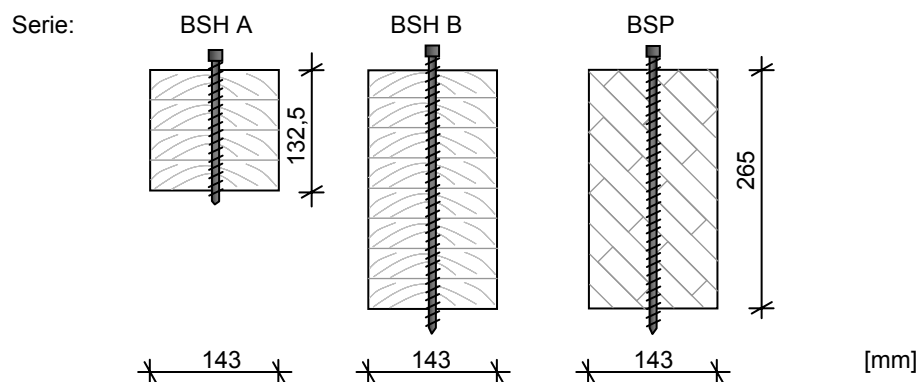


Abbildung 5-7: Prüfkörperabmessungen

Vor der Versuchsdurchführung wurden die genauen Abmessungen der Prüfkörper aufgenommen, das Gewicht bestimmt und daraus die Rohdichte ermittelt. Folglich sind der Klebstoff und die im Brettsperrholz vorhandenen Fugen in den ermittelten Rohdichten enthalten. Die Einzelwerte sind in Tabelle 5-2 zusammengefasst. Die gemessene Holzfeuchte lag im Mittel bei ca. 11 %.

Tabelle 5-2: Rohdichte in  $[\text{kg}/\text{m}^3]$ 

Serie / PK	BSH-A	BSH-B	BSP
1	448,14	460,36	459,16
2	445,12	459,09	466,18
3	453,24	454,47	494,56
4	449,32	461,50	464,39
5	438,29	450,89	464,00
Mittelwerte	446,82	457,26	469,66
Standardab.	5,59	4,45	14,16
COV	1%	1%	3%

Die Prüfkörper wurden zunächst ohne Schraubenverstärkung einer Druckbeanspruchung unterzogen. Aufgrund der dabei gemessenen Längenänderungen wurden bei der begleitend durchgeführten FEM-Simulation die Materialeigenschaften der Prüfkörper kalibriert. Im Anschluss wurden die Vollgewindeschrauben ( $\varnothing 8,0$  mm nach [Z-9.1-519]) in die Prüfkörper eingebracht und die Elemente anlog belastet. Dabei wurde jedoch nicht die Verformungsänderung des Holzquerschnittes, sondern die Längenänderung der Vollgewindeschrauben gemessen. Um diese Messung zu erleichtern, waren die Lasteinleitungsplatten mit Bohrungen ( $\varnothing 10,0$  mm) versehen, die an der Ober- und Unterseite einen etwa 70 mm langen Überstand der Schrauben ermöglichten. Im Ansatzbereich der Messfühler war zusätzlich das Gewinde der Schrauben entfernt worden. Die Lastaufbringung erfolgte weggesteuert mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit des Prüfzylinders bis zu einer Maximallast von 20,0 kN. Bezogen auf die Grundfläche entspricht dies einer Druckspannung von  $1,0 \text{ MN}/\text{m}^2$ . Die Prüfkörper wurden somit nur im elastischen Bereich bis zu 40 % der charakteristischen Querdruckfestigkeit  $f_{c,90,k (C 24)}$  belastet.

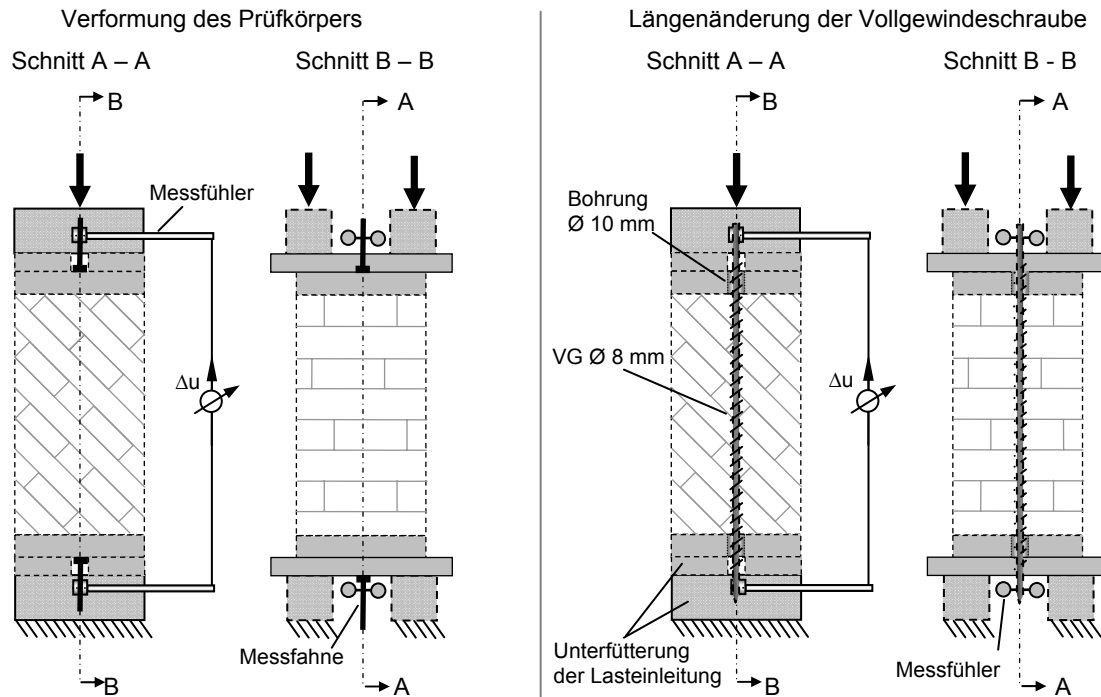


Abbildung 5-8: Versuchskonfiguration

## 5.2.3 Versuchsdurchführung und Auswertung

### 5.2.3.1 Prüfkörperverformung ohne Schrauben

Aufgrund der Beanspruchung im elastischen Bereich, kam es in keinem Fall zu einem Versagen der Prüfkörper. Nachfolgend sind die Versuchseinrichtung mit der Lasteinleitung sowie die an den Messfahnen angreifenden Wegaufnehmer dargestellt.



Abbildung 5-9: Versuchsdurchführung zur Ermittlung der Verformungsänderung der Prüfkörper

In den Diagrammen in Abbildung 4-21 sind die Längenänderungen der Prüfkörper in Abhängigkeit der aufgetragenen Last enthalten.

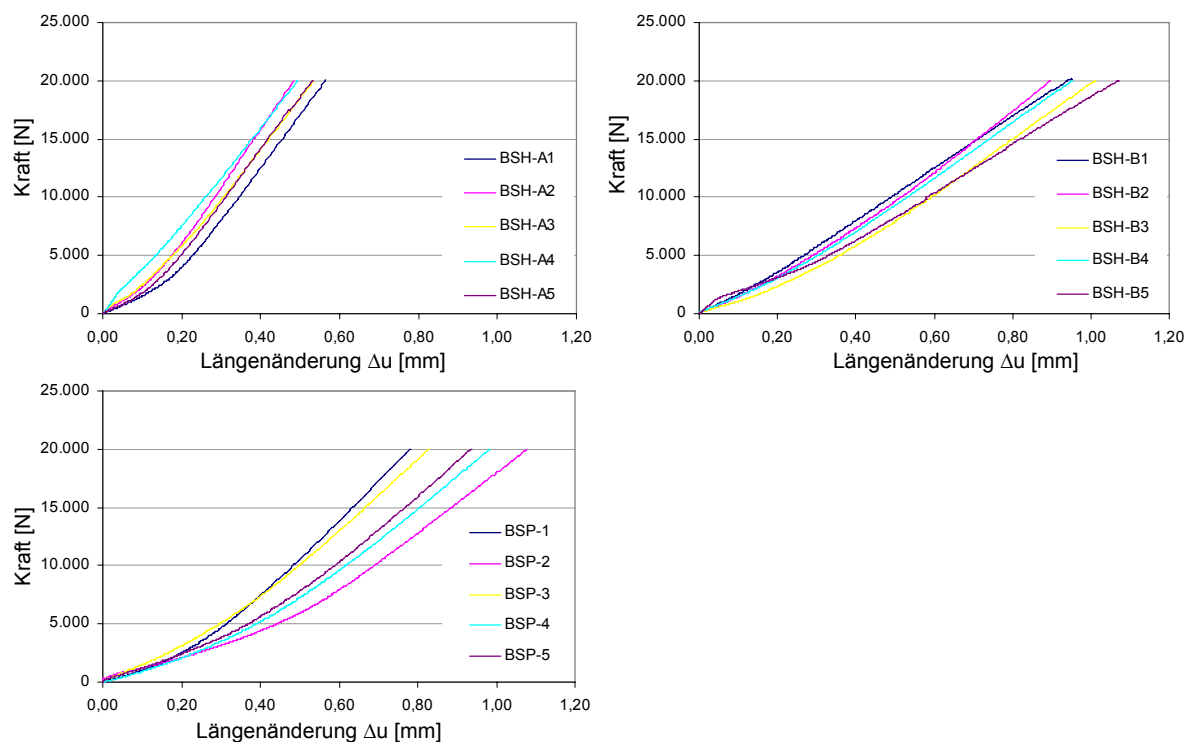


Abbildung 5-10: Verformung  $\Delta u$  der Prüfkörper

Die Diagramme zeigen, dass sich nach einer gewissen Vorkraft ein annähernd linear elastisches Last-Verformungs-Verhalten einstellt. Daher wurde für die einzelnen Prüfkörper im Bereich zwischen 10,0 kN und 20,0 kN die mittlere Längenänderung ermittelt. Die jeweiligen Einzelwerte sowie die Mittelwerte sind in Tabelle 5-3 aufgeführt.

Tabelle 5-3: Längenänderungen der Prüfkörper zwischen 10,0 kN und 20,0 kN [ $\mu\text{m}/\text{kN}$ ]

Serie / PK	BSH-A	BSH-B	BSP
1	21,67	45,31	29,89
2	19,94	37,81	39,17
3	22,84	41,90	33,11
4	23,44	42,22	36,56
5	22,22	48,39	34,46
Mittelwerte	22,02	43,13	34,64
Standardab.	1,34	3,97	3,51
COV	6%	9%	10%

Bei den Prüfkörpern aus Brettschichtholz kann auf den Elastizitätsmodul senkrecht zur Faser rückgerechnet werden:

- BSH-A:  $E_{90,\text{mean}} = 294 \text{ MN/m}^2$
- BSH-B:  $E_{90,\text{mean}} = 300 \text{ MN/m}^2$

Im Gegensatz zum Brettschichtholz ist die Verformungsänderung der Brettsperrholzprüfkörper nicht nur vom Elastizitätsmodul senkrecht zur Faser, sondern auch von den Schub-

moduln der Längs- und Querlagen abhängig. Daher kann in diesem Fall nicht auf einzelne Werkstoffkenngrößen rückgerechnet werden.

### 5.2.3.2 Schraubenverformung

In einer zweiten Versuchsreihe wurde in die Prüfkörper jeweils eine Vollgewindeschraube eingebracht und die Prüfkörper anschließend analog zur ersten Versuchsreihe belastet. Gemessen wurde diesmal die Längenänderung der Schraube (siehe Tabelle 5-4). In den Diagrammen in Abbildung 5-12 und Abbildung 5-13 sind die Längenänderungen der Schrauben in Abhängigkeit der aufgebracht Last dargestellt.

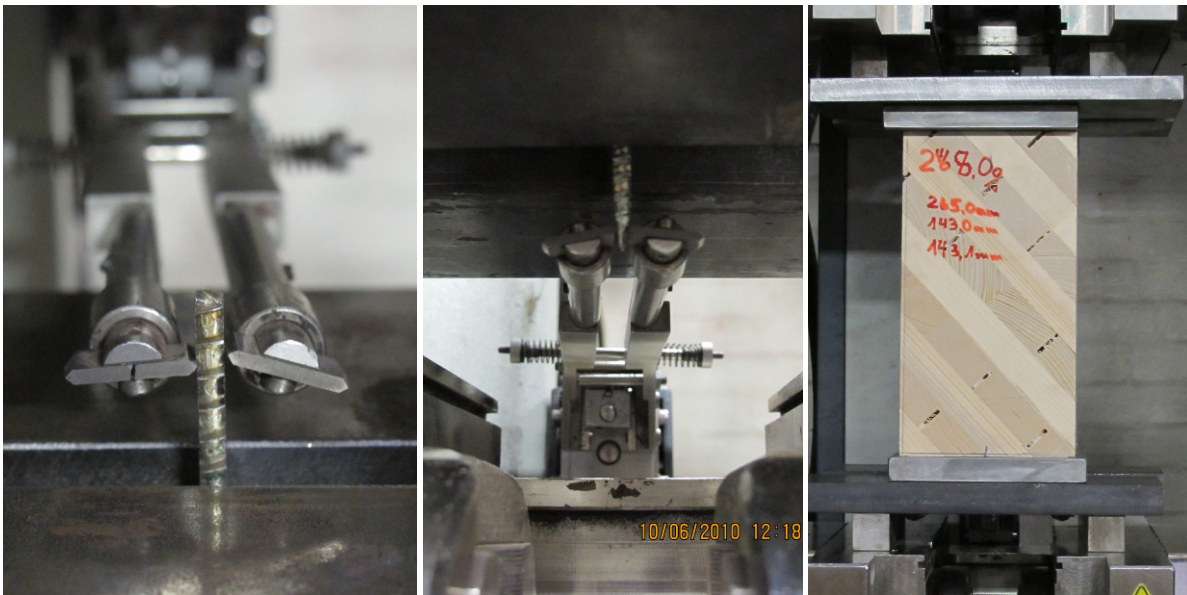


Abbildung 5-11: Ermittlung der Verformungsänderung der Vollgewindeschrauben

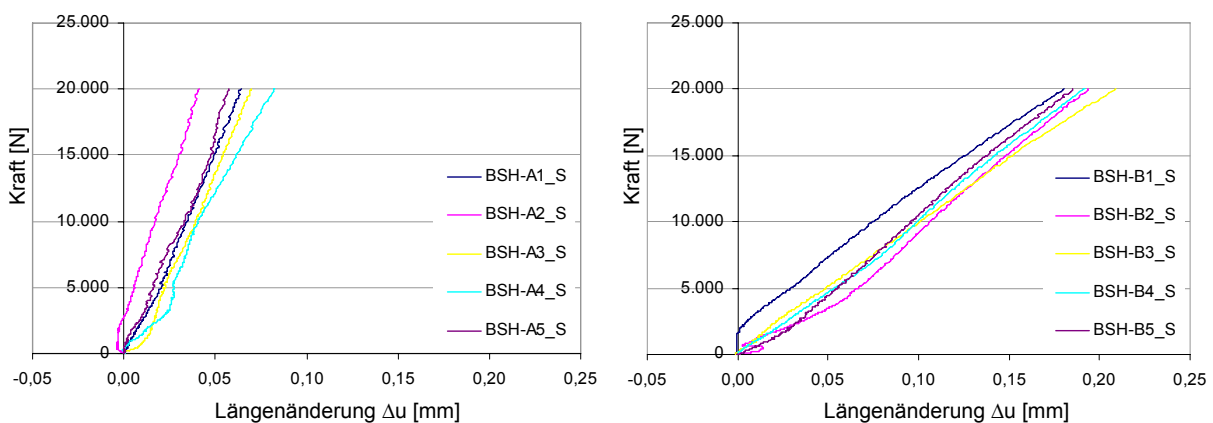
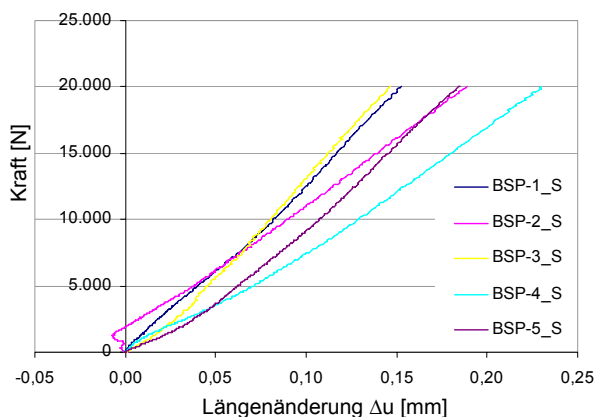


Abbildung 5-12: Verformung  $\Delta u$  der Vollgewindeschrauben

Abbildung 5-13: Verformung  $\Delta u$  der Vollgewindeschrauben

Analog zur Prüfkörperverformung erfolgte die Auswertung der Längenänderung der Vollgewindeschrauben im Lastintervall zwischen 10,0 kN und 20,0 kN. Die jeweiligen Einzel- und Mittelwerte sind in Tabelle 5-4 aufgeführt.

Tabelle 5-4: Längenänderung  $\Delta u_{\text{exp}}$  der Vollgewindeschrauben zwischen 10,0 kN und 20,0 kN [ $\mu\text{m}/\text{kN}$ ]

Serie / PK	BSH-A	BSH-B	BSP
1	2,93	10,54	7,03
2	2,38	8,82	9,93
3	3,07	10,81	6,58
4	4,18	9,17	10,13
5	2,43	8,91	7,79
$\Delta u_{\text{exp,mean}}$	3,00	9,65	8,29
Standardab.	0,73	0,95	1,64
COV	24%	10%	20%

### 5.2.4 FEM-Vergleichsrechnung

Um auf die Verbundsteifigkeit zwischen dem Holz und den Vollgewindeschrauben rückschließen zu können, sind vergleichende FEM-Simulationen erforderlich. Diese wurden mit dem Programm Statik 23 der Firma Sofistik durchgeführt. Die Holzprüfkörper wurden mittels Scheibenelementen, die Schrauben mit Stabelementen modelliert. Die Berücksichtigung des nachgiebigen Verbundes zwischen den Scheiben- und Stabelementen erfolgte anhand von Federelementen mit linear elastischen Eigenschaften. Analog zur Vorgehensweise bei den experimentellen Untersuchungen wurden zunächst die Prüfkörper ohne Vollgewindeschrauben modelliert. Bei den Brettchichtholzprüfkörpern, deren Verformung fast ausschließlich vom Elastizitätsmodul senkrecht zur Faser abhängt, wurden die in dem vorherigen Kapitel ermittelten Werte für  $E_{90,\text{mean}}$  eingesetzt. Die Verformungen stimmten annähernd mit den Versuchsergebnissen überein.

Bei den Brettsperrholzquerschnitten mussten sowohl die konstruktive Anisotropie aufgrund des Querschnittsaufbaus als auch die Neigung der Lagen um einen Winkel von  $45^\circ$  gegen die Vertikale berücksichtigt werden. Den einzelnen Lagen wurden entsprechend ihrer Orien-

tierungen die Materialeigenschaften von C24 zugewiesen. Anschließend erfolgte über einen globalen Korrekturfaktor die Abminderung aller Steifigkeitswerte, bis die Verformungen aus der Simulationsberechnung mit den experimentell ermittelten Werten übereinstimmten. Fugen bzw. Entlastungsnuten wurden nicht explizit berücksichtigt.

In der Folge wurden die Simulationsmodelle um die Stab- und Federelemente ergänzt, die die Schrauben bzw. das Verbundverhalten zwischen dem Holz und den Schrauben beschreiben. Die Federsteifigkeiten der Federn wurden solange variiert, bis die Ergebnisse der Simulationsberechnung mit den experimentell ermittelten Schraubenverformungen näherungsweise übereinstimmten. Die daraus ermittelte Bettungssteifigkeit  $k_{ax}$  in Schraubenlängsrichtung und die Gegenüberstellung der in den Versuchen gemessenen Verformungen mit den Simulationsergebnissen sind in Tabelle 5-5 enthalten. Da die Ergebnisse der Serie "BSH-A" eine vergleichsweise ausgeprägte Streuung aufweisen, wurde vergleichend die Serie "BSH-A" nochmals ohne Berücksichtigung des Prüfkörper BSH-A4 ausgewertet, der mit 40 % die größte Abweichung vom Mittelwert der gemessenen Schraubenverformungen aufweist.

Tabelle 5-5: Bettungssteifigkeit  $k_{ax}$  und Vergleich der Verformungen

Serie	BSH-A		BSH-B	BSP	
$k_{ax}$	456,3	(388,3)*	257,3	355,7	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\Delta u_{exp,mean}$	3,00	(2,70)*	9,65	8,29	[ $\mu$ m/KN]
$\Delta u_{FEM}$	2,88	(2,63)*	9,70	8,10	[ $\mu$ m/KN]
$\Delta u_{FEM}/\Delta u_{exp,mean}$	96%	(97%)*	101%	98%	[%]

\*Auswertung ohne Prüfkörper BSH-A4

In Abbildung 5-14 sind exemplarisch für den Brettsperrholzprüfkörper der Verlauf des Schubflusses in der Verbundfuge sowie die Normalkraftverteilung in der Schraube dargestellt. Aus dem Schubflussverlauf ist der Einfluss der Faserrichtung der einzelnen Lagen ersichtlich.

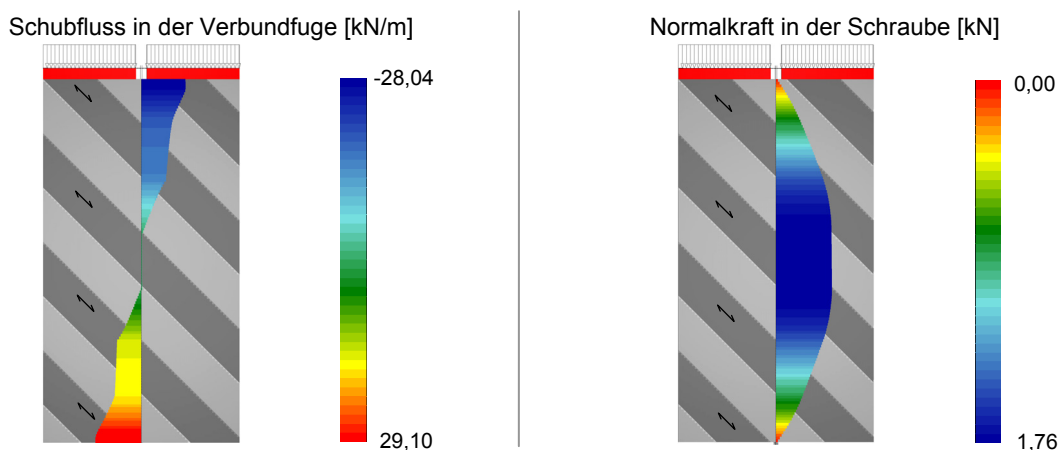


Abbildung 5-14: Schnittgrößenverläufe

Um die Bettungssteifigkeit unterschiedlicher Einbindelängen bzw. Gewindedurchmesser abschätzen zu können, wurde auf die in [Bläß/Bejtka/Uibel] angegebene Gleichung zur Berechnung des axialen Verschiebungsmoduls  $K_{ax}$  für Vollgewindeschrauben zurückgegriffen:

$$K_{ax} = 234 \cdot (\rho \cdot d)^{0,2} \cdot I_{ef}^{0,4} \quad (\text{Gl. 5-2})$$

Zur Berechnung einer kontinuierlichen Bettungssteifigkeit  $k_{ax}$  entlang der Schraube, ist der Verschiebungsmodul  $K_{ax}$  durch die Einbindelänge  $I_{ef}$  zu dividieren:

$$k_{ax} = K_{ax} / I_{ef} = 234 \cdot (\rho \cdot d)^{0,2} \cdot I_{ef}^{0,4} / I_{ef} = 234 \cdot (\rho \cdot d)^{0,2} \cdot I_{ef}^{-0,6} \quad (\text{Gl. 5-3})$$

Demnach ist die Bettungssteifigkeit abhängig von der Rohdichte, dem Gewindedurchmesser und der Einbindelänge der verwendeten Vollgewindeschraube. Überträgt man dies auf die Ergebnisse der zuvor beschriebenen Versuchs- und Simulationsergebnisse, so kann eine Abschätzung für alternative Schraubenkonfigurationen erfolgen. Ausgehend von den Ergebnissen der Versuchsserien "BSH-B" und "BSP" gilt

- in Brettschichtholzelementen (auf Grundlage der Serie "BSH-B"):

$$k_{ax} = k_{ax,BSH-B} \cdot \frac{(\rho \cdot d)^{0,2} \cdot I_{ef}^{-0,6}}{(\rho_{BSH-B} \cdot d_{BSH-B})^{0,2} \cdot I_{ef,BSH-B}^{-0,6}} = 257,3 \cdot \frac{(\rho \cdot d)^{0,2} \cdot I_{ef}^{-0,6}}{(457,3 \cdot 8)^{0,2} \cdot 132,5^{-0,6}} \quad (\text{Gl. 5-4})$$

$$k_{ax} = 936 \cdot (\rho \cdot d)^{0,2} \cdot I_{ef}^{-0,6} \quad [\text{N/mm}^2]$$

- in Brettsperrholzelementen (auf Grundlage der Serie "BSP"):

$$k_{ax} = k_{ax,BSP} \cdot \frac{(\rho \cdot d)^{0,2} \cdot I_{ef}^{-0,6}}{(\rho_{BSP} \cdot d_{BSP})^{0,2} \cdot I_{ef,BSP}^{-0,6}} = 355,7 \cdot \frac{(\rho \cdot d)^{0,2} \cdot I_{ef}^{-0,6}}{(469,7 \cdot 8)^{0,2} \cdot 132,5^{-0,6}} \quad (\text{Gl. 5-5})$$

$$k_{ax} = 1287 \cdot (\rho \cdot d)^{0,2} \cdot I_{ef}^{-0,6} \quad [\text{N/mm}^2]$$

mit:  $\rho$  Rohdichte  $[\text{kg/m}^3]$

$d$  Gewindedurchmesser  $[\text{mm}]$

$I_{ef}$  effektive Einbindelänge  $[\text{mm}]$

Als Einbindelänge muss die halbe Prüfkörperhöhe eingesetzt werden.

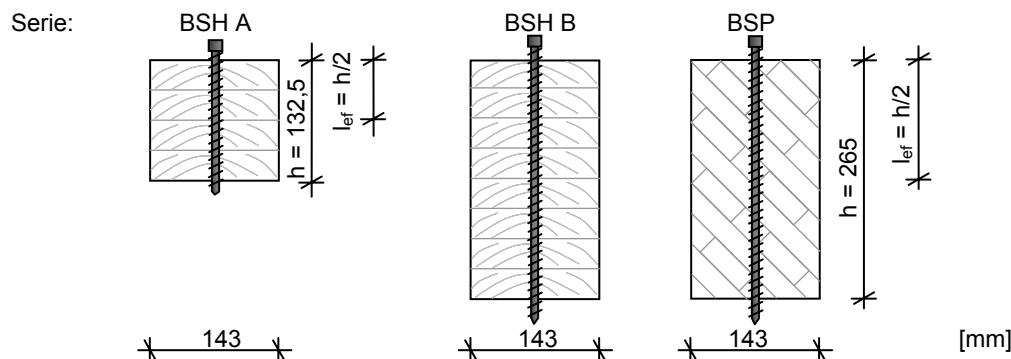


Abbildung 5-15: Einbindelänge  $I_{ef}$

Zur Überprüfung dieses Ansatzes, wird nach (Gl. 5-4) die Bettungssteifigkeit der Serie "BSH-A" bestimmt:

$$k_{ax} = 936 \cdot (\rho \cdot d)^{0,2} \cdot l_{ef}^{-0,6} = 936 \cdot (446,8 \cdot 8,0)^{0,2} \cdot 66,3^{-0,6} = 388,2 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{Gl. 5-6})$$

Unter Berücksichtigung aller Prüfkörper der Serie "BSH-A" weicht der berechnete Wert um ca. 15 % von der experimentell bestimmten Bettungssteifigkeit ab. Allerdings liegt in dieser Serie eine vergleichsweise große Streuung vor (COV = 24 %). Unter Vernachlässigung des Prüfkörpers "BSH-A4", der wie schon erwähnt mit 40 % die größte Abweichung vom Mittelwert der gemessenen Schraubenverformungen aufweist, liegen annähernd identische Werte für die Bettungssteifigkeit vor (vergleiche Tabelle 5-5). Im Folgenden wird daher die Bettungssteifigkeit von Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben in Brettsperrholzbauteilen nach (Gl. 5-5) bestimmt.



### 5.3 Schubversuche

In Anlehnung an die von Colling [Colling/Bedö] beschriebenen Versuche wurden weitere Schubversuche an Brettsperrholzbauteilen durchgeführt. Die Variation der Querschnittsaufbauten, Schraubenanordnungen sowie der Vergleich von Prüfserien aus Prüfkörpern mit und ohne Fugen bzw. Entlastungsnuten in den Querlagen ermöglichte zusätzliche Erkenntnisse über das Schubtragverhalten von mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben verstärkten Brettsperrholzquerschnitten.

Im Rahmen der Zulassungsverfahren sind auf nationaler Ebene bei allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen des DIBt, bzw. auf europäischer Ebene bei den europäischen technischen Zulassungen, Schubversuche zur Bestimmung der Rollschubfestigkeit erforderlich. Diese erfolgen auf Grundlage der [DIN EN 408] bzw. der [CUAP 03.04/06] an Vierpunkt-Schubversuchen. Die Spannweite beträgt dabei in der Regel das Zehnfache der Elementdicke und die Lasteinleitungspunkte befinden sich in etwa in den Drittelpunkten. Es wird angenommen, dass sich idealerweise zwischen den Auflagern und den Lasteinleitungsbereichen eine reine Schubbeanspruchung einstellt. Tatsächlich treten im Bereich der Lasteinleitung und des Auflagers jedoch Querdruckbeanspruchungen auf und führen in den maßgebenden Querlagen zu einer Spannungsinteraktion aus Rollschub und Querdruck. Zur Verdeutlichung wurde das beschriebene System eines Vierpunkt-Schubversuches mittels einer FEM-Scheibenberechnung simuliert. In Abbildung 5-16 sind die resultierenden qualitativen Schub- und Querdruckspannungsverläufe eines siebenlagigen Brettsperrholzelementes dargestellt. Eventuell vorhandene Fugen oder Entlastungsnuten in den Querlagen wurden bei der Simulation vernachlässigt.

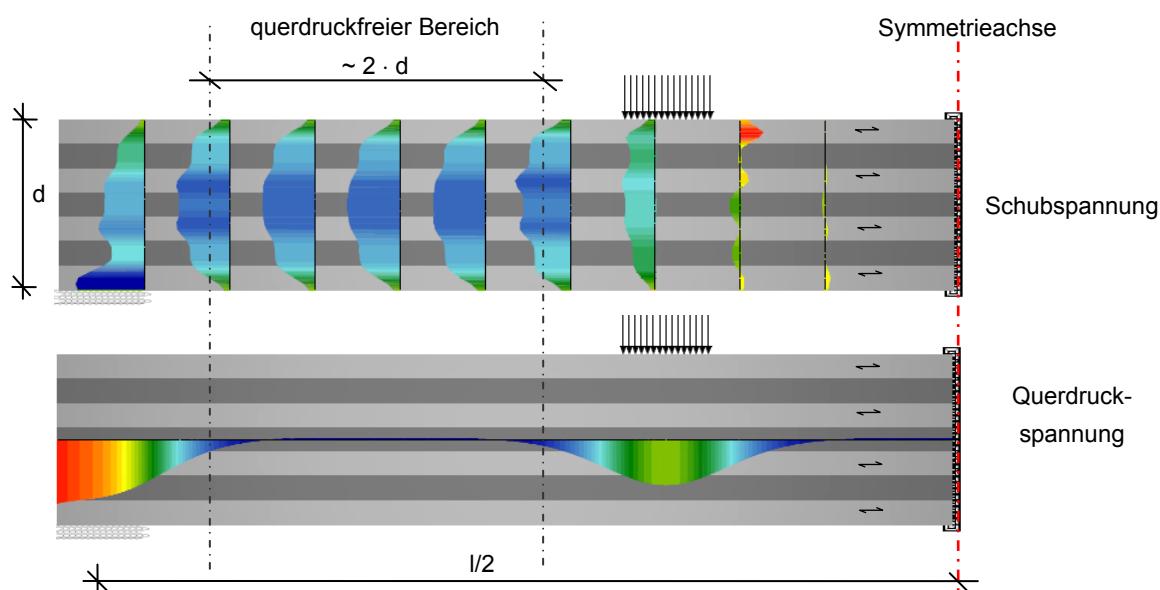


Abbildung 5-16: Vierpunkt-Schubversuch, qualitative Schubspannungs- und Querdruckverläufe

Wie die Untersuchungen in Kapitel 4 zeigen, steigt die Rollschubfestigkeit bei einer Spannungsinteraktion mit Querdruck deutlich an. Die Ergebnisse der Scheibenberechnung an einem siebenlagigen Brettsperrholzelement veranschaulichen, dass der querdruckfreie Bereich lediglich ca. das Zweifache der Elementdicke beträgt (Abbildung 5-16). Zusätzlich stellen sich, hervorgerufen durch die querkräftfreien Abschnitte zwischen den Lasteinleitungspunkten sowie durch die Bereiche mit der beschriebenen Spannungsinteraktion, gegebenenfalls Verdübelungswirkungen ein, wie sie von entsprechenden Balkenüberständen an Auflagern bekannt sind. Es ist also davon auszugehen, dass es sich bei der in den Vierpunkt-Schubversuchen ermittelten Rollschubfestigkeit um eine systembedingte Festigkeit handelt.

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens kam daher zusätzlich ein alternatives Verfahren zur Bestimmung der Rollschubfestigkeit zur Anwendung. Mit dem Ziel die zuvor beschriebenen Einflüsse zu minimieren, wurde ein  $10^\circ$  um die Vertikale geneigtes Schubelement einer Scherbeanspruchung unterzogen. Die Lasteinleitung erfolgte über die Hirnholzenden der parallel zur Haupttragrichtung verlaufenden Lagen. Auch diese Versuchsanordnung wurde mit einem FEM-Scheibenmodell simuliert. Der Schub- und Querspannungsverlauf in der maßgebenden Querlage sind in nachfolgender Abbildung dargestellt.

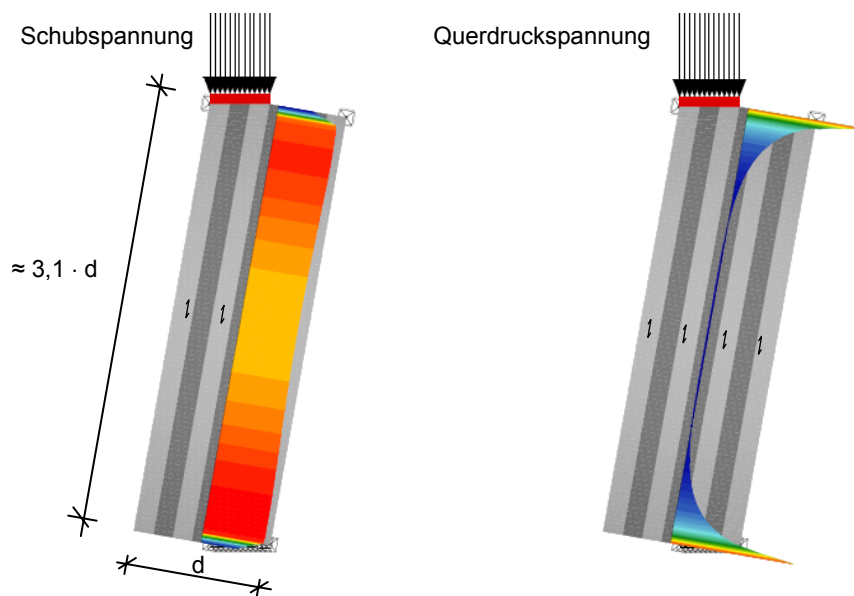


Abbildung 5-17: Schubversuch am Schubelement, qualitative Schubspannungs- und Querdruckverläufe

Im Gegensatz zum Vierpunkt-Schubversuch treten bei dem um  $10^\circ$  gegen die Vertikale geneigten Schubelement in der maßgebenden Querlage über die gesamte Länge annähernd konstante Schubspannungen auf, so dass keine Verdübelungseffekte zu erwarten sind. Die aus der Lasteinleitung resultierenden Querdruckspannungen führen nur im Randbereich zu Spannungsspitzen, die jedoch rasch abnehmen.

### 5.3.1 Material und Herstellung

Bei den untersuchten Querschnittstypen handelte es sich um siebenlagige Elementaufbauten mit jeweils konstanten Einzelschichtdicken. Die Gesamtdicke der Elemente betrug 119 mm (7 x 17 mm) und 189 mm (7 x 27 mm). Mit Ausnahme des "Typ 189\_S", das fugenfrei ausgeführt wurde, besaßen die Einzelbretter Entlastungsnuten und waren an den Schmalseiten nicht miteinander verklebt (siehe Abbildung 5-19).

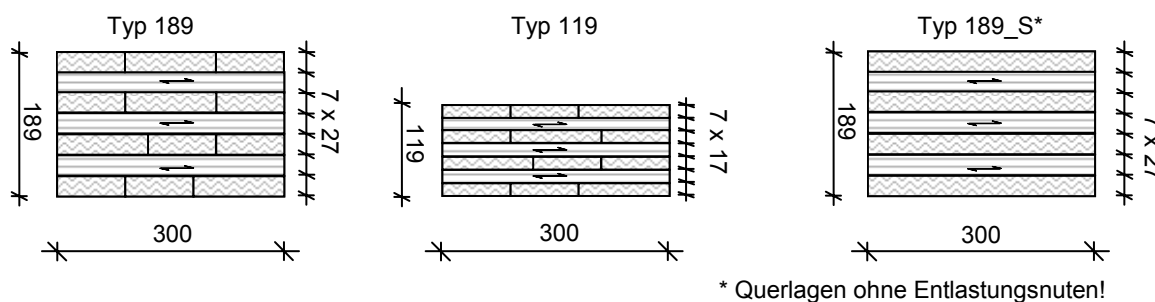


Abbildung 5-18: Querschnittsaufbauten (Schnittebene senkrecht zu den Decklagen)

#### 5.3.1.1 Prüfkörper mit Fugen und Entlastungsnuten – Typ 119 und Typ 189

Die Brettware zur Herstellung der Rohkörper bestand aus Nadelholz (Fichte) der Sortierklasse S10 (visuelle Sortierung nach [DIN 4074-1]). Im Herstellungswerk der Firma Finnforest Merk wurden die Abmessungen der Einzelbretter aufgenommen, das Gewicht bestimmt und daraus die Rohdichte berechnet (siehe Rohdichtesortierung im Anhang 11.3). Aus der vorliegenden Brettware wurden für die Querlagen Lamellen mit einer Rohdichte im Bereich von ca. 440 kg/m<sup>3</sup> bis 480 kg/m<sup>3</sup> entnommen:

- Typ 119
  - Mittelwert der Rohdichte: 459,3 kg/m<sup>3</sup>
  - Standardabweichung: 12,2 kg/m<sup>3</sup>
- Typ 189
  - Mittelwert der Rohdichte: 460,1 kg/m<sup>3</sup>
  - Standardabweichung: 13,6 kg/m<sup>3</sup>

Anschließend wurden die Einzelbretter mit Entlastungsnuten versehen und auf die erforderlichen Brettdicken  $d_i$  von 17 mm bzw. 27 mm gehobelt. Alle Einzelbretter wiesen die in Abbildung 5-19 dargestellten Brettbreiten und Anordnungen der Entlastungsnuten auf.

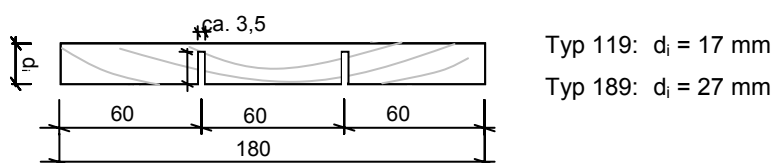


Abbildung 5-19: Anordnung der Fugen bzw. Entlastungsnuten

Es wurde je betrachteter Elementdicke ein Plattenelement im Vakuumverfahren hergestellt. Der Zuschnitt der Prüfkörper erfolgte nach den in Abbildung 5-20 und Abbildung 5-21 festgelegten Anordnungen. Da die Einzelbretter der Querlagen keine Keilzinkungen besaßen, ermöglichte die gewählte Anordnung, dass jeweils ein unverstärkter Prüfkörper und einer der verschiedenen Verstärkungsvarianten Querlagen aus identischen Brettern aufwies.

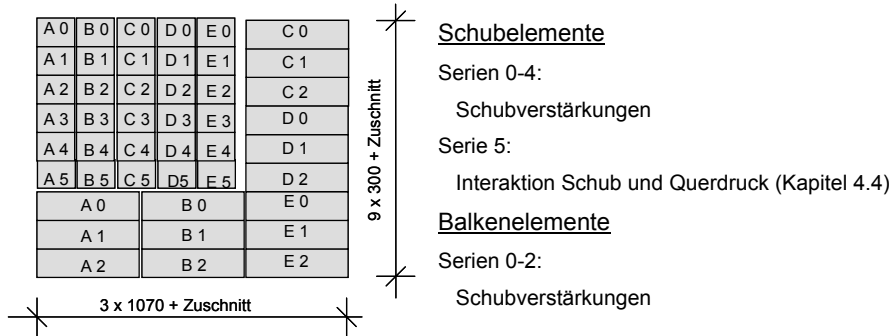


Abbildung 5-20: Abmessungen des Rohkörpers und Anordnung der Prüfkörper, Typ 119

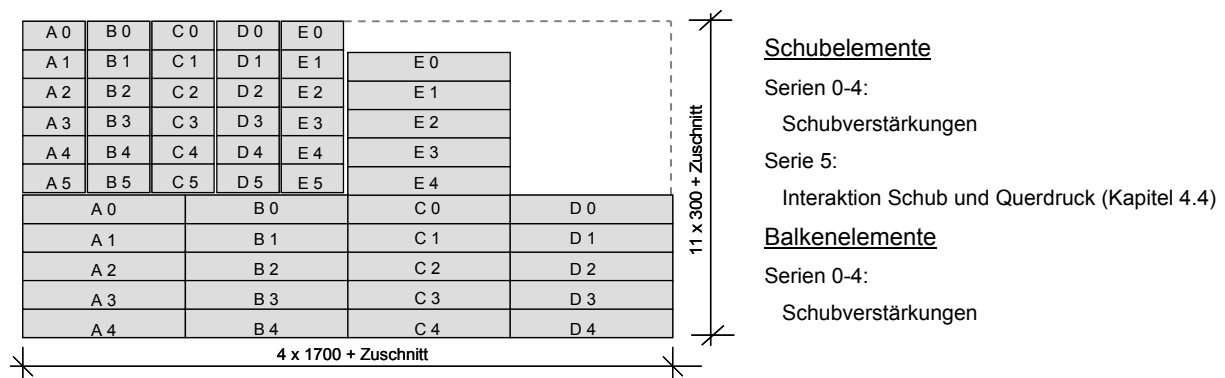


Abbildung 5-21: Abmessungen des Rohkörpers und Anordnung der Prüfkörper, Typ 189

Nach dem Zuschnitt wurden die Prüfkörper an das Materialprüfungsamt MPA BAU der TU München geliefert und bis zur Versuchsdurchführung unter Normklima in der Prüfhalle gelagert. Dort wurden auch die abschließenden Abbundarbeiten sowie die Verschraubungen mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben durchgeführt. Zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung wiesen die Prüfkörper Holzfeuchten im Bereich von ca. 10 % bis ca. 12 % auf.

### 5.3.1.2 Prüfkörper ohne Entlastungsnuten – Typ 189\_S

Auch zur Herstellung der Rohkörper für die Brettsperrholzelemente ohne Entlastungsnuten in den Einzelbrettern der Querlagen wurde Nadelholz (Fichte) der Sortierklasse S10 (visuelle Sortierung nach [DIN 4074-1]) verwendet sowie eine Rohdichtesortierung der Einzelbretter im Herstellungswerk der Firma Gebrüder Heißerer durchgeführt (Daten der Rohdichte-

sortierung: Anhang 11.3). Aus der vorliegenden Brettware wurden für die Querlagen Lamellen mit einer Rohdichte im Bereich von ca.  $440 \text{ kg/m}^3$  bis  $480 \text{ kg/m}^3$  entnommen:

- Typ 189\_S  
Mittelwert der Rohdichte:  $458,5 \text{ kg/m}^3$   
Standardabweichung:  $15,5 \text{ kg/m}^3$

Der erforderliche Pressdruck während des Klebevorganges wurde mittels hydraulischer Pressen aufgebracht. Die Einzelbretter der Querlagen wiesen die in Abbildung 5-22 dargestellten Querschnittsabmessungen auf. Ursprünglich war geplant, Elemente mit schmalseitenverklebten Querlagen herzustellen. Im Rahmen der Versuchsdurchführungen zeigte sich jedoch, dass der dafür erforderliche Seitendruck während der Verklebung nicht ausreichend aufgebracht werden konnte und dadurch teilweise Fugen vorhanden waren bzw. keine ausreichenden Festigkeiten der Klebefugen an den Schmalseiten erzielt werden konnten.

Material der Querlagen:

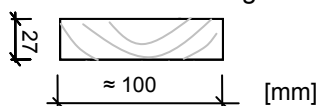


Abbildung 5-22: Abmessungen der Einzelbretter der Querlagen

Der Zuschnitt der Prüfkörper erfolgte nach der in Abbildung 5-23 festgelegten Anordnung. Zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung wiesen die Prüfkörper Holzfeuchten zwischen ca. 10 % und ca. 12 % auf.

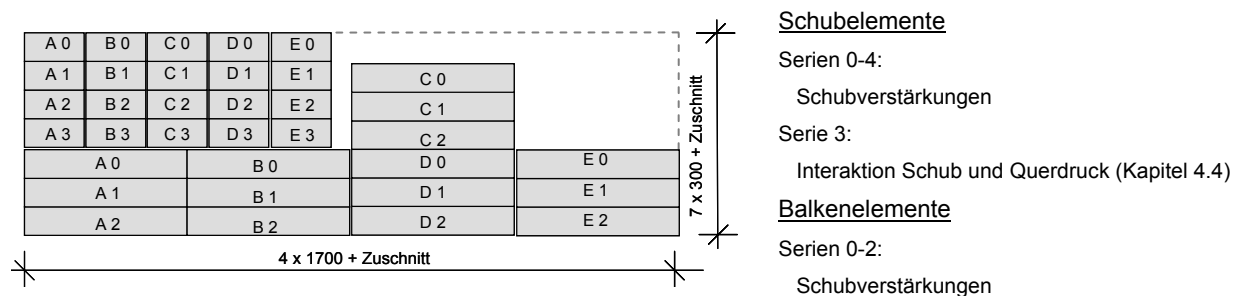


Abbildung 5-23: Abmessungen des Rohkörpers und Anordnung der Prüfkörper, Typ 189\_S

## 5.3.2 Versuchskonfiguration

### 5.3.2.1 Vierpunktversuche am Balkenelement

Die Versuchsanordnung und die wichtigsten Abmessungen der Vierpunkt-Schubversuche sind in Abbildung 5-24 aufgeführt. Dabei ist exemplarisch die Schubverstärkung mit Vollgewindeschrauben der Serie "Typ 189-1" dargestellt. Die Versuche an den unverstärkten Elementen wurden analog durchgeführt. In vier Messbereichen erfolgte die Messung der Relativverschiebung zwischen den mittleren Längslagen parallel zur deren Faserrichtung.

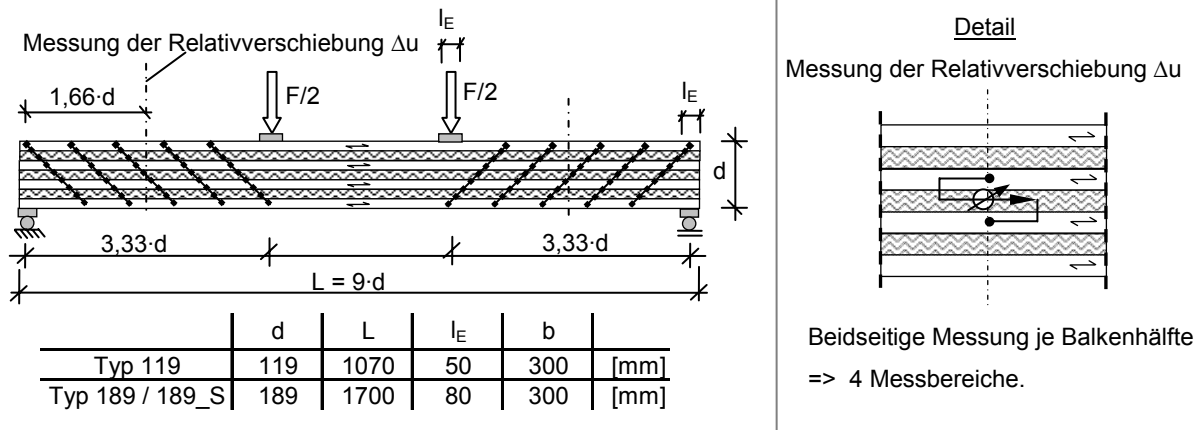


Abbildung 5-24: Vierpunkt-Schubversuche am Balkenelement, exemplarisch für die Serie Typ 189-1

Wie in der schematischen Versuchsanordnung angedeutet, war jeweils eine Auflagerkonstruktion auf dem Biegetisch horizontal gehalten bzw. horizontal verschieblich. Unter den Auflagerplatten wurden zylinderförmige Stahlprofile angeordnet, so dass eine freie Verdrehung der Prüfkörper gewährleistet war. Die Beanspruchung wurde über eine ebenfalls gelenkig gelagerte Lasteinleitungstraverse auf die Prüfkörper aufgebracht. Die Versuche wurden weggesteuert mit konstanter Geschwindigkeit bis zum Bruch gefahren.

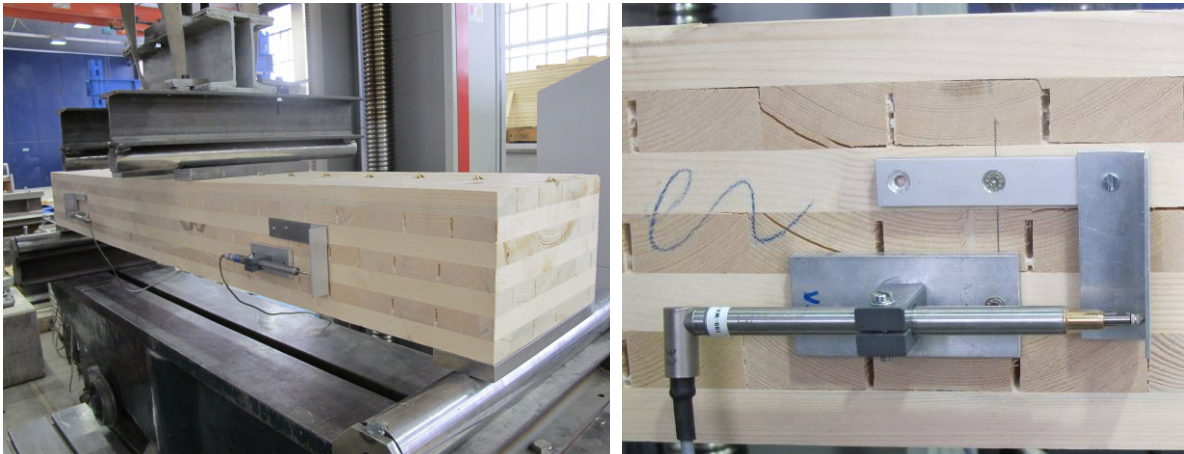


Abbildung 5-25: Vierpunkt-Schubversuche am Balkenelement und Messung der Relativverschiebung

### 5.3.2.2 Schubversuche am Schubelement

Die Versuchskonfiguration der Schubversuche am Schubelement sowie die Abmessungen der Schubelemente sind in den nachfolgenden Abbildungen dargestellt. Für die Lasteinleitung wurden jeweils an den gegenüberliegenden Enden des Prüfkörpers die drei äußeren Lagen mit einem Anschnitt unter einem Winkel von  $10^\circ$  versehen. Die über die Stahlplatten eingeleitete Scherkraft verlief somit durch den Schwerpunkt der Schubelemente. Wie auch bei den Vierpunkt-Schubversuchen wurde die Relativverschiebung der mittleren Längslagen parallel zu deren Faserrichtung gemessen. Die hierfür erforderlichen Messbrücken wurden auf beiden Seiten der Schubelemente angebracht.

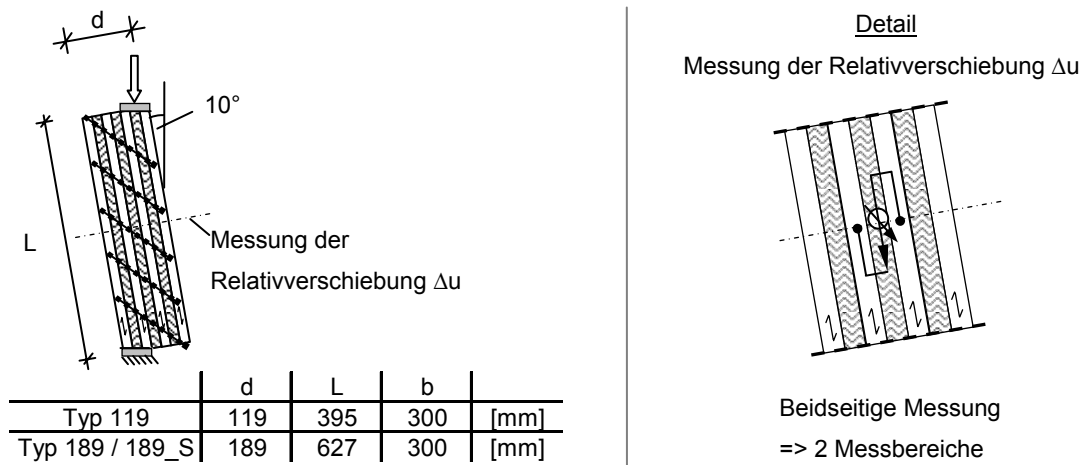


Abbildung 5-26: Schubversuch am Schubelement, exemplarisch dargestellt für die Serie Typ 189-1

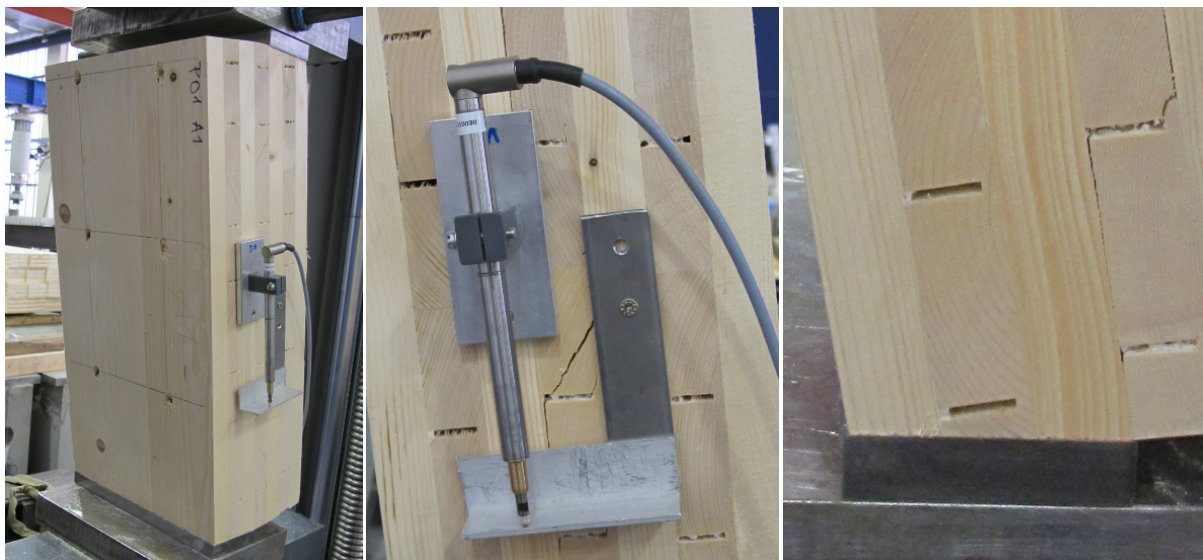
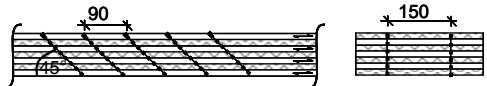


Abbildung 5-27: Schubversuch am Schubelement und Messung der Relativverschiebung, Typ 189-2

### 5.3.2.3 Übersicht der geprüften Schraubenanordnungen

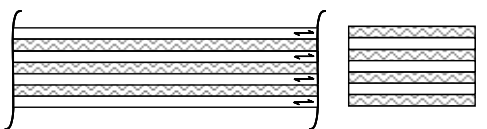
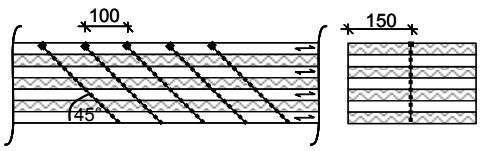
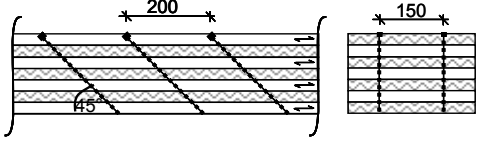
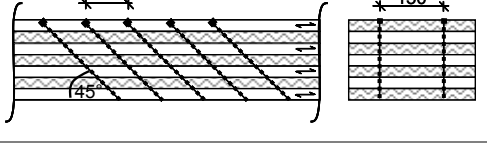
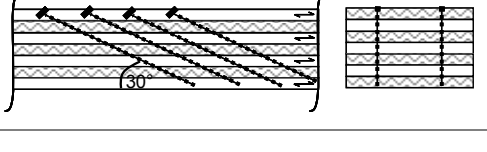
Die untersuchten Schraubenbilder wurden den Prüfkörperabmessungen der jeweiligen Elementdicken angepasst. Dadurch ergeben sich in Abhängigkeit der untersuchten Elementdicken unterschiedliche Schraubenbilder. Einen Überblick über die durchgeführten Versuche, die verwendeten Schraubenanordnungen, die Schraubenlängen  $l_s$  und die Anzahl der Prüfkörper geben die nachfolgenden Tabellen. Die Lage der ersten Schraubenreihe besaß einen Abstand von ca. 15 mm zu den Stirnseiten der Prüfkörper. Die Neigung der Schrauben wurde so gewählt, dass alle Schrauben während der Versuchsdurchführung auf Zug beansprucht wurden. Da es sich um selbstbohrende Vollgewindeschrauben handelte, war kein Vorbohren erforderlich.

Tabelle 5-6: Typ 119

Schraubenanordnung [mm] Vollgewindeschrauben d = 8,0 mm	Serie	l <sub>s</sub> [mm]	Anzahl der Prüfkörper	
			Balkenelemente	Schubelemente
	119-0	-	5	5
	119-1	160	5	5
	119-2	160	5	5
	119-3	160	-*	5
	119-4	240	-*	5

\* Vorversuche haben gezeigt, dass sich am Balkenelement kein Rollschub- sondern Biegezugversagen einstellt

Tabelle 5-7: Typ 189 bzw. 189\_S

Schraubenanordnung [mm] Vollgewindeschrauben d = 8,0 mm	Serie	l <sub>s</sub> [mm]	Anzahl der Prüfkörper	
			Balkenelemente	Schubelemente
	189-0	-	5	5
	189_S-0	-	5	5
	189-1	260	5	5
	189_S-1	260	-	-
	189-2	260	5	5
	189_S-2	260	5	5
	189-3	260	5	5
	189_S-3	260	5	5
	189-4	400	5	5
	189_S-4	400	-	-



### 5.3.3 Versuchsdurchführung

Exemplarisch werden nachfolgend die Auswirkungen der Schraubenverstärkungen auf das Last-Verformungs- sowie das Bruchverhalten der Brettsperrholzelemente anhand der Schubversuche an Schubelementen vom "Typ 189" erläutert. Der Bruchzustand der unverstärkten Elemente stellte sich durch sprödes Versagen der Querlagen infolge einer Spannungscombination aus Rollschub und Querkzugbeanspruchung ein. Wie die Abbildung 5-28 zeigt, war dieses Versagensverhalten sowohl bei den Vierpunkt-Schubversuchen als auch bei jenen an den Schubelementen zu beobachten.



Abbildung 5-28: Bruchbilder an Balken- und Schubelementen, Typ 189-0

Das spröde Versagen der unverstärkten Prüfkörper spiegelt sich in den Last-Verformungskurven an dem schlagartigen Lastabfall nach dem Erreichen der Maximallast wider. Nachfolgend sind die angesprochenen Kurvenverläufe für die Prüfkörper der Versuchsserie "Typ 189-0" aus den Schubversuchen der Schubelemente dargestellt.

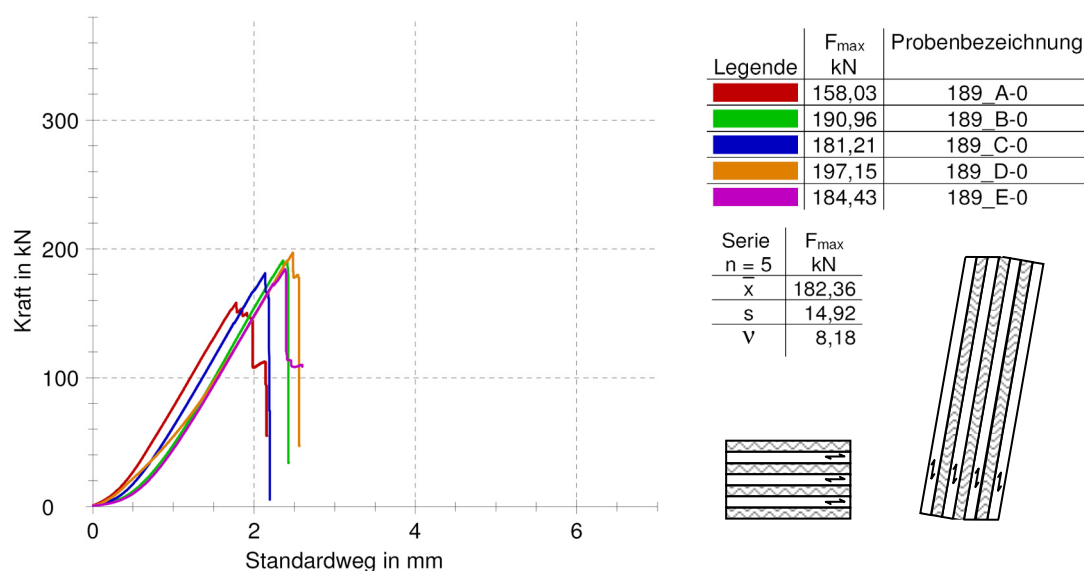


Abbildung 5-29: Last-Verformungskurven, Typ 189-0

Bereits bei der Prüfserie "Typ 189-1" mit nur einer Schraubenreihe, also der vermeintlich schwächsten Schraubenverstärkung, änderte sich nicht nur die maximal aufnehmbare Last, sondern auch das Tragverhalten auf Versagensniveau. Wiederum war ein annähernd linearer Anstieg der Last zu beobachten. Im Gegensatz zu den unverstärkten Prüfkörpern kam es jedoch nach dem Erreichen der maximalen Last nicht zu einem schlagartigen Versagen der Prüfkörper. Es traten zwar Schubrisse in den Querlagen auf, allerdings fiel durch die vorhandenen Vollgewindeschrauben die Abnahme der Prüflast vergleichsweise gering aus. Im weiteren Versuchsverlauf, also bei einer weiteren Zunahme des Standardweges des Prüfzylinders, wurde zunächst noch ein Lastniveau im Bereich der maximalen Prüflast gehalten.

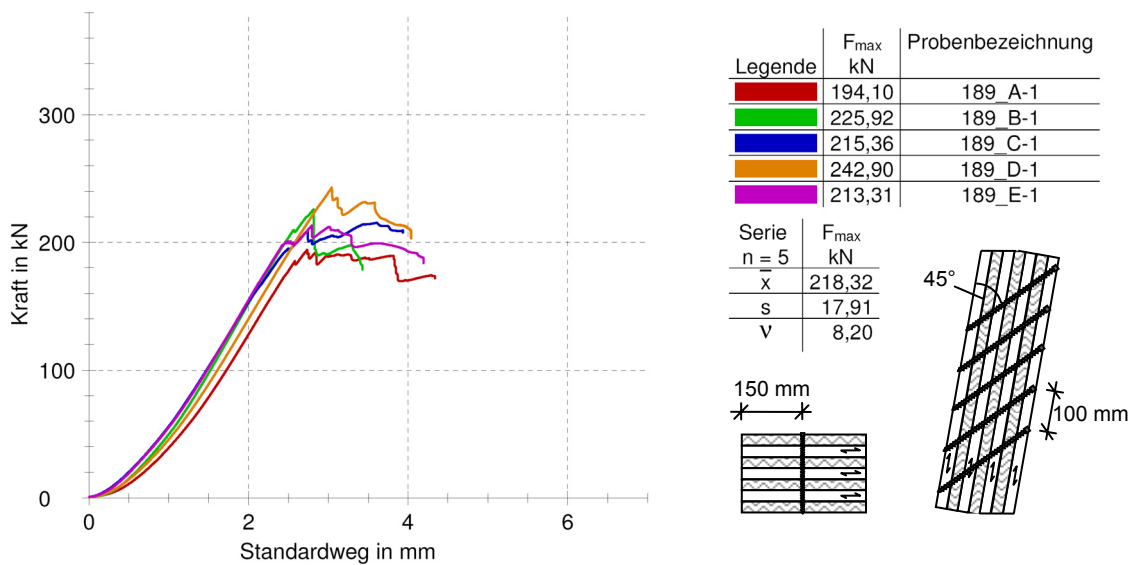


Abbildung 5-30: Last-Verformungskurven, Typ 189-1

Ein ähnliches Verhalten, jedoch auf höherem Lastniveau als bei der einreihigen Schraubenverstärkung, war bei der Versuchsserie "Typ 189-2" mit zwei nebeneinander liegenden Schraubenreihen zu erkennen. Wiederum kam es zu einem annähernd linearen Anstieg der Last bis zum Erreichen der Maximallast. Bei einer Prüflast von ca. 240 kN traten vereinzelt Schubrisse in den Querlagen auf, zu erkennen an den kleinen Versätzen der Last-Verformungskurven im angesprochenen Bereich. Diese Schubrisse beeinflussten zunächst kaum das Trag- und Verformungsverhalten. Auch bei dieser Versuchsserie verhinderten die Schrauben nach dem Erreichen der maximalen Prüflast ein schlagartiges Versagen der Prüfkörper (Abbildung 5-31).

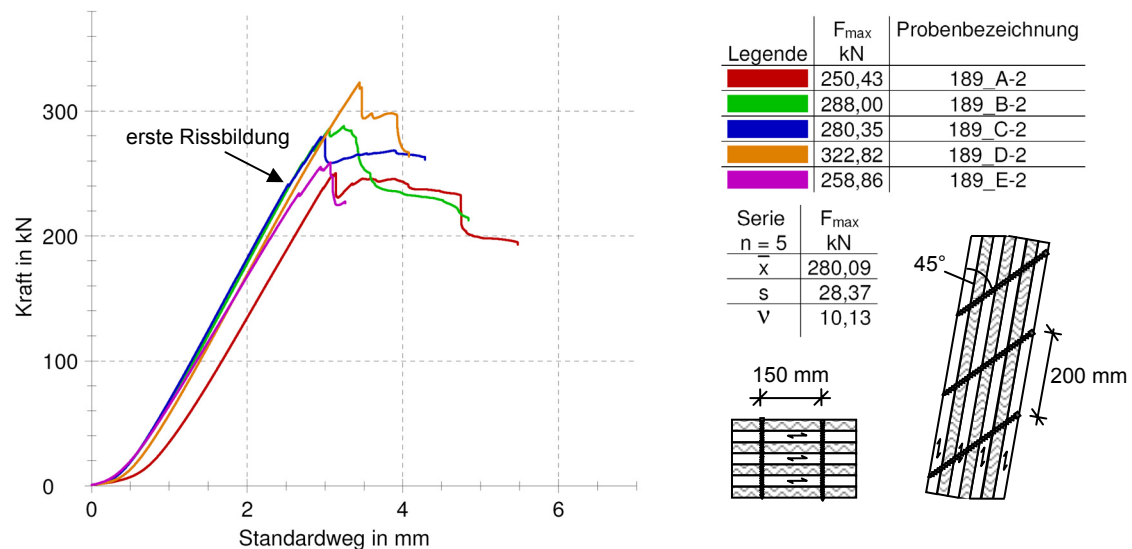


Abbildung 5-31: Last-Verformungskurven, Typ 189-2

Bei einer weiteren Erhöhung der Schraubenanzahl änderte sich das Tragverhalten der Elemente im Vergleich zu den zuvor betrachteten Schubverstärkungen. Wiederum traten nach einem annähernd linearen Lastanstieg ab ca. 240 kN erste Schubrissse auf, die sich nun aber zunehmend auf die Steifigkeit der Elemente auswirkten. Folglich verringerte sich im weiteren Verlauf die Steigung der Last-Verformungskurven (Abbildung 5-32). Im Gegensatz zu den vorherigen Versuchen trat das Lastmaximum weniger ausgeprägt auf. Die Last-Verformungskurven deuten ein duktileres Schubtragverhalten der verstärkten Brettsperrholzelemente an.

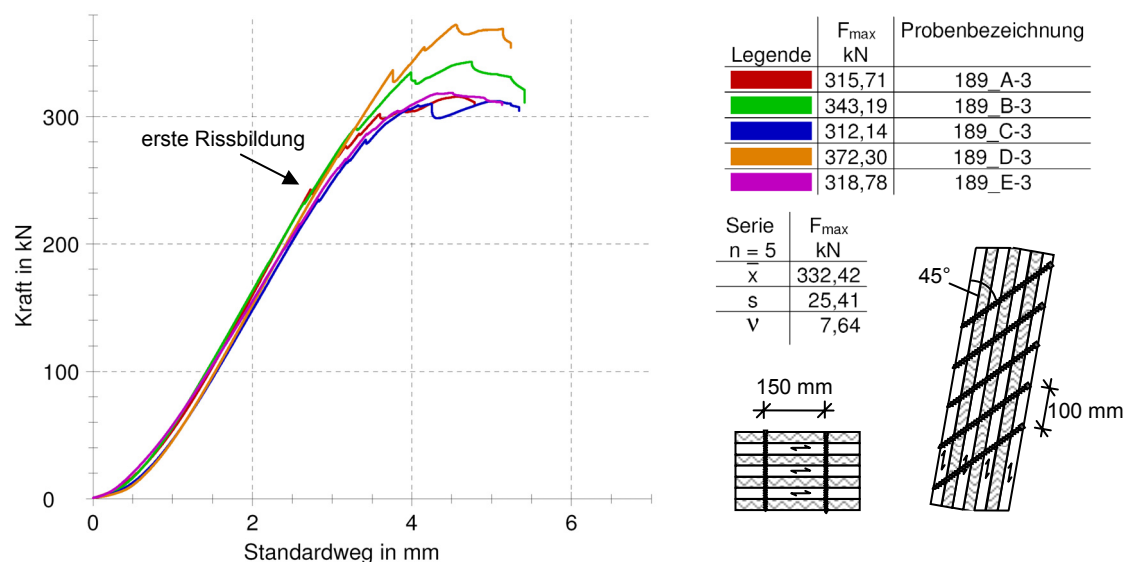


Abbildung 5-32: Last-Verformungskurven, Typ 189-3

Im Rahmen der letzten Versuchsserie "Typ 189-4" wurden die Auswirkungen der Schrauben unter einem Neigungswinkel von  $30^\circ$  bezogen auf die Faserrichtung der Decklagen

untersucht. Nach dem Auftreten erster Schubrissbildung in den Querlagen im Bereich von 240 kN bildete sich ein duktileres Tragverhalten bis zum vollständigen Versagen der Prüfkörper aus (siehe Last-Verformungskurven in Abbildung 5-33). Dieses wurde durch das Zugversagen der Vollgewindeschrauben verursacht. Wie die Abbildung 5-34 zeigt, lagen die Zugbrüche der Vollgewindeschrauben jeweils in der Mittellage der Prüfkörper.

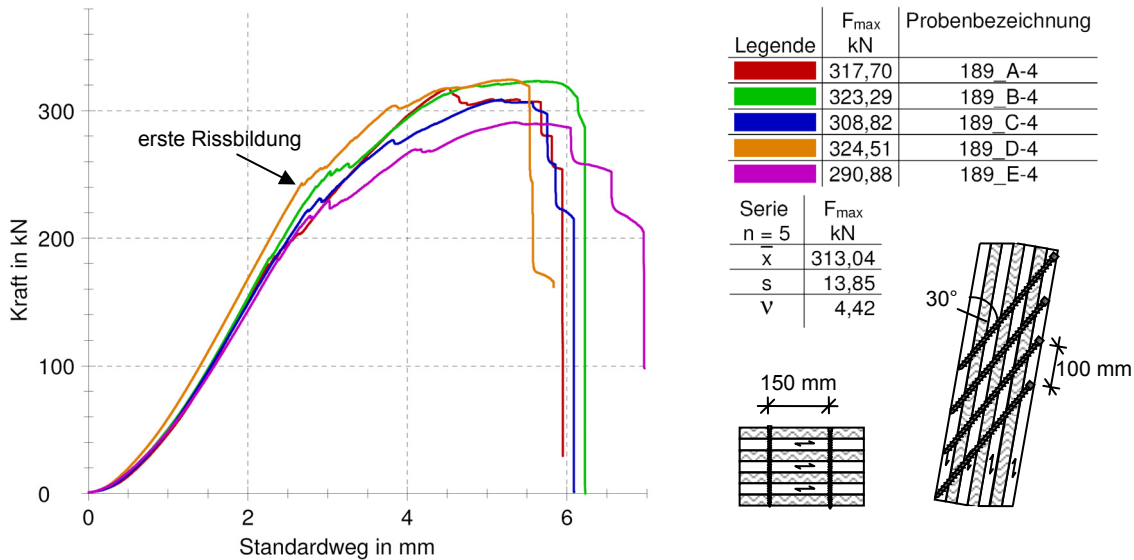


Abbildung 5-33: Last-Verformungskurven, Typ 189-4

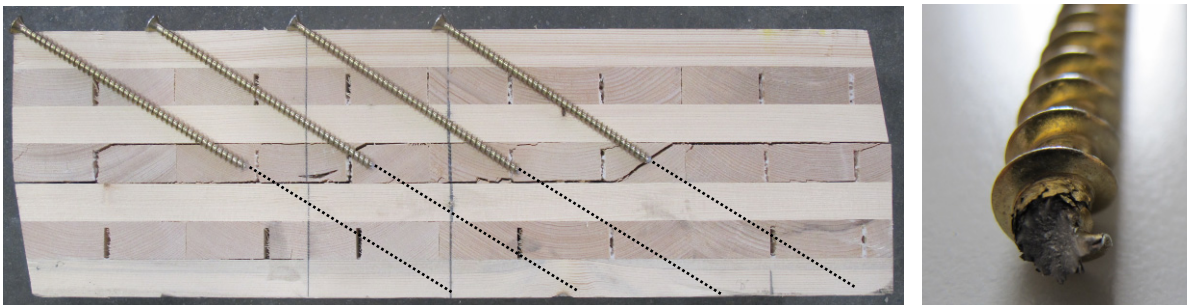


Abbildung 5-34: Zugbrüche der Vollgewindeschrauben, Typ 189-4 (obere Schraubenhälfte herausgeschraubt)

### 5.3.4 Auswertung und Ergebnisse

Sowohl die Versuchsserien an unverstärkten Prüfkörpern als auch die Serien mit den unterschiedlichen Schraubenverstärkungen wurden gemäß dem nachfolgend erläuterten Schema ausgewertet. Dabei wurden je Querschnitts- und Versuchstyp die wichtigsten Ergebnisse in Tabellenform zusammengefasst. Folgende Daten bzw. Bezeichnungen sind in den Tabellen enthalten:

- Index  $i$ : Serie bzw. Schraubenbilder mit  $i = 0, \dots, 4$
- Index  $j$ : Prüfkörperbezeichnung je Serie mit  $j = A, \dots, E$
- Gesamtzahl der Schrauben  $n_{S,i}$

Bei den Vierpunktversuchen sind die Schrauben beider Balkenhälften enthalten.

- Neigungswinkel der Schrauben bezogen auf die Faserrichtung der Decklagen ( $< 90^\circ$ )
- Zugbruchversagen der Schrauben
- Maximale Prüflast  $F_{\max,i,j}$  der einzelnen Prüfkörper
- Mittelwert  $F_{\text{mean},i}$  der maximalen Prüflasten
- Standardabweichung  $s_i$
- Variationskoeffizient  $\text{COV} = s_i / F_{\text{mean},i}$
- Mittelwert  $F_{\text{mean},i,(\ln)}$  der Prüflasten nach [EN 14358]

$$F_{\text{mean},i,(\ln)} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{j=A}^{j=E} \ln(F_{\max,i,j}) \quad \text{mit Anzahl der Proben: } n = 5 \quad (\text{Gl. 5-7})$$

- Standardabweichung  $s_{i,(\ln)}$  der Prüflasten nach [EN 14358]

$$s_{i,(\ln)} = \sqrt{\frac{1}{n-1} \cdot \sum_{j=A}^{j=E} (\ln(F_{\max,i,j}) - F_{\text{mean},i,(\ln)})^2} \quad \text{mit Anzahl der Proben: } n = 5 \quad (\text{Gl. 5-8})$$

- Charakteristischer Wert bzw. 5%-Quantil  $F_{k,i}$  der Prüflasten nach [EN 14358]

$$F_{k,i} = \exp(F_{\text{mean},i,(\ln)} - k_s \cdot s_{i,(\ln)}) \quad \text{mit } k_s = 2,46 \text{ nach [EN 14358]} \quad (\text{Gl. 5-9})$$

- Rechnerische Rollschubfestigkeit  $f_{R,\text{mean},i}$  bzw.  $f_{R,k,i}$

Bei den rechnerischen Rollschubfestigkeiten handelt es sich um die Rollschubspannungen, die sich aus den Prüflasten und den Querschnittswerten der einzelnen Elementtypen unter Vernachlässigung der vorhandenen Schubverstärkungen ergeben. Beim Schubelement wird von einer konstanten Verteilung ausgegangen und nur der parallel zu den Decklagen wirkende Anteil der Scherkraft berücksichtigt.

- Verstärkungsgrade  $\eta_{\text{mean},i}$  bzw.  $\eta_{k,i}$  bezogen auf die unverstärkten Serien

$$\eta_{\text{mean},i} = \frac{F_{\text{mean},i}}{F_{\text{mean},0}} \quad \text{bzw.} \quad \eta_{k,i} = \frac{F_{k,i}}{F_{k,0}} \quad (\text{unverstärkte Prüfkörper: } i = 0) \quad (\text{Gl. 5-10})$$

- Laststeigerung  $\Delta F_{\text{mean},i}$  bezogen auf eine Schraube

$$\Delta F_{\text{mean},i} = \frac{F_{\text{mean},i} - F_{\text{mean},0}}{n_{S,i}} \quad (\text{Gl. 5-11})$$

- Relativverschiebung  $\Delta u_{\text{mean},i}$  der mittleren Längslagen parallel zu deren Faser






Die Relativverschiebungen wurden im Lastintervall zwischen 10 % und 40 % der jeweiligen maximalen Prüflast  $F_{\max,i,j}$  der Prüfkörper linear interpoliert. Zunächst wurde aus den Relativverschiebungen der einzelnen Messbereiche eines Prüfkörpers ein Mittelwert gebildet. Beim Schubelement lagen zwei und beim Vierpunktversuch vier Messbereiche je Prüfkörper vor. Anschließend erfolgte die Mittelung der Relativverschiebungen für die einzelnen Prüfserien.

- Versteifungsgrade  $\eta_{\Delta u,\text{mean},i}$  der Verformungen bezogen auf die unverstärkten Serien

$$\eta_{\Delta u,\text{mean},i} = \frac{\Delta u_{\text{mean},i}}{\Delta u_{\text{mean},0}} \quad (\text{unverstärkte Prüfkörper: } i = 0) \quad (\text{Gl. 5-12})$$

## 5.3.4.1 Prüfkörper Typ 119

Tabelle 5-8: Schubversuche am Schubelement, Typ 119

Serien: Typ 119 - i		0	1	2	3	4	i
Gesamtzahl Schrauben		-	4	6	8	6	[-]
Neigungswinkel		-	45°	45°	45°	30°	[°]
Zugbruch der Schrauben		-	nein	nein	nein	nein	[-]
F <sub>max,i,j</sub> j=	<b>A</b> 	158,47	178,17	187,56	213,47	214,17	[kN]
	<b>B</b> 	147,65	152,63	193,14	213,31	216,04	[kN]
	<b>C</b> 	165,77	161,87	198,44	198,95	224,80	[kN]
	<b>D</b> 	185,68	162,70	191,67	228,31	246,76	[kN]
	<b>E</b> 	139,70	175,79	186,62	198,88	222,02	[kN]
Mittelwert F <sub>mean,i</sub>		159,45	166,23	191,49	210,58	224,76	[kN]
Standardabweichung s <sub>i</sub>		17,74	10,61	4,75	12,27	13,04	[kN]
COV <sub>i</sub>		0,11	0,06	0,02	0,06	0,06	[-]
Mittelwert F <sub>mean,i,(ln)</sub>		5,07	5,11	5,25	5,35	5,41	[-]
Standardabweichung s <sub>i,(ln)</sub>		0,11	0,06	0,02	0,06	0,06	[-]
5%-Quantil F <sub>k,i</sub>		121,19	141,79	180,16	182,42	195,35	[kN]
<b>Rechn. Schubspannung</b>							
f <sub>R,mean,i</sub>		1,33	1,38	1,59	1,75	1,90	[MN/m <sup>2</sup> ]
f <sub>R,k,i</sub>		1,01	1,18	1,50	1,52	1,62	[MN/m <sup>2</sup> ]
<b>Verstärkungsgrad η</b>							
η <sub>mean,i</sub>		-	1,04	1,20	1,32	1,41	[-]
η <sub>k,i</sub>		-	1,17	1,49	1,51	1,61	[-]
ΔF <sub>mean,i</sub> pro Schraube			1,7	5,3	6,4	10,9	[kN]
<b>Relativversch. Δu<sub>mean,i</sub></b>		1,28	1,06	1,11	1,04	0,86	[μm/kN]
Versteifungsgrad η <sub>Δu,mean,i</sub>		-	1,21	1,15	1,23	1,50	[-]

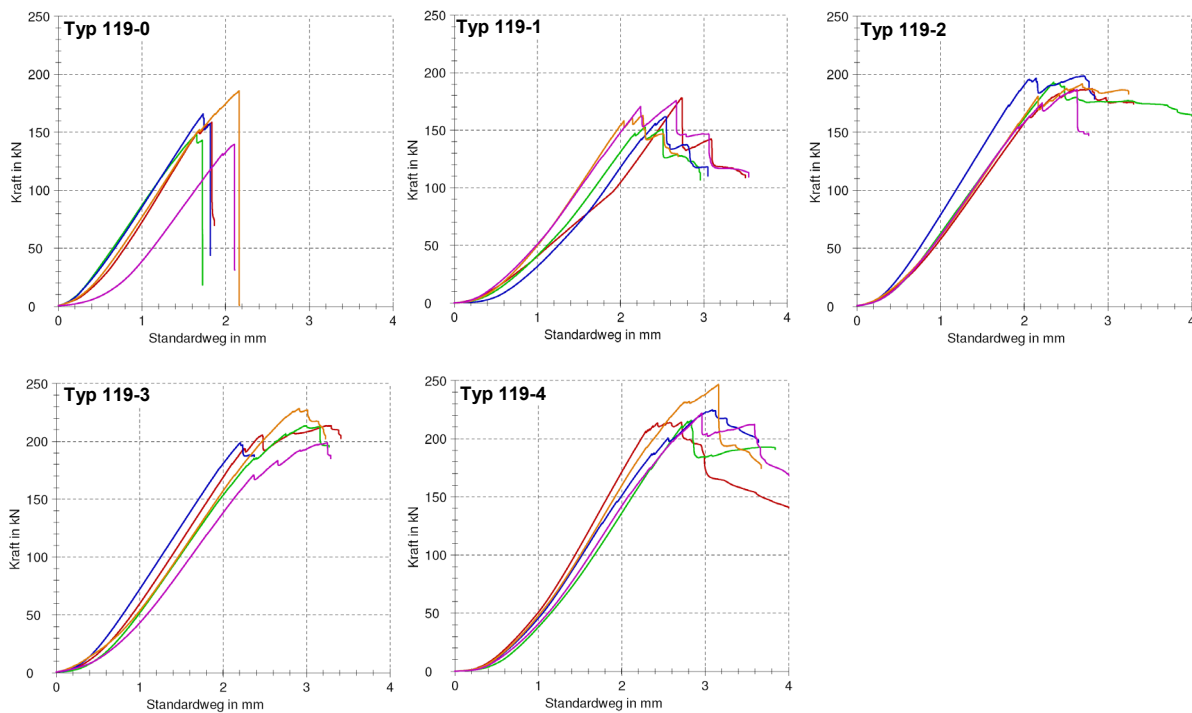







Abbildung 5-35: Lastverformungskurven der Schubelemente, Typ 119

Tabelle 5-9: Vierpunkt-Schubversuch am Balkenelement, Typ 119

Serien: Typ 119 - i		0	1	2	i
Gesamtzahl Schrauben		-	10	12	[-]
Neigungswinkel		-	45°	45°	[°]
Zugbruch der Schrauben		-	nein	nein	[-]
F <sub>max,i,j</sub> j=	<b>A</b> 	73,30	90,30	78,28	[kN]
	<b>B</b> 	63,97	86,47	91,86	[kN]
	<b>C</b> 	75,71	88,83	99,39	[kN]
	<b>D</b> 	65,49	86,50	93,60	[kN]
	<b>E</b> 	71,76	84,28	92,18	[kN]
Mittelwert F <sub>mean,i</sub>		70,05	87,28	91,06	[kN]
Standardabweichung s <sub>i</sub>		5,08	2,33	7,76	[kN]
COV <sub>i</sub>		0,07	0,03	0,09	[-]
Mittelwert F <sub>mean,i,(ln)</sub>		4,25	4,47	4,51	[-]
Standardabweichung s <sub>i,(ln)</sub>		0,07	0,03	0,09	[-]
5%-Quantil F <sub>k,i</sub>		58,38	81,70	72,99	[kN]
<b>Rechn. Schubspannung</b>					
f <sub>R,mean,i</sub>		1,35	1,68	1,76	[MN/m <sup>2</sup> ]
f <sub>R,k,i</sub>		1,13	1,58	1,41	[MN/m <sup>2</sup> ]
<b>Verstärkungsgrad η</b>					
η <sub>mean,i</sub>		-	1,25	1,30	[-]
η <sub>k,i</sub>		-	1,40	1,25	[-]
ΔF <sub>mean,i</sub> pro Schraube		-	1,7	1,8	[kN]
<b>Relativversch. Δu<sub>mean,i</sub></b>		3,22	2,92	3,00	[μm/kN]
Versteifungsgrad η <sub>Δu,mean,i</sub>		-	1,10	1,07	[-]

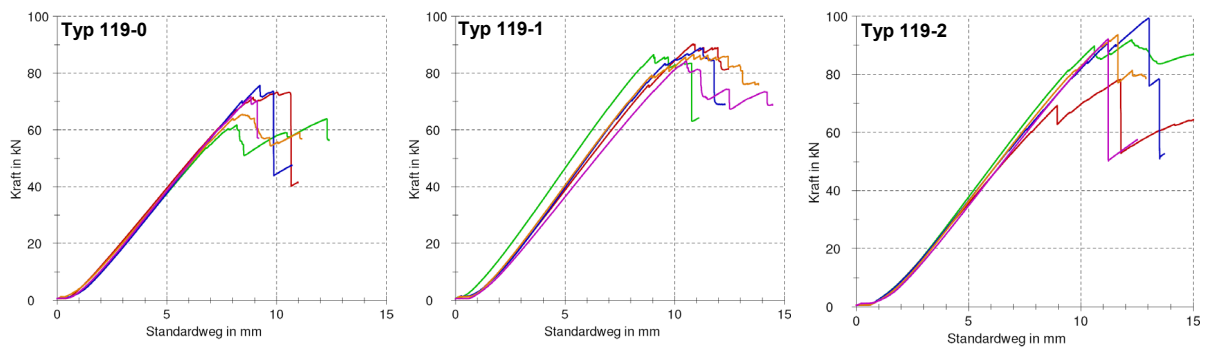







Abbildung 5-36: Lastverformungskurven der Balkenelemente, Typ 119

### 5.3.4.2 Prüfkörper Typ 189

Tabelle 5-10: Schubversuche am Schubelement, Typ 189

Serien: Typ 189 - i		0	1	2	3	4	i
Gesamtzahl Schrauben		-	5	6	10	8	[-]
Neigungswinkel		-	45°	45°	45°	30°	[°]
Zugbruch der Schrauben		-	nein	nein	nein	ja	[-]
F <sub>max,i,j</sub> j=	<b>A</b> 	158,03	194,10	250,43	315,71	317,70	[kN]
	<b>B</b> 	190,96	225,92	288,00	343,19	323,29	[kN]
	<b>C</b> 	181,21	215,36	280,35	312,14	308,82	[kN]
	<b>D</b> 	197,15	242,90	322,82	372,30	324,50	[kN]
	<b>E</b> 	184,43	213,31	258,86	318,78	290,88	[kN]
Mittelwert F <sub>mean,i</sub>		182,36	218,32	280,09	332,42	313,04	[kN]
Standardabweichung s <sub>i</sub>		14,92	17,91	28,37	25,41	13,85	[kN]
COV <sub>i</sub>		0,08	0,08	0,10	0,08	0,04	[-]
Mittelwert F <sub>mean,i,(ln)</sub>		5,20	5,38	5,63	5,80	5,75	[-]
Standardabweichung s <sub>i,(ln)</sub>		0,08	0,08	0,10	0,07	0,05	[-]
5%-Quantil F <sub>k,i</sub>		147,57	177,84	218,41	276,13	279,97	[kN]
<b>Rechn. Schubspannung</b>							
f <sub>R,mean,i</sub>		0,95	1,14	1,47	1,74	1,64	[MN/m <sup>2</sup> ]
f <sub>R,k,i</sub>		0,77	0,93	1,14	1,45	1,47	[MN/m <sup>2</sup> ]
<b>Verstärkungsgrad η</b>							
η <sub>mean,i</sub>		-	1,20	1,54	1,82	1,72	[-]
η <sub>k,i</sub>		-	1,21	1,48	1,87	1,90	[-]
ΔF <sub>mean,i</sub> pro Schraube			7,2	16,3	15,0	16,3	[kN]
<b>Relativversch. Δu<sub>mean,i</sub></b>		1,25	1,38	1,12	1,11	1,25	[μm/kN]
Versteifungsgrad η <sub>Δu,mean,i</sub>		-	0,91	1,12	1,12	1,00	[-]

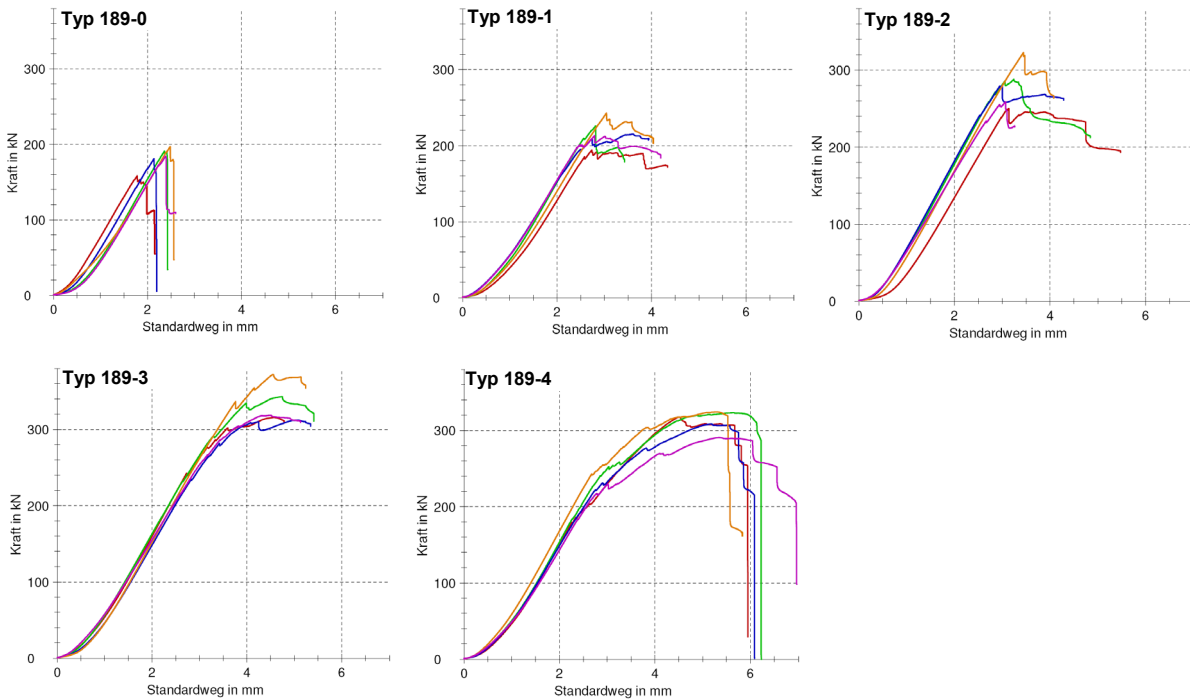


Abbildung 5-37: Lastverformungskurven der Schubelemente, Typ 189



Tabelle 5-11: Vierpunkt-Schubversuch am Balkenelement, Typ 189

Serien:	Typ 189 - i	0	1	2	3	4	i
Gesamtzahl Schrauben		-	14	16	28	20	[-]
Neigungswinkel		-	45°	45°	45°	30°	[°]
Zugbruch der Schrauben		-	nein	nein	nein	nein	[-]
$F_{\max,i,j}$ j=	A	82,22	99,61	107,36	114,24	128,16	[kN]
	B	79,28	110,90	121,85	135,90	120,97	[kN]
	C	69,13	99,82	108,73	133,47	125,66	[kN]
	D	88,81	108,31	104,64	133,98	125,33	[kN]
	E	78,89	104,35	107,31	137,54	134,90	[kN]
Mittelwert $F_{\text{mean},i}$		79,67	104,60	109,98	131,03	127,00	[kN]
Standardabweichung $s_i$		7,10	5,03	6,80	9,52	5,12	[kN]
COV <sub>i</sub>		0,09	0,05	0,06	0,07	0,04	[-]
Mittelwert $F_{\text{mean},i,(ln)}$		4,37	4,65	4,70	4,87	4,84	[-]
Standardabweichung $s_{i,(ln)}$		0,09	0,05	0,06	0,08	0,04	[-]
5%-Quantil $F_{k,i}$		63,51	92,86	94,80	108,35	115,05	[kN]
<b>Rechn. Schubspannung</b>							
$f_{R,\text{mean},i}$		0,97	1,27	1,34	1,59	1,54	[MN/m <sup>2</sup> ]
$f_{R,k,i}$		0,77	1,13	1,15	1,32	1,40	[MN/m <sup>2</sup> ]
<b>Verstärkungsgrad <math>\eta</math></b>							
$\eta_{\text{mean},i}$		-	1,31	1,38	1,64	1,59	[-]
$\eta_{k,i}$		-	1,46	1,49	1,71	1,81	[-]
$\Delta F_{\text{mean},i}$ pro Schraube			1,8	1,9	1,8	2,4	[kN]
<b>Relativversch. <math>\Delta u_{\text{mean},i}</math></b>		3,39	3,21	3,05	2,65	2,50	[ $\mu\text{m}/\text{kN}$ ]
Versteifungsgrad $\eta_{\Delta u,\text{mean},i}$		-	1,06	1,11	1,28	1,35	[-]

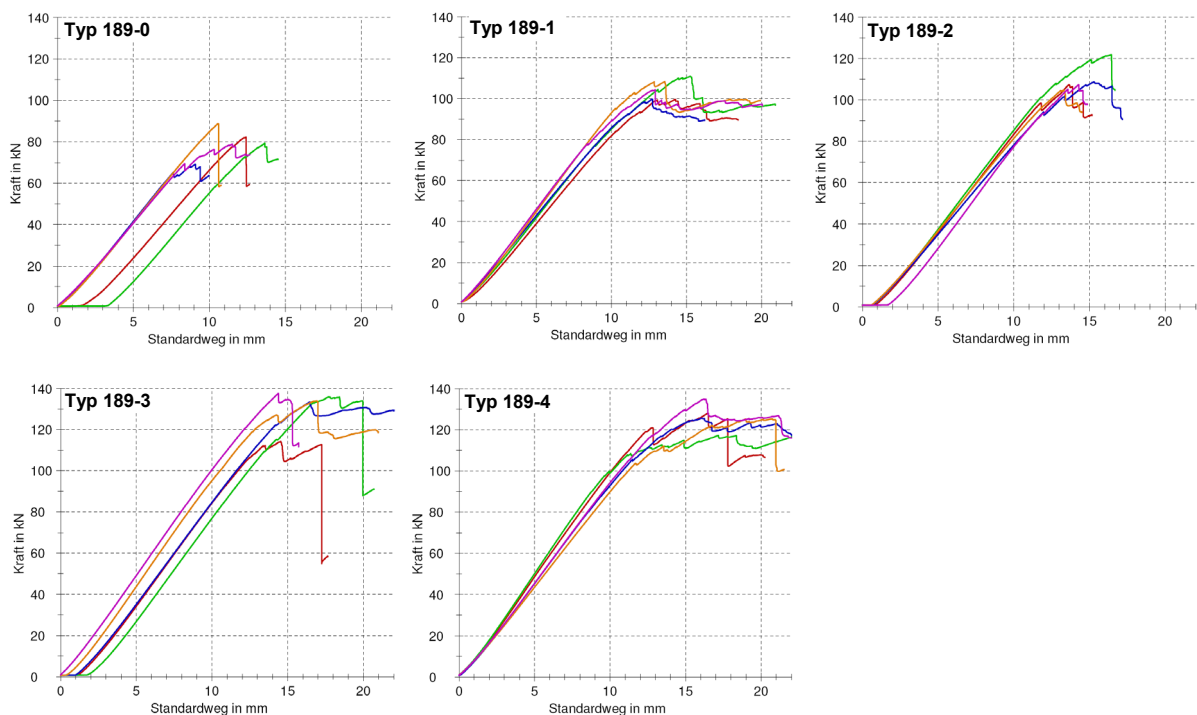


Abbildung 5-38: Lastverformungskurven der Balkenelemente, Typ 189

### 5.3.4.3 Prüfkörper Typ 189\_S

Tabelle 5-12: Schubversuche am Schubelement, Typ 189\_S

Serien:	Typ 189_S - i	0	2	3	i
Gesamtzahl Schrauben	-	-	6	10	[-]
Neigungswinkel	-	-	45°	45°	[°]
Zugbruch der Schrauben	-	-	ja	B, C, D	[-]
$F_{\max,i,j}$ $j=$	<b>A</b> <span style="color:red">■</span>	207,25	326,73	397,88	[kN]
	<b>B</b> <span style="color:green">■</span>	269,10	363,67	396,86	[kN]
	<b>C</b> <span style="color:blue">■</span>	220,54	370,87	436,31	[kN]
	<b>D</b> <span style="color:orange">■</span>	274,42	350,60	411,10	[kN]
	<b>E</b> <span style="color:magenta">■</span>	239,08	341,50	401,42	[kN]
Mittelwert $F_{\text{mean},i}$	242,08	350,67	408,71	[kN]	
Standardabweichung $s_i$	29,42	17,57	16,42	[kN]	
COV <sub>i</sub>	0,12	0,05	0,04	[-]	
Mittelwert $F_{\text{mean},i,(ln)}$	5,48	5,86	6,01	[-]	
Standardabweichung $s_{i,(ln)}$	0,12	0,05	0,04	[-]	
5%-Quantil $F_{k,i}$	178,17	309,47	370,72	[kN]	
<b>Rechn. Schubspannung</b>					
$f_{R,\text{mean},i}$	1,27	1,84	2,14	[MN/m <sup>2</sup> ]	
$f_{R,k,i}$	0,93	1,62	1,94	[MN/m <sup>2</sup> ]	
<b>Verstärkungsgrad <math>\eta</math></b>					
$\eta_{\text{mean},i}$	-	1,45	1,69	[-]	
$\eta_{k,i}$	-	1,74	2,08	[-]	
$\Delta F_{\text{mean},i}$ pro Schraube	-	18,1	16,7	[kN]	
<b>Relativversch. <math>\Delta u_{\text{mean},i}</math></b>	0,77	0,76	0,64	[ $\mu\text{m}/\text{kN}$ ]	
<b>Versteifungsgrad <math>\eta_{\Delta u,\text{mean},i}</math></b>	-	1,01	1,20	[-]	

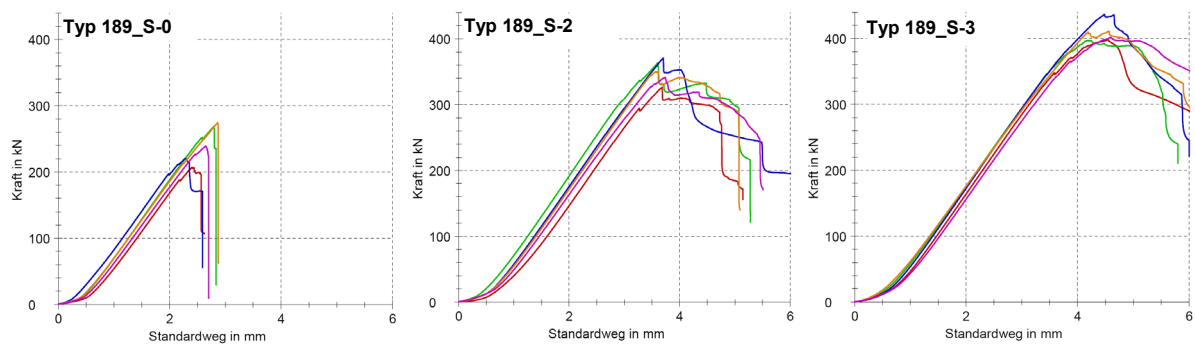







Abbildung 5-39: Lastverformungskurven der Schubelemente, Typ 189\_S

Tabelle 5-13: Vierpunkt-Schubversuch am Balkenelement, Typ 189\_S

Serien: Typ 189_S - i	0	2	3	i	
Gesamtzahl Schrauben	-	16	28	[-]	
Neigungswinkel	-	45°	45°	[°]	
Zugbruch der Schrauben	-	nein	nein	[-]	
$F_{\max,i,j}$ j=	<b>A</b> 	112,83	151,83	180,21	[kN]
	<b>B</b> 	108,51	148,74	171,42	[kN]
	<b>C</b> 	108,36	143,99	*139,01	[kN]
	<b>D</b> 	97,66	145,28	*154,55	[kN]
	<b>E</b> 	123,99	150,16	*161,57	[kN]
Mittelwert $F_{\text{mean},i}$	110,27	148,00	161,35	[kN]	
Standardabweichung $s_i$	9,49	3,29	15,83	[kN]	
COV <sub>i</sub>	0,09	0,02	0,10	[-]	
Mittelwert $F_{\text{mean},i,(ln)}$	4,70	5,00	5,08	[-]	
Standardabweichung $s_{i,(ln)}$	0,09	0,02	0,10	[-]	
5%-Quantil $F_{k,i}$	88,99	140,08	125,72	[kN]	
<b>Rechn. Schubspannung</b>					
$f_{R,\text{mean},i}$	1,34	1,80	1,96	[MN/m <sup>2</sup> ]	
$f_{R,k,i}$	1,08	1,70	1,53	[MN/m <sup>2</sup> ]	
<b>Verstärkungsgrad <math>\eta</math></b>					
$\eta_{\text{mean},i}$	-	1,34	1,46	[-]	
$\eta_{k,i}$	-	1,57	1,41	[-]	
$\Delta F_{\text{mean},i}$ pro Schraube		2,7	3,2	[kN]	
<b>Relativversch. <math>\Delta u_{\text{mean},i}</math></b>	1,90	1,75	1,55	[ $\mu\text{m}/\text{kN}$ ]	
Versteifungsgrad $\eta_{\Delta u,\text{mean},i}$	-	1,08	1,22	[-]	

\* Biegezugversagen

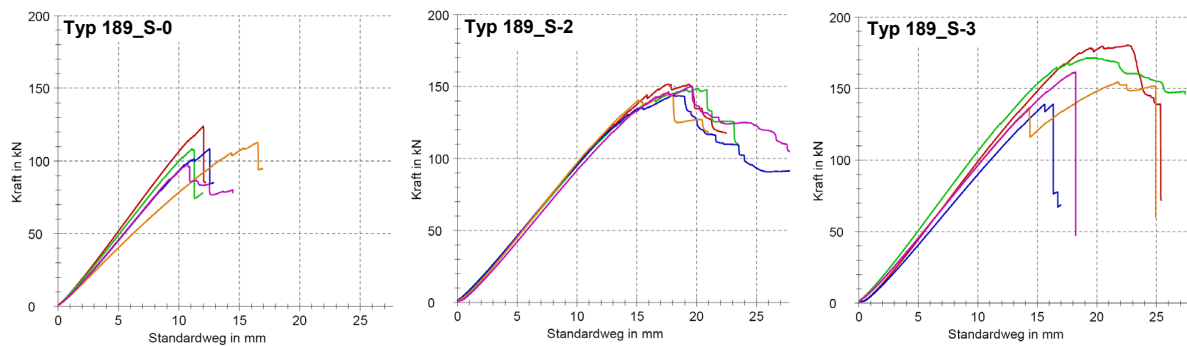


Abbildung 5-40: Lastverformungskurven der Balkenelemente, Typ 189\_S

### 5.3.5 Vergleich der Versuchskonfigurationen

Nachfolgend sind die aus den Bruchlasten der unverstärkten Elemente ermittelten Rollschubspannungen bzw. Rollschubfestigkeiten der einzelnen Versuchskonfigurationen zusammengefasst (getrennt für Mittelwerte und charakteristische Werte). Wie Tabelle 5-15 zeigt, liegen die versuchstechnisch bestimmten charakteristischen Festigkeitswerte stets unter denen der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen. Zusätzlich ist der Verhältniswert der Festigkeiten der Schubelemente zu denen der Balkenelemente angegeben.

Tabelle 5-14: Vergleich der mittleren Rollschubfestigkeiten der unverstärkten Elemente

$f_{R,mean,0}$	Typ 119	Typ 189	Typ 189_S	
Schubelement	1,33	0,95	1,27	[MN/m <sup>2</sup> ]
Balkenelement	1,35	0,97	1,34	[MN/m <sup>2</sup> ]
Schub. / Balken.	98%	99%	95%	

Tabelle 5-15: Vergleich der charakteristischen Rollschubfestigkeiten der unverstärkten Elemente

$f_{R,k,0}$	Typ 119	Typ 189	Typ 189_S	
nach abZ*	0,70	0,70	0,70	[MN/m <sup>2</sup> ]
Schubelement	1,01	0,77	0,93	[MN/m <sup>2</sup> ]
Balkenelement	1,13	0,77	1,08	[MN/m <sup>2</sup> ]
Schub. / Balken.	89%	100%	86%	

\* Typ 119 und Typ 189 nach [Z-9.1-501], Typ 189\_S nach [Z-9.1-809]

Diese Ergebnisse zeigen, dass die Vierpunktversuche an Balkenelementen tendenziell höhere Rollschubfestigkeiten liefern als die Scherversuche an den Schubelementen. Die Gründe hierfür liegen in den vergleichsweise kleineren querdruckfreien Bereichen der Balkenelemente sowie an gegebenenfalls auftretenden Verdübelungseffekten infolge des querkräftfreien Bereichs zwischen den Lasteinleitungspunkten (siehe auch Kapitel 5.3). Der Unterschied fällt relativ gering aus, was an der Tatsache liegen mag, dass bei den Vierpunktversuchen zwei Seiten geprüft werden, von denen in der Regel aber nur eine versagt und somit die Balkenhälfte mit der geringeren Festigkeit in die Auswertung einfließt.

Was den Einfluss der Versuchskonfiguration auf den Verstärkungsgrad betrifft, ist kein eindeutiger Trend erkennbar. Während für die dünnen Elemente des "Typs 119" bei den Balkenversuchen größere Verstärkungsgrade ermittelt wurden, verhält es sich bei den Elementen mit einer Dicke von 189 mm überwiegend umgekehrt.

Tabelle 5-16: Vergleich der Verstärkungsgrade zwischen Schub- und Balkenelementen

$\eta_{mean,i,Schub} / \eta_{mean,i,Balken}$	i = 1	i = 2	i = 3	i = 4
Typ 119	84%	92%	-	-
Typ 189	91%	111%	111%	108%
Typ 189_S	-	108%	-	-

## 5.4 Versuchsergebnisse - Literaturwerte

Bei einem bereits ausgeführten Bauprojekt wurde eine punktgestützte Brettsperrholzdecke im Bereich der Auflagerung mit Vollgewindeschrauben verstärkt. Da diese Bauweise in der [DIN 1052] nicht geregelt ist, war eine Zustimmung im Einzelfall erforderlich. In deren Zusammenhang führte Colling erste Untersuchungen an schubverstärkten Brettsperrholzbau-teilen durch [Colling/Bedö]. Die in Abbildung 5-41 dargestellten Elementaufbauten waren Gegenstand der Untersuchungen.

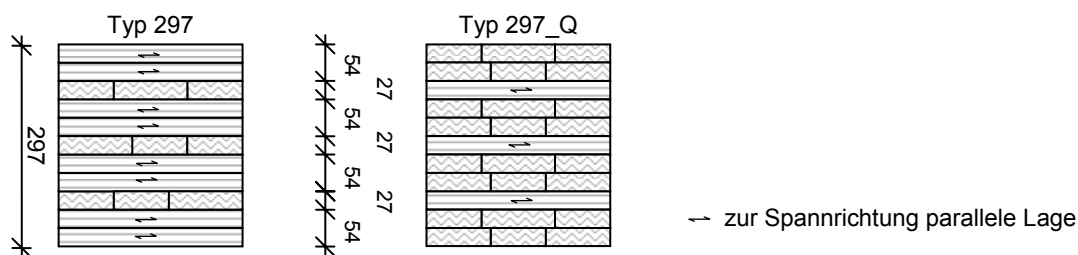


Abbildung 5-41: Elementaufbauten

An Balkenelementen mit einer Breite von 300 mm wurden Vierpunkt-Schubversuche durchgeführt (Abbildung 5-42). Neben den Versuchsserien an unverstärkten Prüfkörpern wurden zusätzlich beim "Typ 297" drei und beim "Typ 297\_Q" zwei verschiedene Schraubenanordnungen untersucht. Die selbstbohrenden Vollgewindeschrauben besaßen einen Durchmesser von 10 mm und eine Länge von 400 mm und wurden unter einem Winkel von 45° angeordnet. Die einzelnen Serien bestanden jeweils aus drei Prüfkörpern.

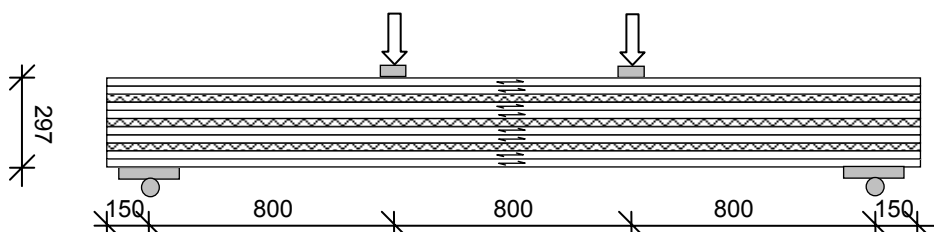


Abbildung 5-42: Systemskizze der Vierpunkt-Schubversuche, unverstärktes Element vom Typ 297

Aus den einzelnen Versuchsserien wurden jeweils die Mittelwerte der Prüfkraften ermittelt, die zum Versagen der Bauteile geführt hatten. Aus dem Vergleich der Ergebnisse der unverstärkten zu den verstärkten Prüfkörpern wurde der Verstärkungsgrad  $\eta$  bestimmt:

$$\eta = \frac{\bar{F}_{\max,v}}{\bar{F}_{\max,u}} \quad (\text{Gl. 5-13})$$

mit:  $\eta$  Verstärkungsgrad [-]

$\bar{F}_{\max,v}$  Mittelwert aus den Prüfkraften, verstärkte Prüfserien

$\bar{F}_{\max,u}$  Mittelwert aus den Prüfkraften, unverstärkte Prüfserien

In Tabelle 5-17 und Tabelle 5-18 sind getrennt für die beiden betrachteten Elementtypen die geprüften Schraubenanordnungen, die ermittelten Verstärkungsgrade sowie die Versagensarten zusammengefasst. Neben den einzelnen Bruchlasten und den Rollschubspannungen zum Versagenszeitpunkt sind im Anhang 11.4 zusätzlich die entsprechenden Mittelwerte und charakteristischen Kenngrößen aufgeführt.

Tabelle 5-17: Schraubenanordnungen und Verstärkungsgrade, Typ 297

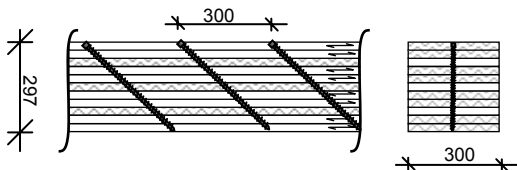
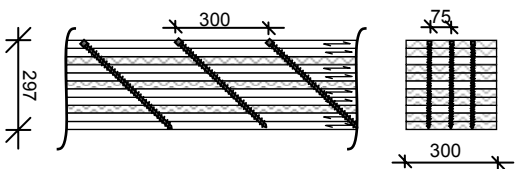
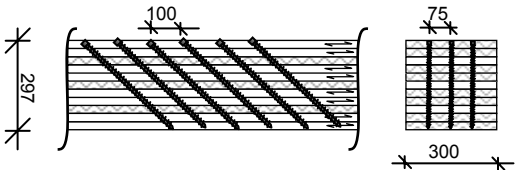
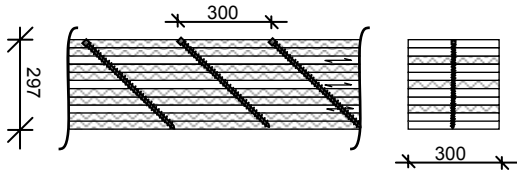
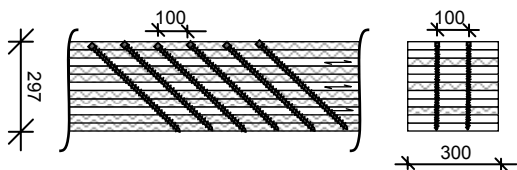
Schraubenanordnung [mm]	Typ	Verstärkungsgrad $\eta$ [-]	Versagensart
	297-1	1,271	Rollschub
	297-2	1,620	Rollschub
	297-3	> 1,814	Biegezug

Tabelle 5-18: Schraubenanordnungen und Verstärkungsgrade, Typ 297\_Q

Schraubenanordnung [mm]	Typ	Verstärkungsgrad $\eta$ [-]	Versagensart
	297_Q-1	1,644	Rollschub
	297_Q-2	> 1,938	Biegezug

Auch diese Ergebnisse verdeutlichen das große Potenzial von Schubverstärkungen mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben in Brettsperrholzbauteilen. Zudem zeigt sich, dass mit zunehmender Dicke der zu verstärkenden Querlagen der Einfluss der Schubverstärkung steigt.

## 6 Modellbildung

Um Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben in Brettsperrholzkonstruktionen bei der Berechnung und Bemessung berücksichtigen zu können, sind Tragmodelle erforderlich, die es ermöglichen, das kombinierte Tragverhalten zu beschreiben. Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens wurde ein FEM-Simulationsmodell entwickelt, das in Verbindung mit den zuvor gewonnenen Erkenntnissen zum Interaktionsverhalten unter kombinierter Rollschub- und Querdruckbeanspruchung das Tragverhalten realitätsnah beschreibt. Zusätzlich wurde ein ingenieurmäßiger Ansatz auf Basis eines Fachwerkmodells betrachtet, der mit vergleichsweise geringem Aufwand eine konservative Bemessung der schubverstärkten Bereiche ermöglicht. Nachfolgend werden die genannten Modelle beschrieben und mit den Untersuchungsergebnissen verglichen.

### 6.1 FEM-Modell

Im Rahmen der FEM-Simulation wurde auf das Modell zurückgegriffen, das im Zusammenhang mit den Untersuchungen zur Verbundsteifigkeit zwischen Brettsperrholz und Vollgewindeschrauben verwendet worden war. Das bedeutet, dass der Brettsperrholzquerschnitt wiederum mit Scheiben- und die Vollgewindeschrauben mit Stabelementen modelliert werden, die über Federelemente miteinander gekoppelt sind. Eine parametrisierte Eingabedatei ermöglicht die wesentlichen Randbedingungen wie den Querschnittsaufbau, den Durchmesser und die Neigung der Schrauben sowie deren Anordnung untereinander zu variieren. Der Scherversuch am Schubelement wird vollständig simuliert, während beim Vierpunktversuch am Balkenelement die Symmetrieeigenschaften genutzt werden können. Die FEM-Modelle sind in Abbildung 6-1 exemplarisch für die Serien "Typ 189-1" dargestellt. Die Simulation berücksichtigt ausschließlich das linear-elastische Materialverhalten.

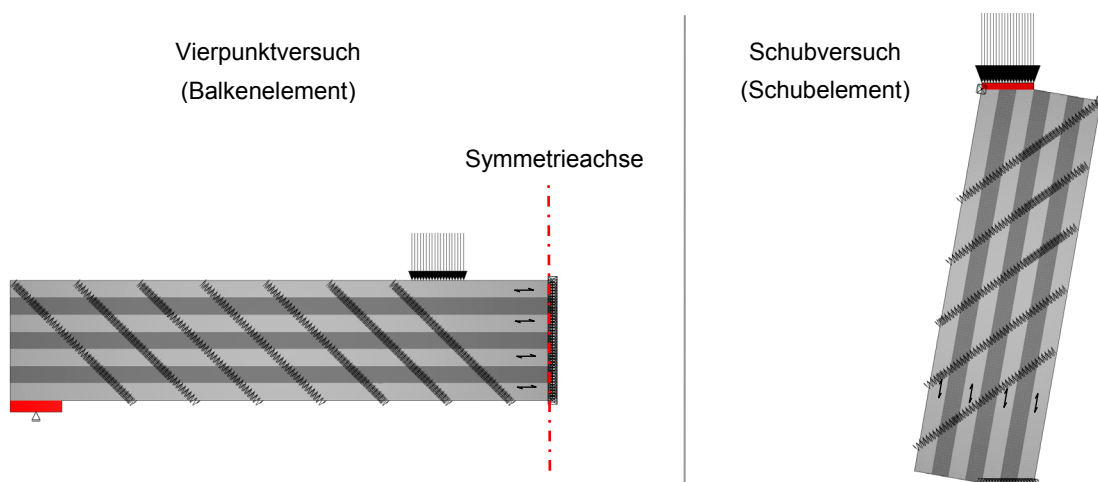


Abbildung 6-1: FEM-Modelle der experimentellen Versuche, Typ 189-1

### 6.1.1 Steifigkeitskennwerte

Den einzelnen Lagen wurden die Materialeigenschaften für C 24 gemäß Tabelle F.5 der [DIN 1052] zugewiesen, wobei der orthotrope Querschnittsaufbau der Brettsperrholzelemente berücksichtigt wurde. Vergleichsrechnungen im Vorfeld der experimentellen Untersuchungen zeigten, dass neben der Verbundsteifigkeit der Schrauben vor allem der Rollschubmodul der Querlagen signifikanten Einfluss auf die Wirkungsweise der Vollgewindeschrauben besitzt. Bei sehr weichen Querlagen tritt der Verstärkungseffekt der Vollgewindeschrauben deutlich ausgeprägter auf als bei vergleichsweise steifen Querlagen. Daher wurde im Zuge der experimentellen Untersuchungen die Relativverschiebung der innen liegenden Längslagen parallel zu deren Faserrichtung gemessen (vergleiche Versuchsbeschreibung in Kapitel 5.3.2). Die Relativverschiebung  $\Delta u$  hängt dabei wesentlich von der Schubverformung infolge Rollschubbeanspruchung der mittleren Querlage ab.

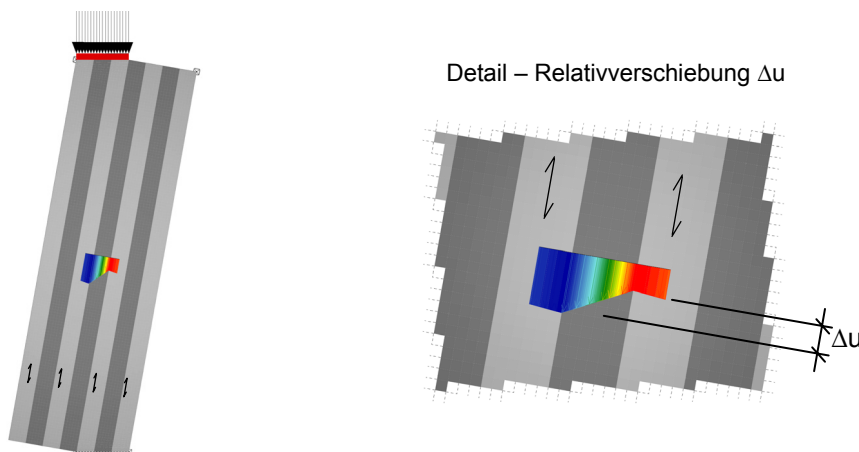
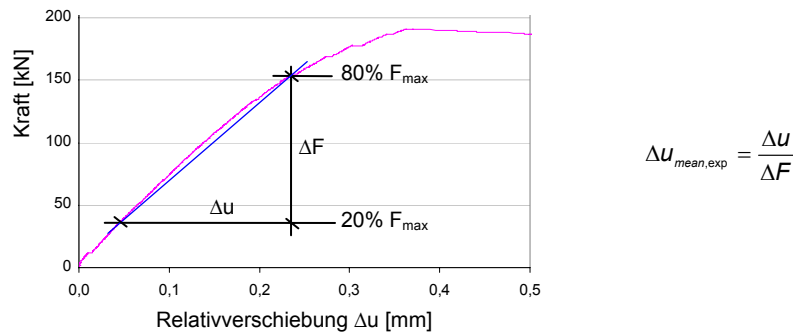


Abbildung 6-2: Qualitative Verformung parallel zum Faserverlauf der Längslagen

Zunächst wurden daher die unverstärkten Schubversuche am Schubelement simuliert und dabei die Relativverschiebung der Längslagen mit dem Mittelwert der in den Versuchen gemessenen Verformungen verglichen. Anschließend wurde der Rollschubmodul der Querlagen schrittweise angepasst, bis die Verformungen des FEM-Modells mit den gemessenen Werten übereinstimmten. Diese Auswertung erfolgte im Bereich zwischen 20 % und 80 % der maximalen Prüflasten der unverstärkten Prüfkörper (siehe Abbildung 6-3).

Die Fugen und Entlastungsnuten wurden im FEM-Modell nicht explizit berücksichtigt. Bei den ermittelten Rollschubmoduln ist somit der Einfluss der Fugen auf die Schubverformung über die Prüfkörperlänge "verschmiert" enthalten. Die Auswertung erfolgte nur für die Versuche am Schubelement, da sich im FEM-Modell der Vierpunkt-Schubversuche die Verformungsanteile aus Schubverformung und Krümmung überlagern.



Abbildung 6-3: Ermittlung der Relativverschiebung  $\Delta u_{\text{mean,exp}}$  für den Prüfkörper Typ 189-0\_B

Nachfolgende Tabelle vergleicht die aus den experimentellen Untersuchungen ermittelten Relativverschiebungen  $\Delta u_{\text{mean,exp}}$  (pro kN) mit den in den FEM-Simulationen berechneten Verformungen  $\Delta u_{\text{mean,FEM}}$ .

Tabelle 6-1: Vergleich der Relativverschiebungen

Serie	Typ 119-0	Typ 189-0	Typ 189_S-0	
$\Delta u_{\text{mean,exp}}$	1,57	1,48	1,15	[ $\mu\text{m}/\text{kN}$ ]
$\Delta u_{\text{mean,FEM}}$	1,57	1,45	1,14	[ $\mu\text{m}/\text{kN}$ ]
Übereinstimmung	100%	98%	99%	

Den FEM-Modellen lagen dabei folgende Werte für den Rollschubmodul der Querlagen zugrunde:

- Typ 119  $G_R = 55 \text{ MN}/\text{m}^2$  (gemäß [Z-9.1-501]:  $G_R = 50 \text{ MN}/\text{m}^2$ )
- Typ 189  $G_R = 60 \text{ MN}/\text{m}^2$  (gemäß [Z-9.1-501]:  $G_R = 50 \text{ MN}/\text{m}^2$ )
- Typ 189\_S  $G_R = 75 \text{ MN}/\text{m}^2$  (gemäß [Z-9.1-809]:  $G_R = 50 \text{ MN}/\text{m}^2$ )

Diese Kennwerte wurden im Folgenden sowohl für die Simulation der mit Vollgewindeschrauben verstärkten Schub- als auch der Balkenelemente verwendet.

Die Verbundsteifigkeit der Vollgewindeschrauben mit den Brettsperrholzelementen wurde in Kapitel 5.2 bereits ausführlich erörtert. In Anlehnung an die durchgeführten Untersuchungen wurde die axiale Bettungssteifigkeit  $k_{ax}$  nach (Gl. 6-1) berechnet.

$$k_{ax} = 1287 \cdot (\rho \cdot d)^{0,2} \cdot l_{ef}^{-0,6} \quad [\text{mm}] \quad (\text{Gl. 6-1})$$

mit:  $\rho$  Mittelwert der Rohdichte von  $460 \text{ kg}/\text{m}^3$  (siehe Kapitel 5.3.1.1)

$d$  Verbindungsmitteldurchmesser  $d = 8,0 \text{ mm}$

$l_{ef}$  die angesetzte Einbindelänge entspricht der halben im Brettsperrholz vorhandenen Verankerungslänge der Vollgewindeschrauben (siehe Abbildung 5-5)

Nachfolgende Tabelle enthält die für die unterschiedlichen Elementtypen und Schraubenverstärkungen berechneten axialen Bettungssteifigkeiten der Vollgewindeschrauben.

Tabelle 6-2: Ermittlung der axialen Bettungssteifigkeiten  $k_{ax}$

	Typ 119		Typ 189 bzw. 189_S		Typ 297	
Neigung	45°	30°	45°	30°	45°	[°]
d	8	8	8	8	10	[mm]
$l_{ef}$	80	120	130	190	200	[mm]
$k_{ax}$	480	376	358	285	289	[N/mm <sup>2</sup> ]

### 6.1.2 Berücksichtigung der Spannungsinteraktion

Die Auswirkungen der Schubverstärkungen auf das Tragverhalten der Brettsperrholzelemente lassen sich im Wesentlichen durch zwei Effekte beschreiben. Zum einen führen die Schrauben zu einer Reduktion der in der maßgebenden Querlage wirkenden Rollschubspannung und zum anderen erzeugen die Schubverstärkungen Querdruckspannungen, die sich zusätzlich günstig auf die Rollschubfestigkeit auswirken. Um den Rechenaufwand der FEM-Simulation zu minimieren, wurde auf eine nicht lineare Berechnung sowie die Implementierung eines Bruchkriteriums verzichtet, das die Interaktion von Rollschub- und Querdruckbeanspruchung berücksichtigt. Stattdessen wurden die beiden Effekte getrennt von einander betrachtet. Anhand einer linear elastischen Berechnung am mit Vollgewindeschrauben verstärkten Brettsperrholzelement wurde die Reduktion der Rollschubspannungen infolge der Schubverstärkungen bestimmt und daraus der Verstärkungsgrad  $\eta_\tau$  ermittelt. Zusätzlich gab die Berechnung Aufschluss über die von den Schubverstärkungen erzeugte Querdruckspannung in der maßgebenden Querlage. Diese bewirkt, dass sich bis zum Versagensfall in den verstärkten Elementen Rollschubspannungen einstellen, die über den Rollschubfestigkeiten der unverstärkten Elemente liegen. Die Berücksichtigung dieses Interaktionsverhalten erfolgte in einem weiteren Schritt. Die genaue Vorgehensweise ist nachfolgend anhand der Versuche am Schubelement erläutert.

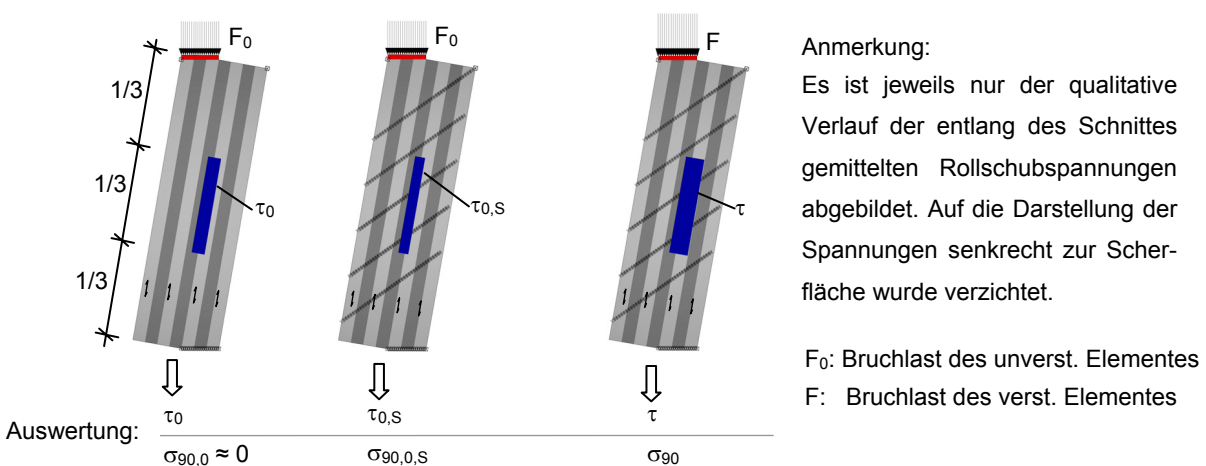


Abbildung 6-4: Ermittlung des Verstärkungsgrades, Bezeichnungen und Schnittführung am Schubelement

Um lokale Einflüsse aus Spannungsspitzen im Bereich der Schraubenverstärkungen zu minimieren, wurden die Rollschub- und die Querdruckspannungen entlang des in Abbildung 6-4 dargestellten Bereiches der Scherfläche konstant gemittelt. Zunächst wurde am unverstärkten Element die aus den experimentellen Untersuchungen ermittelte Bruchlast  $F_0$  aufgebracht und die Rollschubspannung  $\tau_0$  bestimmt. In diesem Fall stellten sich im mittleren Bereich annähernd keine Spannungen senkrecht zu Scherfläche ein ( $\sigma_{90,0} \approx 0 \text{ N/mm}^2$ ). Anschließend wurde die Bruchlast  $F_0$  auf das Simulationsmodell des verstärkten Prüfkörpers aufgebracht und die Rollschubspannungen  $\tau_{0,S}$  und die Querdruckspannungen  $\sigma_{90,0,S}$  ausgewertet. Der Verstärkungsgrad  $\eta_\tau$  infolge der Reduktion der Rollschubspannung beträgt:

$$\eta_\tau = \frac{\tau_0}{\tau_{0,S}} \quad [-] \quad (\text{Gl. 6-2})$$

Berücksichtigt man zusätzlich den Einfluss der Spannungen senkrecht zur Scherfläche auf die Rollschubfestigkeit, analog zu den Untersuchungen in Kapitel 4 mit dem Beiwert  $k_{R,90}$ , so gilt folgendes Bruchkriterium für die verstärkten Elemente:

$$\tau = \tau_0 \cdot \eta_\tau \cdot k_{R,90} \quad (\text{Gl. 6-3})$$

Da die Rollschubspannung bei den betrachteten Fällen linear von der einwirkenden äußeren Kraft abhängt, gilt analog:

$$F = F_0 \cdot \eta_\tau \cdot k_{R,90} \quad (\text{Gl. 6-4})$$

Der Beiwert  $k_{R,90}$  wird für die verschiedenen Querschnittstypen anhand der aus den Untersuchungen zum Interaktionsverhalten abgeleiteten Regressionskurven ermittelt. Dem Beiwert  $k_{R,90}$  liegt folgende allgemeine Gleichung zugrunde:

$$k_{R,90} = a \cdot \sigma_{90}^2 + b \cdot \sigma_{90} + 1 \quad [-] \quad (\text{mit } \sigma_{90} \text{ in } \text{N/mm}^2) \quad (\text{Gl. 6-5})$$

Die Variablen  $a$  und  $b$  in (Gl. 6-5) sind Formfaktoren, die den Verlauf der Regressionskurven beschreiben. Sie sind in nachfolgender Tabelle zusammengefasst.

Tabelle 6-3: Formfaktoren  $a$  und  $b$  für der Regressionskurven

	Typ 119	Typ 189	Typ 189_S	
a	0,25	-0,44	-0,10	[-]
b	-0,05	-0,86	-0,44	[-]

Da die im Bruchzustand wirkende Spannung senkrecht zur Scherfläche ebenfalls von der einwirkenden äußeren Kraft abhängt, kann sie wie folgt bestimmt werden:

$$\sigma_{90} = \sigma_{90,0,S} \cdot \frac{F}{F_0} \quad (\text{Gl. 6-6})$$

Unter Einbeziehung der Gleichungen (Gl. 6-5) und (Gl. 6-6) ergibt sich folgender Term:

$$F = F_0 \cdot \eta_\tau \cdot \left[ a \cdot \left( \sigma_{90,0,S} \cdot \frac{F}{F_0} \right)^2 + b \cdot \sigma_{90,0,S} \cdot \frac{F}{F_0} + 1 \right] \quad (\text{Gl. 6-7})$$

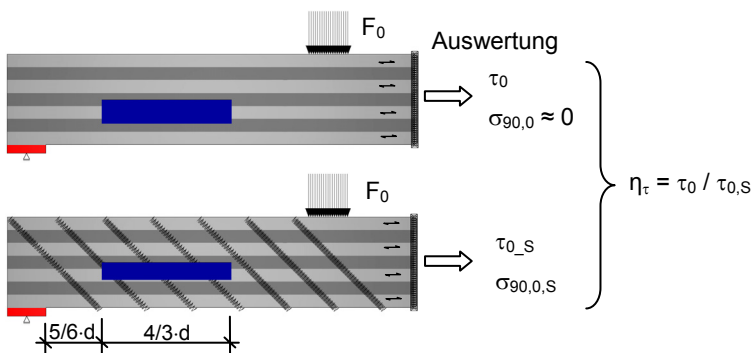
Der Verstärkungsgrad  $\eta$ , der sowohl die Reduktion der Schubspannungen infolge der Schubverstärkungen als auch die angesprochene Spannungsinteraktion berücksichtigt, lässt sich aus dem Verhältnis der Bruchlast des verstärkten zum unverstärkten Element bestimmen:

$$\eta = \frac{F}{F_0} \quad (\text{Gl. 6-8})$$

Nach Umformung erhält man aus (Gl. 6-7) nachfolgende quadratische Gleichung zur Ermittlung des Verstärkungsgrades  $\eta$ .

$$0 = \eta^2 \cdot a \cdot \sigma_{90,0,S}^2 \cdot \eta_r + \eta \cdot (b \cdot \sigma_{90,0,S} - 1) + \eta_r \quad (\text{Gl. 6-9})$$

Die Vorgehensweise bei der Anwendung des beschriebenen Modells erfolgte für den Vierpunktversuch am Balkenelement analog zum Schubversuch am Schubelement. Die Lage des Schnittes für die Auswertung der gemittelten Rollschub- und Querdruckspannungen ist in Abbildung 6-5 dargestellt. Der Verstärkungsgrad  $\eta$  wurde ebenfalls nach (Gl. 6-9) ermittelt.



Anmerkung:

Es ist jeweils nur der qualitative Verlauf der entlang des Schnittes gemittelten Rollschubspannungen abgebildet. Auf die Darstellung der Spannungen senkrecht zur Scherfläche wurde verzichtet.

$F_0$ : Bruchlast des unverst. Elementes

Abbildung 6-5: Ermittlung des Verstärkungsgrades, Schnittführung am Balkenelement

### 6.1.3 Betrachtung des Fugeneinflusses

In dem zuvor beschriebenen Modell werden Fugen bzw. Entlastungsnuten und somit auch deren Einfluss auf den Verstärkungsgrad nicht explizit berücksichtigt. Nachfolgende Betrachtungen zeigen, dass sich bei einem FEM-Modell mit Fugen keine wesentlichen Veränderungen hinsichtlich des Verstärkungsgrades einstellen. Zu diesem Zweck wurden die Versuche erneut modelliert, allerdings wurden die Fugen bzw. Entlastungsnuten in den Querlagen der Brettsperrholzelemente berücksichtigt. Entlastungsnuten wurden trotz ihrer verbleibenden Restdicken wie Fugen angesehen. Der mittlere Abstand der Fugen im FEM-Modell entsprach mit 60 mm dem Abstand der Fugen bzw. Entlastungsnuten des Ausgangsmaterials (Abbildung 6-6).

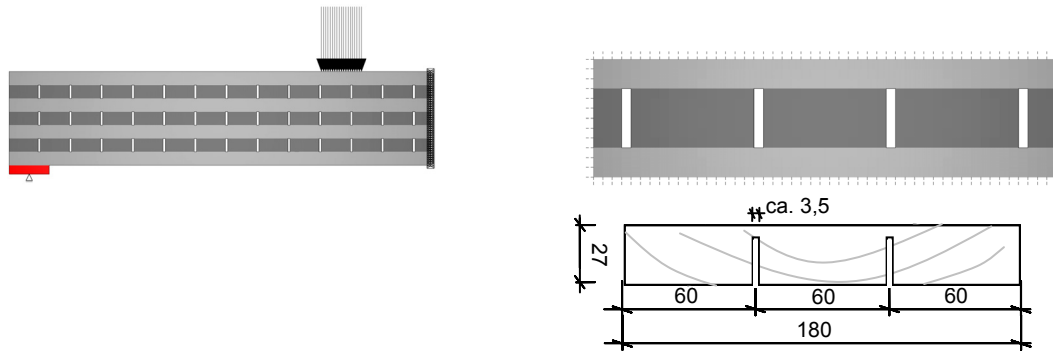


Abbildung 6-6: Fugenanordnung

Da die Fugen Auswirkungen auf das Trag-Verformungsverhalten der Brettsperrholzelemente haben, beeinflussen sie sich auch die Materialkennwerte des FEM-Modells. Dies betrifft insbesondere den Rollschubmodul der Querlagen. Daher wurden zunächst die Schubversuche am unverstärkten Schubelement simuliert und wiederum die Relativverschiebung der Längslagen mit dem Mittelwert der in den Versuchen gemessenen Verformungen verglichen. Abgesehen vom angesprochenen Rollschubmodul der Querlagen, wurden den einzelnen Lagen die Materialeigenschaften für C 24 gemäß Tabelle F.5 der [DIN 1052] zugewiesen und dabei der orthotrope Querschnittsaufbau der Brettsperrholzelemente berücksichtigt. Tabelle 6-4 zeigt die aus den experimentellen Untersuchungen ermittelten Relativverschiebungen  $\Delta u_{\text{mean,exp}}$  (pro kN) und die in den FEM-Simulationen berechneten Verformungen  $\Delta u_{\text{mean,FEM}}$  für eine Auswertung im Bereich zwischen 20 % und 80 % der maximalen Prüflasten der unverstärkten Prüfkörper.

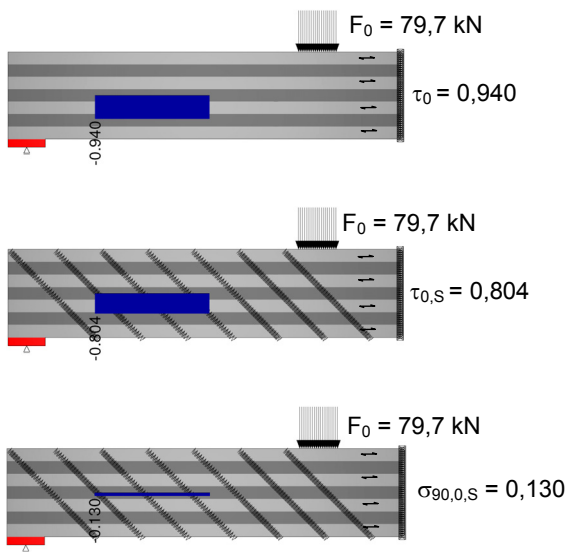
Tabelle 6-4: Vergleich der Relativverschiebungen

Serie	Typ 189-0	
$\Delta u_{\text{mean,exp}}$	1,48	[ $\mu\text{m}/\text{kN}$ ]
$\Delta u_{\text{mean,FEM}}$	1,47	[ $\mu\text{m}/\text{kN}$ ]
Übereinstimmung	99%	

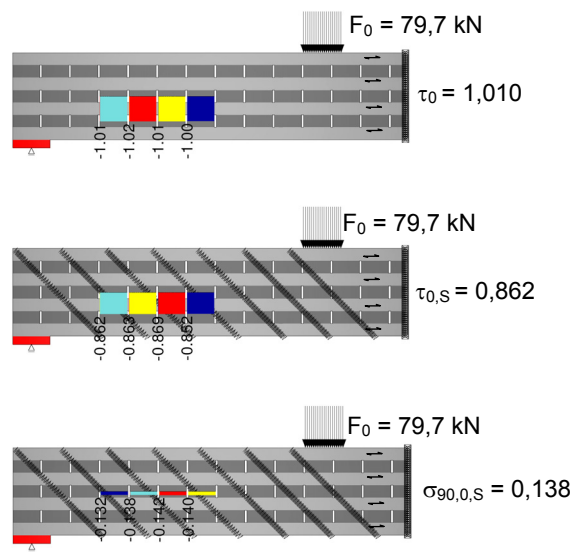
Der im FEM-Modell verwendete Rollschubmodul der Querlagen betrug dabei:

- Typ 189  $G_R = 75 \text{ MN}/\text{m}^2$

Um Aufschluss über den quantitativen Einfluss der Fugen zu erhalten, erfolgte eine Vergleichsrechnung am Balkenelement der verstärkten Serie "Typ 189-1" und der entsprechenden Referenzserie "Typ 189-0". Zunächst wurden die Fugen pauschal über den geringeren Rollschubmodul der Querlagen von  $60 \text{ MN}/\text{m}^2$  erfasst und im Anschluss, wie zuvor beschrieben, bei der Modellierung explizit berücksichtigt. Bei der Spannungsermittlung entlang des Schnittes am Balkenelement mit explizit berücksichtigten Fugen wurde ein Mittelwert aus den vier vorhandenen Teilabschnitten gebildet (Abbildung 6-7).

Typ 189 – Simulation ohne Fugen ( $G_R = 60 \text{ MN/m}^2$ )

$$\eta_\tau = \frac{\tau_0}{\tau_{0,s}} = \frac{0,940}{0,804} = 1,17$$

Typ 189 – Simulation mit Fugen ( $G_R = 75 \text{ MN/m}^2$ )

$$\eta_\tau = \frac{\tau_0}{\tau_{0,s}} = \frac{1,010}{0,862} = 1,17$$

Abbildung 6-7: Spannungsermittlung am FEM-Modell [ $\text{MN/m}^2$ ] – Mittelwerte der Spannungen

Wie Abbildung 6-7 zu entnehmen ist, führt die Verstärkung aufgrund der Reduktion der in der Mittellage auftretenden Rollschubspannung zu einer Laststeigerung von 17 %. Berücksichtigt man zusätzlich den Einfluss des Querdrucks nach (Gl. 6-9), so ergeben sich unter Verwendung der Formbeiwerte a und b für den "Typ 189" nach Tabelle 6-3 folgende Verstärkungsgrade  $\eta$ :

- Simulation ohne Fugen ( $G_R = 60 \text{ MN/m}^2$ )  $\eta = 1,33$
- Simulation mit Fugen ( $G_R = 75 \text{ MN/m}^2$ )  $\eta = 1,34$

Der Unterschied in den Verstärkungsgraden ist auf den Interaktionseinfluss von Rollschub- und Querdruckspannungen zurückzuführen. Da der Unterschied jedoch minimal ausfällt und zudem bei der Modellierung vermeintlich negative Annahmen getroffen wurden (Fugenanordnung stets übereinander und keine Berücksichtigung der Restdicke im Bereich der Entlastungsnuten) wird im Folgenden von der vergleichsweise aufwendigen Modellierung der Fugen abgesehen.

#### 6.1.4 Versuchsauswertung mittels FEM-Modell

Die einzelnen Versuchsserien wurden unter Berücksichtigung der jeweiligen Schraubenanordnung nach der zuvor beschriebenen Vorgehensweise mit dem FEM-Modell simuliert und jeweils die rechnerischen Traglasten  $F_{\text{FEM},i}$  ermittelt. Aufgrund identischer Dicken der Querlagen wurden für die von Colling untersuchten Elemente ("Typ 297" und "Typ 297\_Q") näherungsweise das Interaktionsverhalten und der Rollschubmodul des "Typs 189" angenommen. Die Ergebnisse der Simulation sind in den Diagrammen der Abbildung 6-8 enthal-

ten. Neben den Mittelwerten der maximalen Prüflasten  $F_{mean,i}$  sind die sich aus den Standardabweichungen ( $s_i$ ) ergebenden zugehörigen Streuungen dargestellt. Da im Rahmen des FEM-Modells keine Sicherheiten berücksichtigt werden, erfolgt der Vergleich auf dem Niveau der Mittelwerte der Versuchsergebnisse. Zusätzlich sind jeweils die Verhältniszerte der rechnerischen zu den experimentellen Tragfähigkeiten aufgeführt.

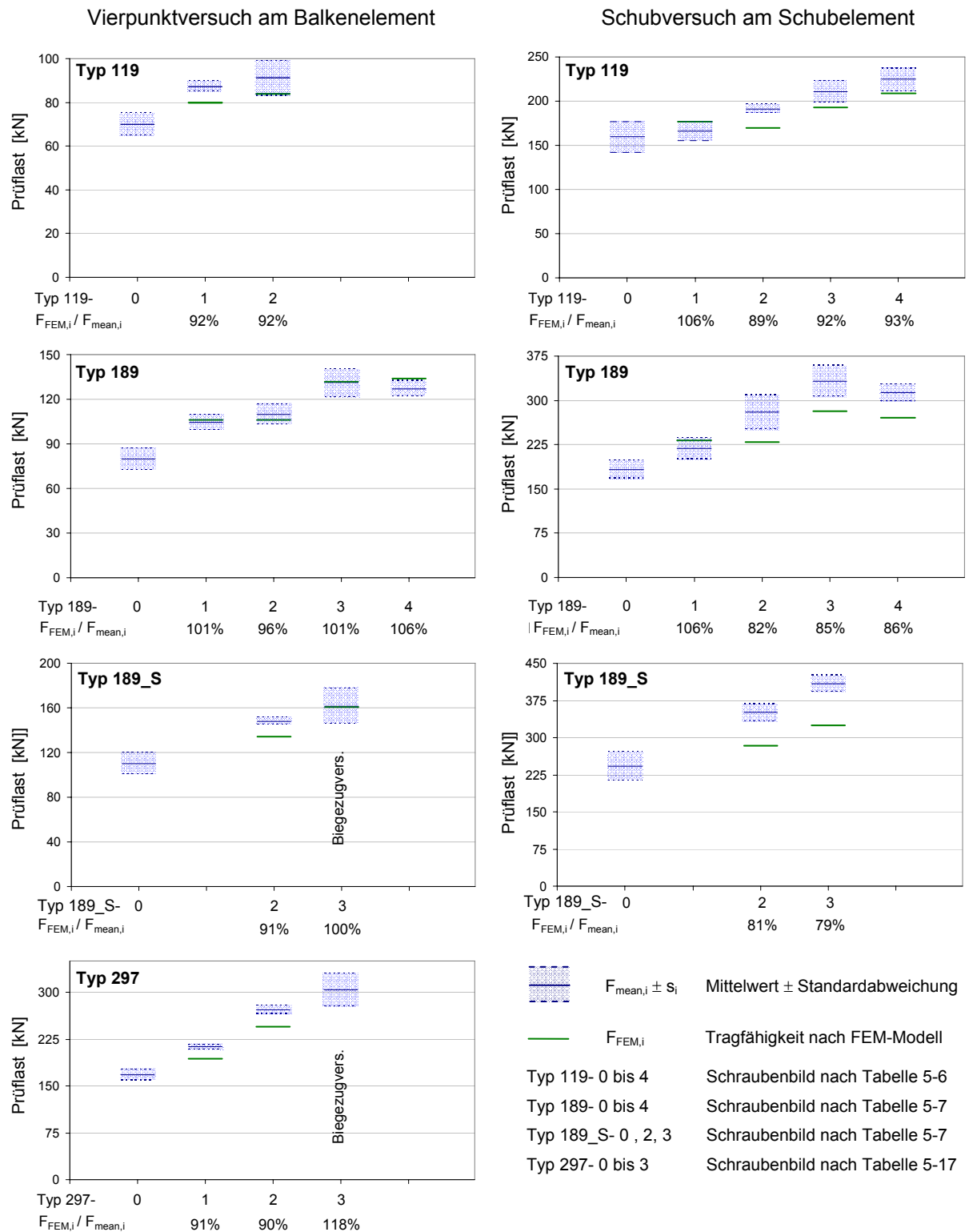


Abbildung 6-8: Vergleich der experimentellen und rechnerischen Tragfähigkeiten (FEM-Modell)

Die Simulationen liefern im Vergleich zu den versuchstechnisch ermittelten Tragfähigkeiten überwiegend konservative Ergebnisse. Tendenziell wird hinsichtlich der Versuchskonfigurationen bei den Vierpunktversuchen an den Balkenelementen eine bessere Übereinstimmung erzielt, da die Simulationsergebnisse überwiegend im Bereich der Streuung der Versuchsergebnisse liegen. Für die von Colling [Colling/Bedö] untersuchten Querschnitts- und Schraubentypen liegen keine Kennwerte zur Verbundsteifigkeit der Schrauben, zum Rollschubmodul der Querlagen sowie dem Interaktionsverhalten vor. Da die genannten Faktoren entscheidenden Einfluss auf die Simulation besitzen, sind die Simulationsergebnisse dieser Versuchsserien als Näherung zu betrachten. Auch die Ergebnisse der Versuchsserien "Typ 189\_S-3" und "Typ 297-3" sind nur bedingt aussagekräftig, da die Elemente teils auf Biegezug versagt haben und somit keine quantitative Aussage hinsichtlich der Schubtragfähigkeit getroffen werden kann.

Wie bereits zuvor erläutert, kann die Tragfähigkeitssteigerung der verstärkten Elemente nicht allein auf die Reduktion der Rollschubspannung zurückgeführt werden. Dies belegt die nachfolgende Grafik exemplarisch anhand der Vierpunktversuche des "Typ 189". Erst durch die Berücksichtigung des Interaktionsverhaltens von Querdruck und Rollschub wird das Tragfähigkeitsniveau der experimentellen Ergebnisse erreicht.

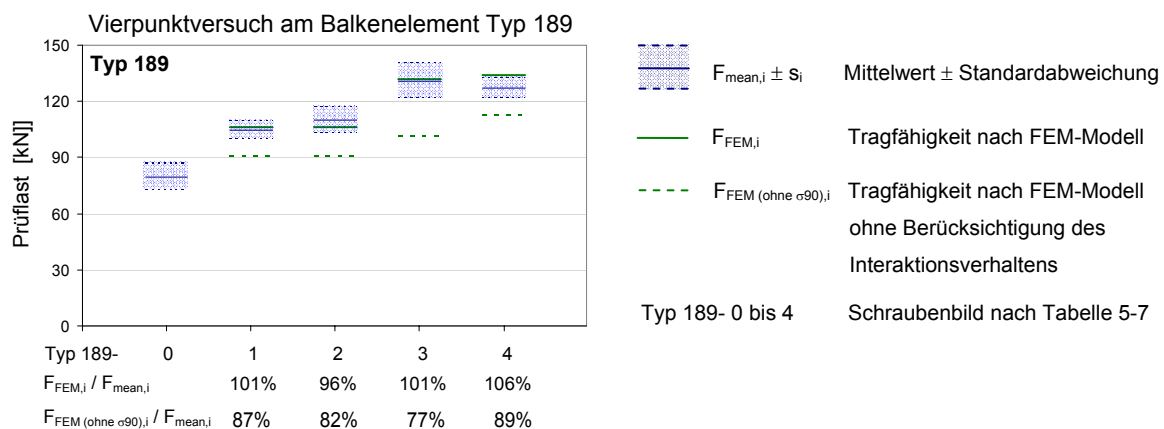


Abbildung 6-9: Einfluss der Spannungsinteraktion auf die Simulationsergebnisse

Dennoch werden gegenüber den FEM-Berechnungen bei den experimentellen Untersuchungen tendenziell höhere Tragfähigkeiten ermittelt. Dies liegt in erster Linie an den Eigenschaften der verwendeten FEM-Elemente, da im Rahmen der Simulation ein linear elastisches Materialverhalten vorausgesetzt wird, was jedoch nicht dem tatsächlichen Material- und Verbundverhalten der verstärkten Elemente entspricht. In der Realität kommt es im Bereich der Versagenslasten aufgrund lokaler Fehlstellen bzw. zunächst lokal auftretenden Versagens zu Spannungsumlagerungen, die zu einer Steigerung der maximalen Traglast führen. Diese Umlagerungen werden im FEM-Modell nicht berücksichtigt.



Bei den zuvor beschriebenen Auswertungen verlaufen die Deckschichten stets parallel zur eigentlichen Spannrichtung. Colling [Colling/Bedö] untersuchte anhand der Elemente vom "Typ 297\_Q" zusätzlich die Auswirkungen von Schraubenverstärkungen für den Fall, dass die Deckschichten quer zur Haupttragrichtung verlaufen. Auch diese Versuchsserien wurden mit dem zuvor beschriebenen FEM-Modell simuliert. Die Ergebnisse sind in nachfolgender Abbildung dargestellt.

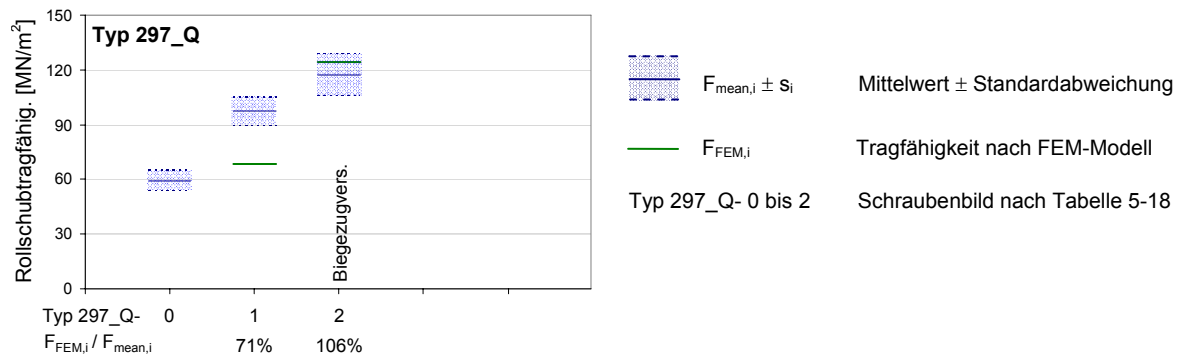


Abbildung 6-10: Simulationsergebnisse der Serie "Typ 297\_Q"

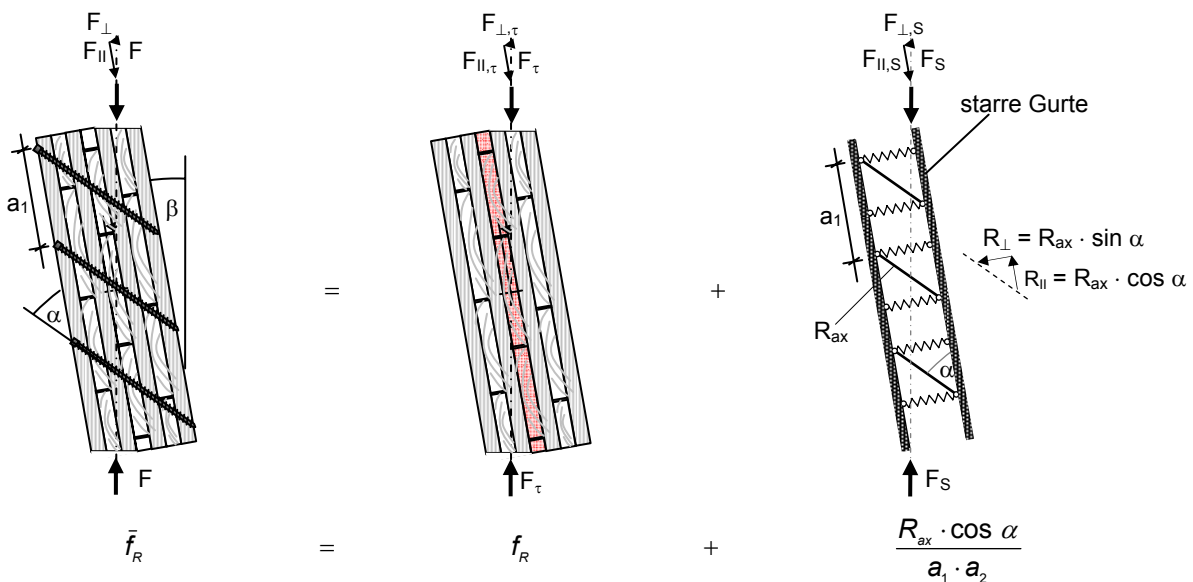
Tendenziell liegen die anhand des FEM-Modells ermittelten Rollschubtragfähigkeiten unter denen der Bauteiluntersuchungen. Bei der Serie "Typ 297\_Q-2" ist die Tragfähigkeit des FEM-Modells zwar nominell höher, doch traten bei den Prüfkörpern dieser Serie Biegezugbrüche auf, weshalb ebenfalls von einer größeren, tatsächlich vorhandenen Schubtragfähigkeit der Elemente auszugehen ist. Die Gründe für die deutlichen Unterschiede liegen in den Eingangsparametern des FEM-Modells. Wie schon zuvor erläutert, besitzt der Rollschubmodul der Querlagen entscheidenden Einfluss auf den Verstärkungsgrad. Aus den vorliegenden Daten konnte jedoch kein Rollschubmodul abgeleitet werden.

Außerdem wurden im Rahmen des FEM-Modells für die von Colling untersuchten Querschnittstypen das Interaktionsverhalten von Rollschub- und Querdruckbeanspruchung näherungsweise anhand der Regressionskurven vom "Typ 189" berücksichtigt. Für die Elemente vom "Typ 297" ist diese Annahme annähernd zutreffend, da die Dicken der auf Rollschub beanspruchten Schichten jeweils 27 mm betragen. Beim "Typ 297\_Q" beträgt die Dicke der auf Rollschub beanspruchten Schicht jedoch 54 mm, bestehend aus zwei parallel angeordneten Brettlagen mit je 27 mm. Wie die Untersuchungen in Kapitel 4 zeigen, steigt mit abnehmendem Verhältnis von Fugenabstand zu Schichtdicke der Einfluss der Querdruckbeanspruchung auf die Rollschubfestigkeit an. Es ist also davon auszugehen, dass mittels des gewählten Ansatzes der positive Einfluss der Querdruckbeanspruchung auf die Rollschubfestigkeit deutlich unterschätzt wird.

## 6.2 Fachwerkmodell

### 6.2.1 Grundlegender Ansatz

Im Gegensatz zu der vergleichsweise komplexen FEM-Simulation wird im Folgenden ein Tragmodell basierend auf einem Fachwerkmodell betrachtet, das den Einfluss der Schubverstärkungen auf die Tragfähigkeit der Brettsperrholzelemente stark abstrahiert berücksichtigt. Aus den Untersuchungen geht hervor, dass trotz der geringen auftretenden Verformungen die Tragwirkung der Schrauben aktiviert werden kann. Daher werden im Folgenden die Tragfähigkeiten des Brettsperrholzes und der Schubverstärkung aus Vollgewindeschrauben getrennt voneinander betrachtet. Während sich im Brettsperrholzelement die Tragfähigkeit aus der maximalen Rollschubfestigkeit ergibt, wird zur Ermittlung der anteiligen Tragfähigkeit der Schubverstärkung ein Stab- bzw. Fachwerkmodell herangezogen (siehe Abbildung 6-11). Die parallel zur Scherfläche wirkenden Kräfte werden von den Schrauben übertragen, die durch die diagonal angeordneten Fachwerkstäbe dargestellt sind. Vertikal zur Scherfläche auftretende Kräfte erzeugen Querdruckspannungen im Brettsperrholzelement. Deren Übertragung wird im Fachwerkmodell symbolisch anhand von Federelementen berücksichtigt. Da es sich um ein reines Schubmodell handelt, werden vereinfacht starre Gurte angenommen und somit der Einfluss der Biegung vernachlässigt.



$\bar{f}_R$	Tragfähigkeit des verstärkten Querschnitts unter Rollschubbeanspruchung	[MN/m <sup>2</sup> ]
$f_R$	Rollschubfestigkeit der maßgebenden Querlage	[MN/m <sup>2</sup> ]
$R_{ax}$	Tragfähigkeit einer Schraube in Schraubenlängsrichtung	[MN]
$R_{  }$	Tragfähigkeit einer Schraube parallel zur Scherfläche	[MN]
$R_{\perp}$	Tragfähigkeit einer Schraube senkrecht zur Scherfläche	[MN]
$a_1$	Schraubenabstand parallel zur Faserrichtung der Decklage	[m]
$a_2$	Schraubenabstand senkrecht zur Faserrichtung der Decklage	[m]

Abbildung 6-11: Gesamtragfähigkeit des schubverstärkten Brettsperrholzelementes

### 6.2.2 Herauszieh Widerstand von Vollgewindeschrauben in Brettsperrholz

Die als Schubverstärkung eingesetzten Vollgewindeschrauben werden auf Zug beansprucht. Ihre Tragfähigkeit ergibt sich aus dem Herauszieh Widerstand  $R_{ax,k}$  unter Berücksichtigung der wirksamen Einbindelänge des Schraubengewindes. Die Kopf-Durchziehfahr wird bei der vorliegenden Anwendung nicht maßgebend. Gemäß der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung der verwendeten Schrauben beträgt in Brettsperrholzbauteilen der charakteristische Herauszieh Widerstand [Z-9.1-519]:

$$R_{ax,k} = \frac{f_{1,k} \cdot \ell_{ef} \cdot d}{\sin^2 \alpha + \frac{4}{3} \cdot \cos^2 \alpha} \quad [\text{N}] \quad (\text{Gl. 6-10})$$

$$f_{1,k} = 80 \cdot 10^{-6} \cdot \rho_k^2 \quad [\text{N}] \quad (\text{Gl. 6-11})$$

mit: d	Gewindeaußendurchmesser [mm]
$\alpha$	Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung der Decklage
$\rho_k$	charakteristischer Wert der Rohdichte des Holzes [ $\text{kg/m}^3$ ]
$\ell_{ef}$	Einbindelänge der Schraube [mm]
$f_{1,k}$	charakteristischer Wert des Ausziehparameters [N]

Aus (Gl. 6-10) geht hervor, dass mit abnehmendem Winkel  $\alpha$  bei gleichbleibender Einbindelänge der Schrauben der Herauszieh Widerstand abnimmt. Im Falle von Brettsperrholz betrifft dies jedoch nur die Längslagen, da in den Querlagen die Schraubenachse weiterhin senkrecht zur Faserrichtung verläuft. In Brettsperrholz müsste also in Abhängigkeit der Lagen nur eine anteilige Abminderung erfolgen.

In [Blaß/Uibel] wird das Tragverhalten von Vollgewindeschrauben in Brettsperrholzbauteilen untersucht und unter anderem die nachfolgend aufgeführte Gleichung abgeleitet. Sie ermöglicht, ohne genaue Kenntnis der Lage der Schrauben in den Schmal- und Seitenflächen, den charakteristischen Herauszieh Widerstand zu bestimmen. Als Seitenflächen werden dabei die zur Plattenebene parallelen Oberflächen bezeichnet. Die Schmalseiten liegen dagegen orthogonal zur Plattenebene und weisen sowohl Seiten- als auch Hirnholzanteil auf. Unter Berücksichtigung der hier gewählten Bezeichnungen lautet die Gleichung nach [Blaß/Uibel]:

$$R_{ax,k} = \frac{31 \cdot d^{0,8} \cdot \ell_{ef}^{0,9}}{1,5 \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \quad [\text{N}] \quad (\text{Gl. 6-12})$$

mit: $\alpha = 0^\circ$	Schraubenanordnung in den Schmalflächen
$\alpha = 90^\circ$	Schraubenanordnung in den Seitenflächen

Die Unterscheidung, ob eine Schraube in den Seiten- oder Schmalflächen angeordnet ist, erfolgt über den Winkel  $\alpha$ . Im Falle von Schubverstärkungen in BSP liegt jedoch in der Regel eine Neigung von  $45^\circ$  zur Faserrichtung der Decklagen vor. Diese Anordnung der Vollgewindeschrauben wurde im Rahmen des Forschungsvorhabens [Blaß/Uibel] nicht explizit untersucht. Es ist jedoch zu erwarten, dass die Tragfähigkeit bei einer Neigung von  $45^\circ$  zwischen den Herauszieh Widerständen von in Schmalflächen ( $\alpha = 0^\circ$ ) und in Seitenflächen ( $\alpha = 90^\circ$ ) angeordneten Schrauben liegt.

Gemäß (Gl. 6-12) wird die unterschiedliche Anordnung der Schrauben nur über die Abminderung des im Nenner aufgeführten Terms berücksichtigt. Nachfolgend wird ein Ansatz untersucht, bei dem in Abhängigkeit der Lagen eine anteilige Abminderung erfolgt. Dabei wird für die Längslagen vereinfacht der ungünstigste Fall mit  $\alpha = 0^\circ$  und für die Querlagen der Fall  $\alpha = 90^\circ$  angenommen. Aufgrund des zu erwartenden Normalkraftverlaufs der Schrauben erfolgt die Betrachtung nur im Bereich einer Querschnittshälfte zwischen der Oberfläche und der Schwerachse der Elemente. Für n-lagige Brettsperrholzquerschnitte gilt somit:

$$R_{ax,k} = 31 \cdot d^{0,8} \cdot \ell_{ef}^{0,9} \cdot \frac{\frac{n}{2}}{(n+1) \cdot 1,5 + \frac{(n-1)}{4}} \quad [\text{N}] \quad (\text{Gl. 6-13})$$

Das Diagramm in nachfolgender Abbildung zeigt für die im Rahmen der Untersuchungen verwendeten Gewindedurchmesser und Verankerungslängen die Herauszieh Widerstände nach (Gl. 6-12) in Abhängigkeit des Winkels  $\alpha$ . Zusätzlich sind die Schraubentragfähigkeiten bei einer anteiligen Abminderung nach (Gl. 6-13) angegeben.

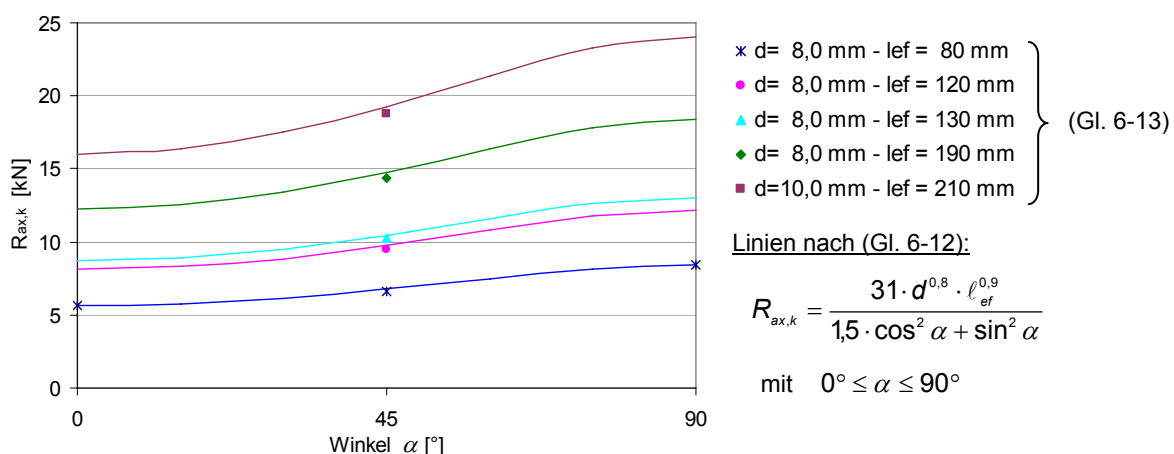


Abbildung 6-12: Vergleich der Schraubentragfähigkeiten nach (Gl. 6-12) und (Gl. 6-13)

Die Abweichungen für eine Schraubenneigung von  $\alpha = 45^\circ$  liegen unter 3 %. Bei dem Ansatz der anteiligen Abminderung wurde für die Längslagen vereinfacht das ungünstigste

Szenario mit einer Schraubenanordnung parallel zur Faser angenommen, tatsächlich liegt jedoch eine Abweichung von  $45^\circ$  vor. Daher erscheint es gerechtfertigt, die Herausziehwi- derstände nach (Gl. 6-12) zu bestimmen und dabei den tatsächlich vorhandenen Nei- gungswinkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung der Decklagen einzusetzen.

### 6.2.3 Versuchsauswertung mittels Fachwerkmodell

Die Tragfähigkeiten der als Schubverstärkung eingesetzten Vollgewindeschrauben parallel zu deren Achsen wird in Anlehnung an die Betrachtungen des vorherigen Kapitels ermittelt. Neben dem Herausziehwiderstand  $R_{ax,k}$  begrenzt die maximale Zugtragfähigkeit der Schrauben die Beanspruchbarkeit in Schraubenlängsrichtung. Diese Tragfähigkeit beträgt für die verwendeten Schrauben gemäß Tabelle 1 der [Z-9.1-519]:

- $d_1 = 8,0 \text{ mm}$                        $R_{t,u,k} = 17,0 \text{ kN}$
- $d_1 = 10,0 \text{ mm}$                       $R_{t,u,k} = 28,0 \text{ kN}$

Nachfolgende Tabelle enthält die ermittelten maximalen Herausziehwiderstände der Voll- gewindeschrauben nach (Gl. 6-14) unter Berücksichtigung der jeweiligen Randbedingungen der einzelnen Versuchsserien. Die verwendete charakteristische Rohdichte entspricht der Festigkeitsklasse C24 gemäß Tabelle F.5 der [DIN 1052]. Die zuvor aufgeführten Zugtrag- fähigkeiten  $R_{t,u,k}$  werden bei keiner Prüfkörperkonfiguration überschritten.

$$R_{ax,k} = \frac{31 \cdot d^{0,8} \cdot \rho_{ef}^{0,9}}{1,5 \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \quad [\text{N}] \quad \text{mit } 0^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ \quad (\text{Gl. 6-14})$$

Tabelle 6-5: Charakteristischer Herausziehwiderstand  $R_{ax,k}$

	Typ 119		Typ 189 bzw. 189_S		Typ 297	
Neigung $\alpha$	$45^\circ$	$30^\circ$	$45^\circ$	$30^\circ$	$45^\circ$	$[\circ]$
d	8	8	8	8	10	[mm]
$l_{ef}$	80	120	130	190	210	[mm]
<b><math>R_{ax,k}</math></b>	<b>6,8</b>	<b>8,8</b>	<b>10,5</b>	<b>13,4</b>	<b>19,3</b>	<b>[kN]</b>

Da die Ermittlung der Schraubentragfähigkeit auf charakteristischem Niveau erfolgt, ist ein Vergleich mit den Mittelwerten der Versuchsergebnisse nicht zielführend. Daher werden zur Verifizierung des Fachwerkmodells die 5%-Quantilwerte der einzelnen Versuchsserien he- rangezogen. Folglich gilt unter Ansatz des Fachwerkmodells für die charakteristische Trag- fähigkeit eines schubverstärkten Brettsperrholzquerschnittes unter Rollschubbeanspru- chung:

$$\bar{f}_{R,k} = f_{R,k} + \frac{R_{ax,k} \cdot \cos \alpha}{a_1 \cdot a_2} \quad (\text{Gl. 6-15})$$

mit: $\bar{f}_{R,k}$	Schubtragfähigkeit des verstärkten Querschnitts unter Ansatz des Fachwerkmodells
$f_{R,k}$	charakt. Rollschubfestigkeit der Brettsperrholzelemente Entspricht den aus den Referenzserien ermittelten charakteristischen Rollschubfestigkeiten $f_{R,k,0}$ aus Tabelle 5-8 bis Tabelle 5-11.
$R_{ax,k}$	charakt. Herauszieh Widerstand einer Schraube
$\alpha$	Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung der Decklage
$a_1$	Schraubenabstand parallel zur Faserrichtung der Decklage
$a_2$	Schraubenabstand senkrecht zur Faserrichtung der Decklage

In den Diagrammen in Abbildung 6-13 werden die aus den maximalen Prüflasten der einzelnen Versuchsserien ermittelten 5%-Quantilwerte  $F_{k,i}$  (siehe Tabelle 5-8 bis Tabelle 5-11) mit den jeweiligen rechnerischen, charakteristischen Traglasten  $F_{FW,k,i}$  des Fachwerkmodells verglichen. Dazu wurden unter Ansatz des Fachwerkmodells die Schubtragfähigkeiten  $\bar{f}_{R,k,j}$  der verstärkten Elemente ermittelt und anhand dieser auf die rechnerischen Traglasten  $F_{FW,k,i}$  der jeweiligen Versuchskonfigurationen zurückgerechnet.

Wie aus (Gl. 6-15) hervorgeht, fließt in das theoretische Tragmodell die Rollschubfestigkeit der Brettsperrholzelemente ein. Da bei der vorliegenden Auswertung des Tragmodells für die einzelnen Versuchsserien die aus den Referenzversuchen ohne Schraubenverstärkungen ermittelten Rollschubfestigkeiten verwendet werden, stimmen für die unverstärkten Elemente (Typ 119-0, Typ 189-0, Typ 189\_S-0 und Typ 297-0) die Versuchswerte mit denen des Tragmodells überein. Dargestellt sind in diesen Fällen nur die aus den Versuchswerten abgeleiteten charakteristischen Festigkeiten. Zusätzlich ist zu beachten, dass bedingt durch diese Vorgehensweise die Streuung der Referenzversuche die Ergebnisse des Tragmodells beeinflusst.

Die Diagramme in Abbildung 6-13 zeigen, dass die Tragfähigkeiten des auf der Fachwerktheorie basierenden Tragmodells in der Regel geringer ausfallen als die in den experimentellen Untersuchungen ermittelten. Dies ist in erster Linie darauf zurückzuführen, dass der Einfluss des Querdruckes auf die Rollschubfestigkeit bei dem vorliegenden Fachwerkmodell nicht berücksichtigt wird.

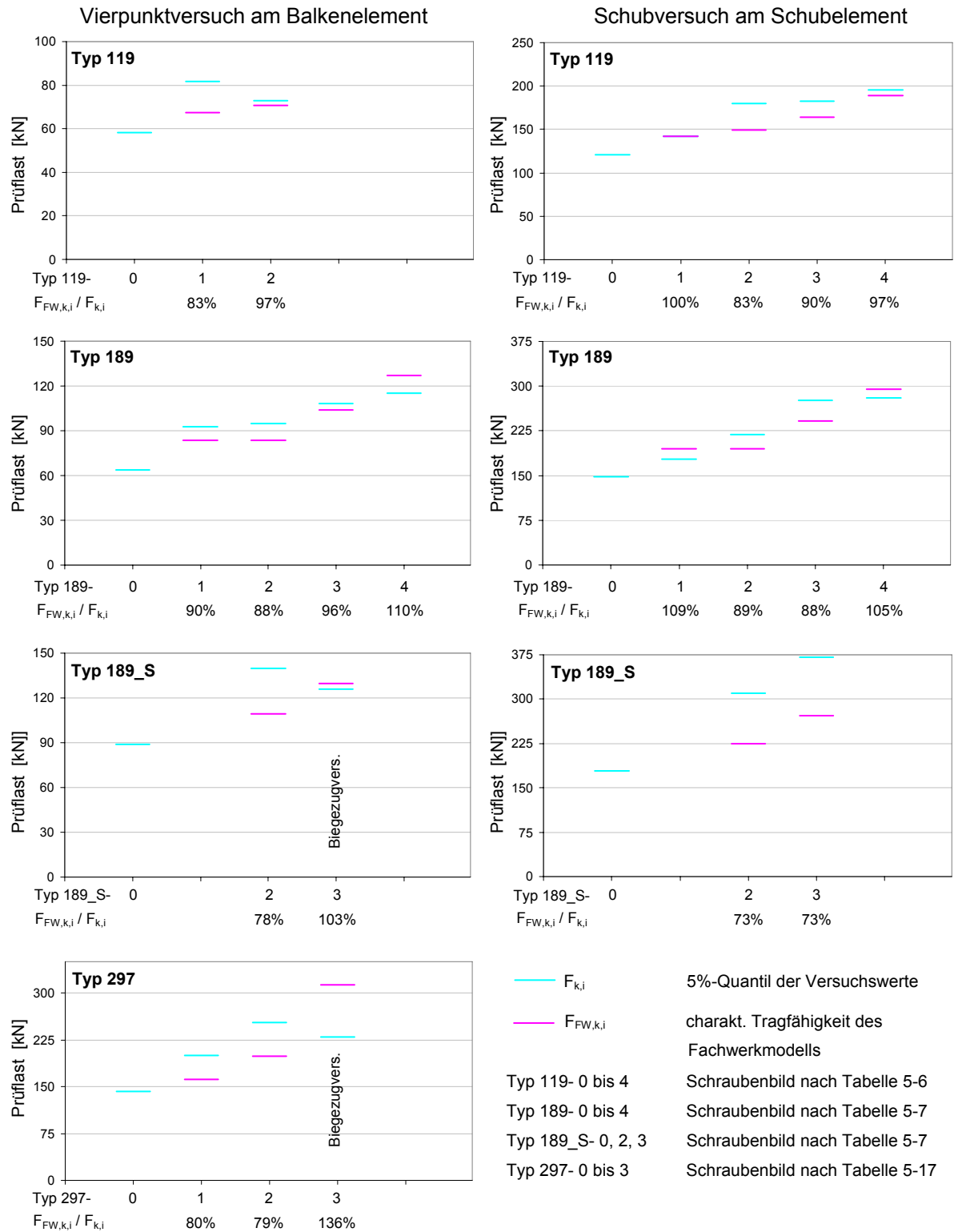


Abbildung 6-13: Vergleich der experimentellen und rechnerischen Tragfähigkeiten (Fachwerkmodell)

Nur bei den Elementen vom "Typ 189" treten vereinzelt Überschreitungen von maximal 10 % auf. So liegen bei den Versuchsserien des "Typ 189-4" (Schraubenneigung von 30°) die Ergebnisse des Tragmodells sowohl bei den Vierpunktversuchen als auch bei den Schubversuchen geringfügig über den Versuchsergebnissen. Dies resul-

tiert aus der Tatsache, dass aufgrund des geringen Neigungswinkels der Schrauben nur in einem sehr geringen Bereich der Mittellage der Prüfkörper tatsächlich die im Tragmodell angesetzte Schraubenverstärkung vorliegt. Mit zunehmendem Neigungswinkel zwischen Schraubenachse und Prüfkörperlängsrichtung werden die unverstärkten Bereiche kleiner und führen zu einer Reduktion des angesprochenen Effekts.

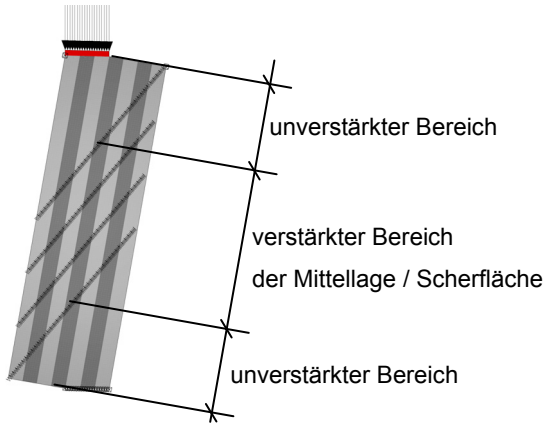


Abbildung 6-14: Gesamtragfähigkeit des schubverstärkten Brettsperrholzelementes

In Relation zu den Versuchsergebnissen liefert, unter Berücksichtigung der verschiedenen Betrachtungsniveaus (charakteristische Werte bzw. Mittelwerte), das Fachwerkmodell im Vergleich zum FEM-Modell konservativere Ergebnisse. Dennoch können durch die Berücksichtigung der Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben anhand des Fachwerkmodells deutliche Tragfähigkeitssteigerungen erzielt werden. In Tabelle 6-6 sind die theoretisch resultierenden Verstärkungsgrade  $\eta_{k,i}$  bezogen auf die unverstärkten Elemente aufgeführt. Der Verstärkungsgrad der einzelnen Serien ist wie folgt definiert:

$$\bar{\eta}_{k,i} = \frac{\bar{f}_{R,k,i}}{f_{R,k,0}} \quad (\text{unverstärkt: } i = 0 \quad \text{verstärkt: } i = 1, \dots, 4) \quad (\text{Gl. 6-16})$$

Tabelle 6-6: Verstärkungsgrade  $\eta_{k,i}$  unter Ansatz des Fachwerkmodells

i	Typ 119 - i		Typ 189 - i		Typ 189_S - i		Typ 297 - i
	Balkenelement	Schubelement	Balkenelement	Schubelement	Balkenelement	Schubelement	Balkenelement
1	116%	118%	132%	132%	-	-	113%
2	121%	123%	132%	132%	123%	126%	140%
3	-	135%	164%	164%	*-	153%	*-
4	-	156%	200%	200%	-	-	-

\* Biegezugversagen



## 7 Bemessungskonzept

Im Rahmen dieser Arbeit wurden zwei unterschiedliche Tragmodelle zur Berücksichtigung von Schubverstärkungen in Brettsperrholzkonstruktionen dargestellt. Die zunächst beschriebenen FEM-Modellierungen sind in erster Linie für wissenschaftliche Betrachtungen bzw. zur Untersuchung spezieller Konstruktionsdetails von Sonderkonstruktionen interessant. Allerdings sind derartige FEM-Berechnungen vergleichsweise aufwendig sowie aufgrund der vielen Eingabeparameter fehleranfällig und daher nur bedingt für die praktische Umsetzung bei der Bemessung geeignet. Für ein allgemeines Bemessungskonzept bietet sich daher das Fachwerkmodell an, welches das Tragverhalten des Verbundquerschnittes aus Brettsperrholz und Vollgewindeschrauben stark abstrahiert beschreibt und somit auch wesentlich weniger Eingangsparameter benötigt.

### 7.1 Randbedingungen

Um die Verifizierung durch die experimentellen Untersuchungen zu gewährleisten und gleichzeitig ein möglichst anwenderfreundliches Bemessungskonzept zu ermöglichen, werden folgende Randbedingungen bzw. Anwendungsgrenzen definiert:

- Symmetrischer Querschnittsaufbau
- Decklagen verlaufen parallel zur Spannrichtung
- Einachsige Lastabtragung (bis zur Verifizierung mit zweiachsigen Versuchen)
- Neigung der Vollgewindeschrauben von  $45^\circ$  zur Faserrichtung der Decklage  
Anmerkung: Für davon abweichende Neigungswinkel liegen keine ausreichenden Versuchsergebnisse zur Verifizierung des Bemessungskonzeptes vor.
- Die Anordnung der Verstärkungselemente liegt innerhalb der in Abbildung 7-1 dargestellten Anwendungsgrenzen. Diese Angaben basieren auf dem Spektrum der untersuchten Schraubenanordnungen.

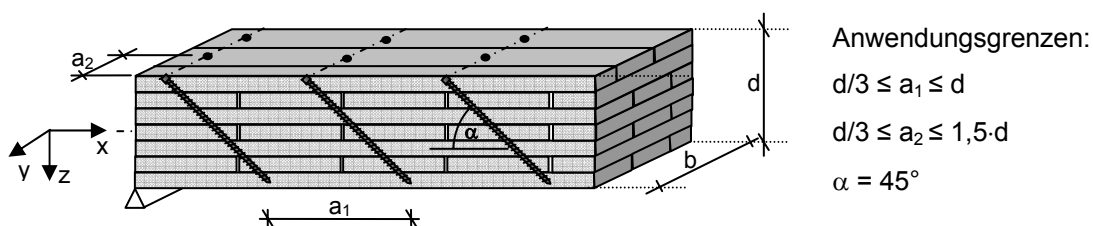


Abbildung 7-1: Schraubenanordnung

## 7.2 Bemessungskonzept - Kombiniertes Fachwerkmodell

Wie die Gegenüberstellungen der experimentell bestimmten Tragfähigkeiten mit den Ergebnissen des Fachwerkmodells zeigen, bestehen bei einer Neigung der Vollgewindschrauben von 45° Optimierungsreserven. Vor allem wenn man bedenkt, dass im Bemessungsfall das Fachwerkmodell auf der in der jeweiligen allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung verankerten charakteristischen Rollschubfestigkeit beruht. Diese Werte lagen stets unter den versuchstechnisch bestimmten charakteristischen Rollschubfestigkeitswerten der Referenzserien (siehe Tabelle 5-15).

Die Unterschiede zwischen den experimentell ermittelten Tragfähigkeiten und den Ergebnissen des Fachwerkmodells sind in erster Linie darauf zurückzuführen, dass der Einfluss des Querdruckes auf die Rollschubfestigkeit nicht berücksichtigt wird. Dieser Ansatz wird nun zur Optimierung des Fachwerkmodells aufgegriffen. Während im Rahmen des FEM-Modells jeweils die querschnittsspezifisch ermittelten Regressionskurven für den Beiwert  $k_{R,90}$  zur Berücksichtigung des Interaktionsverhaltens angewandt wurden, erscheint es für die Erstellung eines Bemessungskonzeptes sinnvoller, den allgemeinen Ansatz nach Kapitel 4.6 aufzugreifen. Folglich gilt für den Beiwert  $k_{R,90}$ :

$$k_{R,90} = \min \begin{cases} 1 + 0,35 \cdot \sigma_{90,Res}^2 \\ 1,20 \end{cases} \quad [-] \quad \text{gilt für } \sigma_{90,Res} \leq 0 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{Gl. 7-1})$$

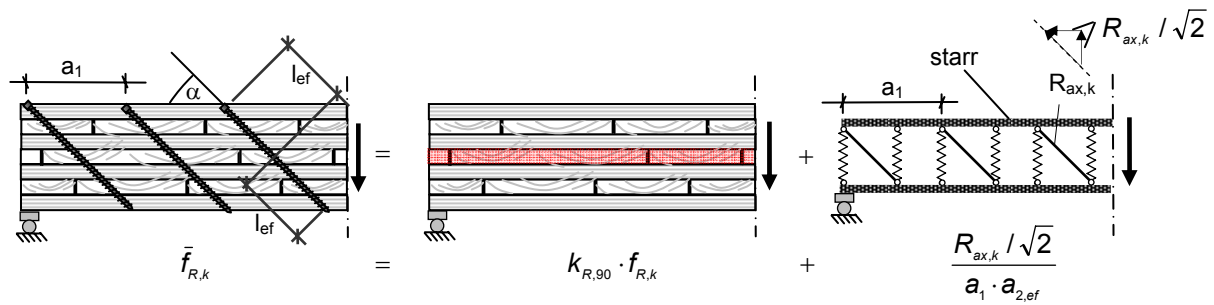
Die resultierende Spannung senkrecht zur Faser ergibt sich aus dem vertikal zur Scherfläche wirkenden Anteil der Schraubenkraft und unter Einbeziehung der Verbindungsmittelabstände wie folgt:

$$\sigma_{90,Res} = \frac{R_{ax,k} / \sqrt{2}}{a_1 \cdot a_{2,ef}} \quad \text{mit} \quad a_{2,ef} = \max \begin{cases} a_2 \\ b / n_{\perp} \end{cases} \quad (\text{Gl. 7-2})$$

Der effektive Schraubenabstand senkrecht zur Faserrichtung ergibt sich aus dem Minimum des tatsächlichen Abstandes  $a_2$  und dem Quotienten aus der Elementbreite  $b$  und der Anzahl  $n_{\perp}$  der vorhandenen Schraubenreihen senkrecht zur betrachteten Tragrichtung.

Bei der Ermittlung der axialen Schraubentragfähigkeit ist zu beachten, dass aufgrund der angenommenen Normalkraftverteilung in der Schraube nur die halbe Schraubenlänge als Einbindelänge angesetzt werden darf (siehe Abbildung 7-2).

Die Kombination aus dem bereits beschriebenen Fachwerkmodell und der Berücksichtigung des Interaktionseinflusses führt zu dem in Abbildung 7-2 dargestellten Bemessungsmodell, das im Folgenden als kombiniertes Fachwerkmodell bezeichnet wird.



$\bar{f}_R$	charakt. Tragfähigkeit des verstärkten Querschnitts unter Rollschubbeanspruchung	[MN/m <sup>2</sup> ]
$f_{R,k}$	charakt. Rollschubfestigkeit (nach abZ)	[MN/m <sup>2</sup> ]
$R_{ax,k}$	charakt. Tragfähigkeit einer Schraube in Schraubenlängsrichtung	[MN]
$a_1$	Schraubenabstand parallel zur betrachteten Tragrichtung	[m]
$a_{2,ef}$	effektiver Schraubenabstand senkrecht zur betrachteten Tragrichtung	[m]
$l_{ef}$	effektive Einbindelänge zur Ermittlung der Schraubentragfähigkeit $R_{ax,k}$	[m]
$k_{R,90}$	Beiwert zur Berücksichtigung des Interaktionsverhaltens nach (Gl. 7-1)	[-]

Abbildung 7-2: Bemessungskonzept – kombiniertes Fachwerkmodell

Die Schubtragfähigkeit eines verstärkten Brettsperrholzelementes setzt sich aus der Rollschubfestigkeit des Brettsperrholzes und der anteiligen Schubtragfähigkeit der Schrauben zusammen. Die Tragwirkungen werden separat voneinander betrachtet, wobei der Anteil der Schrauben an einem Fachwerkmodell ermittelt wird. Da nur das Schubtragverhalten untersucht wird, werden im Modell starre Längsträger angenommen und somit der Einfluss der Biegung vernachlässigt. Zusätzlich erzeugen die auf Zug beanspruchten Schrauben Querdruckspannungen, die sich positiv auf die Rollschubfestigkeit der Querlagen auswirken. Dieser Einfluss wird durch die Erhöhung der Rollschubfestigkeit mittels des Beiwertes  $k_{R,90}$  berücksichtigt.

Die Schubtragfähigkeit der Schrauben ist im Wesentlichen abhängig von deren Herauszieh Widerstand. Allerdings liegen derzeit für den charakteristischen Herauszieh Widerstand von Vollgewindeschrauben in Brettsperrholzbauteilen bei einer Anordnung der Schrauben unter einem Neigungswinkel von 45° keine allgemein gültigen Bemessungsgleichungen vor. Wie die Betrachtungen in Kapitel 6.2.2 zeigen, kann in Anlehnung an die Untersuchungen von [Blaß/Uibel] der charakteristische Herauszieh Widerstand  $R_{ax,k}$  näherungsweise wie folgt bestimmt werden:

$$R_{ax,k} = \frac{31 \cdot d^{0,8} \cdot l_{ef}^{0,9}}{1,5 \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \quad [\text{N}] \quad (\text{Gl. 7-3})$$

Für den Neigungswinkel der Schrauben von  $\alpha = 45^\circ$  erhält man:

$$R_{ax,k} = 24,8 \cdot d^{0,8} \cdot l_{ef}^{0,9} \quad [\text{N}] \quad (\text{Gl. 7-4})$$

Unter Berücksichtigung der maximalen Zugtragfähigkeit der verwendeten Schrauben gilt:

$$R_{ax,k} = \min \left\{ \begin{array}{l} 24,8 \cdot d^{0,8} \cdot l_{ef}^{0,9} \\ R_{t,u,k} \end{array} \right. \quad [\text{N}] \quad (\text{Gl. 7-5})$$

mit:  $R_{t,u,k}$  charakt. Zugtragfähigkeit der Vollgewindeschrauben (nach abZ)

Somit ist für Brettsperrholzelemente, die durch Vollgewindeschrauben verstärkt sind, unter Schubbeanspruchung folgender Nachweis zu erbringen:

$$\tau_{R,d} \leq k_{\text{mod}} \cdot \frac{\bar{f}_{R,k}}{\gamma_M} \quad \text{mit:} \quad \bar{f}_{R,k} = k_{R,90} \cdot f_{R,k} + \frac{R_{ax,k} / \sqrt{2}}{a_1 \cdot a_{2,ef}} \quad (\text{Gl. 7-6})$$

mit:  $\tau_{R,d}$  aus der Querkraft  $v_d$  am unverstärkten BSP Element ermittelte Rollschubspannung

$\bar{f}_{R,k,j}$  charakt. Tragfähigkeit des verstärkten Querschnitts unter Rollschubbeanspruchung (siehe Abbildung 7-2)

$k_{\text{mod}}$  Modifikationsbeiwert nach Tabelle F.1 der [DIN 1052]

$\gamma_M$  Teilsicherheitsbeiwert für "Holz und Holzwerkstoffe" nach Tabelle 1 der [DIN 1052]

### 7.3 Verifizierung des Bemessungskonzeptes

Zur Verifizierung des Bemessungskonzeptes anhand der Versuchsergebnisse werden die charakteristischen Rollschubfestigkeiten  $f_{R,k}$  der unterschiedlichen Querschnittsaufbauten den jeweiligen allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen entnommen. Gemäß [Z-9.1-501] darf bei Brettsperrholzelementen mit Dicken kleiner bzw. gleich 115 mm ein höherer Wert für die charakteristische Rollschubfestigkeit angenommen werden. Da die Elemente vom "Typ 119" diese Grenzdicke nur knapp überschreiten, wird für den Vergleich des Bemessungskonzeptes mit den Versuchsergebnissen der höhere Wert angesetzt. Daraus resultieren für den "Typ 119" etwas höhere Tragfähigkeiten, die jedoch trotzdem unter den versuchstechnisch bestimmten, charakteristischen Tragfähigkeiten liegen müssen.

- Typ 119  $f_{R,k} = 0,85 \text{ N/mm}^2$  [Z-9.1-501]
- Typ 189 und Typ 297  $f_{R,k} = 0,70 \text{ N/mm}^2$  [Z-9.1-501]
- Typ 189\_S  $f_{R,k} = 0,70 \text{ N/mm}^2$  [Z-9.1-809]

In Abbildung 7-3 werden die aus den charakteristischen Tragfähigkeiten des Bemessungskonzeptes abgeleiteten Traglasten den 5%-Quantilwerten der Versuchsergebnisse gegenübergestellt. Dies erfolgt anhand der Vierpunktversuche, die im Gegensatz zu den Schubversuchen den üblicherweise vorhandenen baupraktischen Randbedingungen entsprechen. Da dieses Bemessungskonzept nur für Schubverstärkungen mit einem Neigungswinkel der

Schraubenachse zur Faserrichtung der Decklagen von  $45^\circ$  gilt, werden die Schubverstärkungen mit einer Neigung von  $30^\circ$  bei der Auswertung nicht berücksichtigt.

Nur bedingt aussagekräftig sind die Versuchsserien, bei denen die Elemente auf Biegezug versagt haben und deshalb die charakteristischen Tragfähigkeiten des Bemessungskonzeptes teilweise die 5%-Quantil-werte der Versuchsserien übersteigen. Sie werden folglich nicht in die Betrachtung einbezogen und es zeigt sich, dass das beschriebene Bemessungskonzept einen konservativen Ansatz für die Schubbemessung verstärkter Brettsperrholzelemente darstellt.

Innerhalb der Serien der einzelnen Querschnittstypen weist der Abstand der charakteristischen Bemessungsfestigkeiten zu den 5%-Quantilwerten der Versuchsergebnisse jeweils in etwa die gleiche Größenordnung auf. Dies gilt auch für die entsprechenden Festigkeitswerte der unverstärkten Elemente. Folglich wird das vorliegende Sicherheitsniveau durch die Anwendung des vorgeschlagenen Bemessungskonzeptes nicht wesentlich verändert.

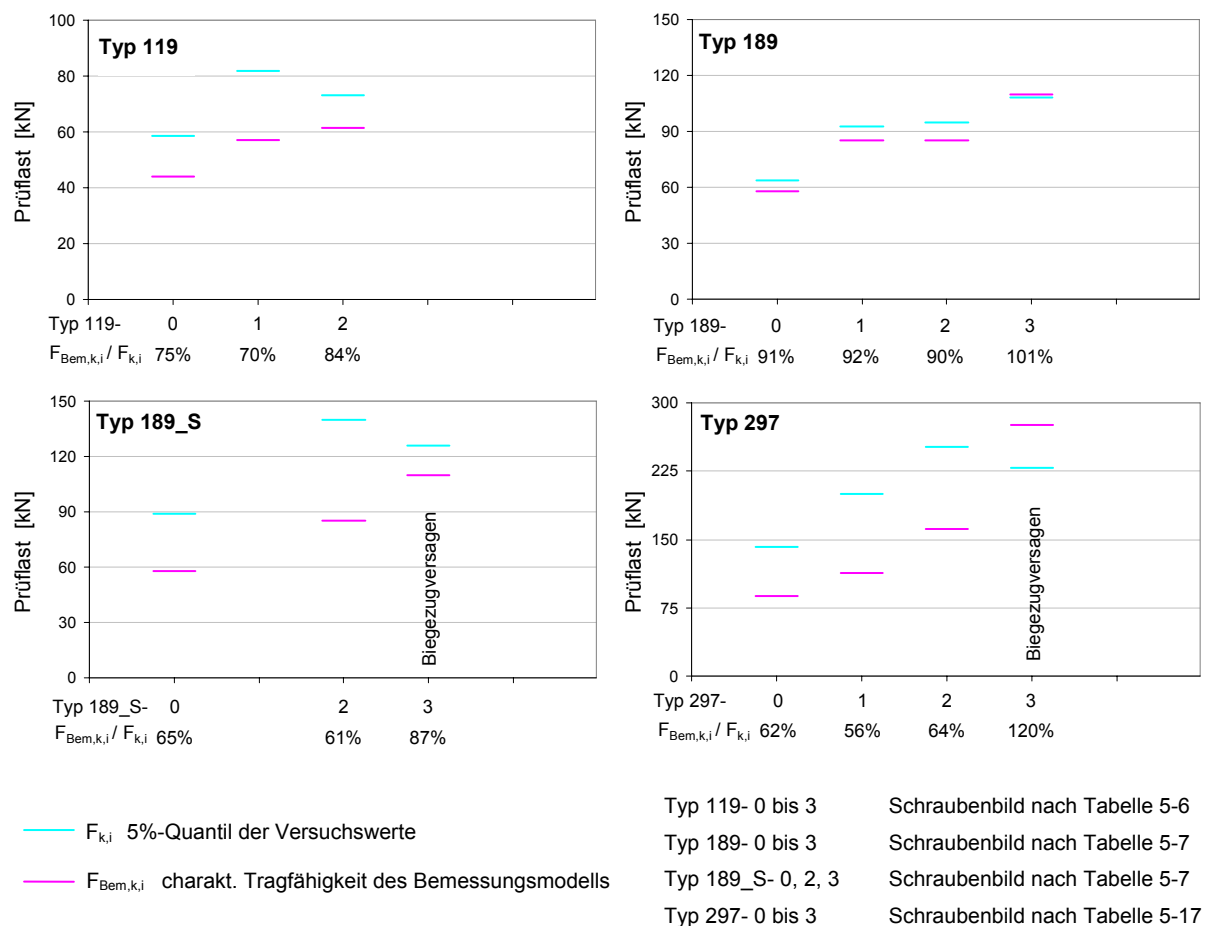


Abbildung 7-3: Verifizierung des Bemessungskonzeptes

## 8 Biaxiale Tragversuche

Im Laufe des Forschungsprojektes wurden die experimentellen Untersuchungen gemäß dem genehmigten Arbeitsplan ausschließlich unter Berücksichtigung von einaxialer Lastabtragung durchgeführt. Folglich gilt das auf den Versuchsergebnissen basierende Bemessungskonzept ebenfalls nur für die genannten Randbedingungen. Abschließend wurden, zusätzlich zu dem im Arbeitsplan enthaltenen Untersuchungsumfang, Tastversuche an Plattenelementen durchgeführt, um erste Erfahrungen mit Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben unter Berücksichtigung von biaxialer Tragwirkung zu gewinnen.

### 8.1 Material und Herstellung

Bei den Versuchskörpern handelte es sich um siebenlagige Brettsperrholzelemente (Typ 189), deren Querschnittsaufbau bereits aus den Untersuchungen zum Interaktionsverhalten bzw. zu den Schubverstärkungen bekannt ist. Die Gesamtdicke der Elemente betrug 189 mm (7 x 27 mm) und die Einzelbretter waren nicht an den Schmalseiten miteinander verklebt. Alle Einzelbretter wurden wiederum nach einheitlichem Schnittmuster mit Entlastungsnuten parallel zur Faserrichtung versehen (siehe Abbildung 8-1).

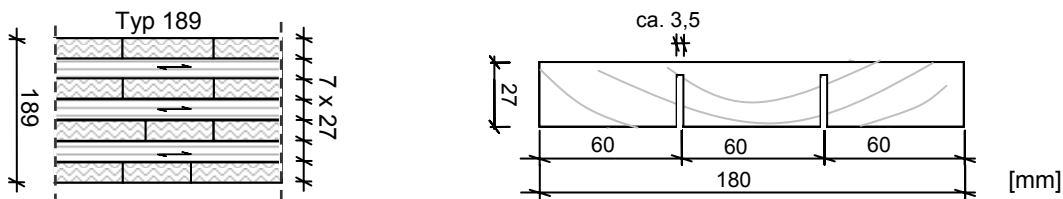


Abbildung 8-1: Querschnittsaufbauten (Schnittebene senkrecht zu den Decklagen)

Die Rohware der Plattenelemente bestand aus Nadelholz (Fichte) der Sortierklasse S 10 (visuelle Sortierung nach [DIN 4074-1]). Da bei der Schubbemessung unter Berücksichtigung der Haupt- und Nebentragsrichtung in der Regel die mittleren drei Lagen maßgebend werden, wurden für diese Lagen aus der vorliegenden Brettware Lamellen mit einer Rohdichte im Bereich von ca.  $440 \text{ kg/m}^3$  bis  $480 \text{ kg/m}^3$  entnommen. An etwa 40 % dieser Einzel lamellen wurde neben der Rohdichte und der Holzfeuchte zusätzlich mittels Schwingungsmessung der Elastizitätsmodul parallel zur Faser bestimmt. Damit ergeben sich für die Brett lamellen der mittleren drei Lagen die in Tabelle 8-1 angegebenen Kennwerte. Demnach stimmt in den maßgebenden Lagen die mittlere Rohdichte der Lamellen mit der in den Balken- bzw. Scherversuchen verwendeten Brettware annähernd überein.

Tabelle 8-1: Kennwerte der Einzelbretter

	Rohdichte [ $\text{kg/m}^3$ ]	Holzfeuchte [%]	E-Modul [ $\text{MN/m}^2$ ]
Mittelwert	460,6	9,3	13302,7
Standardabweichung	13,5	1,1	2159,6
COV	3%	11%	16%

## 8.2 Versuchskonfiguration

Die Durchführung der biaxialen Traglastversuche erfolgte an umfanggelagerten Plattenelementen, die zentrisch durch eine Einzellast beansprucht wurden. Als gelenkige Linienlager dienten Flachstahlprofile, die an der Unterseite jeweils mit einem Walzenprofil versehen waren. Eine quadratische Stahlplatte und eine zwischen dieser und dem Zylinder angeordnete Kalotte bildeten die Lasteinleitungsstruktur. Neben dem Zylinderweg und der Kraft wurden zusätzlich an vier Punkten die vertikalen Verformungen der Elemente gemessen, um gegebenenfalls auftretende Steifigkeitsunterschiede der einzelnen Prüfkörper erfassen zu können. Diese Messpunkte lagen auf den Diagonalen der Elemente, da dort theoretisch gleiche Verformungswerte vorliegen und somit eine Mittelung der vier Messkurven erfolgen kann. Die Versuchseinrichtung inklusive der Messinstrumente sowie die wesentlichen Abmessungen sind in nachfolgender Abbildung enthalten.

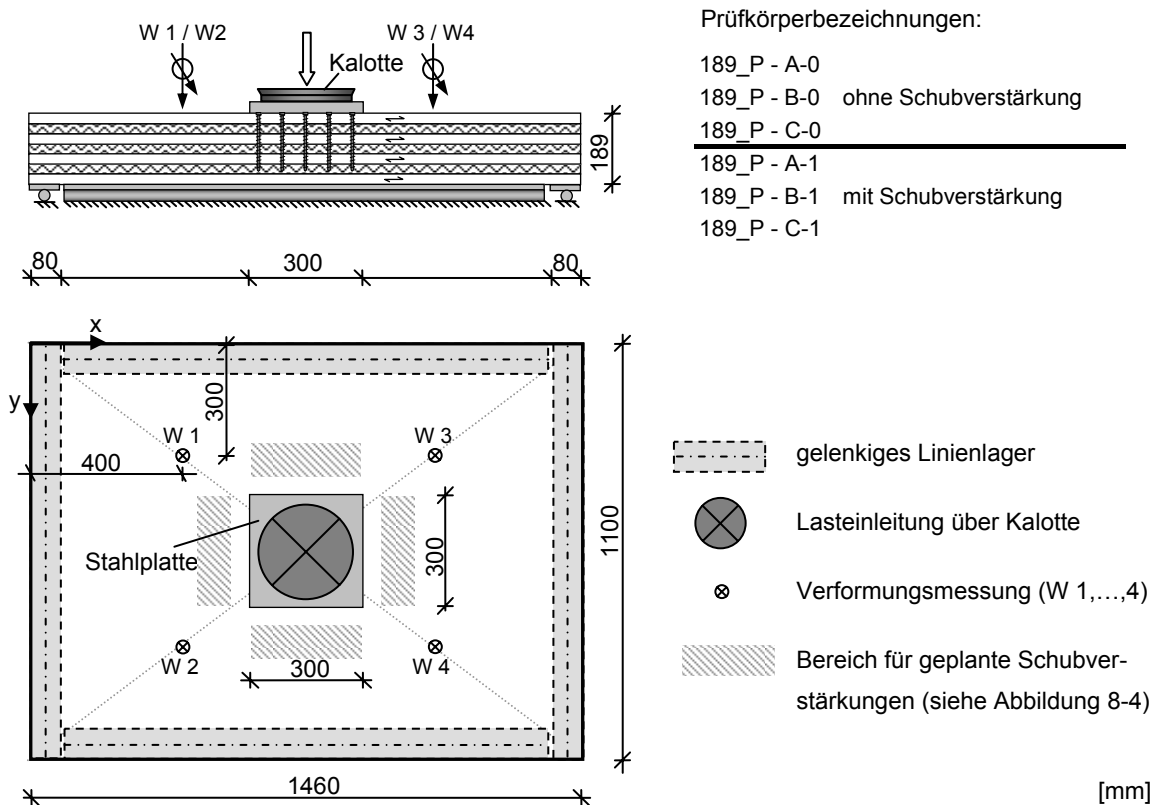


Abbildung 8-2: Versuchskonfiguration (Prüfkörper ohne Schubverstärkung)

Im Rahmen eines Vorversuches zeigte sich, dass es im Bereich der Lasteinleitungsplatte zu deutlichen Einpressungen aufgrund von Querdruckversagen des Holzes kam. Daher wurden unter der quadratischen Lasteinleitungsplatte senkrecht zur Oberfläche Vollgewindschrauben als Querdruckverstärkung angeordnet. Der Versuchsstand sowie die Querdruckverstärkungen sind in nachfolgender Abbildung dargestellt.

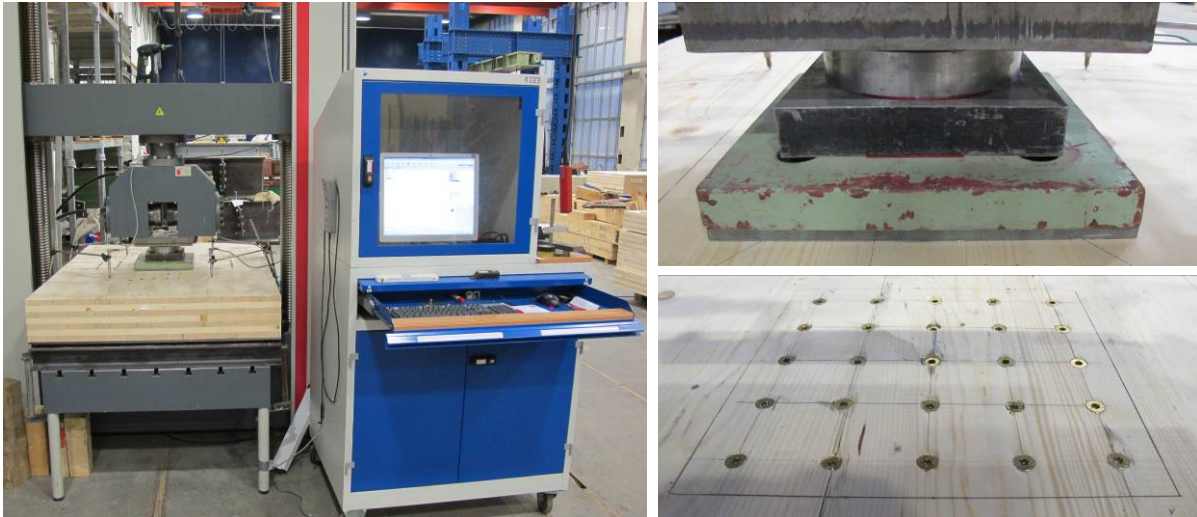


Abbildung 8-3: Versuchsstand, Lasteinleitung und Querdruckverstärkung (Typ 189\_P - A-0)

Zunächst wurden anhand von drei Prüfkörpern Referenztraglasten für die Elemente ohne Schubverstärkungen ermittelt. Anschließend wurden drei Prüfkörper im Lasteinleitungsbe-  
reich mit diagonal angeordneten Vollgewindeschrauben versehen und gemäß der zuvor  
dargestellten Versuchskonfiguration geprüft. Nachfolgende Abbildungen zeigen sowohl die  
Anordnungen der Vollgewindeschrauben zum Zwecke der Schubverstärkung als auch die  
senkrecht zur Oberfläche angeordneten Querdruckverstärkungen. In beiden Fällen wurden  
selbstbohrende Vollgewindeschrauben mit einem Gewindedurchmesser von 8,0 mm ver-  
wendet.

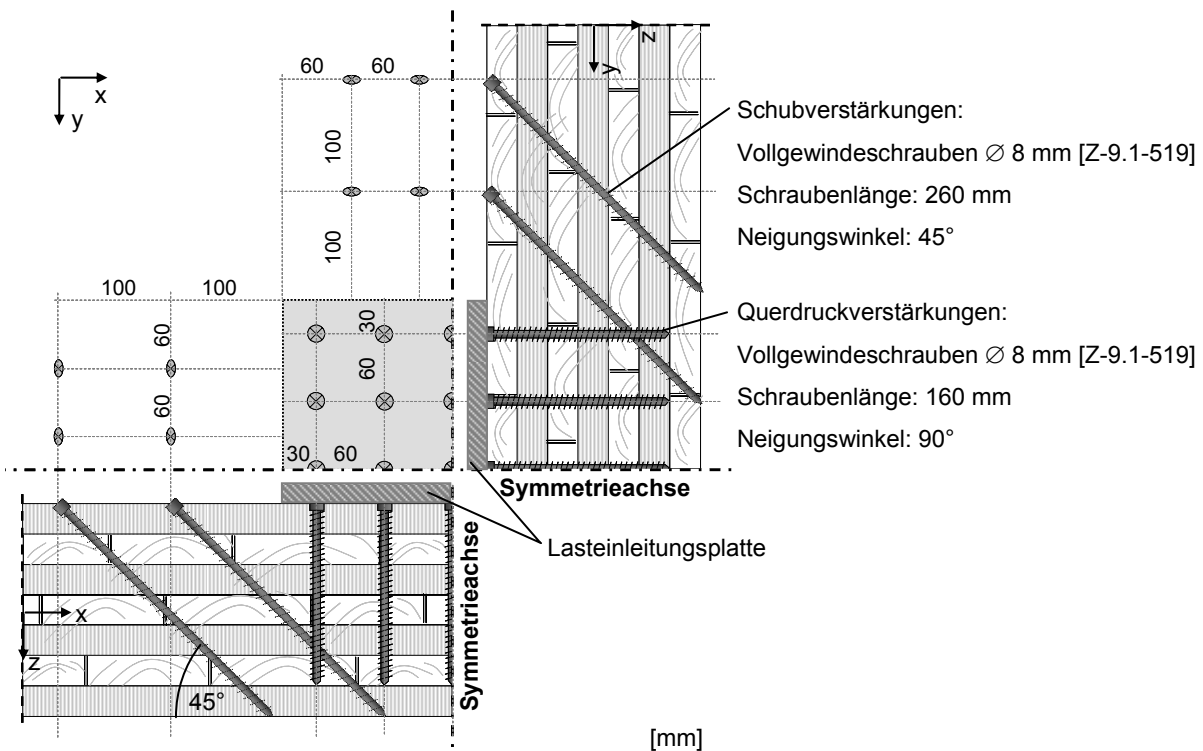


Abbildung 8-4: Anordnung der Schub- und der Querdruckverstärkung





Abbildung 8-5: Prüfkörper mit Schub- und Querdruckverstärkungen (Serie Typ 189\_P - A-1)

Die umlaufenden Linienlager bildeten 80 mm breite Flachstahlprofile, die an den Außenkanten der Prüfkörper angebracht wurden. Um eine gelenkige Lagerung zu gewährleisten und somit eine Verdrehung der Auflager zu ermöglichen, wurden zusätzlich Walzenprofile an den Unterseiten der Flachstahlprofile mittels Schweißpunkten fixiert (Abbildung 8-3).



Abbildung 8-6: Umlaufende, gelenkige Linienlager

### 8.3 Versuchsdurchführung

Die Versuche wurden weggesteuert mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit des Prüfzylinders von 1,5 mm je Minute gefahren. Zunächst erfolgte die Prüfung der unverstärkten und anschließend die der verstärkten Plattenelemente. Alle Prüfkörper wurden bis zum Versagen belastet. Wie aus den Lastverformungskurven zu entnehmen ist, kam es bei keinem der Prüfkörper zu einem schlagartigen Versagen. Sowohl die unverstärkten als auch die verstärkten Prüfkörper waren in der Lage, nach dem Erreichen der Maximallast ein gewisses Lastniveau zu halten. Das nachfolgende Diagramm zeigt die Lastverformungskurven der einzelnen Prüfkörper, wobei die Kraft des Prüfzylinders über den Standardweg (Maschinenweg) aufgezeichnet ist.

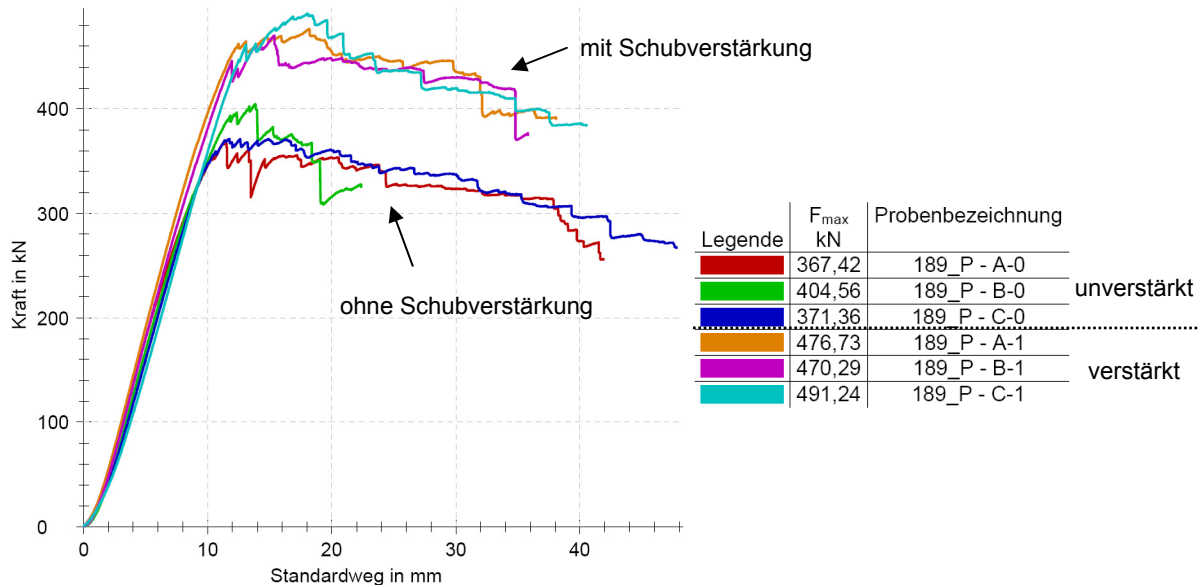


Abbildung 8-7: Lastverformungskurven der verstärkten und unverstärkten Prüfkörper

Der erste Lastabfall war in der Regel verbunden mit einem Schubversagen im Bereich der Lasteinleitungsplatte. Dies war oberflächlich nicht sichtbar, akustisch aber deutlich wahrnehmbar und spiegelte sich auch in den Lastverformungskurven wider. Erst bei fortgeschrittener Prüfung und mit zunehmendem Maschinenweg wurden Schubrisse an den Seitenflächen der Prüfkörper sichtbar (Abbildung 8-8). Bei den in den Hirnholzflächen liegenden Rissen handelt es sich jedoch nicht um typische Rollschubrisse, sondern sie resultieren aus dem Abscheren der parallel zur betrachteten Tragrichtung verlaufenden Brettlamellen. In Abbildung 8-8 ist das blockscherartige Versagen verbunden mit einem entsprechenden Versatz senkrecht zur Seitenfläche zu beobachten.

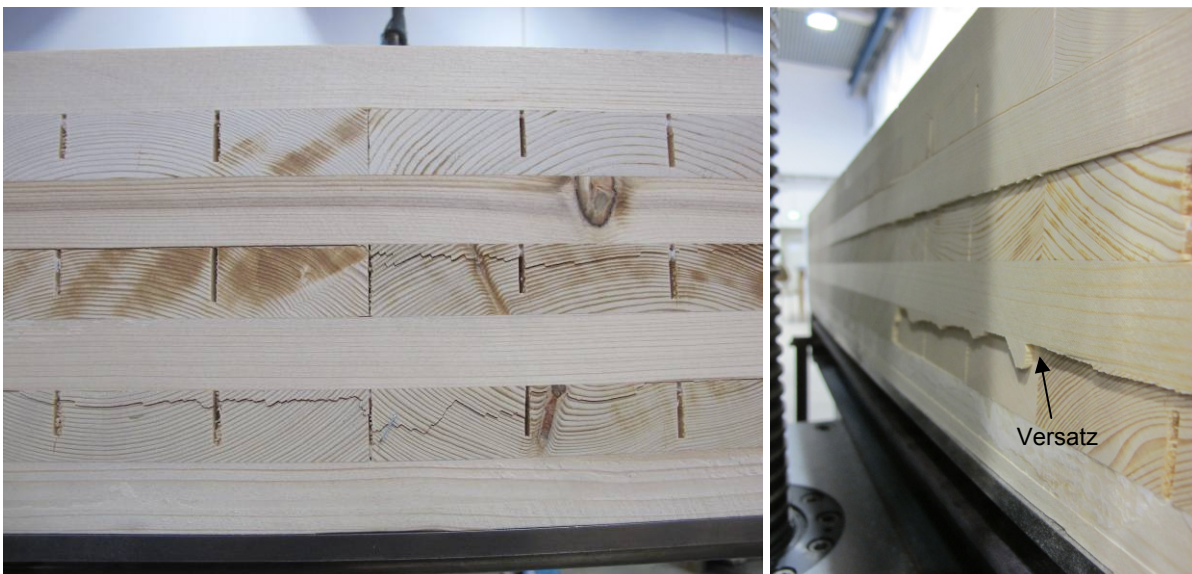


Abbildung 8-8: Schubversagen in Nebentragrichtung (quer zu den Decklagen)

Die Verformungsmessung mittels der induktiven Wegaufnehmer belegt, dass bezüglich des Verformungsverhaltens der einzelnen Prüfkörper keine großen Schwankungen vorliegen und folglich von vergleichbaren Materialkenngrößen ausgegangen werden kann. Das Diagramm in der nachfolgenden Abbildung zeigt die aus den jeweils vier vorliegenden Verformungsmessungen bestimmten Mittelwerte der Elementverformungen (zur Lage der Verformungsmessungen siehe Abbildung 8-2). Die Lastverformungskurven der einzelnen Messstellen sind im Anhang 11.5 enthalten.

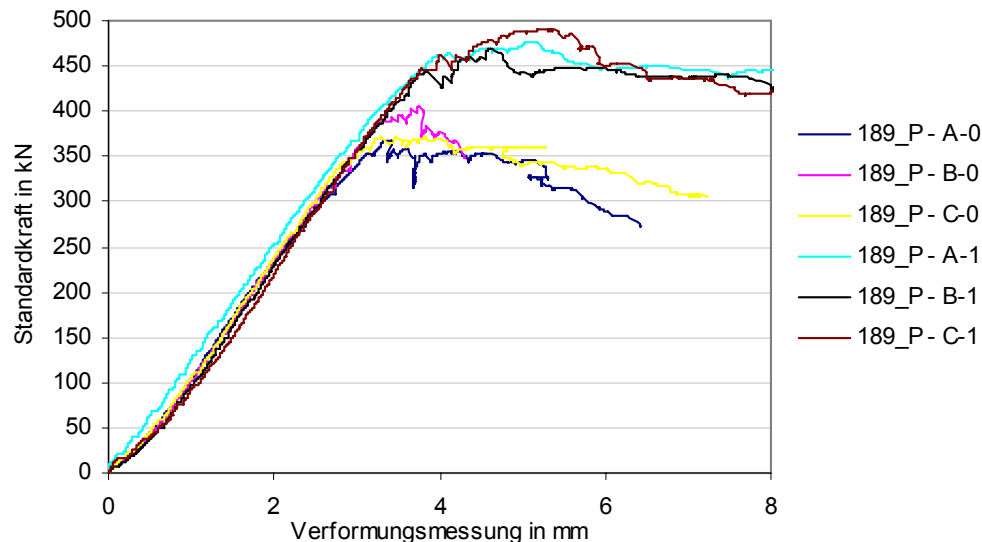


Abbildung 8-9: Mittelwerte der Verformungsmessungen

## 8.4 Auswertung und Ergebnisse

Sowohl die Versuchsserien an unverstärkten Prüfkörpern als auch die Serien mit Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben wurden gemäß dem nachfolgend erläuterten Schema ausgewertet.

- Index i: Serie bzw. Schraubenbilder i = 0: unverstärkt  
i = 1: mit Schubverstärkungen
- Index j: Prüfkörperbezeichnung je Serie mit j = A, B, C
- Maximale Prüflast  $F_{\max,i,j}$  der einzelnen Prüfkörper
- Mittelwert  $F_{\text{mean},i}$  der maximalen Prüflasten
- Standardabweichung  $s_i$
- Variationskoeffizient  $\text{COV} = s_i / F_{\text{mean},i}$
- Mittelwert  $F_{\text{mean},i,(\ln)}$  der Prüflasten nach [EN 14358]

$$F_{\text{mean},i,(\ln)} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{j=A}^{j=C} \ln(F_{\max,i,j}) \quad \text{mit Anzahl der Proben: } n = 3 \quad (\text{Gl. 8-1})$$

- Standardabweichung  $s_{i,(ln)}$  der Prüflasten nach [EN 14358]

$$s_{i,(ln)} = \sqrt{\frac{1}{n-1} \cdot \sum_{j=A}^{j=E} (\ln(F_{max,i,j}) - F_{mean,j,(ln)})^2} \quad \text{mit Anzahl der Proben: } n = 3 \quad (\text{Gl. 8-2})$$

- Charakteristischer Wert bzw. 5%-Quantil  $F_{k,i}$  der Prüflasten nach [EN 14358]

$$F_{k,j} = \exp(F_{mean,j,(ln)} - k_s \cdot s_{i,(ln)}) \quad \text{mit } k_s = 3,15 \text{ nach [EN 14358]} \quad (\text{Gl. 8-3})$$

- Verstärkungsgrade  $\eta_{mean,i}$  bzw.  $\eta_{k,i}$  bezogen auf die unverstärkten Serien

$$\eta_{mean,j} = \frac{F_{mean,j}}{F_{mean,0}} \quad \text{bzw.} \quad \eta_{k,j} = \frac{F_{k,j}}{F_{k,0}} \quad (\text{unverstärkte Prüfkörper: } i = 0) \quad (\text{Gl. 8-4})$$

Die Ergebnisse der Auswertung sind in Tabelle 8-2 zusammengefasst.

Tabelle 8-2: Auswertung der Versuchsergebnisse

Serien: Typ 189_P - i		0	1	i
$F_{max,i,j}$ j=	A	367,42	476,73	[kN]
	B	404,56	470,29	[kN]
	C	371,36	491,24	[kN]
Mittelwert $F_{mean,i}$		381,11	479,42	[kN]
Standardabweichung $s_i$		20,40	10,73	[kN]
COV <sub>i</sub>		0,05	0,02	[-]
Mittelwert $F_{mean,i,(ln)}$		5,94	6,17	[-]
Standardabweichung $s_{i,(ln)}$		0,04	0,02	[-]
5%-Quantil $F_{k,i}$		338,52	456,11	[kN]
<b>Verstärkungsgrad <math>\eta</math></b>				
$\eta_{mean,i}$		-	1,26	[-]
$\eta_{k,i}$		-	1,35	[-]

Es zeigt sich, dass auch bei zweiachsiger Lastabtragung durch die Anordnung von Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben deutliche Tragfähigkeitssteigerungen erzielt werden können. Bezogen auf den Mittelwert liegt die Tragfähigkeitssteigerung bei ca. 26 %. Typischerweise bewirkt eine Anordnung von Verstärkungselementen nicht nur eine Erhöhung der Tragfähigkeit, sondern sie beeinflusst gleichzeitig positiv die Streuung der Versuchsergebnisse. Bezogen auf das Niveau der charakteristischen 5%-Quantilwerte wird durch diesen Effekt eine Tragfähigkeitssteigerung von ca. 35 % erreicht. Aufgrund der geringen Anzahl an Versuchskörpern je Serie sind die 5%-Quantilwerte jedoch nur bedingt aussagekräftig.

## 9 Zusammenfassung

Um den Berechnungsaufwand im Rahmen der Schubbemessung von Brettsperrholzelementen unter konzentrierten Beanspruchungen zu reduzieren, wurden Vergleichsrechnungen für in den Eckbereichen punktgestützte sowie für durch zentrischen Einzellasten beanspruchte Brettsperrholzkonstruktionen durchgeführt. Die Parameterstudien zeigen, dass die Verteilung der Querkräfte in Haupt- und Nebentragsrichtung im Wesentlichen von der Anzahl der vorhandenen Schichten sowie vom Verhältnis der Einzelschichtdicken der jeweiligen Tragsrichtungen abhängt. Für die genannten Systeme wurden aus den Berechnungsergebnissen Gleichungen zur Abschätzung der Querkraftverteilung sowie zur Ermittlung der maßgebenden Rollschubspannung an standardisierten Querschnittstypen abgeleitet.

In Bereichen konzentrierter Lasteinleitung kommt es zu Spannungsinteraktionen aus Querdruck- und Rollschubbeanspruchungen. Gleiches gilt für Bereiche, in denen Schubverstärkungen aus geneigten Vollgewindeschrauben angeordnet sind, da die Schubverformung in den Schrauben Zugkräfte aktiviert und folglich aus Gleichgewichtsgründen im Brettsperrholzquerschnitt Querdruckspannungen entstehen. Daher wurde anhand von experimentellen Untersuchungen an Kleinproben sowie an Bauteilversuchen mit Brettsperrholzelementen der Einfluss von Querdruckspannungen auf die Rollschubfestigkeit untersucht. Im Rahmen der Versuche wurden Festigkeitssteigerungen von bis zu 50 % ermittelt. Die Auswirkung der Spannungsinteraktion auf die Rollschubfestigkeit ist jedoch stark abhängig vom Verhältnis des Fugenabstandes bzw. des Abstandes der Entlastungsnuten zur Einzelschichtdicke. Auf Basis der experimentellen Ergebnisse wurde ein allgemeiner Bemessungsansatz entwickelt, bei dem die Erhöhung der charakteristischen Rollschubfestigkeit infolge einer Spannungsinteraktion mit Querdruck auf maximal 20 % begrenzt wird.

Um Erkenntnisse über die Auswirkungen von Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben auf das Tragverhalten von Brettsperrholzelementen zu erhalten, wurden entsprechende Bauteilversuche durchgeführt. Diese erfolgten in Anlehnung an die [CUAP 03.04/06] mittels Vierpunkt-Schubversuchen sowie durch eine alternative Versuchskonfiguration mit einem um 10° gegen die Vertikale geneigten Schubelement. Bei den siebenlagigen Prüfkörpern wurden die Schraubenkonfigurationen, die Gesamtdicke der Elemente sowie das Verhältnis des Fugenabstandes zur jeweiligen Einzelschichtdicke variiert. Die Ergebnisse zeigen, dass bei allen geprüften Schraubenkonfigurationen die Mittelwerte der Prüflasten über dem Mittelwert der jeweiligen unverstärkten Referenzserie lagen. In den Untersuchungen betrug die maximal erzielte Steigerung der Schubtragfähigkeit der Brettsperrholzelemente infolge der Verstärkungen aus Vollgewindeschrauben ca. 80 %. Die Anordnung der Verstärkungselemente führt nicht nur zur Erhöhung der Tragfähigkeit, sondern sie wirkt sich auch gleichzei-

tig positiv auf die Streuung der Versuchsergebnisse aus. Folglich liegen die an den charakteristischen 5%-Quantilwerten ermittelten Verstärkungsgrade in der Regel über den aus den Mittelwerten der Versuchsergebnisse bestimmten Verstärkungsgrade. Der Vergleich der beiden gewählten Versuchsanordnungen zeigt, dass bei den unverstärkten Prüfkörpern die Vierpunkt-Schubversuche an den Balkenelementen tendenziell geringfügig höhere Schubfestigkeiten liefern als die Scherversuche an den geeigneten Schubelementen. Bei den verstärkten Elementen ist kein eindeutiger Trend erkennbar.

Mit Hinblick auf die FEM-Modellierung der zuvor beschriebenen Versuche wurde an einer Kleinserie das Verbundverhalten der verwendeten Vollgewindeschrauben mit dem Brettsperrholzquerschnitt untersucht. In Anlehnung an die Tragwirkung einer als Verstärkungselement eingesetzten Schraube wurden an Brettschicht- und Brettsperrholzprüfkörpern mittels einer Druckbeanspruchung Verformungen aufgebracht und die daraus resultierende Längenänderung der Schraube gemessen. Die begleitenden FEM-Simulationen führten zur Ermittlung der für die Tragmodelle erforderlichen Verbundsteifigkeit.

Für die theoretische Beschreibung des Tragverhaltens der schubverstärkten Brettsperrholzprüfkörper wurden FEM-Simulationen durchgeführt. Der Brettsperrholzquerschnitt wurde mit Scheiben- und die Vollgewindeschrauben durch Stabelemente modelliert, die über Federelemente mit einander gekoppelt waren. Die Verformungsmessungen der unverstärkten Referenzserien ermöglichten die Kalibrierung der Materialeigenschaften des FEM-Modells, speziell des Rollschubmoduls der Querlagen. Die in Abhängigkeit des betrachteten Querschnittstyps abgeleiteten Werte für den Rollschubmodul von  $55 \text{ MN/m}^2$  bis zu  $75 \text{ MN/m}^2$  liegen im Bereich der Angaben der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen und der DIN 1052 [DIN 1052]. Durch eine linear elastische Berechnung wurden die Reduktion der Rollschubspannung infolge von Schubverstärkungen und gleichzeitig der daraus resultierende Querdruck in der maßgebenden Querlage ermittelt. Es zeigt sich, dass die Tragfähigkeitssteigerung der verstärkten Elemente nicht alleine auf die Reduktion der Rollschubspannung zurückzuführen ist. Eine Nachlaufrechnung lieferte dann den Verstärkungsgrad unter Berücksichtigung des Querdruckeinflusses auf die Rollschubfestigkeit. Die auf diese Weise bestimmten maximalen Traglasten liefern im Vergleich zu den versuchstechnisch ermittelten Traglasten überwiegend konservative Ergebnisse.

Des Weiteren wurde ein Tragmodell basierend auf einem Fachwerkmodell vorgestellt, das die Tragfähigkeiten des Brettsperrholzes und der Vollgewindeschrauben getrennt von einander betrachtet. Während sich die Tragfähigkeit des Brettsperrholzes aus der Rollschubfestigkeit der unverstärkten Referenzserien ergibt, wird zur Ermittlung der anteiligen Tragfä-

higkeit der Schubverstärkung ein Fachwerkmodell herangezogen. Dieses überträgt die aus der Schubbeanspruchung resultierenden Scherkräfte anhand diagonal angeordneter Fachwerkstäbe, die die Schrauben symbolisieren. Die Tragfähigkeitssteigerung wird wesentlich durch den axialen Herauszieh Widerstand der verwendeten Schrauben bzw. durch deren Zugtragfähigkeit bestimmt. Aus dem Vergleich des Modells mit den Versuchswerten auf Grundlage der charakteristischen 5%-Quantilwerte geht hervor, dass auch das Fachwerkmodell im Vergleich zu den versuchstechnisch ermittelten Tragfähigkeiten konservative Ergebnisse liefert.

Die zunächst beschriebenen FEM-Modellierungen sind in erster Linie für wissenschaftliche Betrachtungen bzw. zur Untersuchung spezieller Konstruktionsdetails interessant. Derartige FEM-Berechnungen sind allerdings vergleichsweise aufwendig, aufgrund der vielen Eingabeparameter fehleranfällig und folglich nur bedingt für die praktische Umsetzung bei der Bemessung geeignet. Für ein allgemeines Bemessungskonzept bietet sich daher das kombinierte Fachwerkmodell an, welches wie zuvor erläutert das Tragverhalten des Verbundquerschnittes aus Brettsperrholz und Vollgewindeschrauben stark abstrahiert beschreibt, zusätzlich jedoch auch das Interaktionsverhalten von Rollschub- und Querdruckspannungen berücksichtigt. Dabei kommt der ebenfalls im Rahmen des Vorhabens vorgestellte allgemeine Bemessungsansatz zur Berücksichtigung des Interaktionsverhaltens aus Querdruck und Rollschub mit einer maximalen Erhöhung der Rollschubfestigkeit um 20 % zur Anwendung. Die Gegenüberstellung der Traglasten gemäß diesem Bemessungsansatz mit denen der Versuchsergebnisse belegt, dass unter Berücksichtigung der im Rahmen des Vorhabens untersuchten Randbedingungen eine konservative Bemessung gewährleistet ist.

Abschließend wurden, zusätzlich zu dem im Arbeitsplan enthaltenen Untersuchungsumfang, Tastversuche an Plattenelementen durchgeführt, um erste Erfahrungen mit Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben unter Berücksichtigung von zweiachsiger Lastabtragung zu gewinnen. Die Versuche an umlaufend gelenkig gelagerten Plattenelementen unter zentrischer Einzellast zeigen, dass auch bei zweiachsiger Lastabtragung durch die Anordnung von Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben deutliche Tragfähigkeitssteigerungen erzielt werden können. Bezogen auf den Mittelwert lag die Tragfähigkeitssteigerung bei ca. 26 %.

## 10 Literaturverzeichnis

### 10.1 Zitierte Literatur

- [Hemmer] Hemmer, K.: Versagensarten des Holzes der Weisstanne (*Abies Alba*) unter mehrachsiger Beanspruchung. Dissertation, TH Karlsruhe, 1984.
- [Spengler] Spengler, R.: Festigkeitsverhalten von Brettschichtholz unter zweiachsiger Beanspruchung, Teil 1 - Ermittlung des Festigkeitsverhaltens von Brettelelementen aus Fichte durch Versuche. LKI, Berichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke H.62/1982.
- [Kreuzinger/Scholz 2003] Kreuzinger, H.; Scholz, A.: Flächentragwerke – Berechnung und Konstruktion. AiF Forschungsvorhaben – Schlussbericht, TU München, 2003.
- [Kreuzinger/Scholz 2001] Kreuzinger, H.; Scholz, A.: Schubtragverhalten von Brettspertholz - Abschlussbericht, TU München, 02/2001.
- [Kreuzinger 1999] Kreuzinger, H.: Flächentragwerke: Platten, Scheiben und Schalen, Berechnungsmethoden und Beispiele. Informationsdienst Holz: Brücken aus Holz , S: 43-60, 1999.
- [Kreuzinger 2000] Kreuzinger, H.: Verbundkonstruktionen aus nachgiebig miteinander verbundenen Querschnittsteilen. Tagungsband: Ingenieurholzbau, Karlsruher Tage 2000, Bruderverlag, Karlsruhe, 2000.
- [Scholz Diss.] Scholz, A.: Ein Beitrag zur Berechnung von Flächentragwerken aus Holz. Dissertation, TU München, 2004.
- [Winter/Kreuzinger/Mestek] Winter, S.; Kreuzinger, H.; Mestek, P.: Brettstapel, Brettspertholz und Verbundkonstruktionen. Teilprojekt 15 des HTO-Verbundforschungsvorhabens „Holzbau der Zukunft“. Abschlussbericht, TU München, Juni 2008.
- [Aicher/Schrank] Aicher, S.; Schrank, M.: Schubverstärkung von Brettschichtholzträgern mittels eingeklebter Gewindestangen – ein Fallbeispiel. *Otto-Graf-Journal*, Vol. 17, S: 143-160, 2006.
- [Blaß/Krüger] Blaß, H.J.; Krüger, O.: Schubverstärkung von Holz mit Holzschrauben und Gewindestangen. AiF-Vorhaben an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine; Abteilung Ingenieurholzbau und Baukonstruktion, Universität Karlsruhe, 2010.
- [Blaß/Bejtka/Uibel] Blaß, H.J.; Bejtka, J.; Uibel, T.: Tragfähigkeit von Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde. Band 4 der Reihe *Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau*. Universitätsverlag Karlsruhe, 2006.
- [Colling/Bedö] Colling, F.; Bedö, S.: Prüfbericht Nr.: H06-01/1-ZE-PB; Kompetenzzentrum Konstruktiver Ingenieurbau, Abteilung Holzbau, Fachhochschule Augsburg, 2007.
- [Blaß/Uibel] Blaß, H.J.; Uibel, T.: Bemessungsvorschläge für Verbindungsmittel in Brettspertholz; *Bauen mit Holz*, Bruderverlag, Köln, 2/2009.
- [Erl. DIN 1052] Blaß, H.J.; Ehlbeck, J.; Kreuzinger, H.; Steck, G.: Erläuterungen zu DIN 1052:2004-08 – Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken. DGfH INNOVATIONS- UND SERVICE GMBH, München, 2004.
- [Häberle] Häberle, J.: Konstruieren mit Faserverbundwerkstoffen. 1. Gerüstmanuskript zur Vorlesung im WS 04/05; Institut für Werkstoffmechanik, Universität Kassel, 2004



## 10.2 Normen und Regelwerke, Software

- [SIA 265] SIA 265: 2003. „Holzbau“. Schweizer Norm. SIA Zürich.
- [DIN 1052] DIN 1052:2008-12: Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken. Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau.
- [DIN 52187] DIN 52187:1979-05: Prüfung von Holz - Bestimmung der Scherfestigkeit in Faser-  
richtung.
- [EN 14358] EN 14358:2007-03: Holzbauwerke – Berechnung der 5%-Quantile für charakteris-  
tische Werte und Annahmekriterien für Proben; Deutsche Fassung EN  
14358:2006.
- [DIN EN 14966] DIN CEN 14966:2005-08: Holzwerkstoffe - Orientierende Prüfverfahren an kleinen  
Prüfkörpern für einige mechanische Eigenschaften; Deutsche Fassung  
CEN/TS 14966:2005.
- [DIN EN 392] DIN EN 392:1996-04: Brettschichtholz - Scherprüfung der Leimfugen. Deutsche  
Fassung EN 392:1995.
- [DIN EN 408] DIN EN 408:2009-03: Holzbauwerke - Bauholz für tragende Zwecke und Brett-  
schichtholz - Bestimmung einiger physikalischer und mechanischer Eigenschaften;  
Deutsche Fassung prEN 408:2009.
- [DIN 4074-1] DIN 4074-1:2008-12: Sortierung von Holz nach der Tragfähigkeit - Teil1: Nadel-  
schnittholz.
- [CUAP 03.04/06] Common Understanding of Assessment Procedure: “Solid wood slab element to  
be used as a structural element in buildings”; ETA request No 03.04/06.
- [Z-9.1-501] abZ. Nr. Z-9.1-501 vom 01. Februar 2009; MERK-Dickholz; Finnforest Merk  
GmbH, Aichach; Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.
- [Z-9.1-519] abZ. Nr. Z-9.1-519 vom 07. Mai 2007; SPAX-S Schrauben mit Vollgewinde als  
Holzverbindungsmitel; ABC Verbindungstechnik GmbH & Co. KG, Ennepetal;  
Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.
- [DIN 1025-3] DIN 1025-3:1994-03: Warmgewalzte I-Träger; Breite I-Träger, leichte Ausführung,  
IPBI-Reihe; Maße, Masse, statische Werte.
- [Z-9.1-809] abZ. Nr. Z-9.1-809 vom 25. Mai 2010; Heißeerer Brettsperrholz; Gebrüder Heißeerer  
GmbH, Roßhaupten; Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.
- [Sofistik 2010] Sofistik 2010 Statik. Sofistik AG, Oberschleißheim, 2009.

## 11 Anhang

### 11.1 Einführung in das Verfahren der Schubanalogie nach Anhang D der [DIN 1052]

Das im informativen Anhang D der [DIN 1052] aufgeführte Verfahren der Schubanalogie ermöglicht die Schnitt- und Verformungsgrößen an Verbundquerschnitten zu ermitteln. Zu dem von Kreuzinger entwickelten Verfahren sind ausführliche Informationen in [Kreuzinger 1999], [Kreuzinger 2000] und [Kreuzinger/Scholz 2003] enthalten. Wesentliche Arbeitsschritte sind in nachfolgender Abbildung schematisch dargestellt und werden anschließend erläutert.

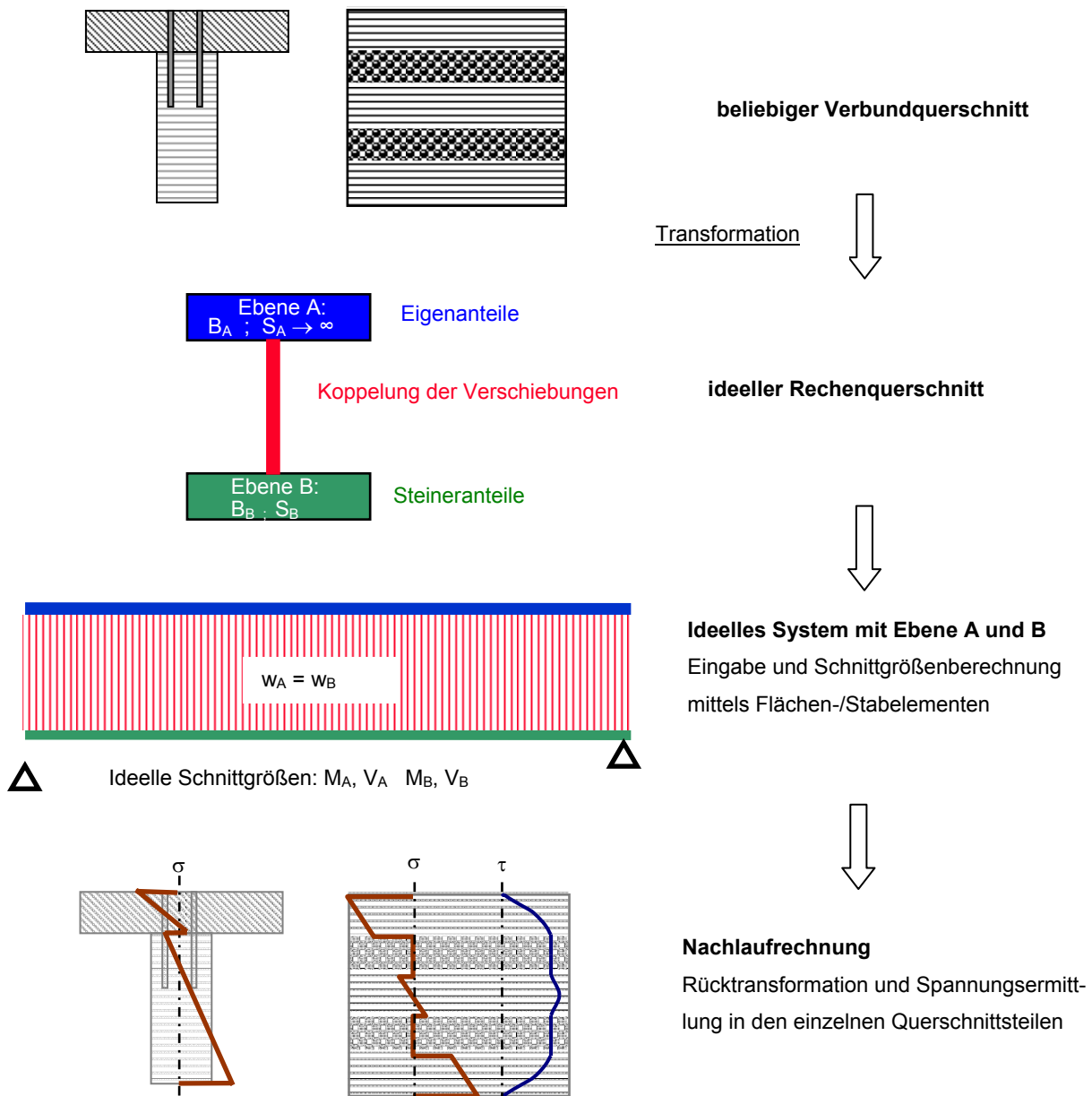


Abbildung 11-1: Schematischer Ablauf der Schubanalogie

### 11.1.1 Ideeller Rechenquerschnitt

Das Verfahren der Schubanalogie basiert auf einer Transformation des real vorhandenen Querschnittsaufbaus, bestehend aus mehrschichtig nachgiebig miteinander verbundenen Teilquerschnitten, zu einem ideellen Rechenquerschnitt zugrunde. Der korrekten Transformation fällt dabei eine entscheidende Rolle zu, weshalb in den Kapiteln über die jeweiligen Bauweisen auf Besonderheiten hingewiesen wird. Der ideale Modellquerschnitt besteht aus zwei Ebenen, wobei Ebene A ausschließlich die Eigenanteile der Biegesteifigkeiten der realen Teilquerschnitte wiedergibt und schubstarr ausgebildet ist. Ebene B repräsentiert das Zusammenwirken des Verbundquerschnittes und dementsprechend werden ihr die Steineranteile der Biegesteifigkeiten sowie die gesamte Schubnachgiebigkeit des Verbundquerschnittes zugewiesen (siehe Abbildung 11-1). Die Weggrößen der Verschiebungen der beiden Ebenen müssen miteinander gekoppelt sein. Dies kann programmabhängig über spezielle Knotenkoppelungen oder starre Pendelstäbe erfolgen.

Für den allgemeinen Fall sind die Steifigkeiten wie folgt zu ermitteln:

- Ebene A

Biegesteifigkeit:  $B_A = \sum E_i \cdot I_i$  (Gl. 11-1)

Schubsteifigkeit:  $S_A \rightarrow \infty$

- Ebene B

Biegesteifigkeit:  $B_B = \sum E_i \cdot A_i \cdot z_{s,i}^2$  (Gl. 11-2)

mit  $z_{s,i}$ : Schwerpunktabstand der Teilquerschnitte zum Scherpunkt des Verbundquerschnittes (unter Berücksichtigung unterschiedlicher E-Moduln ermittelt)

Schubsteifigkeit:

$$\frac{1}{S_B} = \frac{1}{a^2} \left\{ \underbrace{\sum_1^{n-1} \frac{e_x}{K_{x,i} \cdot n_{VBM\text{-Reihen}}}}_{u_{VBM}} + \underbrace{\frac{d_1}{2 \cdot b_1 \cdot G_{xz,1}} + \sum_{i=2}^{n-1} \frac{d_i}{b_i \cdot G_{xz,i}} + \frac{d_n}{2 \cdot b_n \cdot G_{xz,n}}}_{u_{Schubschichten}} \right\}$$
 (Gl. 11-3)

mit  $K_{x,i}$ : Verschiebungsmodul eines Verbindungsmittels ( $K_{Ser}$ )

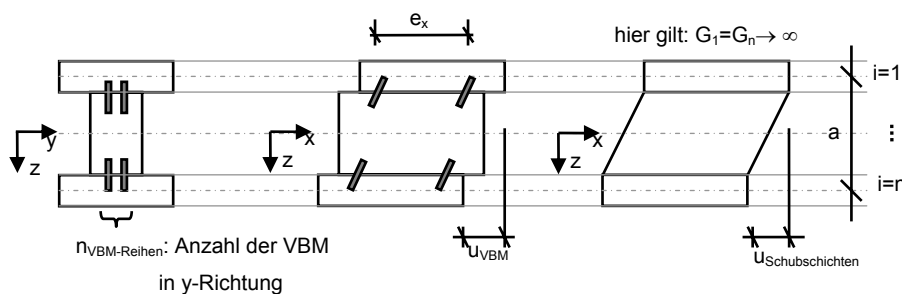


Abbildung 11-2: Ermittlung der Schubsteifigkeit der Ebene B

### 11.1.2 Berechnung am ideellen System

Die Berechnung der Schnittgrößen der einzelnen Ebenen erfolgt am ideellen System. Dabei entspricht das statische System dem des real vorhandenen. Die Randbedingungen der Auflagerungen müssen im ideellen System entsprechend ihrer Wirkungsweise wiedergegeben werden. Die Umsetzung gängiger Auflagerbedingungen beschreibt Scholz an einem zweiseitigen Querschnitt wie folgt [Kreuzinger/Scholz 2003]:

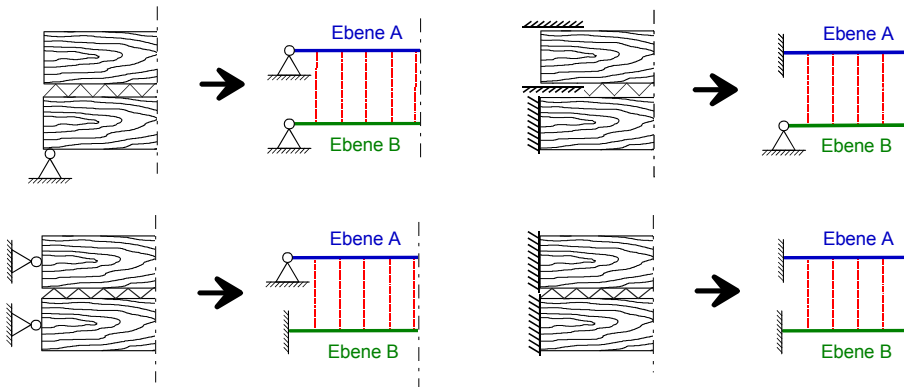


Abbildung 11-3: Verschiedene Endlagerungen eines zweiseitigen Verbundquerschnittes und die Umsetzung im ideellen System [Kreuzinger/Scholz 2003]

Die Berechnung kann sowohl mit Flächen- als auch mit Stabelementen erfolgen. Es muss lediglich sichergestellt sein, dass die jeweiligen Programme in der Lage sind, die auftretenden Schubverformungen zu berücksichtigen. Aus den in den vorherigen Abschnitten beschriebenen Gründen empfiehlt sich jedoch die Verwendung von Stabwerksprogrammen.

### 11.1.3 Rücktransformation

Im Nachlauf müssen die am ideellen Querschnitt ermittelten Schnittgrößen auf die Spannungen in den einzelnen Schichten/Querschnittsteilen des realen Verbundquerschnittes rückgerechnet werden. Aus der Berechnung am ideellen System resultieren Biegemomente und Querkräfte in den jeweiligen Ebenen. Die Ebene A gibt nur das Tragverhalten aus den Eigenanteilen der Biegesteifigkeiten wieder. Dies ist gleichbedeutend mit dem Tragverhalten der ohne Verbund übereinander angeordneten Teilquerschnitte. Das Biegemoment in der Ebene A erzeugt also Biegemomente, die sich entsprechend dem Verhältnis der Eigenanteile der Biegesteifigkeiten auf die einzelnen Teilquerschnitte/Schichten verteilen und Biegespannungen hervorrufen. Die Ebene B beschreibt dagegen das Zusammenwirken dieser Schichten. Daher führt das Moment der Ebene B zu Normalkräften und damit zu konstanten Normalspannungen in den Teilquerschnitten. Dies ist vergleichbar mit dem Tragverhalten eines Fachwerkträgers, bei dem das Moment des Gesamtsystems zu Normalkräften in den Ober- und Untergurten führt. Aus dem horizontalen Gleichgewicht lassen sich die Schubspannungen aus der Integration der Änderung der Normalkraft über die

Querschnittshöhe berechnen. Damit führt die Querkraft der Ebene A zu parabelförmigen Schubspannungsverteilungen, während die Querkraft der Ebene B in den Teilquerschnitten lineare Schubspannungen hervorruft.

In Abbildung 11-4 sind für einen nachgiebig verbundenen dreiteiligen Querschnitt die qualitativen Längs- und Schubspannungsverläufe angegeben. (Annahme: konstanter E-Modul in den drei Teilquerschnitten und gleichen Steifigkeiten in den beiden Verbundfugen)

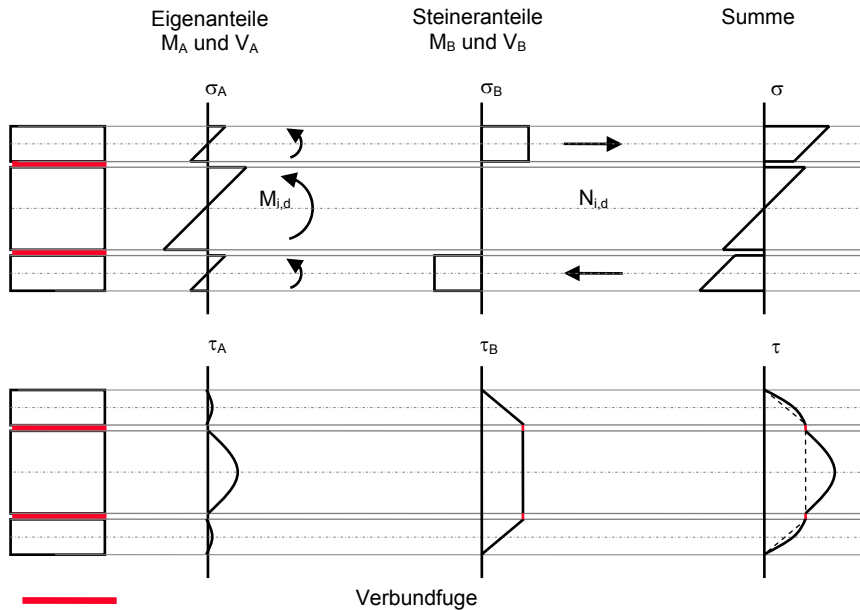


Abbildung 11-4: Qualitative Spannungsverteilungen an einem nachgiebig miteinander verbundenen dreiteiligen Querschnitt

- Längsspannungen

$$\text{Ebene A: } M_{i,d} = M_{A,d} \cdot \frac{E_i \cdot I_i}{B_A} \quad (\text{Gl. 11-4})$$

$$\sigma_A = \sigma_{m,i,d} = \pm \frac{M_{i,d}}{I_i} \cdot z_i = \pm \frac{M_{A,d}}{B_A} \cdot E_i \cdot z_i \quad (\text{Gl. 11-5})$$

$$\text{Ebene B: } N_{i,d} = \pm M_{B,d} \cdot \frac{E_i \cdot A_i \cdot z_{s,i}}{B_B} \quad (\text{Gl. 11-6})$$

$$\sigma_B = \sigma_{t/c,0,d} = \pm \frac{N_{i,d}}{A_i} = \pm M_{B,d} \cdot \frac{E_i}{B_B} \cdot z_{s,i} \quad (\text{Gl. 11-7})$$

- Schubfluss

Da die Verbundfuge sowohl durch eine Schubschicht als auch durch stiftförmige Verbindungsmittel erzeugt werden kann, wird hier die allgemein gültige Gleichung für den Schubfluss  $t$  [Kraft/Meter] angegeben. Für die Ermittlung der Schubspannungen in

den einzelnen Teilquerschnitten muss der Schubfluss  $t$  durch die entsprechende Querschnittsbreite dividiert werden.

$$\text{Ebene A: } t_{i,d}^A(z_i) = -V_{A,d} \cdot \frac{E_i}{B_A} \cdot \left( \frac{z_i^2}{2} - \frac{d_i^2}{8} \right) \quad (\text{Gl. 11-8})$$

$$\text{Ebene B: } t_{i,d}^B(z_{s,i}, z_i) = -V_{B,d} \cdot \frac{E_i}{B_B} \cdot z_{s,i} \cdot \left( z_i + \frac{d_i}{2} \right) + t_i^0 \quad (\text{Gl. 11-9})$$

- mit:
- $z_i$ :  $-d_i/2 < z_i < d_i/2$
  - $z_{s,i}$ : Schwerpunktabstand der einzelnen Lagen
  - $E_i$ : E-Modul der einzelnen Lagen
  - $A_i$ : Flächeninhalt der Teilquerschnitte
  - $I_i$ : Flächenmomente zweiten Grades der Teilquerschnitte

### 11.1.4 Anwendungsgrenzen

Das Verfahren der Schubanalogie liefert unter folgenden Voraussetzungen die theoretisch exakte Lösung:

- Schwerpunkte der Teilquerschnitte liegen im verformten Zustand auf einer Linie. Dies ist für zwei- bzw. dreiteilige Querschnitte stets erfüllt.
- Teilquerschnitte sind schubstarr.
- Verbundschichten bzw. Schubschichten besitzen keine Biegesteifigkeit.
- Diskretisierung des ideellen Systems erfolgt ausreichend genau.

Eine gute Näherung wird unter folgenden Bedingungen erreicht:

- symmetrischer Querschnittsaufbau
- konstante Schichtdicken der Einzelschichten
- über die Höhe des Verbundquerschnittes gleichmäßig verteilte Fugensteifigkeit

## 11.2 Interaktionsverhalten von Rollschub und Querdruck

### 11.2.1 Vorspannprotokolle Typ 119

Tabelle 11-1: Querdruckspannungen in den Scherfugen - Typ 119

Typ 119- j=	A	B	C	D	E	Mittelwerte
Serie i	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$f_{R,mean,i}$ [MN/m <sup>2</sup> ]
i = 0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
i = 1	-0,33	-0,34	-0,31	-0,31	-0,34	-0,33
i = 2	-0,85	-0,84	-0,84	-0,85	-0,83	-0,84

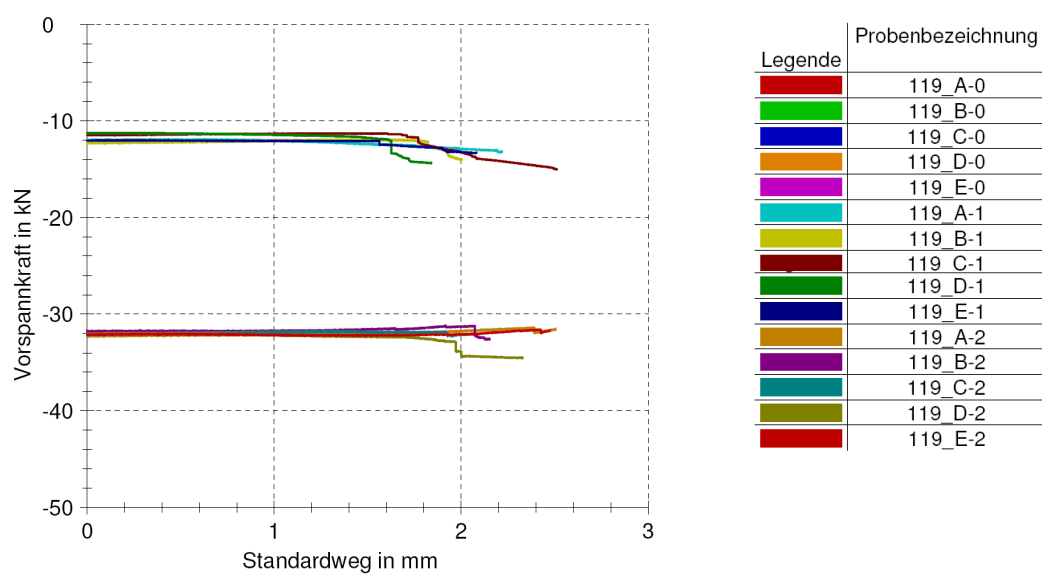


Abbildung 11-5: Protokoll der Vorspannkraft – Typ 119

## 11.2.2 Vorspannprotokolle Typ 189

Tabelle 11-2: Querdruckspannungen in den Scherfugen - Typ 189

Typ 119- j=	A	B	C	D	E	Mittelwerte
Serie i	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$\sigma_{90,Res,mean}$ [MN/m <sup>2</sup> ]
i = 0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
i = 1	-0,31	-0,31	-0,31	-0,31	-0,30	-0,31
i = 2	-0,80	-0,81	-0,81	-0,80	-0,82	-0,81

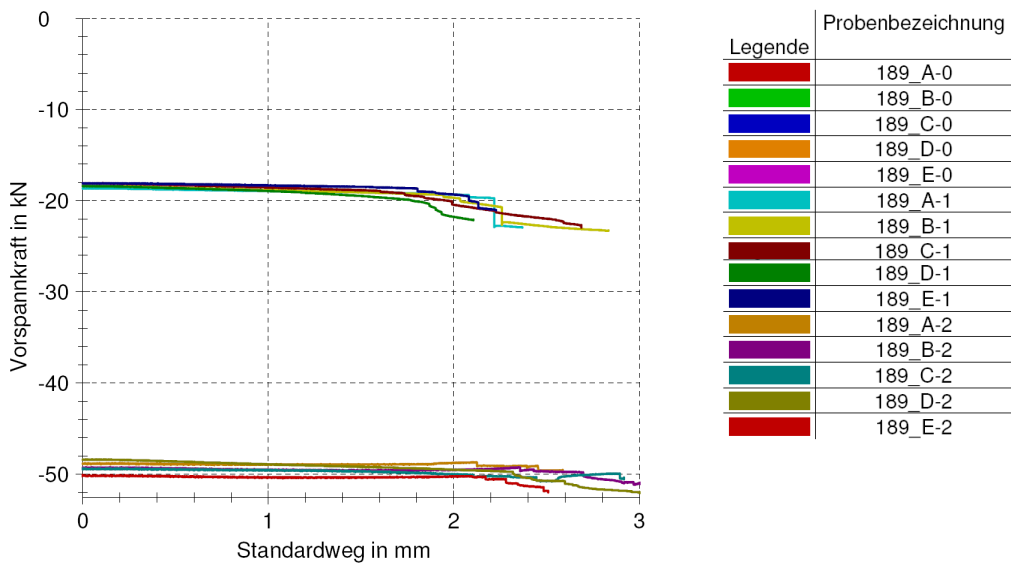


Abbildung 11-6: Protokoll der Vorspannkraft – Typ 189



### 11.2.3 Vorspannprotokolle Typ 189\_S

Tabelle 11-3: Querdruckspannungen in den Scherfugen - Typ 189\_S

Typ 189_S- j=	A	B	C	D	E	Mittelwerte
Serie i	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$\sigma_{90,Res,mean}$ [MN/m <sup>2</sup> ]
i = 0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
i = 1	-0,34	-0,33	-0,33	-0,32	-0,33	-0,33
i = 2	-0,83	-0,80	-0,83	-0,81	-0,82	-0,82

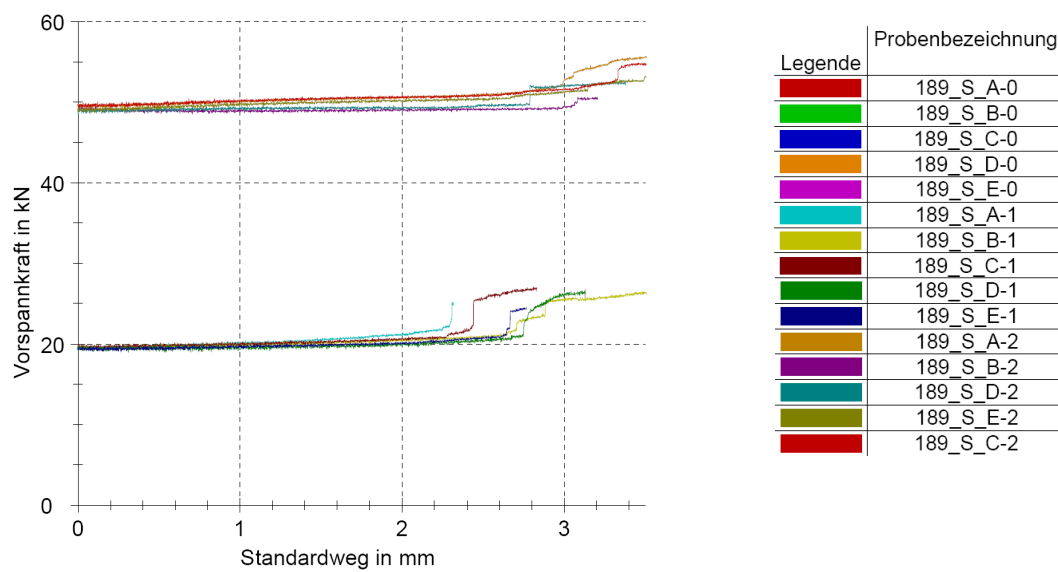


Abbildung 11-7: Protokoll der Vorspannkraft – Typ 189\_S (

#### Anmerkung:

Bei der im Diagramm in Abbildung 11-7 dargestellten Vorspannkraft handelt es sich unabhängig vom positiven Vorzeichen um eine Druckkraft.

## 11.3 Experimentelle Untersuchungen an Schraubenverstärkungen

### 11.3.1 Rohdichtesortierung Rohmaterial für Typ 119

Tabelle 11-4: Sortierung der Einzelbretter der Querlagen - Typ 119

Brett-Nr.	Masse [kg]	l [mm]	b [mm]	d [mm]	Rohdichte [kg/m <sup>3</sup> ]
1	8,30	4010	195,0	23,0	461
2	7,80	4010	193,0	22,0	458
3	8,40	4010	193,0	23,0	472
4	7,90	4010	192,0	23,0	446
5	8,10	4010	192,0	23,0	457
6	8,30	4010	191,0	23,0	471
7	8,10	4010	192,0	23,0	457
8	8,20	4010	194,0	23,0	458
9	7,90	4010	191,0	23,0	448
10	7,90	4010	193,0	23,0	444
11	8,40	4010	194,0	23,0	469
12	7,90	4010	191,0	23,0	448
13	8,20	4010	193,0	23,0	461
14	8,20	4010	193,0	23,0	461
15	8,50	4010	192,0	23,0	480
16	7,70	4010	190,0	23,0	439
17	7,68	4010	190,0	23,0	438
18	8,20	4010	190,0	23,0	468
19	8,00	4010	191,0	23,0	454
20	8,20	4010	191,0	23,0	465
21	8,10	4010	192,0	23,0	457
22	8,40	4010	191,0	23,0	477
23	8,30	4010	193,0	23,0	466
24	8,20	4010	189,0	23,0	470
25	7,75	4010	190,0	23,0	442
26	8,10	4010	190,0	23,0	462
27	7,90	4010	190,0	23,0	451
28	8,40	4010	189,0	23,0	482
29	7,90	4010	188,0	23,0	456
30	8,50	4010	191,0	23,0	483
31	7,90	4010	190,0	23,0	451
32	8,40	4010	191,0	23,0	477
33	7,70	4010	190,0	23,0	439
34	8,10	4010	192,0	23,0	457
35	8,10	4010	190,0	23,0	462
36	8,20	4010	188,0	23,0	473
37	8,40	4010	191,0	23,0	477
38	7,80	4010	192,0	23,0	440
39	8,00	4010	190,0	23,0	457
40	8,00	4010	191,0	23,0	454
41	8,30	4010	192,0	23,0	469
42	8,20	4010	190,0	23,0	468
43	7,90	4010	190,0	23,0	451
44	8,20	4010	191,0	23,0	465
45	8,00	4010	188,0	23,0	461
46	8,40	4010	193,0	23,0	472
47	7,70	4010	190,0	23,0	439
48	8,20	4010	189,0	23,0	470
49	8,30	4010	190,0	23,0	474
50	7,80	4010	190,0	23,0	445

51	8,20	4010	192,0	23,0	463
52	8,10	4010	190,0	23,0	462
53	8,40	4010	190,0	23,0	479
54	8,30	4010	190,0	23,0	474
55	7,80	4010	191,0	23,0	443
56	8,25	4010	192,0	23,0	466
57	7,80	4010	185,0	23,0	457
58	8,10	4010	189,0	23,0	465
59	8,05	4010	187,0	23,0	467
60	7,68	4010	188,0	23,0	443
61	8,10	4010	189,0	23,0	465
62	8,40	4010	190,0	23,0	479
63	7,90	4010	191,0	23,0	448
64	7,80	4010	190,0	23,0	445
65	8,10	4010	191,0	23,0	460
66	7,88	4010	190,0	23,0	450
67	8,02	4010	189,0	23,0	460
68	7,80	4010	189,0	23,0	447
69	7,76	4010	187,0	23,0	450
70	7,70	4010	190,0	23,0	439
71	7,80	4010	189,0	23,0	447
72	8,00	4010	190,0	23,0	457
73	7,78	4010	190,0	23,0	444
74	8,15	4010	187,0	23,0	473
75	8,50	4010	192,0	23,0	480
76	8,27	4010	193,0	23,0	465
77	7,90	4010	189,0	23,0	453
78	8,18	4010	190,0	23,0	467
79	8,15	4010	190,0	23,0	465
80	8,30	4010	192,0	23,0	469
81	8,30	4010	193,0	23,0	466
82	7,70	4010	190,0	23,0	439
83	7,60	4010	188,0	23,0	438
84	8,02	4010	189,0	23,0	460
85	7,90	4010	192,0	23,0	446

Mittelwert	459,3
Standardabweichung	12,2
COV	3%

### 11.3.2 Rohdichtesortierung Rohmaterial für Typ 189

Tabelle 11-5: Sortierung der Einzelbretter der Querlagen - Typ 189

Brett-Nr.	Masse [kg]	l [mm]	b [mm]	d [mm]	Rohdichte [kg/m <sup>3</sup> ]
1	11,15	4026	190,0	31,0	470
2	11,05	4026	190,0	31,0	466
3	10,40	4026	190,0	31,0	439
4	11,05	4026	190,0	31,0	466
5	11,40	4026	194,0	31,0	471
6	11,20	4026	190,0	31,0	472
7	11,30	4026	192,0	31,0	472
8	11,05	4026	190,0	31,0	466
9	10,40	4026	190,0	31,0	439
10	11,30	4026	192,0	31,0	472
11	10,80	4026	190,0	31,0	455
12	11,30	4026	194,0	31,0	467
13	10,60	4026	191,0	31,0	445
14	11,10	4026	190,0	31,0	468
15	10,65	4026	191,0	31,0	447
16	10,90	4026	191,0	31,0	457
17	10,80	4026	191,0	31,0	453
18	10,58	4026	189,0	31,0	449
19	11,10	4026	190,0	31,0	468
20	11,30	4026	193,0	31,0	469
21	10,70	4026	190,0	31,0	451
22	10,60	4026	190,0	31,0	447
23	10,40	4026	190,0	31,0	439
24	10,60	4026	192,0	31,0	442
25	11,10	4026	190,0	31,0	468
26	10,80	4026	190,0	31,0	455
27	10,60	4026	190,0	31,0	447
28	10,90	4026	190,0	31,0	460
29	11,20	4026	193,0	31,0	465
30	11,10	4026	190,0	31,0	468
31	10,60	4026	190,0	31,0	447
32	11,00	4026	191,0	31,0	461
33	11,10	4026	191,0	31,0	466
34	10,60	4026	192,0	31,0	442
35	11,20	4026	189,0	31,0	475
36	10,50	4026	190,0	31,0	443
37	11,40	4026	190,0	31,0	481
38	10,50	4026	190,0	31,0	443
39	11,00	4026	190,0	31,0	464
40	10,50	4026	190,0	31,0	443
41	11,30	4026	190,0	31,0	477
42	11,20	4026	190,0	31,0	472
43	10,45	4026	189,0	31,0	443
44	10,40	4026	190,0	31,0	439
45	11,30	4026	190,0	31,0	477
46	10,90	4026	189,0	31,0	462
47	11,40	4026	190,0	31,0	481
48	11,40	4026	190,0	31,0	481
49	10,70	4026	189,0	31,0	454
50	11,40	4026	191,0	31,0	478
51	11,20	4026	189,0	31,0	475
52	11,20	4026	188,0	31,0	477
53	11,00	4026	190,0	31,0	464
54	11,40	4026	190,0	31,0	481
55	11,30	4026	189,0	31,0	479
56	11,45	4026	191,0	31,0	480
57	11,60	4026	194,0	31,0	479
58	11,50	4026	191,0	31,0	482
59	11,10	4026	189,0	31,0	471
60	11,10	4026	189,0	31,0	471

61	10,35	4026	189,0	31,0	439
62	11,40	4026	191,0	31,0	478
63	11,00	4026	190,0	31,0	464
64	11,30	4026	190,0	31,0	477
65	11,00	4026	190,0	31,0	464
66	10,80	4026	190,0	31,0	455
67	10,40	4026	189,0	31,0	441
68	11,50	4026	192,0	31,0	480
69	11,20	4026	190,0	31,0	472
70	10,90	4026	190,0	31,0	460
71	10,50	4026	190,0	31,0	443
72	11,10	4026	190,0	31,0	468
73	10,70	4026	190,0	31,0	451
74	10,80	4026	193,0	31,0	448
75	10,80	4026	191,0	31,0	453
76	10,60	4026	192,0	31,0	442
77	10,40	4026	190,0	31,0	439
78	10,70	4026	193,0	31,0	444
79	10,50	4026	189,0	31,0	445
80	11,00	4026	194,0	31,0	454
81	10,40	4026	190,0	31,0	439
82	10,60	4026	191,0	31,0	445
83	11,10	4026	191,0	31,0	466
84	11,20	4026	191,0	31,0	470
85	11,20	4026	192,0	31,0	467
86	10,90	4026	190,0	31,0	460
87	11,50	4026	192,0	31,0	480
88	10,60	4026	190,0	31,0	447
89	10,80	4026	192,0	31,0	451
90	11,30	4026	194,0	31,0	467
91	10,60	4026	190,0	31,0	447
92	11,00	4026	191,0	31,0	461
93	11,60	4026	192,0	31,0	484
94	10,40	4026	189,0	31,0	441
95	11,40	4026	191,0	31,0	478
96	10,80	4026	191,0	31,0	453
97	11,00	4026	190,0	31,0	464
98	11,10	4026	191,0	31,0	466
99	10,70	4026	190,0	31,0	451
100	10,80	4026	192,0	31,0	451
101	10,60	4026	190,0	31,0	447
102	11,20	4026	191,0	31,0	470
103	11,00	4026	192,0	31,0	459
104	11,00	4026	190,0	31,0	464
105	11,00	4026	191,0	31,0	461
106	11,40	4026	191,0	31,0	478
107	10,60	4026	190,0	31,0	447
108	11,40	4026	191,0	31,0	478
109	11,00	4026	191,0	31,0	461
110	10,40	4026	190,0	31,0	439
111	10,90	4026	190,0	31,0	460
112	11,00	4026	191,0	31,0	461
113	11,20	4026	194,0	31,0	463
114	10,40	4026	190,0	31,0	439
115	11,70	4026	195,0	31,0	481
116	10,40	4026	190,0	31,0	439
117	10,80	4026	191,0	31,0	453
118	10,30	4026	188,0	31,0	439
119	11,00	4026	191,0	31,0	461
120	10,90	4026	190,0	31,0	460
121	11,40	4026	192,0	31,0	476
122	10,80	4026	191,0	31,0	453
123	11,10	4026	192,0	31,0	463

Mittelwert	460,1
Standardabweichung	13,6
COV	3%

### 11.3.3 Rohdichtesortierung Rohmaterial für Typ 189\_S

Tabelle 11-6: Sortierung der Einzelbretter der Querlagen - Typ 189\_S

Brett-Nr.	Masse [kg]	l [mm]	b [mm]	d [mm]	Rohdichte [kg/m <sup>3</sup> ]
1	9,75	5060	107,0	40,8	441
2	9,80	5040	107,0	38,5	472
3	10,05	5060	106,9	39,9	466
4	10,60	5060	107,0	40,8	480
5	10,20	5060	106,8	41,2	458
6	9,72	5060	106,1	41,2	439
7	9,70	5060	106,8	40,0	449
8	9,82	5060	107,2	40,8	444
9	10,45	5060	107,0	39,9	484
10	10,70	5060	107,3	42,2	467
11	9,30	5060	106,9	42,0	409
12	9,78	5060	107,3	39,7	454
13	10,60	5060	107,5	40,6	480
14	10,40	5060	107,0	40,0	480
15	9,30	5060	107,0	37,7	456
16	9,40	5060	107,0	37,3	465
17	10,10	5060	107,1	40,3	462
18	9,90	5060	106,8	40,0	458
19	9,67	5060	106,9	39,7	450
20	9,75	5060	106,8	39,9	452
21	9,60	5060	107,3	40,2	440
22	9,98	5060	107,4	40,7	451
23	8,95	5060	107,0	37,7	438
24	9,62	5060	106,8	40,3	442
25	9,65	5060	107,2	39,7	448
26	9,78	5060	106,9	40,8	443
27	10,08	5060	107,5	40,2	461
28	10,10	5060	107,0	39,3	475
29	9,35	5020	108,0	38,3	450
30	9,78	5060	107,6	40,7	441
31	9,98	5060	107,8	39,6	462
32	10,80	5060	107,6	41,8	475
33	10,30	5060	107,6	40,8	464
34	9,85	5060	107,1	39,5	460
35	10,12	5060	107,5	40,0	465
36	9,67	5060	107,0	40,5	441
37	9,81	5060	107,8	40,0	450
38	9,98	5060	107,7	39,3	466
39	9,65	5060	107,2	40,2	443
40	9,56	5060	107,4	39,6	444
41	9,66	5060	107,4	40,0	444
42	10,15	5060	107,3	40,2	465
43	9,45	5060	108,0	38,7	447
44	10,04	5060	107,7	39,6	465
45	10,40	5060	108,1	39,8	478
46	9,65	5060	107,5	40,3	440
47	10,08	5060	107,4	39,2	473
48	10,43	5060	107,9	40,6	471
49	10,28	5060	107,1	42,5	446
50	10,29	5060	107,5	39,4	480
51	10,37	5060	107,0	39,8	481
52	10,75	5060	107,1	41,6	477
53	9,56	5060	106,9	37,0	478
54	9,82	5060	106,8	39,1	465
55	10,43	5060	106,8	40,2	480

Mittelwert	458,5
Standardabweichung	15,5
COV	3%

## 11.4 Auswertungen zu den Bauteiluntersuchungen von Colling [Colling/Bedö]

Die nachfolgenden Tabellen zeigen die Auswertungen der Bauteilversuche von Colling. Dem Untersuchungsbericht [Colling/Bedö] wurden die maximalen Prüflasten entnommen und daraus die Rollschubspannungen  $\tau_R$  zum Bruchzeitpunkt berechnet. Neben den Mittelwerten sind zusätzlich die 5%-Quantilwerte der Bruchlasten und der Rollschubspannungen ermittelt worden. Die Berechnung der 5%-Quantilwerte erfolgte gemäß [EN 14358]. Die ursprünglichen Bezeichnungen der Querschnittstypen und Schraubenanordnungen wurden an die des vorliegenden Vorhabens angepasst. Die jeweiligen Grafiken geben Aufschluss über die Anordnungen der Schrauben in Prüfkörperlängs- und Querrichtung. Prüfkörper, die nicht auf Rollschub versagt haben, sind entsprechend gekennzeichnet.

Tabelle 11-7: Schraubenanordnungen und Verstärkungsgrade beim Elementtyp I

Schraubenanordnung [mm]	Typ		$F_{\max}$ [kN]	$\tau_R$ [MN/m <sup>2</sup> ]
	297-0	A	157,91	1,26
		B	170,42	1,36
		C	174,62	1,40
	Mittelwert		167,65	1,34
	Standardabw.		8,69	0,07
	COV [-]		0,05	0,05
	<b>5% - Quantil</b>		<b>141,98</b>	<b>1,13</b>
	297-1	A	208,33	1,67
		B	216,11	1,73
		C	214,79	1,72
	Mittelwert		213,08	1,70
	Standardabw.		4,16	0,03
	COV [-]		0,02	0,02
	<b>5% - Quantil</b>		<b>200,27</b>	<b>1,60</b>
	297-2	A	266,49	2,13
		B	278,78	2,23
		C	269,37	2,15
	Mittelwert		271,55	2,17
	Standardabw.		6,43	0,05
	COV [-]		0,02	0,02
	<b>5% - Quantil</b>		<b>252,09</b>	<b>2,02</b>

	297-3	A	330,64*	2,64*
		B	276,75*	2,21*
		C	304,81*	2,44*
	Mittelwert		304,07	2,43
	Standardabw.		26,95	0,22
	COV [-]		0,09	0,09
	<b>5% - Quantil</b>		<b>229,08</b>	<b>1,83</b>

\* Biegezugbruch

Tabelle 11-8: Schraubenanordnungen und Verstärkungsgrade beim Elementtyp II

Schraubenanordnung [mm]	Typ		$F_{\max}$ [kN]	$\tau_R$ [MN/m <sup>2</sup> ]
	297_Q-0	A	58,05	0,59
		B	65,07	0,66
		C	54,25	0,55
	Mittelwert		59,12	0,60
	Standardabw.		5,49	0,06
	COV [-]		0,09	0,09
	<b>5% - Quantil</b>		<b>44,14</b>	<b>0,45</b>
	297_Q-1	A	90,14	0,91
		B	105,50	1,07
		C	96,03	0,97
	Mittelwert		97,22	0,99
	Standardabw.		7,75	0,08
	COV [-]		0,08	0,08
	<b>5% - Quantil</b>		<b>75,60</b>	<b>0,77</b>
	297_Q-2	A	122,90*	1,25*
		B	104,09*	1,06*
		C	124,67*	1,27*
	Mittelwert		117,22	1,19
	Standardabw.		11,41	0,12
	COV [-]		0,10	0,10
	<b>5% - Quantil</b>		<b>85,19</b>	<b>0,86</b>

\* Biegezugbruch



## 11.5 Biaxiale Traglastversuche

### 11.5.1 Rohdichtesortierung und Elastizitätsmodul der Rohware

Tabelle 11-9: Sortierung der Einzelbretter - Typ 189\_P

Brett-Nr.	Masse [kg]	l [mm]	b [mm]	d [mm]	Rohdichte [kg/m <sup>3</sup> ]	Holzfeuchte [%]	E-Modul [MN/m <sup>2</sup> ]
1	10,40	4000	192,0	30,0	451	9,2	11417
2	10,00	4000	190,0	29,5	446	8,9	12266
3	10,80	4000	190,0	30,0	474	9,4	13965
4	10,40	4000	192,0	30,0	451	9,2	11506
5	10,10	4000	189,0	30,2	442	11,2	12188
6	11,00	4000	190,0	31,0	467	11,4	14189
7	11,30	4000	190,0	31,4	474	9,9	14162
8	10,00	4000	190,0	29,9	440	8,2	11878
9	10,40	4000	190,0	30,6	447	8,9	14125
10	11,00	4000	190,0	30,3	478	10,5	12508
11	10,70	4000	191,0	30,5	459	8,7	13103
12	10,50	4000	190,0	30,3	456	10,5	11803
13	10,50	4000	190,0	30,5	453	7,4	11659
14	10,50	4000	191,0	30,0	458	10,1	11319
15	10,20	4000	191,0	30,2	442	9,4	12546
16	10,50	4000	190,0	30,7	450	9,1	12678
17	10,70	4000	190,0	30,6	460	9,4	15849
18	11,20	4000	191,0	30,9	474	8,4	13637
19	10,60	4000	191,0	30,8	450	9,6	9734
20	10,40	4000	190,0	30,5	449	7,1	13085
21	10,70	4000	191,0	30,4	461	8,7	8838
22	10,20	4000	190,0	30,1	446	8,9	14182
23	10,40	4000	190,0	30,5	449	9,1	14518
24	11,00	4000	190,0	30,8	470	10,6	12589
25	10,40	4000	190,0	30,8	444	11,5	13193
26	10,60	4000	190,0	30,5	457	9,8	13288
27	10,40	4000	190,0	30,7	446	10,8	11583
28	10,60	4000	190,0	30,6	456	8,3	15910
29	10,40	4000	188,0	29,8	464	10,3	15017
30	11,20	4000	192,0	30,6	477	10,3	10428
31	11,20	4000	190,0	30,6	482	9,5	15080
32	10,10	4000	189,0	29,6	451	7,9	15444
33	10,80	4000	192,0	30,5	461	10,0	9043
34	10,70	4000	190,0	30,6	460	8,9	15016
35	10,40	4000	190,0	30,2	453	7,4	14915
36	10,70	4000	190,0	30,7	459	8,8	11465
37	10,70	4000	190,0	29,7	474	11,1	16849
38	10,90	4000	190,0	30,5	470	10,2	15642
39	11,30	4000	192,0	30,8	478	9,3	12461
40	10,60	4000	190,0	30,0	465	8,8	14812
41	11,00	4000	191,0	30,4	474	9,0	9808
42	10,40	4000	190,0	29,8	459	8,3	15686
43	10,90	4000	190,0	30,5	470	9,0	15850
44	11,10	4000	190,0	30,3	482	8,4	13579
45	10,40	4000	191,0	30,6	445	8,9	12694
46	10,70	4000	190,0	29,6	476	11,2	16357
47	10,20	4000	190,0	30,4	441	8,2	14483
48	10,60	4000	189,0	30,2	464	9,8	13321
49	11,00	4000	190,0	31,0	467	8,8	16568
50	10,40	4000	190,0	29,7	461	8,4	12180
51	11,00	4000	194,0	31,0	457	9,4	8233
52	10,40	4000	189,0	30,5	451	8,2	16668
53	10,60	4000	191,0	30,0	462	8,0	14280
54	10,80	4000	190,0	30,0	474	8,0	15999
55	10,30	4000	195,0	30,0	440	11,4	7636

56	10,20	4000	189,0	30,0	450	9,0	14255
57	10,50	4000	189,0	30,2	460	9,3	15334
58	10,50	4000	189,0	30,7	452	10,4	14464
59	10,90	4000	191,0	30,0	476	11,0	14046
60	10,90	4000	192,0	30,3	468	10,4	12830
61	11,30	4000	192,0	30,8	478	9,3	
62	10,00	4000	188,0	30,0	443	9,8	
63	10,00	4000	188,0	30,1	442	8,0	
64	10,40	4000	191,0	30,3	449	9,8	
65	11,20	4000	191,0	30,6	479	9,0	
66	11,00	4000	189,0	31,0	469		
67	10,50	4000	190,0	31,0	446		
68	10,00	4000	187,0	30,3	441		
69	10,30	4000	190,0	30,0	452		
70	10,80	4000	190,0	30,8	461		
71	10,50	4000	190,0	30,6	451		
72	10,40	4000	189,0	30,5	451		
73	9,90	4000	187,0	29,8	444		
74	11,00	4000	190,0	30,2	479		
75	10,00	4000	187,0	30,3	441		
76	10,20	4000	188,0	30,4	446		
77	10,60	4000	189,0	30,2	464		
78	10,00	4000	187,0	30,0	446		
79	10,90	4000	189,0	30,2	477		
80	10,50	4000	189,0	30,6	454		
81	11,00	4000	190,0	30,4	476		
82	11,00	4000	190,0	30,2	479		
83	10,50	4000	189,0	30,5	455		
84	10,90	4000	191,0	30,3	471		
85	10,50	4000	189,0	29,9	465		
86	10,80	4000	188,0	30,0	479		
87	10,30	4000	188,0	30,4	451		
88	10,00	4000	188,0	30,0	443		
89	10,10	4000	187,0	29,7	455		
90	10,60	4000	188,0	30,0	470		
91	10,20	4000	189,0	30,2	447		
92	10,30	4000	190,0	30,0	452		
93	10,60	4000	190,0	30,7	454		
94	11,20	4000	190,0	30,7	480		
95	11,00	4000	188,0	30,5	480		
96	11,00	4000	190,0	30,3	478		
97	11,00	4000	191,0	30,6	471		
98	10,50	4000	190,0	30,2	457		
99	10,60	4000	188,0	30,0	470		
100	10,70	4000	190,0	29,8	472		
101	11,10	4000	190,0	30,7	476		
102	11,00	4000	192,0	30,3	473		
103	10,10	4000	190,0	30,0	443		
104	10,70	4000	191,0	30,0	467		
105	11,00	4000	189,0	30,4	479		
106	10,90	4000	189,0	30,2	477		
107	10,30	4000	190,0	30,2	449		
108	10,90	4000	188,0	30,2	480		
109	10,70	4000	189,0	30,1	470		
110	10,00	4000	188,0	30,0	443		
111	11,00	4000	192,0	30,3	473		
112	10,30	4000	190,0	30,1	450		
113	9,90	4000	190,0	29,6	440		
114	10,70	4000	190,0	30,0	469		
115	10,20	4000	190,0	30,0	447		
116	10,00	4000	188,0	30,0	443		
117	10,30	4000	192,0	30,5	440		
118	10,20	4000	190,0	30,2	444		
119	10,30	4000	190,0	29,4	461		
120	11,00	4000	192,0	30,4	471		

121	10,90	4000	191,0	30,0	476		
122	10,60	4000	191,0	30,3	458		
123	10,80	4000	190,0	30,2	471		
124	10,30	4000	190,0	29,7	456		
125	10,20	4000	190,0	30,5	440		
126	10,60	4000	191,0	30,3	458		
127	11,00	4000	192,0	30,5	470		
128	10,80	4000	191,0	30,2	468		
129	10,00	4000	188,0	29,9	445		
130	10,60	4000	191,0	29,3	474		
131	10,00	4000	189,0	30,0	441		
132	10,20	4000	190,0	29,8	450		
133	10,80	4000	190,0	30,1	472		
134	10,80	4000	191,0	29,9	473		
135	10,40	4000	192,0	30,7	441		
136	10,30	4000	190,0	30,8	440		
137	11,00	4000	190,0	30,7	471		
138	10,40	4000	190,0	30,0	456		
139	11,10	4000	194,0	30,0	477		
140	11,30	4000	190,0	31,0	480		
141	11,00	4000	190,0	30,2	479		
142	10,40	4000	190,0	30,0	456		
143	10,10	4000	189,0	29,9	447		
144	10,50	4000	190,0	29,8	464		
145	10,40	4000	191,0	29,4	463		

	Rohdichte [kg/m <sup>3</sup> ]	Holzfeuchte [%]	E-Modul [MN/m <sup>2</sup> ]
Mittelwert	460,6	9,3	13302,7
Standardabweichung	13,5	1,1	2159,6
COV	3%	11%	16%

### 11.5.2 Lastverformungsdiagramme

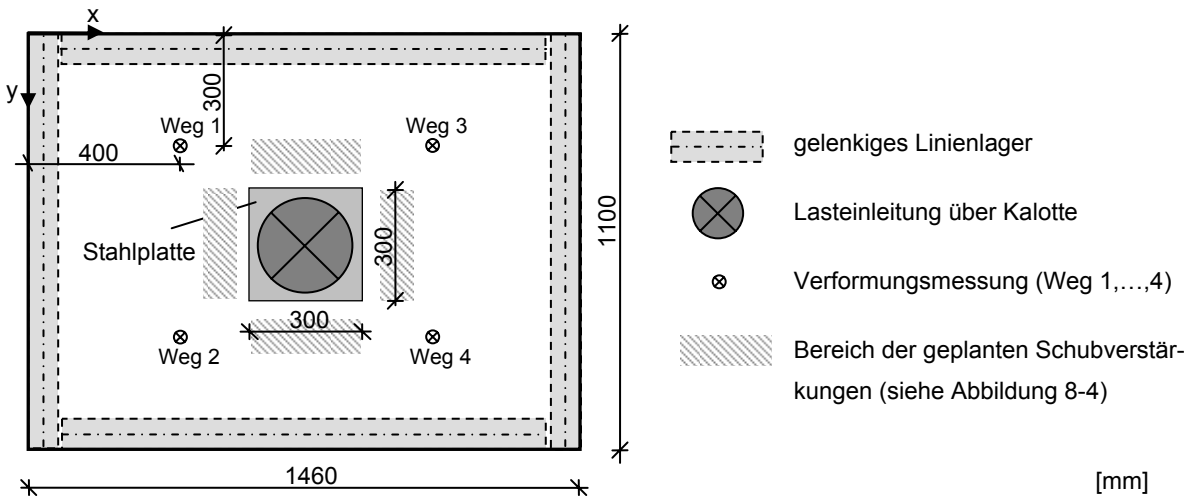


Abbildung 11-8: Lage der Messstellen

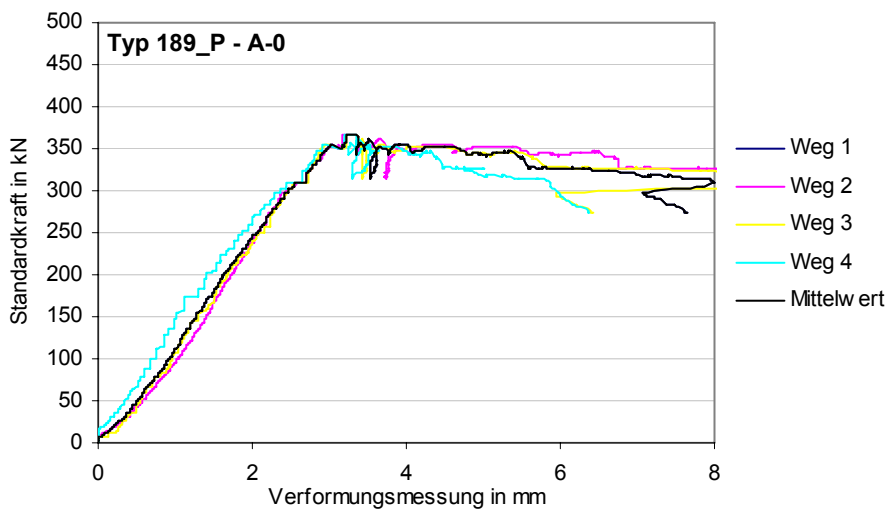


Abbildung 11-9: Verformungsmessungen am Prüfkörper Typ 189\_P - A-0

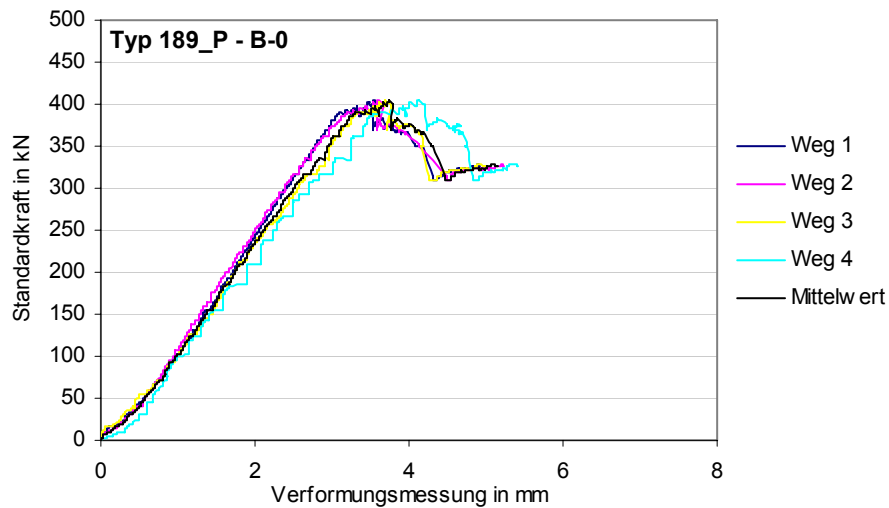


Abbildung 11-10: Verformungsmessungen am Prüfkörper Typ 189\_P - B-0

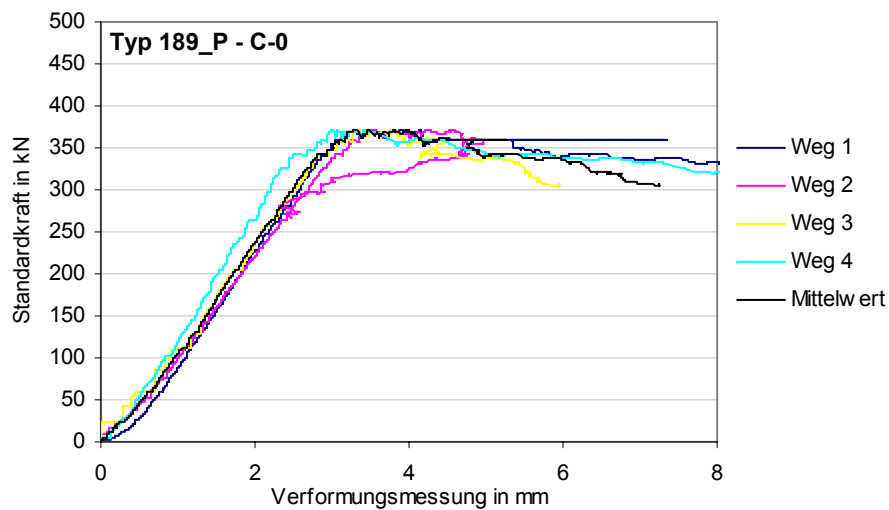


Abbildung 11-11: Verformungsmessungen am Prüfkörper Typ 189\_P - C-0

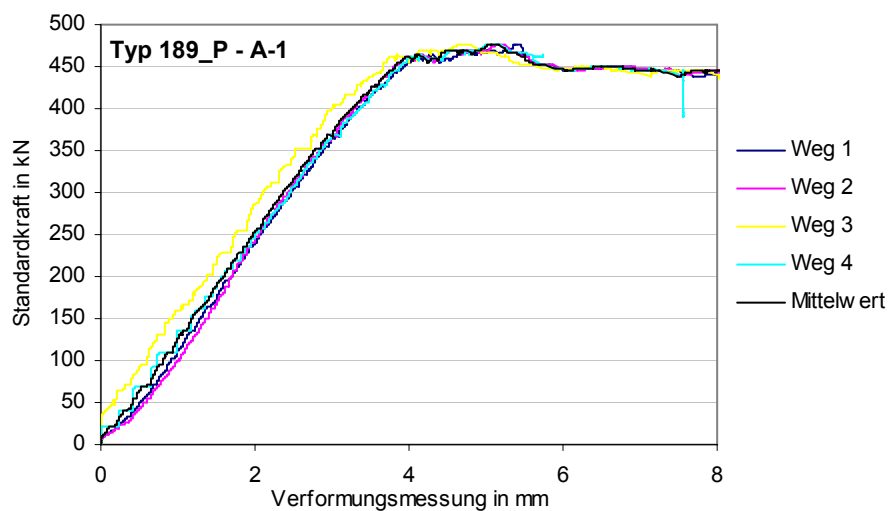


Abbildung 11-12: Verformungsmessungen am Prüfkörper Typ 189\_P - A-1

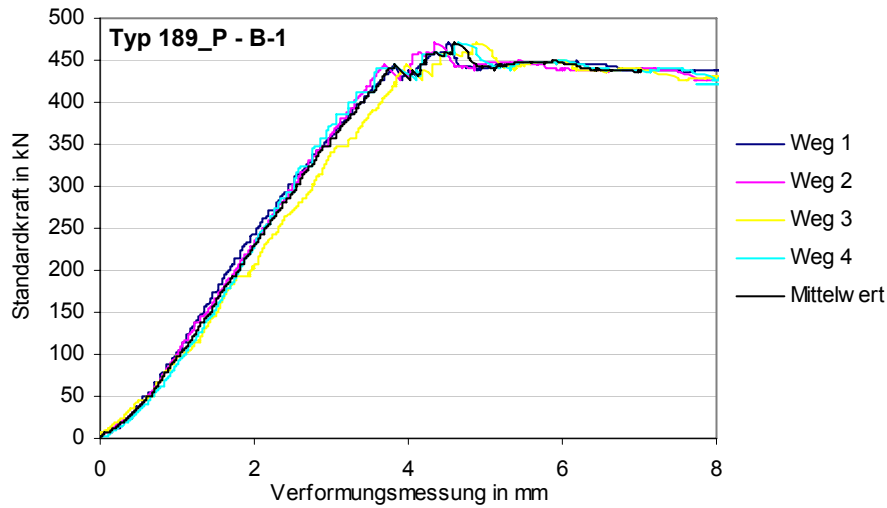


Abbildung 11-13: Verformungsmessungen am Prüfkörper Typ 189\_P - B-1

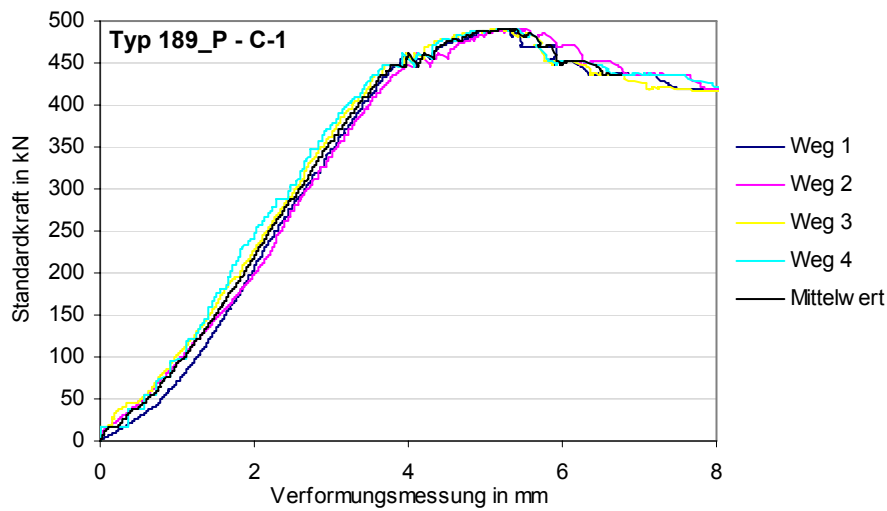


Abbildung 11-14: Verformungsmessungen am Prüfkörper Typ 189\_P - C-1