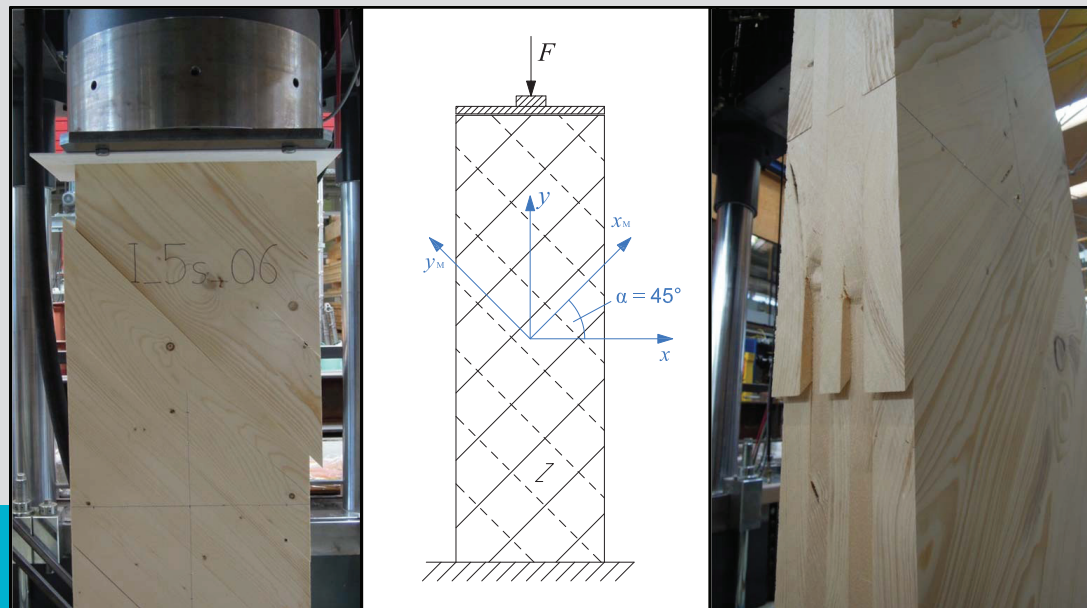


# Prüftechnische Ermittlung der Schubkenngrößen von BSP-Scheibenelementen und Studie ausgewählter Parameter



M-4-11/2014

**Julia Dröscher**  
Institut für Holzbau und Holztechnologie  
Technische Universität Graz



Julia Dröscher, BSc

**Prüftechnische Ermittlung der Schubkenngrößen  
von BSP-Scheibenelementen und  
Studie ausgewählter Parameter**

**MASTERARBEIT**

zur Erlangung des akademischen Grades

Diplom-Ingenieurin

Masterstudium Bauingenieurwissenschaften – Konstruktiver Ingenieurbau

eingereicht an der

**Technischen Universität Graz**

Betreuer

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Gerhard Schickhofer

Ass. Prof. Dipl.-Ing. (FH) Dr.techn. Reinhard Brandner

Institut für Holzbau und Holztechnologie

Graz, November 2014

# Eidesstattliche Erklärung

## ***Affidativ***

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt, und die den benutzten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht habe. Das in TUGRAZonline hochgeladene Textdokument ist mit der vorliegenden Masterarbeit identisch.

*I declare that I have authored this thesis independently, that I have not used other than the declared sources/resources, and that I have explicitly indicated all material which has been quoted either literally or by content from the sources used. The text document uploaded to TUGRAZonline is identical to the present master's thesis.*

---

Datum / Date

---

Unterschrift / Signature

# Danksagung

Ich bedanke mich bei Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Gerhard Schickhofer für die Möglichkeit dieses interessante Thema zu bearbeiten, für die Unterstützung während der Bearbeitung und für die abschließende Begutachtung.

Bei Reinhard Brandner bedanke ich mich für die vielen Gespräche und für die kompetente Betreuung. Die letzten Monate waren eine sehr lehrreiche Zeit für mich.

Weiters bedanke ich mich bei den Mitarbeitern des Instituts für Holzbau und Holztechnologie, der holz.bau forschungs gmbh und des Labors für konstruktiven Ingenieurbau für die nette Gesellschaft. Mein besonderer Dank gilt Bernd Heißenberger für die Herstellung der Prüfkörper und Josef Linder für seine Hilfe bei der Durchführung der Prüfungen.

Der größte Dank gilt meinen Eltern Zita und Peter Dröscher, nicht nur für die finanzielle Unterstützung während meiner gesamten Ausbildungszeit, sondern auch für das mir entgegengebrachte Vertrauen und den Rückhalt. Meinen Geschwistern Ewald und Eva Maria danke ich für die schöne und lustige Zeit, die wir gemeinsam verbringen.

Bei meinen Freunden Bianca, Elli und Rosi bedanke ich mich dafür, dass sie die gemeinsame Studienzeit zu etwas ganz Besonderem gemacht haben.

Ein großer Dank geht an Robert, der immer für mich da ist und an mich glaubt.



## **Kurzfassung**

Aufgrund des immer stärker werdenden Bewusstseins in der Gesellschaft ökologisch nachhaltig und ressourcen- bzw. umweltschonend zu bauen, aber auch aufgrund der hohen Leistungsfähigkeit und der wirtschaftlichen Konkurrenzfähigkeit, ist das Interesse an Brettsperrholz (BSP) in den letzten Jahren stark gestiegen. Um BSP als tragendes Element in Form massiver Platten oder Scheiben einsetzen zu können, ist es nötig, eine sichere Bemessung durch vertiefende Kenntnisse über die Materialeigenschaften zu gewährleisten. Da gegenwärtig in keinem der gültigen Normenwerke eine Prüfkongfiguration zur Ermittlung von Schubkenngrößen großformatiger BSP-Scheibenelemente verankert ist, liegen als Grundlage für die Nachweisführung bisher fast ausschließlich Schubfestigkeitswerte ermittelt an BSP-Einzelknoten vor. Aufgrund der Tatsache, dass Versuche an Einzelknoten jedoch nur das getrennte Betrachten einzelner Versagensmechanismen erlauben, und die Wirkung des Systems BSP in solchen Prüfkongfigurationen nicht erfasst werden kann, stellt sich die Frage, ob die vorliegenden Festigkeitswerte auch für großformatige Scheibenelemente aus BSP Gültigkeit besitzen. Darum wird im Rahmen dieser Masterarbeit eine neue Prüfkongfiguration (Kreuzinger und Sieder 2013) eingesetzt, mit der es möglich sein sollte, die Schubkenngrößen an großformatigen, stützenförmigen BSP-Scheibenelemente zu ermitteln. Ziel ist es, die Kenngrößen von Einzelknoten mit den hier an BSP-Scheibenelementen ermittelten Werten zu vergleichen. Darüber hinaus sollen die Versuche einen Einblick in das Versagensbild von auf Schub beanspruchten BSP-Scheibenelementen bieten und es ermöglichen, den Einfluss ausgewählter Parameter auf die Schubkenngrößen zu quantifizieren.

## **Abstract**

Due to the growing consciousness in society for ecologically sustainable and environmentally friendly constructions but also because of its high efficiency and economic competitiveness the interest in Cross Laminated Timber (CLT) has increased severely within recent years. In order to use CLT as a structural component in form of solid panels or walls it is essential to ensure a safe design method by gaining profound knowledge of the material properties. As there is no valid standard containing a test configuration for the determination of shear characteristics of large-sized CLT elements loaded in plane the verification is currently carried out with shear strength values gained from tests on single nodes. Since these experiments merely allow a separated examination of individual failure mechanisms and do not take account of the system effects of CLT it begs the question whether the strength values gained from these tests also apply for large-sized CLT elements. As part of this master thesis a new test configuration (Kreuzinger and Sieder, 2013) is used to determine the shear characteristics of large-sized pillar-shaped CLT elements loaded in plane. The aim is to compare the shear characteristics of single nodes with the ones gained from herein tested CLT elements. Besides the tests should provide insight into the shear failure of CLT elements loaded in plane and allow the quantification of the influences of selected parameters on the shear characteristics.

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>EINLEITUNG .....</b>	<b>5</b>
<b>1.1</b>	<b>BRETTSPERRHOLZ (BSP).....</b>	<b>5</b>
1.1.1	Aufbau und strukturelle Besonderheiten .....	5
1.1.2	Entwicklung.....	7
1.1.3	Herstellung.....	8
1.1.4	Tragverhalten.....	12
1.1.5	Normung für BSP .....	12
1.1.5.1	Zulassungen.....	12
1.1.5.2	prEN 16351:2013.....	13
<b>1.2</b>	<b>MECHANISCHES MODELL FÜR BSP BEI BELASTUNG IN SCHEIBENEbene .....</b>	<b>13</b>
1.2.1	Bogensperger et al. (2010) .....	13
1.2.1.1	Schnittkräfte und Steifigkeiten in einer BSP-Scheibe.....	14
1.2.1.2	Nachweise im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (SLS – Servicability Limit State) ..	21
1.2.1.3	Nachweise im Grenzzustand der Tragfähigkeit (ULS – Ultimate Limit State) .....	22
1.2.2	Blaß und Flaig (2012) .....	26
1.2.2.1	Scheiben aus Brettspertholz .....	26
1.2.2.2	Stabförmige Bauteile aus Brettspertholz .....	28
1.2.3	Blaß und Görlacher (2002).....	29
1.2.4	Vergleich .....	30
<b>1.3</b>	<b>SCHUBFESTIGKEIT VON BSP BEI BELASTUNG IN SCHEIBENEbene.....</b>	<b>30</b>
1.3.1	Schubversuche nach prEN 16351:2013 .....	31
1.3.2	Untersuchungen zur Bestimmung der Torsionsfestigkeit .....	34
1.3.3	Untersuchungen zur Bestimmung der Schubfestigkeit .....	41
1.3.3.1	Prüfungen an Scheibenelementen.....	43
1.3.3.2	Prüfungen an Einzelknoten .....	49
1.3.4	Prüfverfahren nach Kreuzinger und Sieder (2013) .....	59
1.3.5	Fazit zur Literaturstudie .....	66
<b>2</b>	<b>MATERIAL UND METHODEN .....</b>	<b>69</b>
<b>2.1</b>	<b>AUSGANGSMATERIAL .....</b>	<b>69</b>
2.1.1	Holz .....	69
2.1.1.1	Bestimmung der Holzfeuchte.....	69

2.1.1.2	Korrekturfaktoren.....	70
2.1.1.3	Rohdichte.....	70
2.1.2	Klebstoff .....	71
<b>2.2</b>	<b>GERÄTE .....</b>	<b>71</b>
2.2.1	Furnierpresse .....	71
2.2.2	Prüfmaschine .....	72
2.2.3	Dehnungsaufnehmer .....	72
<b>2.3</b>	<b>PRÜFKONFIGURATION .....</b>	<b>73</b>
<b>2.4</b>	<b>PRÜFSERIEN UND -PARAMETER.....</b>	<b>75</b>
2.4.1	Geplanter Prüfumfang .....	75
2.4.2	Adaptierter Prüfumfang.....	76
<b>2.5</b>	<b>PRÜFKÖRPERHERSTELLUNG.....</b>	<b>78</b>
2.5.1	Serie A (seitenverklebt).....	78
2.5.2	Serie C (Fugen) .....	80
<b>2.6</b>	<b>VORABSCHÄTZUNG DER KRÄFTE UND VERFORMUNGEN .....</b>	<b>81</b>
2.6.1	Abschätzung der Bruchlast.....	81
2.6.1.1	Brutto- und Netto-Schub .....	81
2.6.1.2	Druck in einem Winkel von 45° zur Faserrichtung .....	83
2.6.2	Abschätzung der vertikalen Verformung .....	83
2.6.3	Abschätzung der Belastungsgeschwindigkeit .....	86
<b>2.7</b>	<b>PRÜFDURCHFÜHRUNG .....</b>	<b>86</b>
<b>2.8</b>	<b>EINZELAUSWERTUNG .....</b>	<b>91</b>
2.8.1	Bestimmung der Schubfestigkeit .....	96
2.8.1.1	Prüfkörper mit Seitenverklebung .....	96
2.8.1.2	Prüfkörper ohne Seitenverklebung .....	97
2.8.2	Bestimmung der Steifigkeitskennzahlen.....	99
2.8.3	Bestimmung des Schubmoduls .....	99
2.8.3.1	Schubmodulermittlung nach Kreuzinger und Sieder (2013) .....	100
2.8.3.2	Schubmodulermittlung nach Silly (2014) .....	101
2.8.3.3	Schubmodulermittlung durch Transformation der Verzerrungen .....	101
<b>2.9</b>	<b>STATISTISCHE AUSWERTUNG .....</b>	<b>103</b>
2.9.1	Statistische Kenngrößen .....	103
2.9.1.1	Boxplots .....	104

2.9.1.2	Variationskoeffizient auf Basis der Rangstatistik .....	105
2.9.1.3	Statistische Signifikanz .....	106
<b>2.10</b>	<b>ANALYSE DER ARBEITSLINIEN .....</b>	<b>107</b>
<b>3</b>	<b>ERGEBNISSE .....</b>	<b>109</b>
<b>3.1</b>	<b>HOLZFEUCHTE .....</b>	<b>109</b>
<b>3.2</b>	<b>ROHDICHTE .....</b>	<b>110</b>
<b>3.3</b>	<b>BRUCHCHARAKTERISTIK .....</b>	<b>112</b>
3.3.1	Prüfkörper ohne Seitenverklebung und ohne Fugen .....	112
3.3.2	Prüfkörper ohne Seitenverklebung und mit Fugen .....	118
3.3.3	Prüfkörper mit $\Sigma t_l < \Sigma t_q$ .....	119
3.3.4	Prüfkörper mit Schmalseitenverklebung.....	121
<b>3.4</b>	<b>SCHUBFESTIGKEIT .....</b>	<b>124</b>
3.4.1	Brutto-Schubfestigkeit.....	124
3.4.2	Netto-Schubfestigkeit.....	125
<b>3.5</b>	<b>SCHUBMODUL.....</b>	<b>127</b>
<b>3.6</b>	<b>STEIFIGKEIT IM LASTEINLEITUNGSBEREICH.....</b>	<b>129</b>
<b>4</b>	<b>DISKUSSION .....</b>	<b>131</b>
<b>4.1</b>	<b>VERGLEICH MIT BISHERIGEN PRÜFUNGEN.....</b>	<b>131</b>
<b>4.2</b>	<b>EINFLÜSSE DER PARAMETER AUF DIE SCHUBKENNGRÖßEN.....</b>	<b>134</b>
4.2.1	Seitenverklebung .....	134
4.2.2	Fugenbreite.....	139
4.2.3	Schichtanzahl .....	143
4.2.4	Aufbauparameter und Brettdicke.....	144
<b>5</b>	<b>ZUSAMMENFASSUNG UND CONCLUSIO.....</b>	<b>149</b>
<b>6</b>	<b>LITERATURVERZEICHNIS .....</b>	<b>151</b>
<b>7</b>	<b>ABBILDUNGSVERZEICHNIS .....</b>	<b>157</b>
<b>8</b>	<b>TABELLENVERZEICHNIS.....</b>	<b>161</b>
<b>9</b>	<b>ANHANG.....</b>	<b>163</b>
<b>9.1</b>	<b>GESAMTER PRÜFPLAN .....</b>	<b>163</b>
<b>9.2</b>	<b>ADAPTIERTER PRÜFPLAN DER TU GRAZ .....</b>	<b>164</b>



# 1 EINLEITUNG

Dieses Kapitel beinhaltet eine allgemeine Einführung in das Thema Brettsperrholz, seinen Aufbau, seine Herstellung, sein Tragverhalten und den derzeitigen Stand der Normung. Danach wird das mechanische Modell für BSP-Scheiben nach Bogensperger et al. (2010) beschrieben und mit anderen Modellen verglichen. Im Anschluss daran erfolgen eine Literaturstudie zum Thema der Scheibenschubfestigkeit von Brettsperrholz und eine Beschreibung der Prüfkongfiguration von Kreuzinger und Sieder (2013), die in weiterer Folge für die Durchführung der Versuche verwendet wurde.

Im zweiten Kapitel „Material und Methoden“ werden einerseits das für die Prüfkörper verwendete Ausgangsmaterial und andererseits alle Methoden betreffend Prüfdurchführung und Auswertung der Prüfdaten beschrieben.

Das dritte Kapitel „Ergebnisse“ dient der detaillierten Beschreibung der während der Prüfungen beobachteten Schubmechanismen und der überblicksmäßigen Darstellung der relevanten Kenngrößen „Brutto-Schubfestigkeit“, „Netto-Schubfestigkeit“ und „Schubmodul“.

Im vierten Kapitel „Diskussion“ wird der Frage nachgegangen, ob die Ergebnisse aus Untersuchungen an BSP-Einzelknoten mit jenen aus Prüfungen großformatiger BSP-Scheibenelemente vergleichbar sind. Im Anschluss daran werden die untersuchten Parameter auf ihren Einfluss auf die Schubkenngößen analysiert.

Das letzte Kapitel „Zusammenfassung und Conclusio“ beinhaltet eine zusammenfassende Schlussbetrachtung der Masterarbeit.

## 1.1 Brettsperrholz (BSP)

### 1.1.1 Aufbau und strukturelle Besonderheiten

In der eurocodenahen Bemessungsrichtlinie (enBR, 2007) ist Brettsperrholz als mehrschichtig verklebtes, flächenhaftes Holzprodukt definiert, wobei die Bretter der Einzelschichten rechtwinklig zueinander angeordnet sind und der Querschnittsaufbau symmetrisch ist. Durch die flächige Verklebung besteht ein quasi starrer Verbund zwischen den einzelnen Brettlagen. Die Bretter einer Lage können an ihren Schmalseiten verklebt, knirsch aneinandergelagt oder mit einer geringen Fuge dazwischen ausgeführt werden. Bei BSP kann aufgrund der flächigen Verklebung unterschiedlich orientierter Einzelschichten ein sogenannter Sperr-effekt erzielt werden, der vor allem einen wesentlichen Nachteil des Ausgangsmaterials Holz, das stark ausgeprägte Quell- und Schwindverhalten quer zur Faser, reduziert.

Die strukturellen Besonderheiten von BSP können durch eine Analogiebetrachtung mit Faser-Kunststoff-Verbunden gezeigt werden, wie sie in der Dissertation von Schickhofer (1994) durchgeführt wird.

## Analogiebetrachtung Holz bzw. Holzwerkstoffe – Faser-Kunststoff-Verbunde

(siehe Schickhofer, 1994)

Holz besteht einerseits aus Lignin, das sehr druckfest und spröde ist, und andererseits aus Cellulose, welches durch hohe Zugfestigkeit und Elastizität gekennzeichnet ist. Die Hemizellulose ist, wie die Cellulose, Teil der Zellwand und dient als Vernetzer zwischen Lignin und Cellulose (siehe Schickhofer, 2006, Holzbau – Der Roh- und Werkstoff Holz, S. A.2/23). Betrachtet man die Wirkungsweise der einzelnen Komponenten, können die Hemizellulose und das Lignin als Matrix bezeichnet werden, in die eine zugfeste „Bewehrung“, die Cellulose (Volumenanteil etwa 42 %), eingebettet ist. So wird eine Verbundwirkung erzielt, die jener von Faser-Kunststoff-Verbunden sehr ähnlich ist. Hier werden als Matrixwerkstoff Duromere oder Thermoplaste verwendet, als Verstärkung kommen Glas-, Kohle- oder Aramidfasern zum Einsatz. Der Volumenanteil der Fasern beträgt üblicherweise zwischen 45 und 70 %. Abb. 1.1 veranschaulicht den Aufbau der beiden Werkstoffe.

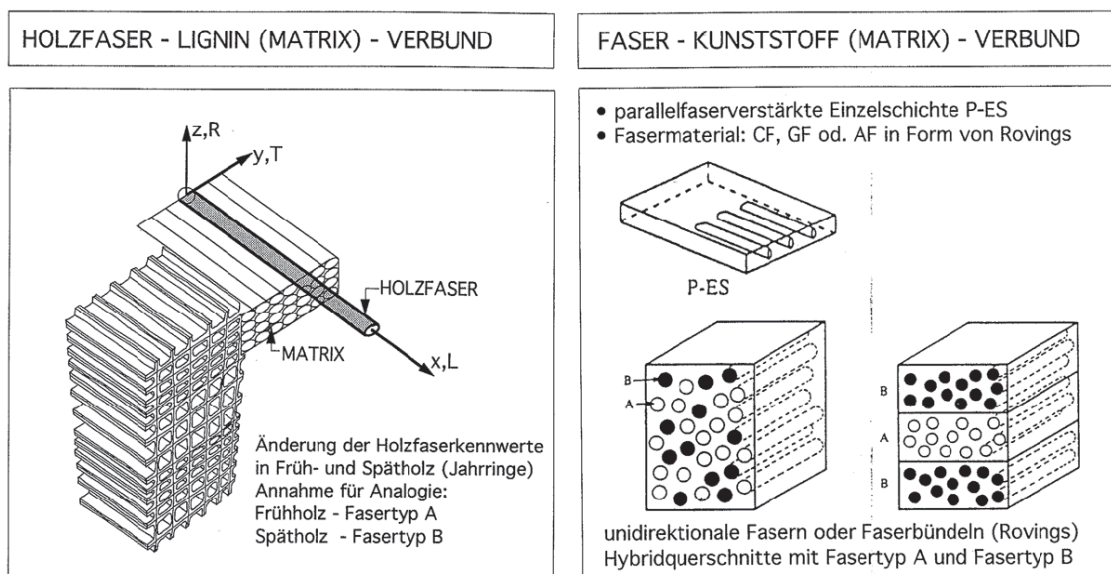


Abb. 1.1: Analogiebetrachtung zwischen Holz und Faser-Kunststoff-Verbunden, aus Schickhofer (1994)

Weiters werden auch Parallelen zwischen geschichteten Holzwerkstoffen, wie Brettsperrholz, und Faser-Kunststoff-Verbunden beschrieben (siehe Abb. 1.2). Durch die Analogiebetrachtung ist es möglich, die geschichtet aufgebaute Brettsperrholzplatte hinsichtlich des Verbundgrads ihrer Einzelschichten zu charakterisieren. So kann zwischen den beiden Extremen starrer Verbund bzw. ohne Verbund, sowie dem dazwischen liegenden nachgiebigen Verbund mit stiftförmigen Verbindungsmitteln unterschieden werden.

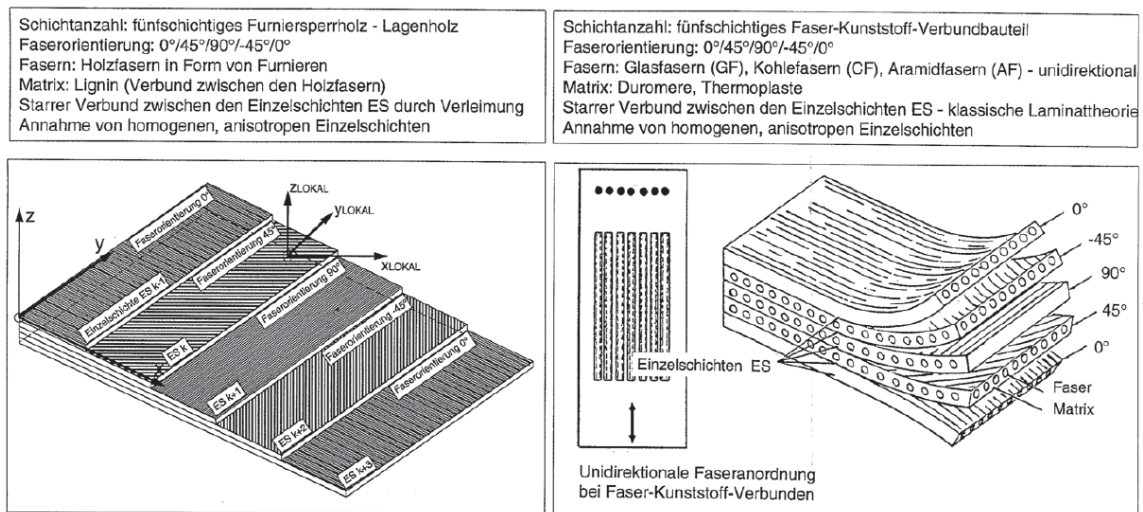


Abb. 1.2: Analogiebetraachtung zwischen Holzwerkstoffen und Faser-Kunststoff-Verbunden, aus Schickhofer (1994)

### 1.1.2 Entwicklung

Das Bauen mit Brettsperrholz lässt sich nach Schickhofer et al. (Hrsg., 2010) der sogenannten Holz-Massivbauweise zuordnen. Ursprünglich wurde Brettsperrholz entwickelt, um für das bei der Erzeugung entstehende Nebenprodukt Seitenware eine wirtschaftliche Verwendung zu finden. Aufgrund der Tatsache, dass Seitenware meist überwiegend oder ausschließlich aus der adulten Stammlage des Baumes gewonnen wird, weist es im Vergleich zum juvenilen Holz (die innersten 15 bis 20 Jahrringe) sehr günstige mechanische Eigenschaften, wie ein hoher Spätholzanteil und damit auch höhere Rohdichte- und Festigkeitswerte, auf und fand deshalb derart großen Zuspruch, dass die Nachfrage danach relativ schnell das Angebot an Seitenware überstieg und man gegenwärtig, auch aufgrund der eingesetzten Brettdimensionen, auf Hauptware zurückgreift.

Die Holz-Massivbauweise unterscheidet sich vom herkömmlichen Holz-Leichtbau insofern, als die Abtragung der vertikalen und horizontalen Lasten in erster Linie von flächenförmigen Elementen übernommen wird. Obgleich diese junge Form des Holzbaus sehr innovativ ist, lässt sie sich doch auf die klassischen Bauweisen der Vergangenheit zurückführen. Hierzu zählt zum einen die vor allem in Skandinavien gebräuchliche Stabbauweise, bei der stabförmige Elemente vertikal aneinandergereiht werden und die Abtragung der vertikalen Lasten vorwiegend in Faserrichtung erfolgt. Zum anderen gehört dazu die im alpinen Raum weit verbreitete Blockbauweise, die durch die horizontale Anordnung stabförmiger Elemente gekennzeichnet ist, wodurch eine vertikale Lastabtragung vor allem senkrecht zur Faserrichtung stattfindet. Ein Nachteil der Blockbauweise ist, dass die Bauhöhe aufgrund der eingeschränkten Tragfähigkeit quer zur Faserrichtung beschränkt ist, und dass Setzungen auftreten können. Den großen Nachteil der Stabbauweise stellt das senkrecht zur Faserrichtung stark ausgeprägte Quellen und Schwinden des Holzes dar, was sich durch eine Vergrößerung bzw. Verkleinerung des Holzvolumens, also einen Verlust der Dimensionsstabilität äußert. Durch die spezielle Ausführung von Brettsperrholz können diese und auch weitere Nachteile eliminiert werden. So wird durch den Einsatz von BSP auch eine Verbesserung der



Brandschutz-, Schallschutz- und Luftdichtigkeitseigenschaften erzielt. Im Vergleich zum Holz-Leichtbau ist es durch die Verwendung von BSP möglich, die Ebene der tragenden Bauteile völlig von der Isolations- und Installationsebene zu trennen, was etliche ausführungstechnische Vorteile mit sich bringt. Die Entwicklung von Brettsperrholz ermöglichte auch die Umsetzung moderner Architektur, wie beispielsweise transparente Fassaden in Kombination mit punktgelagerten Decken, ein- bzw. auch zweidimensional weit auskragende Bauwerksteile oder monolithische Bauwerke. BSP wird heute vielseitig eingesetzt und kann bei Bedarf auch mit stabförmigen Holzprodukten (vor allem Brettschichtholz, BSH) sinngebend kombiniert werden.

### **1.1.3 Herstellung**

Derzeit gibt es keine einheitlichen Regeln, mit welchen Abmessungen Brettsperrholz produziert werden darf, da diese für jeden Hersteller in der entsprechenden Zulassung geregelt sind. Schickhofer et al. (Hrsg., 2010) geben im BSPHandbuch jedoch einen Überblick über die derzeit gebräuchlichen Standardabmessungen der verschiedenen BSP-Hersteller. So reicht die Schichtanzahl üblicherweise von mindestens drei bis maximal neun, möglich sind jedoch bis zu 25. Die Brettdicke liegt üblicherweise zwischen 25 und 40 mm, kann jedoch auch Werte von 10 bis 45 mm annehmen. Mittlerweile haben sich 20, 30 und 40 mm als standardisierte Brettdicken etabliert. Die Brettbreite variiert zwischen 80 und 240 mm, es werden aber auch Breiten von 40 bis 300 mm realisiert. Allgemein ist Brettsperrholz ein sehr großformatiges Holzprodukt. Die üblichen Maße sind 3 x 13 m, die Breite ist jedoch auf 4,8 und die Länge auf 24 m steigerbar.

Zur Herstellung einer BSP-Platte sind mehrere Produktionsschritte nötig. In Abb. 1.3 ist der Herstellungsprozess von Brettsperrholz dargestellt. Die Beschreibung der Arbeitsschritte ist an Schickhofer et al. (Hrsg., 2010) angelehnt.

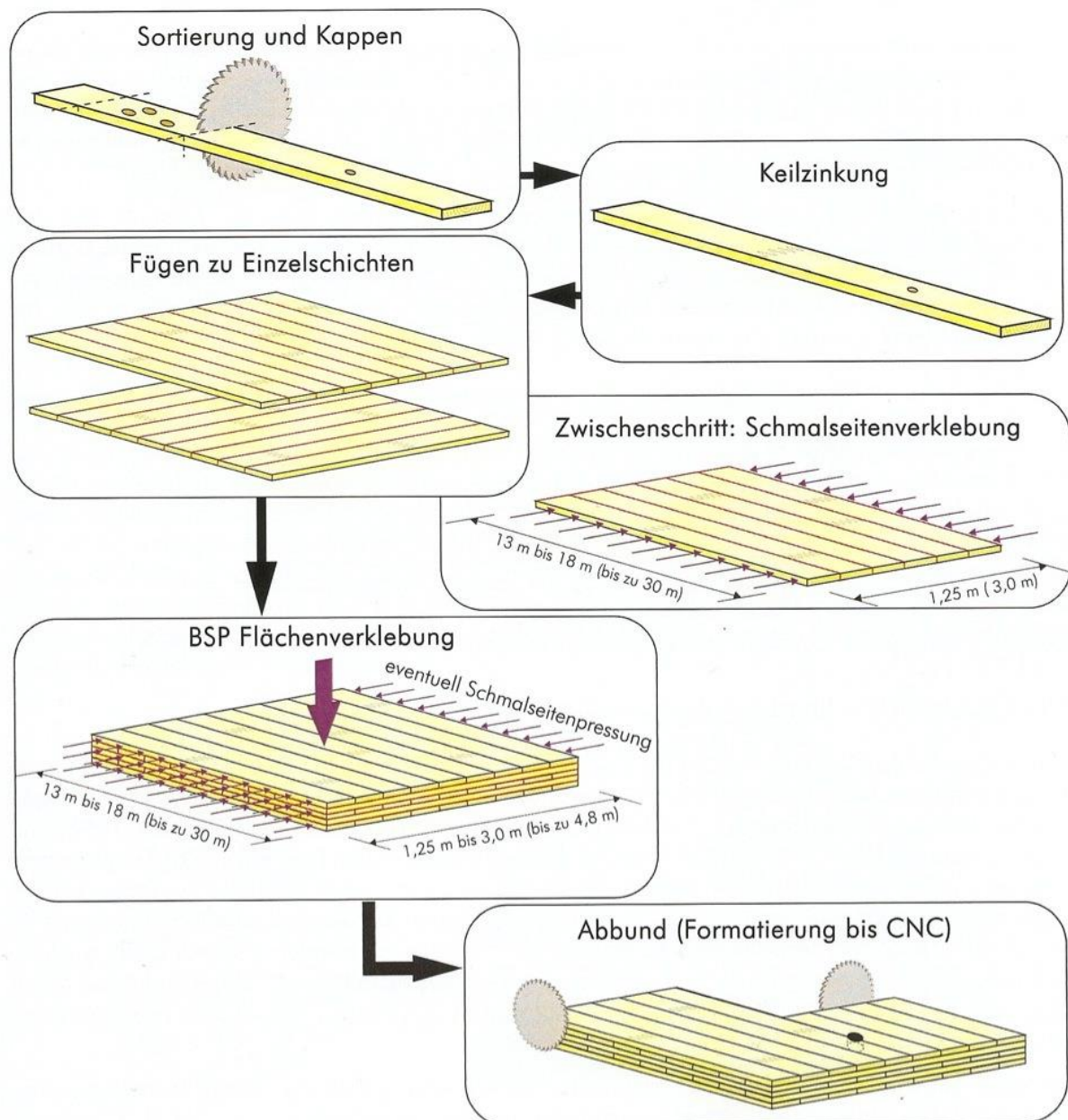


Abb. 1.3: Herstellungsprozess von Brettsperrholz, aus Schickhofer et al. (Hrsg., 2010)

## 1.) Sortierung

Das Ausgangsprodukt für die Herstellung von Brettsperrholz stellen Bretter dar, welche zuerst nach ihrer Festigkeit sortiert werden. Die Festigkeitsklassen der für die BSP-Herstellung verwendeten Brettware sind auf europäischer Ebene in der EN 338:2009 „Bauholz für tragende Zwecke – Festigkeitsklassen“ geregelt und entsprechen meist der Klasse C24. Querlagen können auch mit C16 oder C18 ausgeführt werden, innerhalb einer Brettlage sollten jedoch keinesfalls Bretter unterschiedlicher Festigkeit planmäßig kombiniert werden. Trotzdem ist in manchen Zulassungen ein möglicher Anteil der nächst niedrigeren Festigkeitsklasse von 10 % angegeben, was nach Schickhofer et al. (Hrsg., 2010) auf die in der DIN 4074-1:2003 (Kap. 6.3.2) angegebenen Toleranzen für die visuelle Sortierung zurückgeführt

werden kann. Für die Herstellung von BSP kommt meist Fichte (*Picea abies*) zum Einsatz, wobei Tanne in geringem Anteil im selben Sortiment als „mitgehend“ betrachtet werden darf. Bei entsprechender Rohstoffsituation kann der Einsatz von Kiefer von Vorteil sein. Zur Verbesserung mechanischer oder ästhetischer Eigenschaften werden meist Lärche, Douglasie oder ausgewählte Laubholzarten (Esche, Buche, Eiche, Pappel, Robinie, u.a.) herangezogen.

## **2.) Keilzinkung**

Nach der Sortierung der Brettware und der Auskappung von Fehlstellen werden die einzelnen Bretter unter Anwendung von Keilzinkenverbindungen zu einer Endloslamelle zusammengefügt. Der Vorteil dieser Verbindung liegt darin, besonders lange Bauteile realisieren und gleichzeitig die festigkeitsmindernden und/oder optisch inadäquaten Eigenschaften (Risse, Insektenbefall, Äste und andere Wachstumsunregelmäßigkeiten) entfernen zu können.

## **3.) Hobelung**

Bevor die Brettlamellen zu Schichten zusammengefügt werden können, wird eine Dickenhobelung bzw. Egalisierung der Stärken durchgeführt. Hier ist es besonders wichtig, dass die Dicken innerhalb einer Schicht nicht oder nur sehr geringfügig voneinander abweichen. Andernfalls können in Bereichen mit kleineren Dicken ein zu geringer Anpressdruck und eine zu dicke Klebefuge entstehen, welche nicht die notwendigen Festigkeitseigenschaften aufweist. In Bereichen mit zu großer Brettstärke kann hingegen ein Überdrücken und somit eine Schädigung der Zellstruktur erfolgen, was ebenfalls eine Reduktion der Tragfähigkeit nach sich zieht.

## **4.) Fügen zu Einzelschichten (mit/ohne Schmalseitenverklebung)**

Nach der Hobelung werden die Brettlamellen abgelängt und nebeneinanderliegend zu einer Einzelschicht angeordnet. Grundsätzlich können die Einzelschichten auf drei verschiedene Arten ausgeführt werden: (i) ohne Schmalseitenverklebung mit Fugen bis zu 6 mm, (ii) ohne Schmalseitenverklebung mit knirsch („ohne Fugen“) aneinandergelegten Brettern oder (iii) mit Schmalseitenverklebung.

Die planmäßige Ausführung von Fugen zieht eine Veränderung des Eigenschaftsprofils von BSP-Elementen nach sich. Im Hinblick auf bauphysikalische (Brand, Schall und Luftdichtigkeit), verbindungstechnische und ästhetische Eigenschaften des BSP-Elements sollte prinzipiell eine Reduktion der Fugenbreite angestrebt werden.

Sollen die Fugen gänzlich eliminiert werden, muss eine Schmalseitenverklebung zum Einsatz kommen. Hier gibt es zwei Möglichkeiten: entweder verklebt man die Bretter zuerst zu Einschichtplatten oder bedient sich anderer Holzwerkstoffplatten und fügt diese anschließend zum fertigen BSP-Element zusammen. Die zweite Möglichkeit besteht darin, während des Flächenpressvorgangs, der für die flächige Verklebung der Einzelbretter nötig ist, einen ausreichenden seitlichen Pressdruck auf die Schmalseiten der Brettlagen aufzubringen. Durch die Flächenpressung quillt der Klebstoff zum Teil in die Fugen, jedoch kann der Kleb-

stoffauftrag bei dieser Methode nicht kontrolliert werden, wodurch lediglich eine unvollständige Schmalseitenverklebung erzielt werden kann.

Schickhofer et al. (Hrsg., 2010) vertreten die Ansicht, dass trotz einer vollständigen Schmalseitenverklebung vor allem bei der Scheibenbemessung davon ausgegangen werden sollte, dass durch Feuchteänderungen und den infolge induzierten Quell- und Schwindspannungen interne Spannungen erzeugt werden, die Längsrisse im Brettquerschnitt nach sich ziehen. Das kann vor allem in den Außenlagen des BSP-Bauteils beobachtet werden, da diese den Klimaänderungen am stärksten ausgesetzt sind. Als Annäherung an das tatsächliche Verhalten wird in dem von Bogensperger et al. (2010) entwickelten Tragmodell für die Scheibenbemessung (siehe Kapitel 1.2) immer von einer gerissenen, und nie von einer vollständig und perfekt verklebten BSP-Scheibe ausgegangen.

## 5.) Flächenverklebung der Einzelschichten

Für die quasi starre Flächenverklebung der Einzelschichten des BSP-Elements ist es wichtig, die vorgegebenen Parameter, wie beispielsweise Klebstoffauftragsmenge, Pressdruck, Holzfeuchte, Verarbeitungstemperatur und Aushärtezeit, genau einzuhalten. Die Klebstoffe müssen die Mindestanforderungen an die Festigkeit, im Falle der Flächenverklebung die Scher- oder Schubfestigkeit, erfüllen. In Folge sind nur Klebstoffe, welche einen Eignungsnachweis für den lastabtragenden Einsatz im Ingenieurholzbau aufweisen, für die Produktion von BSP zugelassen. Im Wesentlichen werden zwei verschiedene Arten von Klebstoffen verwendet:

- Zweikomponentige Aminoplaste (Melamin Formaldehydklebstoff – MF und Melamin Harnstoff Formaldehydklebstoff – MUF) weisen eine erhöhte Temperaturbeständigkeit im Brandfall auf und sind relativ preiswert. Andererseits sind sie aufgrund ihres Zweikomponentensystems sehr anspruchsvoll in ihrer Verarbeitung.
- Polyadditionsklebstoffe, wie einkomponentige Polyurethanklebstoffe (1K-PUR), sind im Allgemeinen nur bedingt hochtemperaturbeständig und vergleichsweise teuer, aber flexibel in der Anpassung an die jeweiligen Produktionsbedingungen. Die Verarbeitung erfolgt relativ unkompliziert, es ist jedoch eine Mindestholzfeuchte von 10 % für das Abbinden des Klebstoffs erforderlich.

Die Zeitdauer zwischen Hobelung und Flächenpressung sollte (entsprechend der EN 386:2002 für die Herstellung von Brettschichtholz) 24 Stunden nicht überschreiten, um eine Reaktivierung der Oberfläche zur Verbesserung der Verklebungseigenschaften zu ermöglichen und die Entstehung von Krümmungen zu vermeiden. Mit sinkendem Pressdruck steigen im Allgemeinen die Anforderungen an das Ausgangsprodukt Brett hinsichtlich Ebenheit, Krümmungsfreiheit und Dickentoleranzen. Werden diese Anforderungen nicht erfüllt, besteht die Möglichkeit Entlastungsnuten in Brettlängsrichtung anzuordnen, was jedoch, bei Unterschreitung des Verhältnisses zwischen Fugenabstand bzw. Randabstand und Brettstärke < 4, eine Reduktion der Rollschubfestigkeit nach sich zieht.

## 6.) Abbund und Montage

Nach der Verklebung werden die BSP-Elemente üblicherweise an den Rändern besäumt oder mit speziellen Ausformungen (Nut-Feder-Profilierung etc.) versehen. Etwaige Klebstoffreste können durch Hobeln oder Schleifen von ihrer Oberfläche entfernt werden. Auf die

Oberfläche können mittels Verklebung noch weitere Schichten aufgebracht werden, um insbesondere die optischen, akustischen oder andere Bauteileigenschaften noch weiter zu verbessern. Abschließend erfolgt der meist CNC-gesteuerte Abbund, durch den das Bauteil Tür- und Fensteröffnungen bzw. etwaige Aussparungen oder Senkungen erhält. Die BSP-Bauteile werden entgegen des Montageablaufs auf das Transportfahrzeug geladen und auf der Baustelle nach und nach versetzt. Eine genaue Planung vorausgesetzt können mit der BSP-Bauweise Rohbauzeiten von Einfamilienhäusern von nur ein bis zwei Tagen und kürzer realisiert werden.

#### **1.1.4 Tragverhalten**

Grundsätzlich kann Brettsperrholz auf zwei verschiedene Arten belastet werden, und zwar

- senkrecht zu seiner Ebene (Plattentragwirkung) und/oder
- in seiner Ebene (Scheibentragwirkung).

In einem Gebäude tritt die klassische „Platte“ in Form von Decken auf, die senkrecht zu ihrer Ebene durch das Eigengewicht des Bauteils oder Nutzlasten beansprucht werden, aber auch Wände können durch den Wind als Platte belastet werden. Nichtsdestotrotz stellt ein Wandelement im Allgemeinen primär eine klassische „Scheibe“ dar und dient der Aussteifung des Gebäudes und der Abtragung der aus der Windbelastung resultierenden Schubkräfte (horizontale Lastabtragung). Weiters werden Wände zur vertikalen Lastabtragung, also zur Weiterleitung des Eigengewichts und der Nutz- und Schneelasten in die Fundamente benötigt.

Die vorliegende Arbeit setzt sich ausschließlich mit dem Tragverhalten in Element-(Scheiben-)ebene auseinander. Dieses wird im Kapitel 1.2 näher erläutert.

#### **1.1.5 Normung für BSP**

Obwohl bereits zahlreiche wissenschaftliche Arbeiten zum Thema Brettsperrholz vorliegen und die Forschung in diesem Bereich stark vorangetrieben wurde und wird, gibt es bis jetzt noch keine umfassende Standardisierung auf europäischer Ebene. Eine Produktnorm für BSP (prEN 16351:2013) ist zwar bereits in Ausarbeitung, hat jedoch derzeit noch Entwurfsstatus. Die Bemessung von BSP-Elementen erfolgt derzeit nach den Zulassungen der jeweiligen Hersteller, wobei es für die Ermittlung der in den Zulassungen angegebenen Festigkeits- und Steifigkeitskenngrößen keine einheitlichen Regelungen gibt. Daher ist es auch sehr schwierig herstellernerneutrale Ausschreibungen zu verfassen, was den Wunsch nach einer Europäischen Norm für BSP weiter verstärkt.

##### **1.1.5.1 Zulassungen**

Es gibt sowohl Europäisch Technische Zulassungen „ETZ“ (European Technical Approval, „ETA“) als auch nationale, wie etwa in Österreich jene des OIB (Österreichisches Institut für Bautechnik) oder in Deutschland jene des DIBt (Deutsches Institut für Bautechnik). Laut Angaben des OIB können Europäisch Technische Zulassungen für jene Produkte erteilt werden, für die es keine harmonisierte Europäische Norm gibt. Eine Zulassung dient grundsätzlich als Nachweis für die Leistungsfähigkeit und die Verwendbarkeit eines Bauproduktes und ermöglicht in weiterer Folge das Erlangen einer CE-Kennzeichnung. Die CE-Kennzeichnung

bestätigt die Konformität eines Bauprodukts mit einer vom Hersteller erstellten Leistungserklärung.

### **1.1.5.2 prEN 16351:2013**

Die prEN 16351:2013 legt die Anforderungen an die Herstellung von Brettsperrholzprodukten fest. Des Weiteren werden Leistungsanforderungen an die gefertigten Brettsperrholzprodukte definiert, wie zum Beispiel Anforderungen an die mechanische Festigkeit, an die Beständigkeit gegen biologischen Befall, Feuerwiderstand etc.

Zum Thema der mechanischen Festigkeit werden in der prEN 16351:2013 Prüfverfahren zur Ermittlung charakteristischer Festigkeitswerte bei Beanspruchung in Scheibenebene angegeben; auf diese wird in Kapitel 1.3 näher eingegangen.

## **1.2 Mechanisches Modell für BSP bei Belastung in Scheibenebene**

### **1.2.1 Bogensperger et al. (2010)**

Von Bogensperger et al. (2010) wurde ein Nachweiskonzept für BSP-Scheibenelemente entwickelt, welches sich mit den Spannungen in Folge von Einwirkungen und mit den Widerständen in einem BSP-Scheibenelement beschäftigt. Dieses wird im Folgenden näher erläutert.

Üblicherweise treten in einer Scheibe sowohl Normal- als auch Schubkräfte auf, wobei die einwirkenden Schubkräfte in verschiedene Komponenten aufgeteilt und getrennt nachgewiesen werden. Dazu wird aus der Scheibe ein sogenanntes repräsentatives Volumen-Element (RVE) und weiters ein repräsentatives Volumen-Sub-Element (RVSE) herausgelöst (siehe Abb. 1.4). Das RVE beschreibt den Bereich, in welchem sich die Bretter der beiden Hauptrichtungen kreuzen. Die Abmessungen des RVE entsprechen dabei den Brettbreiten der beiden Hauptrichtungen (zuzüglich eventuell auftretender Fugen zwischen den jeweiligen Nachbarbrettern) und der Dicke des BSP-Scheibenelements. Durch die gedankliche Erhöhung der Schichtanzahl auf  $\infty$  entsteht in jeder Brettmittelfläche des betrachteten RVE eine Symmetrieebene. Das RVSE ist Teil des RVE und liegt genau zwischen zwei Symmetrieebenen. Dieses in Abb. 1.4 dargestellte Element stellt die kleinstmögliche Einheit für die Steifigkeits- und Festigkeitsberechnungen dar und lässt Randeffekte, aufgrund der Betrachtung eines BSP-Elementes mit unendlicher Schichtanzahl, unberücksichtigt.



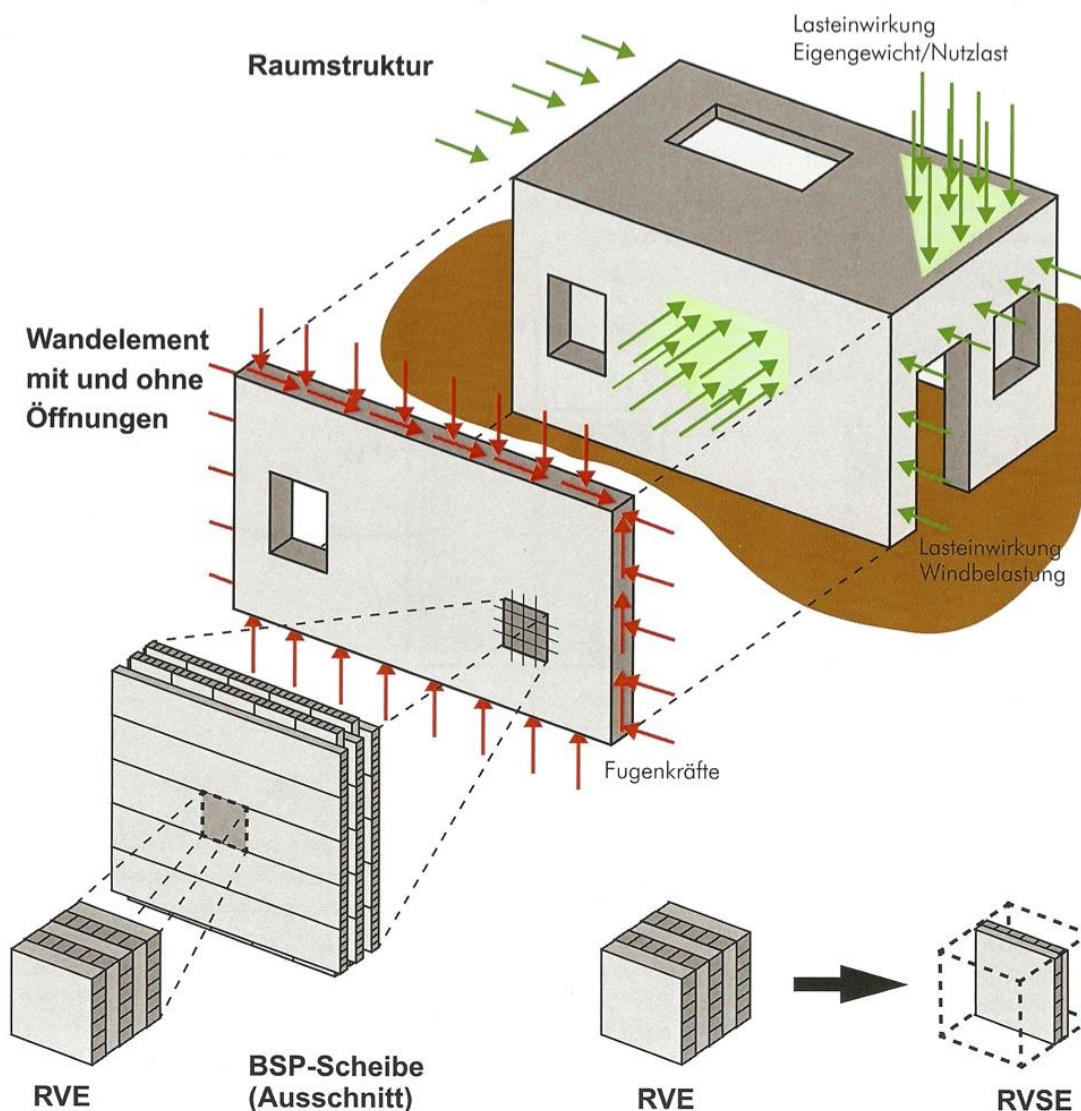


Abb. 1.4: RVE (Repräsentatives Volumen-Element) und RVSE (Repräsentatives Volumen-Sub-Element), aus Schickhofer et al. (Hrsg., 2010)

### 1.2.1.1 Schnittkräfte und Steifigkeiten in einer BSP-Scheibe

Betrachtet man ein ausschließlich in seiner Ebene belastetes BSP-Scheibenelement, können die drei in Abb. 1.5 (links) dargestellten Kräfte auftreten. Diese Scheibenkräfte stehen nach Gl. 1.1 über die Steifigkeitsmatrix mit den drei inneren Scheibenverzerrungen in Beziehung. Die Steifigkeitsmatrix beinhaltet die beiden Dehnsteifigkeiten  $D_x$  und  $D_y$ , die Schubsteifigkeit  $D_{xy}$  und die gekoppelte Dehnsteifigkeit  $C_{xy}$ . Da die Normalkräfte vorwiegend über die jeweils parallel zur Last orientierten Brettlagen abgetragen werden und sich die quer dazu orientierten Brettlagen der Lastabtragung aufgrund ihres geringen E-Moduls quer zur Faserrichtung (z.B. C24 nach EN 338:2009:  $E_0 = 11.000 \text{ N/mm}^2$  vs.  $E_{90} = 370 \text{ N/mm}^2$ ) entziehen, kann die gekoppelte Dehnsteifigkeit  $C_{xy}$  unberücksichtigt bleiben.

Abb. 1.5 (rechts) veranschaulicht den in Gl. 1.1 dargestellten Zusammenhang zwischen den Normalkräften, Dehnsteifigkeiten und Verzerrungen in x- bzw. y-Richtung. Der Zusammenhang zwischen Schubkraft, Schubsteifigkeit und Schubverzerrung ist etwas komplexer und wird daher noch eingehender beschrieben.

$$\begin{bmatrix} n_x \\ n_y \\ n_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} D_x & C_{xy} & 0 \\ C_{xy} & D_y & 0 \\ 0 & 0 & D_{xy} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} \quad \text{Gl. 1.1}$$

mit

$n_x$	...	Normalkraft in x-Richtung; $n_x = D_x \cdot \varepsilon_x$ ;
$n_y$	...	Normalkraft in y-Richtung; $n_y = D_y \cdot \varepsilon_y$ ;
$n_{xy}$	...	Schubkraft;
$D_x$	...	Dehnsteifigkeit in x-Richtung; $D_x = E_{0,\text{mean}} \cdot t_2$ ;
$D_y$	...	Dehnsteifigkeit in y-Richtung; $D_y = E_{0,\text{mean}} \cdot (t_1 + t_3)$ ;
$D_{xy}$	...	Schubsteifigkeit;
$C_{xy}$	...	gekoppelte Dehnsteifigkeit (vernachlässigbar), $C_{xy} \cong 0$ ;
$\varepsilon_x$	...	Scheibendehnung (-stauchung) in x-Richtung;
$\varepsilon_y$	...	Scheibendehnung (-stauchung) in y-Richtung;
$\gamma_{xy}$	...	Scheibenverzerrung aufgrund der Schubkraft $n_{xy}$ .

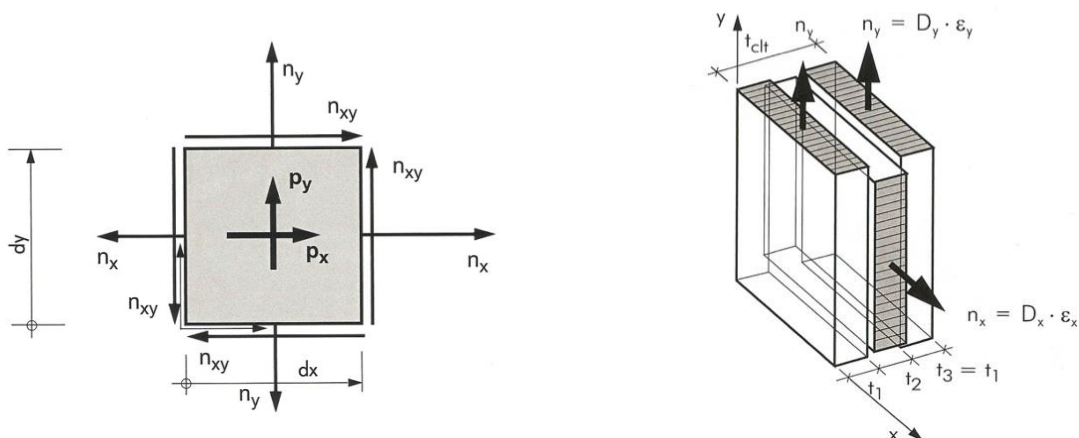


Abb. 1.5: Scheibenkräfte  $n_x$ ,  $n_y$  und  $n_{xy}$  (links) und Dehnsteifigkeiten  $D_x$  und  $D_y$  (rechts), aus Schickhofer et al. (Hrsg., 2010)

Wie bereits angedeutet, ist die Bestimmung der Schubsteifigkeit  $D_{xy}$  – verglichen mit der Ermittlung von  $D_x$  bzw.  $D_y$  – etwas differenzierter zu betrachten. Im Falle einer durchgehend seitenverklebten BSP-Scheibe ergibt sich die Schubsteifigkeit zu  $D_{xy} = G_{0,\text{mean}} \cdot t_{\text{clt}}$ . Aufgrund der Tatsache, dass klimatische Veränderungen Längsrisse in den Brettern zur Folge haben, kommt es jedoch zu einer Reduktion der Schubsteifigkeit, vereinfachend betrachtet vergleichbar mit einem BSP-Element ohne Schmalseitenverklebung. Daher wird in dem Modell von Bogensperger et al. (2010) in weiterer Folge nicht mehr zwischen Scheiben mit bzw. ohne Schmalseitenverklebung unterschieden. Die Schubsteifigkeit wird zuerst anhand des repräsentativen Volumen-Sub-Element (RVSE) erklärt. In den folgenden Ausführungen beschreibt  $a$  die Brettbreite oder den mittleren Rissabstand, wobei die Fugenbreite vorerst unberücksichtigt bleibt. Die Schichtdicken der einzelnen Brettlamellen werden als konstant



angenommen und mit  $t$  beschrieben. Der Ausdruck  $t/a$  beschreibt die interne geometrische Struktur des BSP-Scheibenelements.

Die Gesamtschubverzerrung  $\gamma_{xy}$  setzt sich entsprechend dem Modell von Bogensperger et al. (2010) aus den beiden Anteilen  $\gamma_I$  und  $\gamma_{II}$  zufolge

- Mechanismus I – „Schub“ und
- Mechanismus II – „Torsion“

zusammen. In Abb. 1.6 werden die beiden Mechanismen anhand ihrer Verzerrungen grafisch veranschaulicht.

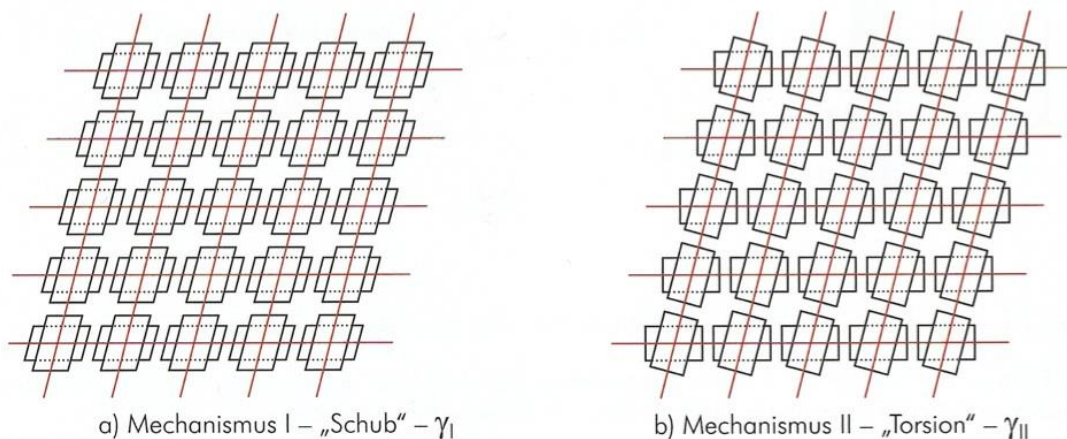


Abb. 1.6: Anteile der Schubverzerrung aus den Mechanismen I und II, aus Schickhofer et al. (Hrsg., 2010)

Betrachtet man die Schubbeanspruchung anhand eines RVSE, geht man vorerst von einer vollen Schubkraftübertragung in den Schmalseiten aus und beschreibt somit die Schubverzerrung an einer rissfreien, seitenverklebten Scheibe ( $\gamma_I$ ). Dabei werden die nominellen Schubspannungen  $\tau_0$  als konstant über die Dicke  $t_{clt}$  der BSP-Scheibe angenommen (Abb. 1.6, links). Dieser Zustand wird in weiterer Folge als Brutto-Schub (Mechanismus III) bezeichnet. Zumal die BSP-Scheibe aufgrund von Fugen bzw. Rissen jedoch keine Schubkraftübertragung in den Schmalseiten erlaubt, müssen die Spannungen in den Schmalseiten zu Null werden. Dadurch kommt es zu einer inneren Spannungumlagerung und zu einer zusätzlichen Schubverzerrung  $\gamma_{II}$ . In diesem Zustand nach dem fiktiven Aufschneiden der Schmalseiten stellen sich die beiden Mechanismen I – „Netto-Schub“ und II – „Torsion“ im Bauteil ein. Diese sind in einer Darstellung von Thiel (2014) in Abb. 1.7 zu sehen.

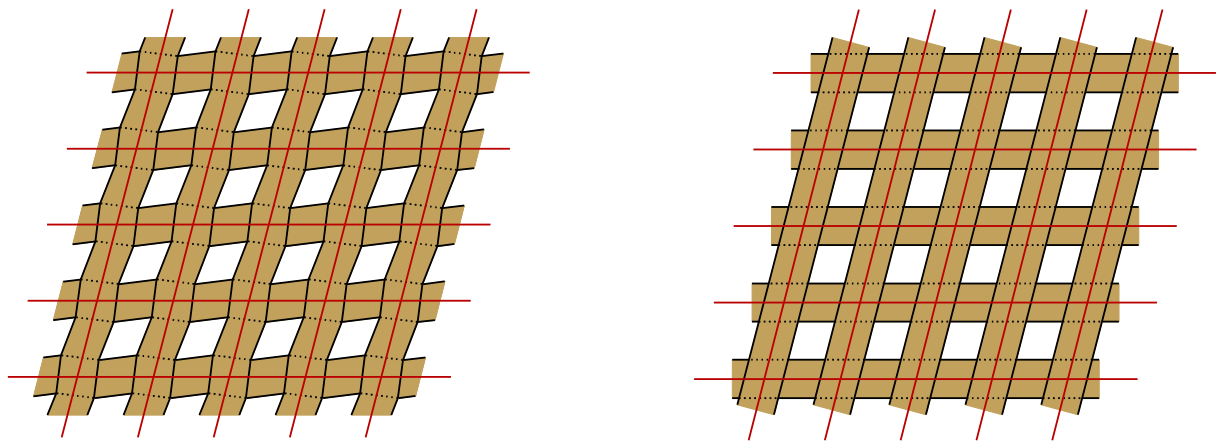


Abb. 1.7: Mechanismus I – „Netto-Schub“ (links) und Mechanismus II – „Torsion“ (rechts) in einer gerissenen bzw. nicht seitenverklebten BSP-Scheibe, aus Thiel (2014)

In Abb. 1.8 (links) ist der Spannungszustand einer seitenverklebten BSP-Scheibe dargestellt (Mechanismus III – Brutto-Schub). Da im „gerissenen“ bzw. nicht-seitenverklebten Zustand in den Schmalseiten keine Schubkräfte mehr übertragen werden können, müssen diese von den Querschnitten der Brettlagen über Schub senkrecht zur Faserrichtung aufgenommen werden (Mechanismus I – Netto-Schub, siehe Abb. 1.8, mittig). Dadurch entstehen zwei Querkraftpaare die mit einem Torsionsmoment, welches über die Klebefläche übertragen werden muss, im Gleichgewicht stehen (Mechanismus II – Torsion, siehe Abb. 1.8, rechts). Von Brandner et al. (2013) wird die Aufteilung der drei Mechanismen eingehend beschrieben.

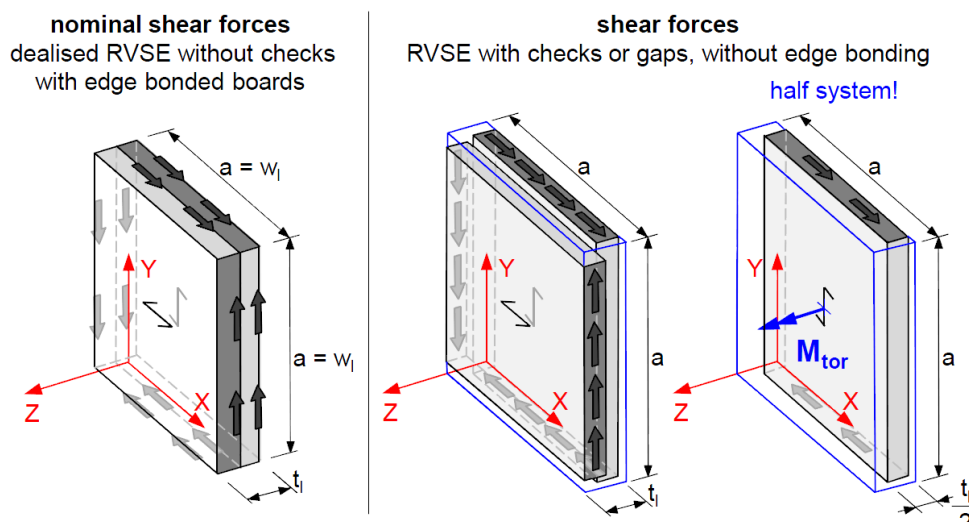


Abb. 1.8: Aufteilung der Schubbeanspruchung in die einzelnen Mechanismen anhand des RVSE; Brutto-Schub (links) bei vorhandener Seitenverklebung, Netto-Schub (mittig) und Torsion (rechts) nach Rissbildung bzw. ohne Seitenverklebung; aus Brandner et al. (2013)

Die Herleitung der Schubverzerrung wird entsprechend Bogensperger et al. (2010) durchgeführt, wobei die Unterscheidung hier nur zwischen den in Abb. 1.6 dargestellten Mechanismen erfolgt. Die Schubverzerrung  $\gamma_I$  kann mittels Gl. 1.2 exakt bestimmt werden.

$$\gamma_I = \frac{\tau_0}{G_0} \quad \text{Gl. 1.2}$$

mit

- $\gamma_I$  ... Schubverzerrung in der seitenverklebten BSP-Scheibe;
- $\tau_0$  ... nominelle Schubspannungen;
- $G_0$  ... Schubmodul des Grundmaterials Brettware.

Für die näherungsweise Abschätzung der Schubverzerrung aus Mechanismus II, die in Gl. 1.3 berechnet wird, wird von einer wölbbehinderten Torsion ausgegangen. Die Ermittlung der Torsionssteifigkeit erfolgt unter Berücksichtigung des polaren Trägheitsmomentes. Für die Berechnung des Torsionsschubmoduls wird der Rollschubmodul mit  $G_{90} = 0$  angenommen, da er im Vergleich zu  $G_0$  vernachlässigbar gering ist.

$$\gamma_{II} = \frac{M_T}{G_T \cdot I_P} \cdot \frac{t}{2} = \frac{\tau_0 \cdot t \cdot a^2}{G_0 \cdot \frac{a^4}{2}} \cdot \frac{t}{2} = \frac{6 \cdot \tau_0}{G_0} \cdot \left(\frac{t}{a}\right)^2 \quad \text{Gl. 1.3}$$

mit

- $\gamma_{II}$  ... Schubverzerrung aus Mechanismus II;
- $M_T$  ... Torsionsmoment;  $M_T = \tau_0 \cdot t \cdot a^2$ ;
- $G_T$  ... Torsionsschubmodul;  $G_T = (G_0 + G_{90}) / 2$ ;
- $G_{90}$  ... Rollschubmodul;  $G_{90} \cong 0$ ;
- $I_P$  ... polares Trägheitsmoment;  $I_P = I_x + I_y$ ;
- $t$  ... Brettstärke;
- $a$  ... Brettbreite bzw. mittlerer Rissabstand.

Die Gesamtschubverzerrung  $\gamma$  wird nach Gl. 1.4 ermittelt und ist die Summe der beiden Verzerrungen  $\gamma_I$  und  $\gamma_{II}$ .

$$\gamma = \gamma_I + \gamma_{II} = \frac{\tau_0}{G_0} + \frac{6 \cdot \tau_0}{G_0} \cdot \left(\frac{t}{a}\right)^2 \quad \text{Gl. 1.4}$$

Aus dem bekannten mechanischen Zusammenhang  $\tau = G \cdot \gamma$  ergibt sich durch Umformen die Gleichung  $G = \tau / \gamma$ . Analog dazu kann auch die Gl. 1.4 auf die Form  $G^* = \tau_0 / \gamma$  gebracht werden und man erhält in Gl. 1.5 einen effektiven Schubmodul  $G^*$ .

$$G^* = \frac{\tau_0}{\gamma} = \frac{\tau_0}{\frac{\tau_0}{G_0} + \frac{6 \cdot \tau_0}{G_0} \cdot \left(\frac{t}{a}\right)^2} = \frac{G_0}{1 + 6 \cdot \left(\frac{t}{a}\right)^2} \quad \text{Gl. 1.5}$$

mit

- $G^*$  ... effektiver Schubmodul.

Mit diesem effektiven Schubmodul kann die Schubsteifigkeit  $D_{xy}$  entsprechend Gl. 1.6 ermittelt werden.

$$D_{xy} = G^* \cdot t_{ct} \quad \text{Gl. 1.6}$$

mit

$t_{ct}$  ... Gesamtdicke der BSP-Scheibe.

Auf den Schubmodul  $G_0$  für das Grundmaterial Brett bezogen ergibt sich nach Gl. 1.7 eine andere Darstellungsmöglichkeit für die Schubsteifigkeit.

$$\frac{G^*}{G_0} = \frac{1}{1 + 6 \cdot \left(\frac{t}{a}\right)^2} \quad \text{Gl. 1.7}$$

Durch diese Darstellung kann in Abb. 1.9 ein Abfallen der Schubsteifigkeit in Abhängigkeit vom  $t/a$ -Verhältnis (Brettdicke : Brettbreite) beobachtet werden (rote Linie). Der praktisch relevante Bereich erstreckt sich über ein  $t/a$ -Verhältnis von 0,1 ( $t/a = 1:10$ ) bis 0,25 ( $t/a = 1:4$ ), wobei das Abfallen der Schubsteifigkeit 6 bis 27 % beträgt. Dieses Modell hat jedoch den Nachteil, dass die Schubverzerrung  $\gamma_{II}$  aus Mechanismus II aufgrund der Vernachlässigung des Rollschubmoduls nur näherungsweise erfasst wird. Aus diesem Grund wurde eine FE-Studie durchgeführt, die eine genaue Lösung nach der linearen Elastizitätstheorie liefern sollte. Abb. 1.9 zeigt die Ergebnisse der FE-Studie (grün) und, zum Vergleich, die Ergebnisse des einfachen mechanischen Modells (rot).

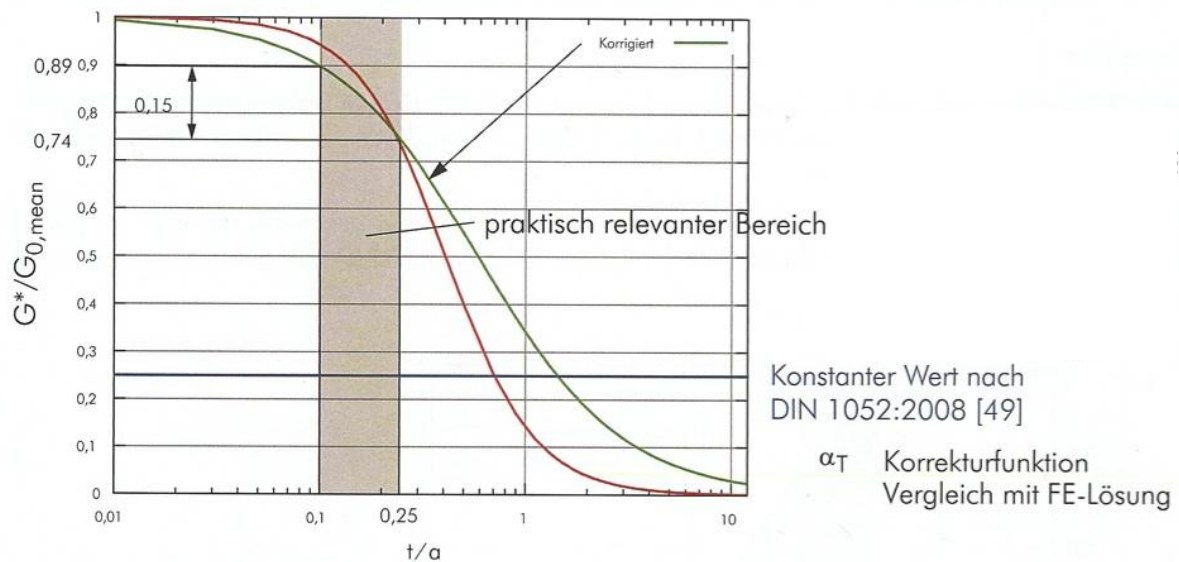


Abb. 1.9: Schubsteifigkeit  $G^*/G_0$  zufolge der durchgeführten FE-Analyse, aus Schickhofer et al. (Hrsg., 2010)

Das in Abb. 1.9 gezeigte Abfallen der Schubsteifigkeit aus den Ergebnissen der FE-Studie liegt bei 11 bis 26 %. Um die Genauigkeit der abschätzenden Formel aus Gl. 1.7 zu verbessern und die Ergebnisse an die FE-Studie anzugleichen, wird in Gl. 1.8 ein Korrekturparameter  $\alpha_T$  eingeführt.

$$\frac{G^*}{G_0} = \frac{1}{1 + 6 \cdot \alpha_T \cdot \left(\frac{t}{a}\right)^2} \quad \text{Gl. 1.8}$$

mit

$\alpha_T$  ... Korrekturparameter.

Für die Schubsteifigkeit von Elementen mit endlicher Schichtanzahl und variablen Schichtdicken müssen im Gegensatz zur Schubsteifigkeit des RVSE die Randeefekte berücksichtigt werden. Randeefekte reduzieren die Schubsteifigkeit, jedoch ist aus Abb. 1.10 ersichtlich, dass dieser reduzierende Einfluss mit zunehmender Schichtanzahl deutlich abnimmt. Im Falle dass  $a$  bzw.  $t$  nicht für alle Bretter gleich sind, sollte als Annäherung jeweils der Mittelwert herangezogen werden. Der Faktor  $\alpha_T$  ist abhängig von der Brettgeometrie und wird nach Gl. 1.9 ermittelt.

$$\alpha_T = p \cdot \left(\frac{t}{a}\right)^q \quad \text{Gl. 1.9}$$

Die Parameter  $p$  und  $q$  variieren je nach Schichtanzahl des BSP-Scheibenelements und können aus Tab. 1.1 entnommen werden.

Tab. 1.1: Parameter  $p$  und  $q$  für die Bestimmung von  $\alpha_T$  in Abhängigkeit von der Schichtanzahl, aus Silly (2010)

Schichtanzahl	$p$	$q$
3	0,53	-0,79
5	0,43	-0,79
7	0,39	-0,79

Abb. 1.10 zeigt den Einfluss der Randeefekte auf die Schubsteifigkeit.

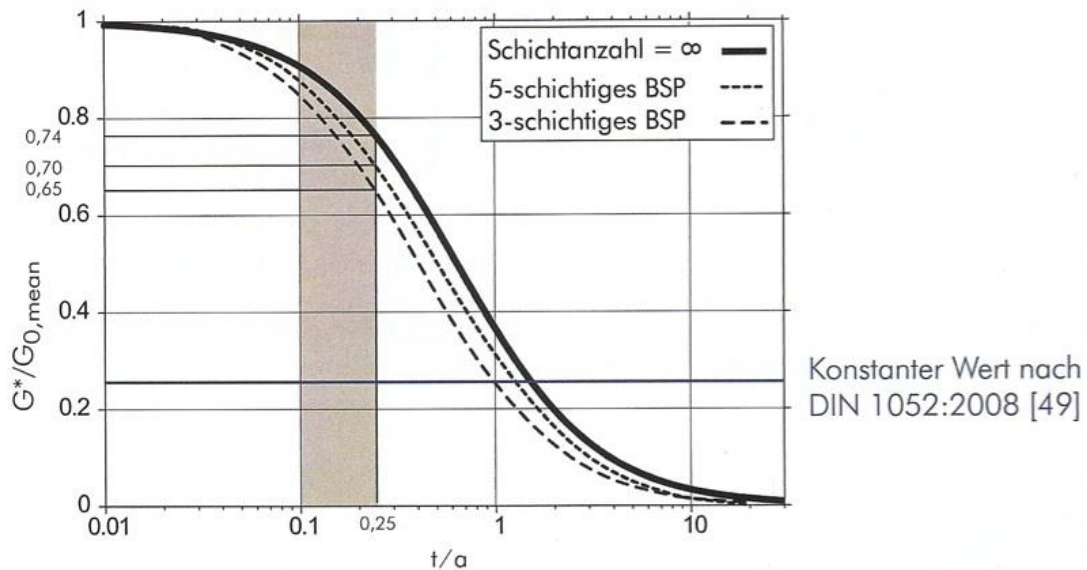


Abb. 1.10: Schubsteifigkeit  $G^*/G_{0,\text{mean}}$  mit und ohne Randeffekte, aus Schickhofer et al. (Hrsg., 2010)

Durch die Multiplikation mit dem entsprechenden Schubmodul  $G_0$  (Werte liegen hier üblicherweise zwischen 650 und 720 N/mm<sup>2</sup>) kann für BSP-Scheiben ein effektiver Schubmodul  $G^*$  berechnet werden. Die Ergebnisse dieser Berechnung finden sich in Tab. 1.2.

Tab. 1.2: Effektive Schubsteifigkeit  $G^*$  für BSP in Abhängigkeit von der Schichtanzahl, aus Schickhofer et al. (Hrsg., 2010)

Schichtanzahl	$G^*/G_0$ aus Abb. 1.10 [-]	1) $G_{0,\text{mean}}$ aus Entwurf ÖNORM EN 14080:2009 [N/mm <sup>2</sup> ]	$G^*$ zu- folge 1) [N/mm <sup>2</sup> ]	2) $G_{0,\text{mean}}$ aus ON EN 1194:1999 [N/mm <sup>2</sup> ]	$G^*$ zu- folge 2) [N/mm <sup>2</sup> ]
3	0,65	650	422	720	468
5	0,70	650	455	720	504
∞	0,74	650	481	720	533

Für die Bemessung von BSP-Scheiben wird ein Wert von 450 bis 500 N/mm<sup>2</sup> als ausreichend genau erachtet.

### 1.2.1.2 Nachweise im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (SLS – Servicability Limit State)

Schickhofer et al. (Hrsg., 2010) erklären, dass es derzeit noch keine Grenzwerte für Scheibenverformungen in Normen und Zulassungen gibt. Stattdessen sollten diese in Abstimmung mit dem Bauherrn und nach Erfahrungswerten des planenden Ingenieurs so festgelegt werden, dass es zu keiner Beeinträchtigung des Bauwerks oder der Einbauten kommen kann.

### 1.2.1.3 Nachweise im Grenzzustand der Tragfähigkeit (ULS – Ultimate Limit State)

#### Normalspannungsnachweis

Wie aus Abb. 1.5 ersichtlich, können sowohl in  $x$ - als auch in  $y$ -Richtung Normalkräfte auftreten. Der Nachweis erfolgt analog zum ULS-Normalspannungsnachweis für herkömmliche Holzbauteile, wobei hier darauf geachtet werden muss, der jeweiligen Normalkraftkomponente nur die entsprechende Netto-Querschnittsfläche der in Krafrichtung verlaufenden Brettlagen in Rechnung zu stellen; d.h. für Normalkräfte in  $x$ -Richtung ( $n_x$ ) dürfen nur jene Bretter herangezogen werden, deren Faserrichtung in  $x$ -Richtung verläuft. Bretter, deren Faserrichtung in  $y$ -Richtung verläuft, können zur Abtragung der Normalkräfte in  $y$ -Richtung ( $n_y$ ) genutzt werden. Die Bemessungswerte (oder „design“-Werte) der Normalkräfte sind im Nachweis bereits auf eine Längeneinheit bezogen. Deshalb ergeben sich die Normalspannungen  $\sigma_x$  und  $\sigma_y$  infolge der Division durch die Summe der Schichtdicken der in die entsprechende Richtung verlaufenden Bretter. Als Festigkeitswerte für die Normalspannungsnachweise von BSP können die Werte des Ausgangsmaterials (Vollholz oder Brettschichtholz) herangezogen werden. Bei diesen handelt es sich nur bedingt um BSP-Festigkeitswerte, zumal hier nur ein Teil des BSP-Elements in Rechnung gestellt wird und keine Systemeffekte berücksichtigt werden.

Die beiden nachfolgenden Gleichungen beschreiben die Nachweise in  $x$ -Richtung, wobei Gl. 1.10 den Nachweis der Zugspannungen, und Gl. 1.11 jenen der Druckspannungen darstellt.

$$\sigma_{x,d} = \frac{n_{x,d}}{t_x} \leq f_{t,0,elt,d} = \frac{f_{t,0,elt,k} \cdot k_{mod}}{\gamma_m} \quad \text{Gl. 1.10}$$

$$\sigma_{x,d} = \frac{|n_{x,d}|}{t_x} \leq f_{c,0,elt,d} = \frac{f_{c,0,elt,k} \cdot k_{mod}}{\gamma_m} \quad \text{Gl. 1.11}$$

mit

$\sigma_{x,d}$ ...	Bemessungswert der Normalspannung in $x$ -Richtung in $[\text{N}/\text{mm}^2]$ ;
$n_{x,d}$ ...	Bemessungswert der Scheibennormalkraft pro Länge in $x$ -Richtung $[\text{N}/\text{mm}]$ ;
$t_x$ ...	Summe über die Dicke der Bretter mit Faserverlauf in $x$ -Richtung $[\text{mm}]$ ;
$f_{t,0,elt,d}$ ...	Bemessungswert für die Zugfestigkeit parallel zur FR von BSP in $[\text{N}/\text{mm}^2]$ ;
$f_{c,0,elt,d}$ ...	Bemessungswert für die Druckfestigkeit parallel zur FR von BSP in $[\text{N}/\text{mm}^2]$ ;
$f_{t,0,elt,k}$ ...	charakteristischer Wert für die Zugfestigkeit von BSP in $[\text{N}/\text{mm}^2]$ ; hier kann die charakteristische Zugfestigkeit des Ausgangsmaterials, beispielsweise $f_{t,0,k} = 14 \text{ N}/\text{mm}^2$ für C24 aus EN 338:2009, angesetzt werden;
$f_{c,0,elt,k}$ ...	charakteristischer Wert für die Druckfestigkeit von BSP in $[\text{N}/\text{mm}^2]$ ; hier kann die charakteristische Druckfestigkeit des Ausgangsmaterials, beispielsweise $f_{c,0,k} = 21 \text{ N}/\text{mm}^2$ für C24 aus EN 338:2009, angesetzt werden;
$k_{mod}$ ...	Modifikationsbeiwert zur Berücksichtigung des Feuchtegehalts und der Lasteinwirkungsdauer;
$\gamma_m$ ...	Teilsicherheitsbeiwert, der ungünstige Abweichungen auf Materialseite aufgrund von Streuung der Baustoffeigenschaften oder Unsicherheiten im Widerstandsmodell berücksichtigt (siehe Schickhofer, 2006, Holzbau – Nachweisführungen für Konstruktionen in Holz, S. B.1/16); für Brettspertholz gilt lt. enBR (2007) $\gamma_m = 1,25$ .



Analog zu den Nachweisen in x-Richtung aus Gl. 1.10 und Gl. 1.11 müssen mit Gl. 1.12 und Gl. 1.13 die Nachweise in y-Richtung geführt werden.

$$\sigma_{y,d} = \frac{n_{y,d}}{t_y} \leq f_{t,0,elt,d} = \frac{f_{t,0,elt,k} \cdot k_{mod}}{\gamma_m} \quad \text{Gl. 1.12}$$

$$\sigma_{y,d} = \frac{|n_{y,d}|}{t_y} \leq f_{c,0,elt,d} = \frac{f_{c,0,elt,k} \cdot k_{mod}}{\gamma_m} \quad \text{Gl. 1.13}$$

### Schubspannungsnachweis

Brandner et al. (2013), sowie Flaig und Blaß (2013) unterscheiden beim Schubspannungsnachweis zwischen drei verschiedenen Versagensmechanismen (dargestellt in Abb. 1.8 auf Seite 17):

- Mechanismus I – „Netto-Schub“ oder „Schub senkrecht zur Faserrichtung im Netto-Querschnitt“,
- Mechanismus II – „Torsion“, und
- Mechanismus III – „Brutto-Schub“ oder „Schub parallel zur Faserrichtung im Brutto-Querschnitt“.

Für Mechanismus III wird angenommen, dass er nur in einem BSP-Scheibenelement mit Schmalseitenverklebung auftreten kann. Sobald ein BSP-Element jedoch wechselnden klimatischen Einflüssen ausgesetzt ist, sind Längsrisse in den Brettern zu erwarten, was ein Versagen nach Mechanismus I und II (Netto-Schub und Torsion) wahrscheinlicher macht.

Der erste Schritt in der Nachweisführung ist die Berechnung der ideellen Schubspannungen  $\tau_0$  entsprechend Gl. 1.14. Diese Spannungen wirken konstant über das zuvor beschriebene RVSE nach Bogensperger et al. (2010) mit unendlich vielen Schichten und Symmetrieebenen und bewirken in jedem Brett des BSP-Scheibenelements eine Schubverzerrung (siehe Abb. 1.8, links, auf Seite 17).

$$\tau_0 = \frac{n_{xy,RVSE}}{a \cdot t} \quad \text{Gl. 1.14}$$

mit

$\tau_0$	...	Brutto-Schubspannungen in der rissefreien, seitenverklebten Scheibe; (im Folgenden auch als $\tau_{\text{gross}}$ bezeichnet)
$n_{xy,RVSE}$	...	Schubkraft im RVSE;
$a$	...	Brettbreite bzw. mittlerer Rissabstand;
$t$	...	Schichtdicke.

Für den Nachweis der Brutto-Schubspannungen wird seitens Brandner et al. (2013) auf Flaig und Blaß (2013) verwiesen, die als ansetzbare Festigkeit  $f_{v,\text{gross},k} = 4,0 \text{ N/mm}^2$  entsprechend der Schubfestigkeit  $f_{v,k}$  für Vollholz der Festigkeitsklasse C24 gemäß EN 338:2009 empfehlen. Der Faktor  $k_{cr}$ , der den Einfluss von Rissen auf die Schubtragfähigkeit berücksichtigt, wird mit 1,0 festgelegt, da bei BSP-Scheiben das Auftreten großer Risse aufgrund der gesperrten Struktur behindert wird.



Bei BSP-Scheibenelementen ohne Seitenverklebung oder mit Rissen werden die Schubspannungen nur über die Stirnholzflächen (nicht über die Schmalseiten) der Bretter von einem RVSE zum nächsten übertragen (siehe Abb. 1.8, mittig, auf Seite 17). Die Ermittlung der Schubspannungen im Nettoquerschnitt erfolgt entsprechend Gl. 1.15.

$$\tau_v = 2 \cdot \tau_0 \quad \text{Gl. 1.15}$$

mit

$\tau_v$  ... Netto-Schubspannungen im RVSE (im Folgenden auch als  $\tau_{\text{net}}$  bezeichnet).

Aufgrund dessen, dass die Netto-Schubspannungen nur über die Querschnitte rechtwinklig zur Faserrichtung übertragen werden können, muss den beiden in Abb. 1.8 dargestellten Querkraftpaaren ein internes Torsionsmoment entgegenwirken, welches in der Klebefläche der Kreuzungsbereiche wirkt (siehe Abb. 1.8, rechts, auf Seite 17). Die Ermittlung des Torsionsmoments und der daraus resultierenden Torsionsspannungen erfolgt nach Gl. 1.16 bzw. Gl. 1.17.

$$M_T = \tau_0 \cdot a \cdot t \quad \text{Gl. 1.16}$$

$$\tau_T = \frac{M_T}{W_p} = 3 \cdot \tau_0 \cdot \frac{t}{a} \quad \text{Gl. 1.17}$$

mit

$M_T$  ... Torsionsmoment in der Klebefläche;  
 $\tau_T$  ... Torsionsspannung in der Klebefläche (im Folgenden auch als  $\tau_{\text{tor}}$  bezeichnet)  
 $W_p$  ... polares Widerstandsmoment;  $W_p = a^3 / 3$ .

Um von der theoretischen Annahme eines unendlich dicken BSP-Scheibenelements zu einer realen Scheibe mit endlicher Schichtanzahl zu gelangen und den Nachweis an einer realen, endlich dicken BSP-Scheibe führen zu können, müssen nach Bogensperger et al. (2010) einige Anpassungen vorgenommen werden. Die Einzelschichtdicken sind nun nicht mehr notwendigerweise konstant über das gesamte Bauteil und müssen daher mit ihrem tatsächlichen Betrag in der Nachweisführung berücksichtigt werden. Für die Torsionsbeanspruchung einer Klebefläche ist es wichtig, die Dicken der beiden angrenzenden Einzelschichten zu kennen und daraus eine ideelle Ersatzdicke  $t_i^*$  zu errechnen, die für den Nachweis der betroffenen Klebefläche herangezogen werden kann. Für eine innere Klebefläche kann von jeder angrenzenden Einzelschicht maximal die halbe Schichtdicke  $t_i/2$  aktiviert werden, weil die andere Hälfte für die zweite daran angrenzende Klebefläche zur Verfügung stehen muss. Eine Außenschicht kann maximal mit ihrer Gesamtdicke  $t_i$  für die Mitwirkung herangezogen werden. So wird beispielsweise eine fünfschichtige BSP-Scheibe durch vier hintereinanderliegende RVSEs beschrieben, deren Dicke von den jeweils angrenzenden Einzelschichtdicken abhängig ist. In Tab. 1.3 sind die Regeln für die Bestimmung von  $t_i^*$  aufgelistet.

Tab. 1.3: Bestimmung der ideellen Ersatzdicke  $t_i^*$  einer BSP-Scheibe mit  $n$  Schichten, aus Bogenesperger et al. (2010)

Knotenposition	betrachtete Schichten	ideelle Ersatzschichtdicke
Knoten 1 (Randknoten)	Schicht $i = 1$ (außen) Schicht $i + 1 = 2$ (innen)	$t_1^* = \min(2 \cdot t_1; t_2)$
Knoten $i$ ( $1 < i < n-1$ ) (Innenknoten)	Schicht $i$ (innen) Schicht $i + 1$ (innen)	$t_i^* = \min(t_i; t_{i+1})$
Knoten $n-1$ (Randknoten)	Schicht $i = n - 1$ (innen) Schicht $i + 1 = n$ (außen)	$t_{n-1}^* = \min(t_{n-1}; 2 \cdot t_n)$

Die ideelle Gesamtersatzdicke  $t^*$  ist kleiner oder gleich der Gesamtscheibendicke  $t_{clt}$  und wird nach Gl. 1.18 ermittelt.

$$t^* = \sum_{i=1}^{n-1} t_i^* = t_1^* + \dots + t_{n-1}^* \leq t_{clt} \tag{Gl. 1.18}$$

mit

- $t^*$  ... ideelle Gesamtersatzdicke;
- $n$  ... Anzahl der Schichten;
- $n-1$  ... Anzahl der Klebeflächen;
- $t_i^*$  ... ideelle Ersatzdicken je Klebefläche.

**Step-1: Bestimmung der ideellen Schubspannungen**

Mit Hilfe der ideellen Dicken können nach Gl. 1.19 die Schubkräfte je Klebefläche berechnet werden.

$$n_{xy,i} = n_{xy} \cdot \frac{t_i^*}{\sum_{i=1}^n t_i^*} \tag{Gl. 1.19}$$

mit

- $n_{xy,i}$  ... Schubkraft je Klebefläche;
- $n_{xy}$  ... Scheibenschubkraft (über die Gesamtdicke  $t_{clt}$ ).

Die ideellen Schubspannungen werden mit Gl. 1.20 ermittelt.

$$\tau_{0,i}^* = \frac{n_{xy,i}}{t_i^*} \tag{Gl. 1.20}$$

mit

- $\tau_{0,i}^*$  ... ideelle Schubspannungen.

## Step-2: Nachweise für Mechanismus I – „Netto-Schub“ und II – „Torsion“

Von den ideellen Schubspannungen ausgehend können die beiden Mechanismen „Netto-Schub“ und „Torsion“ analog zur Vorgehensweise am RVSE nachgewiesen werden. In Gl. 1.21 und Gl. 1.22 sind die Nachweise angeführt.

$$\tau_{v,d} = 2 \cdot \tau_{0,d}^* \leq f_{v,clt,k} \cdot \frac{k_{mod}}{\gamma_m} \quad \text{Gl. 1.21}$$

mit

$\tau_{v,d}$	...	Bemessungswert der Netto-Schubspannungen;
$\tau_{0,d}^*$	...	Bemessungswert der ideellen Brutto-Schubspannungen;
$f_{v,clt,k}$	...	charakteristische Netto-Schubfestigkeit von BSP (im Folgenden auch als $f_{v,net,k}$ bezeichnet);

$$\tau_{T,d} = 3 \cdot \tau_{0,d}^* \cdot \frac{t_i^*}{a} \leq f_{T,clt,k} \cdot \frac{k_{mod}}{\gamma_m} \quad \text{Gl. 1.22}$$

mit

$\tau_{T,d}$	...	Bemessungswert der Torsionsspannungen;
$f_{T,clt,k}$	...	charakteristische Torsionsfestigkeit von BSP (im Folgenden auch als $f_{tor,k}$ bezeichnet).

Auf die ansetzbaren Festigkeiten für die Mechanismen „Netto-Schub“ und „Torsion“ wird im Rahmen des Kapitels 1.3 eingegangen.

## 1.2.2 Blaß und Flaig (2012)

### 1.2.2.1 Scheiben aus Brettsperrholz

Wie auch Brandner et al. (2013) unterscheiden Blaß und Flaig (2012) in ihrem mechanischen Modell für BSP-Scheiben drei verschiedene Versagensmechanismen:

Beim Versagensmechanismus 1 (Brutto-Schub) wird, wie aus Gl. 1.23 ersichtlich, davon ausgegangen, dass der gesamte Bruttoquerschnitt für die Abtragung der Schubspannungen zur Verfügung steht.

$$\tau_{tot} = \frac{T}{h \cdot t_{tot}} \quad \text{Gl. 1.23}$$

mit

$\tau_{tot}$	...	Schubspannung im Bruttoquerschnitt; auch als $\tau_{gross}$ bezeichnet;
$T$	...	Schubkraft;
$h$	...	Scheibenhöhe;
$t_{tot}$	...	Gesamtscheibendicke; auch als $t_{clt}$ bezeichnet.

Blaß und Flaig (2012) erklären, dass die charakteristische Schubfestigkeit für BSP höher angesetzt werden sollte, als jene von Vollholz mit 2,0 N/mm<sup>2</sup> bzw. Brettschichtholz mit 2,5 N/mm<sup>2</sup> entsprechend DIN 1052:2004-08. Der Grund dafür ist, dass die Werte für Vollholz

und BSH das Auftreten signifikanter Schwindrisse berücksichtigen, bei BSP jedoch aufgrund der gesperrten Struktur die Bildung großer Einzelrisse behindert wird. Für den Nachweis wird daher eine charakteristische Schubfestigkeit von  $f_{v, \text{gross}, k} = 3,5 \text{ N/mm}^2$  empfohlen. In einem darauffolgenden Beitrag wird von Flaig und Blaß (2013) ein Wert von  $f_{v, \text{gross}, k} = 4,0 \text{ N/mm}^2$ , entsprechend der Schubfestigkeit von Vollholz  $f_{v, k}$  aus der EN 338:2009, vorgeschlagen.

Beim Versagensmechanismus 2 (Netto-Schub) erklären Blaß und Flaig (2012), dass dieser nur dann maßgebend wird, wenn der Anteil der Brettlagen in eine Richtung viel geringer ist als in die andere, zumal die Netto-Schubfestigkeit rechtwinklig zur Faserrichtung deutlich größer ist als parallel dazu. Die Spannungsermittlung ist in Gl. 1.24 angegeben.

$$\tau_{\text{net}} = \frac{T}{h \cdot t_{\text{net}}} \quad \text{Gl. 1.24}$$

mit

$\tau_{\text{net}}$  ... Schubspannung im Nettoquerschnitt;  
 $t_{\text{net}}$  ... Dicke des maßgebenden Querschnittsanteils;

Beim Versagensmechanismus 3 (Torsion) werden die Torsionsspannungen in den Kreuzungsflächen ermittelt (siehe Gl. 1.25).

$$\tau_{\text{tor}} = \frac{T \cdot h}{\sum I_{p, \text{KF}}} \cdot \frac{a_{\text{KF}}}{2} \quad \text{Gl. 1.25}$$

mit

$\tau_{\text{tor}}$  ... Schubspannung in den Kreuzungsflächen;  
 $\sum I_{p, \text{KF}}$  ... Summe der polaren Trägheitsmomente aller Kreuzungsflächen;  
 $a_{\text{KF}}$  ... größere Seitenlänge einer Kreuzungsfläche.

Blaß und Flaig (2012) zufolge treten zusätzlich zu den Torsionsspannungen entlang der Ränder der Scheibe außerdem auch Schubspannungen parallel zu den Scheibenrändern aufgrund der Lasteinleitung auf. Diese werden nach Gl. 1.26 und Gl. 1.27 ermittelt und mit der charakteristischen Rollschubfestigkeit der Bretter  $f_{r, k} = 1,0 \text{ N/mm}^2$ , wie er auch in der enBR (2007) zu finden ist, nachgewiesen.

$$\tau_x = \frac{T}{n \cdot A_{\text{KF}}} \quad \text{Gl. 1.26}$$

mit

$\tau_x$  ... Schubspannung in x-Richtung in den Kreuzungsflächen;  
 $n$  ... Anzahl der Bretter in vertikalen Brettlagen;  
 $A_{\text{KF}}$  ... Kreuzungsfläche  $A_{\text{KF}} = b_v \cdot b_h$ .

$$\tau_y = \frac{h}{l} \cdot \frac{T}{m \cdot A_{KF}} \quad \text{Gl. 1.27}$$

mit

- $\tau_y$  ... Schubspannung in y-Richtung in den Kreuzungsflächen;
- $m$  ... Anzahl der Bretter in horizontalen Brettlagen.

Das BSP-Scheibenmodell von Blaß und Flaig (2012) ist in Abb. 1.11 grafisch veranschaulicht.

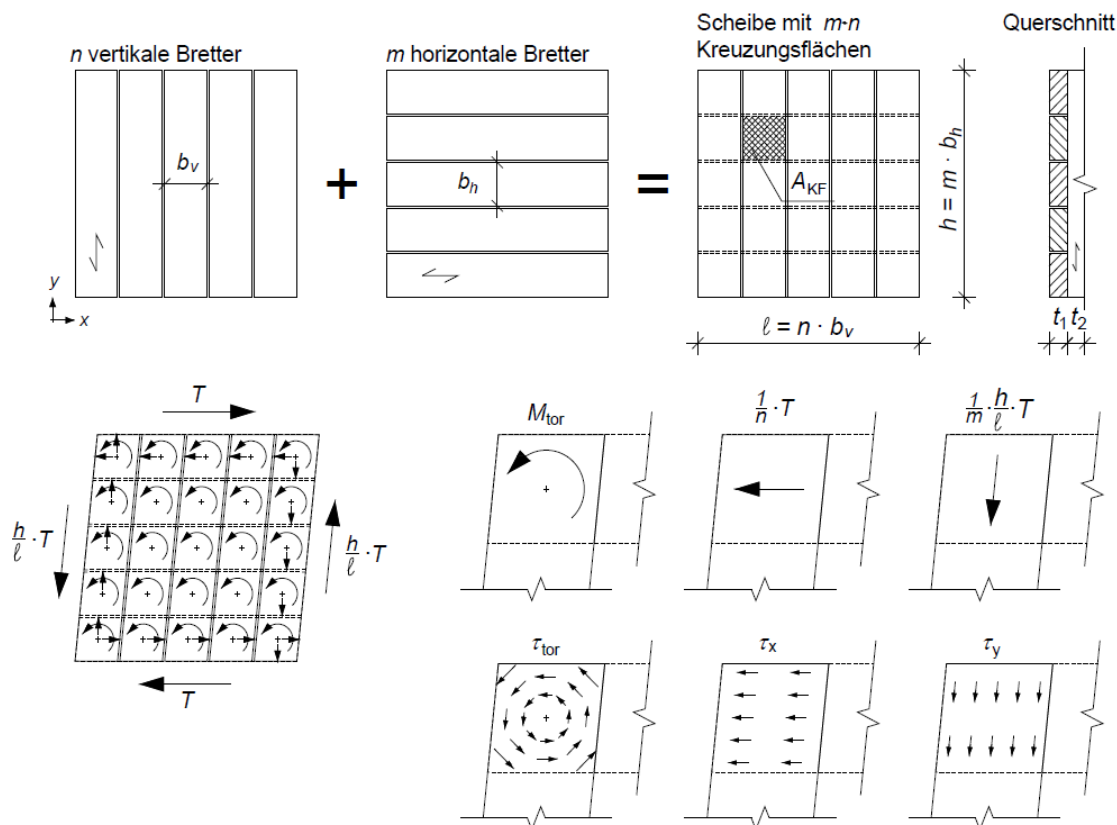


Abb. 1.11: Beanspruchung in den Kreuzungsflächen von BSP-Scheiben, aus Blaß und Flaig (2012)

Der Schubspannungsnachweis in den Kreuzungsflächen aus Gl. 1.28 kombiniert die einzelnen Spannungskomponenten und wird getrennt für die x- und die y-Richtung geführt.

$$\frac{\tau_{tor}}{f_{v,tor}} + \frac{\tau_{x,y}}{f_R} \leq 1 \quad \text{Gl. 1.28}$$

### 1.2.2.2 Stabförmige Bauteile aus Brettsperrholz

Das Hauptaugenmerk der Autoren liegt auf ihrem Modell für stabförmige Bauteile aus BSP. BSP-Träger bieten einen wesentlichen Vorteil gegenüber Vollholz- oder BSH-Trägern: Sie weisen erhöhte Querzug- und Schubfestigkeiten auf und sind damit weniger anfällig gegenüber dem Auftreten von Schwindrissen. So bieten sie sich vor allem für den Einsatz als ge-

krümmte, gekerbte oder ausgeklinkte Träger, sowie als Träger mit Durchbrüchen an, zumal in diesen Fällen erhöhte Querspannungen auftreten.

Bei stabförmigen Bauteilen aus Brettsperrholz können ebenfalls die drei genannten Versagensmechanismen auftreten. Diese werden hier jedoch nicht näher beschrieben, da für die vorliegende Arbeit vor allem die Tragwirkung von BSP-Scheibenelementen im Vordergrund steht.

### 1.2.3 Blaß und Görlacher (2002)

Die Veröffentlichung von Blaß und Görlacher (2002) handelt vom Trag- und Verformungsverhalten von Brettsperrholz-Elementen bei Beanspruchung in Bauteilebene am Beispiel rechtwinklig zueinander verklebter Elemente der Firma LIGNOTREND AG. Bei der Betrachtung von Schubbeanspruchung in Scheibenebene wird zwischen (i) Elementen, die zumindest eine vollständige Scheibe aus seitenverklebten nebeneinanderliegenden Brettern aufweisen, und (ii) Elementen, bei denen die nebeneinanderliegenden Bretter nicht seitenverklebt sind, unterschieden. Bei (i) können die Schubkräfte innerhalb einer Einzellege entweder durch das Ausführen einer Schmalseitenverklebung oder durch das Verkleben versetzt angeordneter Bretter zweier verschiedener Lagen abgetragen werden. Die Ermittlung der Schubspannungen erfolgt nach den Annahmen der technischen Biegelehre entsprechend Gl. 1.29.

$$\tau = \frac{V \cdot S}{I \cdot d} \quad \text{Gl. 1.29}$$

mit

$\tau$	...	Schubspannung;
$V$	...	Querkraft;
$I$	...	Flächenmoment zweiten Grades;
$S$	...	Flächenmoment ersten Grades;
$d$	...	Dicke einer Brettlage.

Bei dieser Art der Schubspannungsermittlung ergibt sich, aufgrund der Annahme eines parabolischen Verlaufs der Schubspannungen gemäß einem Träger,  $\tau_{\max}$  zu

$$\tau_{\max} = \frac{3}{2} \cdot \frac{V}{A} \quad \text{Gl. 1.30}$$

Die Torsionsspannungen, die durch die Abtragung von Schubbeanspruchungen in den Kreuzungsflächen von (ii) Elementen ohne Seitenverklebung entstehen, errechnen sich zu

$$\tau_{\max,i} = \frac{M_{T,i}}{I_{p,i}} \cdot r_{\max,i} = \frac{F \cdot h}{\sum I_p} \cdot r_{\max,i} = \frac{F \cdot h}{\sum I_p} \cdot \frac{a_i}{2} \quad \text{Gl. 1.31}$$

mit

$\sum I_p$	...	Summe der Trägheitsmomente aller Kreuzungsflächen des betrachteten BSP-Elements.
------------	-----	----------------------------------------------------------------------------------

### 1.2.4 Vergleich

Die zuvor beschriebenen Modelle für die Spannungsermittlung bzw. Nachweisführung bei BSP-Elementen weisen einige Unterschiede auf.

So wird beim Brutto-Schubspannungsnachweis nach Blaß und Flaig (2012) die Spannung konstant über den Gesamtquerschnitt angenommen, während im Modell von Bogensperger et al. (2010) und auch von Brandner et al. (2013) kein konkreter Nachweis für den Mechanismus III angegeben wird. Die Schubspannungen werden aber über einen ideellen Querschnitt mit der Dicke  $t^* < t_{\text{clt}}$  angenommen. Da im Modell von Bogensperger et al. (2010) bei symmetrischen Querschnitten die Dicke des Netto-Querschnitts genau halb so groß ist, wie  $t^*$ , verhalten sich die Modelle für den Mechanismus „Netto-Schub“ gleich.

Die Schubspannungsermittlung gemäß Blaß und Görlacher (2002) erfolgt nach der technischen Biegelehre für stabförmige Bauteile mit rechteckigem Querschnitt und berücksichtigt dementsprechend einen parabolischen Verlauf der Schubspannungen über den Querschnitt. Die Ergebnisse für die maximale Schubspannung  $\tau_{v,\text{max}}$  sind folglich um den Faktor 3/2 größer als bei den Scheibenmodellen. Dieses Modell ist ähnlich dem Modell für stabförmige Bauteile aus Brettsperholz von Blaß und Flaig (2012) und wird daher für die Betrachtung von BSP-Scheiben nicht weiter behandelt.

Beim Torsionsnachweis nach Bogensperger et al. (2010) wird eine einzelne Kreuzungsfläche mit den entsprechenden Schubspannungen isoliert betrachtet. Blaß und Görlacher (2002) sowie Blaß und Flaig (2012) betrachten die Gesamtscheibe und das einwirkende Gesamtmoment. Das Ergebnis für die Torsionsspannungen ist prinzipiell gleich. Blaß und Flaig (2012) weisen jedoch zusätzlich noch die Schubspannungen entlang der Ränder der BSP-Scheibe mit der Rollschubfestigkeit nach.

## 1.3 Schubfestigkeit von BSP bei Belastung in Scheibenebene

---

Um die entsprechenden Nachweise aus Kapitel 1.2 führen zu können, werden prüftechnisch abgesicherte Festigkeitswerte benötigt, die den entsprechenden Schubbeanspruchungen entgegenwirken. Gegenwärtig ist in keinem der gültigen Normenwerke eine Prüfkonfiguration zur Ermittlung von Schubkenngrößen großformatiger BSP-Scheibenelemente verankert. Daher wurden als Grundlage für die Nachweisführung bisher Kennwerte für die Mechanismen „Torsion“ und „Netto-Schub“ verwendet, die vorwiegend aus Versuchen an BSP-Einzelknoten stammen. Vor allem für die Netto-Schubfestigkeit stellt sich derzeit die Frage, ob diese an Einzelknoten ermittelten Werte auch für großformatige Scheibenelemente repräsentativ sind und für die Bemessung herangezogen werden können.

Bei der getrennten Betrachtung der beiden Mechanismen stellt sich auch die Frage, wann welcher Mechanismus maßgebend werden kann. Mit Hilfe der Abb. 1.12 aus Schickhofer et al. (Hrsg., 2010) kann der maßgebende Mechanismus in Abhängigkeit der Geometrie der Klebefläche abgeschätzt werden. Das Diagramm basiert auf dem Modell von Bogensperger et al. (2010) und ist von den tatsächlich ansetzbaren Festigkeiten abhängig. Für  $f_{\text{tor},k}$  (in Abb. 1.12 als  $f_{T,\text{clt},k}$  bezeichnet) wird der Wert 2,5 N/mm<sup>2</sup> verwendet. Für den Netto-Schubfestigkeitswert  $f_{v,\text{net},k}$  (in Abb. 1.12 als  $f_{v,\text{clt},k}$  bezeichnet) wird von 8 bis 12 N/mm<sup>2</sup> ausge-

gangen. Für die Bestimmung des maßgebenden Mechanismus spielt die interne Geometrie des BSP-Scheibenelements mit den beiden Parametern  $t$  (Brettdicke) und  $a$  (Brettbreite) eine wichtige Rolle. Die Parametergerade ( $t/a$ ) weist je einen Schnittpunkt mit der horizontal aufgetragenen Torsionsschubfestigkeit und der vertikal aufgetragenen Netto-Schubfestigkeit auf. Jene Linie (horizontale Linie für  $f_{\text{tor},k}$  oder vertikale Linie für  $f_{\text{v},\text{net},k}$ ), welche sich früher mit der entsprechenden Parametergeraden schneidet, bestimmt den maßgebenden Mechanismus. Vereinfachend lässt sich sagen, dass es bei einer großen Brettbreite, also einem kleinen  $t/a$ -Verhältnis, wahrscheinlicher ist, dass Netto-Schub maßgebend wird.

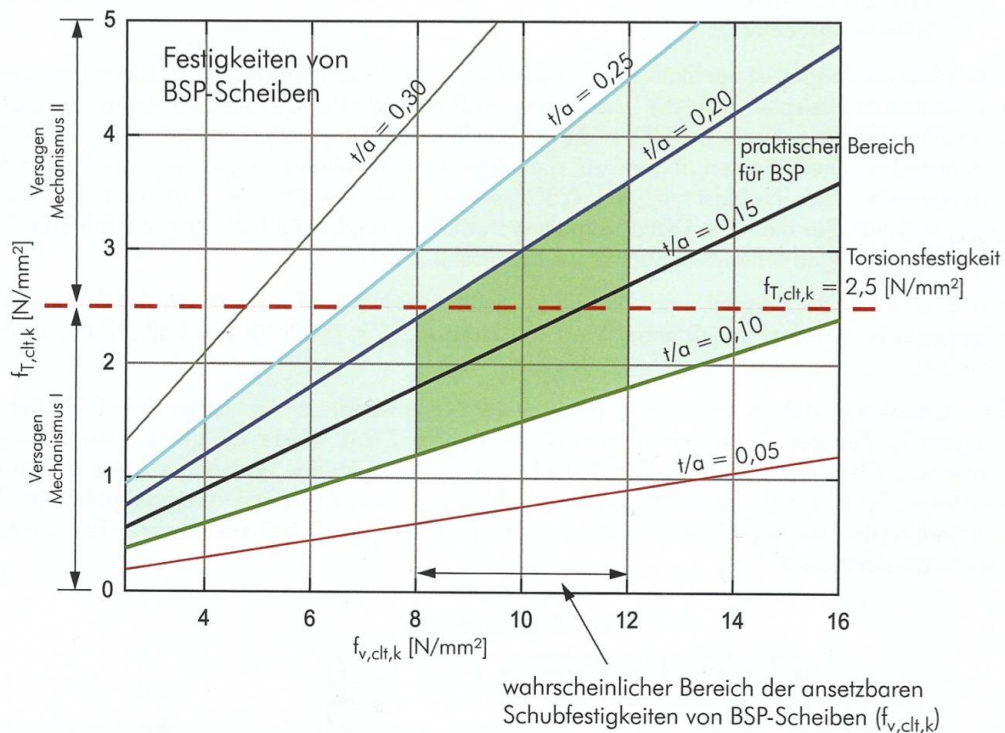


Abb. 1.12: Abschätzung des maßgebenden Versagensmechanismus von BSP-Scheibenelementen durch Variation der Geometrie  $t/a$ , aus Schickhofer et al. (Hrsg., 2010)

### 1.3.1 Schubversuche nach prEN 16351:2013

Für die Ermittlung der relevanten Schubkenngrößen von BSP-Elementen, die in Scheibenebene belastet sind, werden in der prEN 16351:2013 in Anhang G verschiedene Prüfverfahren angegeben. Wie bereits in Kapitel 1.1.5 angemerkt, besitzt die prEN 16351:2013 derzeit noch Entwurfsstatus.

In Abb. 1.13 ist ein entsprechendes BSP-Scheibenelement dargestellt.



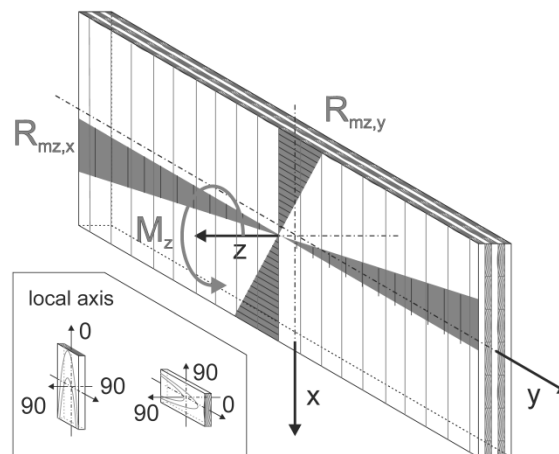


Abb. 1.13: Brettsperrholz mit Belastung in Scheibenebene, aus der prEN 16351:2013

Die prEN 16351:2013 empfiehlt, drei verschiedene Belastungsversuche durchzuführen, wobei bei jeder Versuch der Ermittlung einer bestimmten Kenngröße dient.

### 1.) Schubkennwerte innerhalb einer Schicht – Netto-Querschnitt

Abb. 1.14 zeigt die in der prEN 16351:2013 angegebene Prüfkongfiguration zur Ermittlung der Netto-Schubfestigkeit. Es wird empfohlen, die Prüfung mit der größten Fugenbreite, der kleinsten Brettbreite und der größten Brettstärke durchzuführen, die der Hersteller bei der Produktion zu verwenden beabsichtigt.

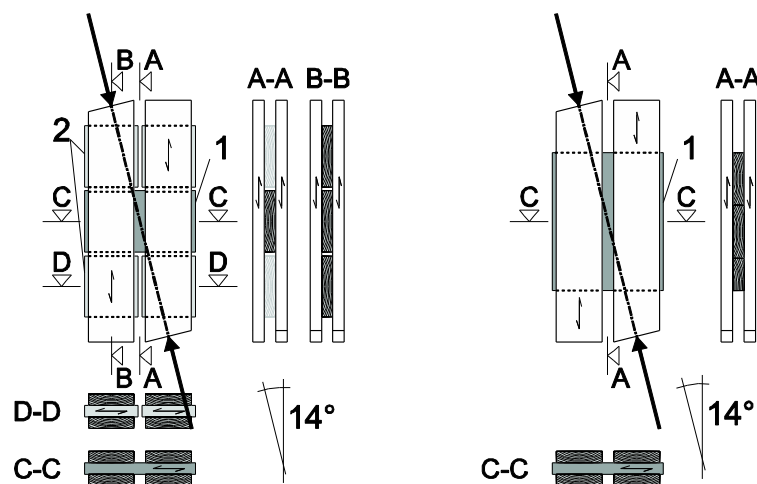


Abb. 1.14: Schubversuch für BSP mit Belastung in Bauteilebene zur Ermittlung der Netto-Schubfestigkeit, aus der prEN 16351:2013

Die ermittelte Schubfestigkeit soll mit „shear strength of the net cross section“ (auf Deutsch: Netto-Schubfestigkeit)  $f_{vxy,090,lay}$  bezeichnet und in  $N/mm^2$  angegeben werden.

## 2.) Schubkennwerte für Klebeflächen – Torsionsschub

In Abb. 1.15 ist die Prüfkonfiguration aus der prEN 16351:2013 zur Ermittlung der Torsionsfestigkeit dargestellt. Es wird empfohlen, die einzelnen Lagen des Prüfkörpers mit der größten Dicke und die Klebefläche mit der geringsten Breite zu versehen, die der Hersteller bei der Produktion zu verwenden beabsichtigt. Der Parameter  $a$  aus Abb. 1.15 soll 30 mm betragen. Durch die Auflager sollen keine zusätzlichen Kräfte, wie Druck oder Zug in Richtung der Rotationsachse, auf den Prüfkörper aufgebracht werden.

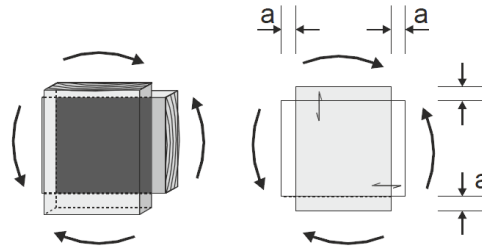


Abb. 1.15: Schubversuch für BSP mit Belastung in Bauteilebene zur Ermittlung der Torsionsfestigkeit und –steifigkeit, aus der prEN 16351:2013

## 3.) Schubkennwerte für BSP mit Belastung in der Ebene durch Biegeversuch – Schubsteifigkeit

Abb. 1.16 zeigt die in der prEN 16351:2013 angegebene Prüfkonfiguration zur Bestimmung der Schubsteifigkeit von Brettsperreholzelementen ohne Schmalseitenverklebung.

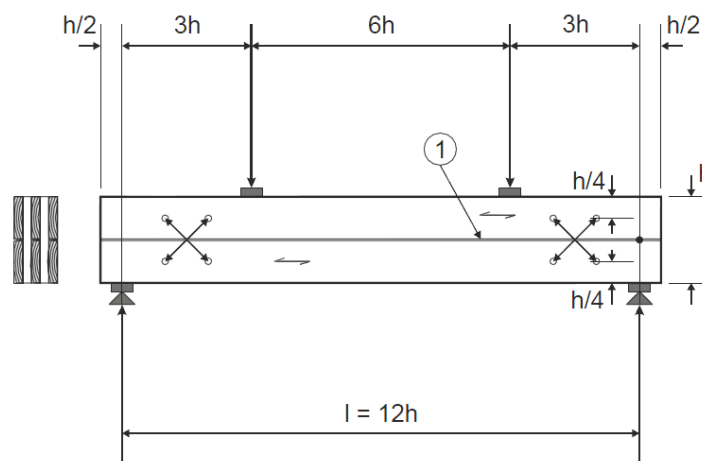


Abb. 1.16: Schubversuch für BSP mit Belastung in Bauteilebene zur Ermittlung der Schubsteifigkeit, aus der prEN 16351:2013

Die Fuge zwischen den beiden Brettern der Decklage soll sich genau in der Mitte der Trägerhöhe befinden. Es muss sichergestellt werden, dass keine Verbindung zwischen den Brettern der Decklage besteht. Die ermittelte Schubsteifigkeit in Scheibenebene soll mit  $(AG)_{vxy,cross}$  und der Widerstand gegen Schub in Scheibenebene mit  $R_{vxy,cross}$  bezeichnet werden.

### 1.3.2 Untersuchungen zur Bestimmung der Torsionsfestigkeit

Für den Mechanismus „Torsion“ wurden bereits mehrere Prüfkonfigurationen eingesetzt, welche in Hinblick auf die Übereinstimmung international unabhängig getätigter Untersuchungen, im Gegensatz zu Prüfungen der Netto-Schubfestigkeit, zu durchaus zufriedenstellenden Ergebnissen geführt haben. Ein charakteristischer Wert von  $f_{\text{tor,k}} = 2,5 \text{ N/mm}^2$  gilt als allgemein anerkannt und findet sich auch in den meisten Zulassungen für BSP.

#### Blaß und Görlacher (2002)

Blaß und Görlacher (2002) befassten sich unter anderem mit dem Auftreten von Torsionsbeanspruchungen in den Klebeflächen von BSP-Scheiben ohne Schmalseitenverklebung (aufgelöste Scheibe). Dazu wurden je drei Versuche an den LIGNOTREND Elementen „Vario 4S“ und „Lux 4S/n“ durchgeführt. Der Versuchsaufbau ist in der Abb. 1.17 links, der Querschnittsaufbau der geprüften Elemente rechts dargestellt.

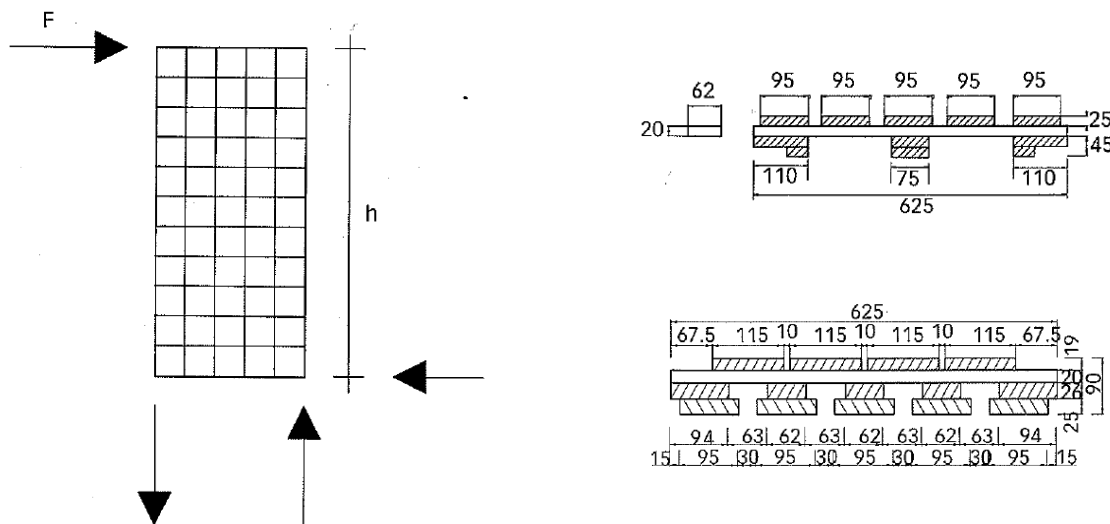


Abb. 1.17: Versuchsaufbau der aufgelösten Scheibe (links); LIGNOTREND Element Typ Vario 4S (rechts oben) und Lux 4S/n (rechts unten), aus Blaß und Görlacher (2002)

Die Schubspannungen werden in Gl. 1.32 unter der Annahme ermittelt, dass sich das auf die Scheibe einwirkende Moment gleichmäßig auf die vorhandenen Kreuzungsflächen aufteilt.

$$M_{T,i} = F \cdot h \cdot \frac{I_{p,i}}{\sum I_p} \quad \text{Gl. 1.32}$$

mit

- $M_{T,i}$  ... auf eine Kreuzungsfläche einwirkendes Moment;
- $h$  ... Wandhöhe;
- $I_{p,i}$  ... polares Trägheitsmoment einer Kreuzungsfläche  $i$ ;
- $\sum I_p$  ... Summe der polaren Trägheitsmomente aller Kreuzungsflächen je Meter Wandhöhe.

Die Schubspannung in der Klebefläche ergibt sich nach Gl. 1.33 zu

$$\tau_{\max,i} = \frac{M_{T,i}}{I_{p,i}} \cdot r_{\max,i} = \frac{F \cdot h}{\sum I_p} \cdot r_{\max,i} = \frac{F \cdot h}{\sum I_p} \cdot \frac{a_i}{2} \quad \text{Gl. 1.33}$$

mit

$r_{\max,i}$  ... Punkt, der am weitesten vom Mittelpunkt der Klebefläche entfernt ist (also  $a_i/2$ );  
 $a_i$  ... die größere der Querschnittsseiten der Kreuzungsfläche.

Für die Berechnung von  $\sum I_p$  wurde zuerst die Summe der polaren Trägheitsmomente aller Kreuzungsflächen des horizontal verlaufenden Querholzes mit den vertikal verlaufenden Hölzern gebildet und anschließend durch den Abstand der Querhölzer dividiert um schließlich das  $\sum I_p$  je Meter Wandhöhe zu erhalten.

Für die Berechnung der maßgebenden Schubspannungen ging man davon aus, dass nur die Schubspannungen rechtwinklig zur Faserrichtung (Rollschubspannungen) das Versagen bestimmen. Laut ihren Ausführungen erwarteten die Autoren einen Wert für  $\tau$  von etwa 1 bis 2 N/mm<sup>2</sup>. Die errechneten Torsionsspannungen der sechs Versuche (vier davon versagten tatsächlich auf Torsion, drei Vario 4S und eine Lux 4S/n) lagen jedoch zwischen 2,8 und 3,3 N/mm<sup>2</sup> ( $f_{\text{tor,mean}} \cong 3,0$  N/mm<sup>2</sup>) und damit deutlich darüber. Der Grund wurde darin vermutet, dass beim Erreichen der Schubfestigkeiten in den Randzonen der Scheibe nicht gleich das Versagen der Scheibe eintritt, sondern es zu Spannungsumlagerungen kommt, wodurch eine weitere Spannungszunahme in der Mittelzone der Scheibe möglich wird.

Zur Überprüfung der Ergebnisse wurden einzelne Kreuzungsflächen aus einem zusätzlichen Scheibenelement des Typs „Vario 4S“ herausgeschnitten und einzeln geprüft. Die Ergebnisse lagen im Bereich 2,6 bis 3,8 N/mm<sup>2</sup> ( $f_{\text{tor,mean}} \cong 3,2$  N/mm<sup>2</sup>) und stimmten daher gut mit den an der Gesamtscheibe ermittelten Werten überein.

Für die Ermittlung charakteristischer Festigkeitswerte wurden noch weitere Versuche an Einzelknoten durchgeführt. Die Klebeflächen hatten Abmessungen zwischen 40 x 40 mm<sup>2</sup> und 64 x 100 mm<sup>2</sup> und wurden unter Verwendung eines Einkomponenten-PUR-Klebstoffs hergestellt. In einer speziellen Prüfkfiguration wurden die Hölzer mit Stahlteilen seitlich gehalten und durch ein von einem hydraulisch betriebenen Drehmotor aufgebrachtes Torsionsmoment beansprucht. Die Bruchfläche (in Abb. 1.18, links ersichtlich) war durch das Abscheren der Fasern zufolge Rollschubbeanspruchung gekennzeichnet.

In Abb. 1.18 (rechts) sind die Ergebnisse für die Torsionsspannungen aus allen durchgeführten Prüfungen (an Scheibenelementen sowie an Einzelknoten) ersichtlich. Die mittlere Schubfestigkeit lag bei 3,6 N/mm<sup>2</sup>, der minimale Wert bei 2,6 N/mm<sup>2</sup>. Als charakteristische Torsionsfestigkeit wird seitens Blaß und Görlacher (2002) die Verwendung von  $f_{\text{tor,k}} = 2,5$  N/mm<sup>2</sup> empfohlen.

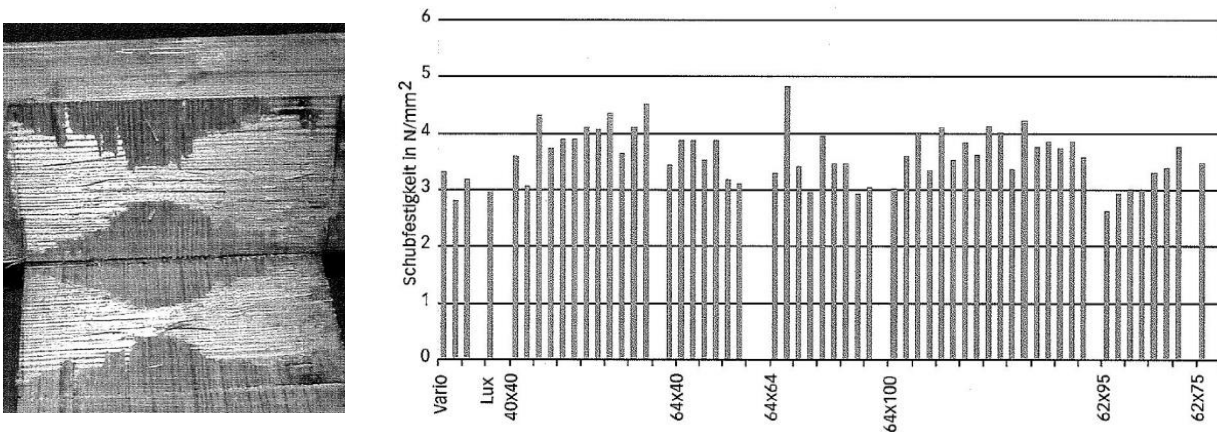


Abb. 1.18: Versagensbild (links) und Gegenüberstellung der Schubfestigkeiten aller durchgeführten Prüfungen (rechts), aus Blaß und Görlacher (2002)

Außerdem wurde die Schubsteifigkeit anhand vier Versuche mit großformatigen LINGNO-TREND Elementen untersucht. Um Biegeverformungen zu vermeiden und ausschließlich Schubverformungen zu bewirken, wurden die Elemente an den Ecken abgeschrägt und diagonal belastet. Der Verschiebungsmodul  $K_{ser}$  pro  $\text{mm}^2$  Fläche wurde mithilfe der gemessenen Schubverzerrung ermittelt und lag im Bereich 3,0 bis 4,9  $\text{N}/\text{mm}^3$ . Nach diesen vier und 26 weiteren Versuchen empfehlen Blaß und Görlacher (2002) für  $K_{ser}$  auf der sicheren Seite liegend mit 3,0  $\text{N}/\text{mm}^3$  anzunehmen.

Die Erkenntnisse von Blaß und Görlacher (2002) dienen als Basis für die weiterführenden Untersuchungen des Torsionsverhaltens von Jeitler (2004) bzw. Jöbstl et al. (2004).

### **Jeitler (2004) und Jöbstl et al. (2004)**

Jeitler (2004) beschäftigte sich mit der versuchstechnischen Ermittlung von Verdrehungskenngrößen von orthogonal verklebten Brettlamellen. Im Rahmen seiner Diplomarbeit wurde das mechanische Verhalten von BSP-Einzelknoten, und zwar konkret der Torsionswiderstand der Klebefläche, untersucht. Dazu wurden einerseits Versuche und andererseits eine FE-Studie durchgeführt. Jöbstl et al. (2004) fassten die Ergebnisse von Jeitler (2004) zusammen.

Die verwendete Prüfkongfiguration ist in Abb. 1.19 ersichtlich. Der Prüfkörper bestand aus zwei Brettabschnitten, die miteinander und mit je einer Stahlplatte zur Einleitung des Torsionsmoments verklebt waren.

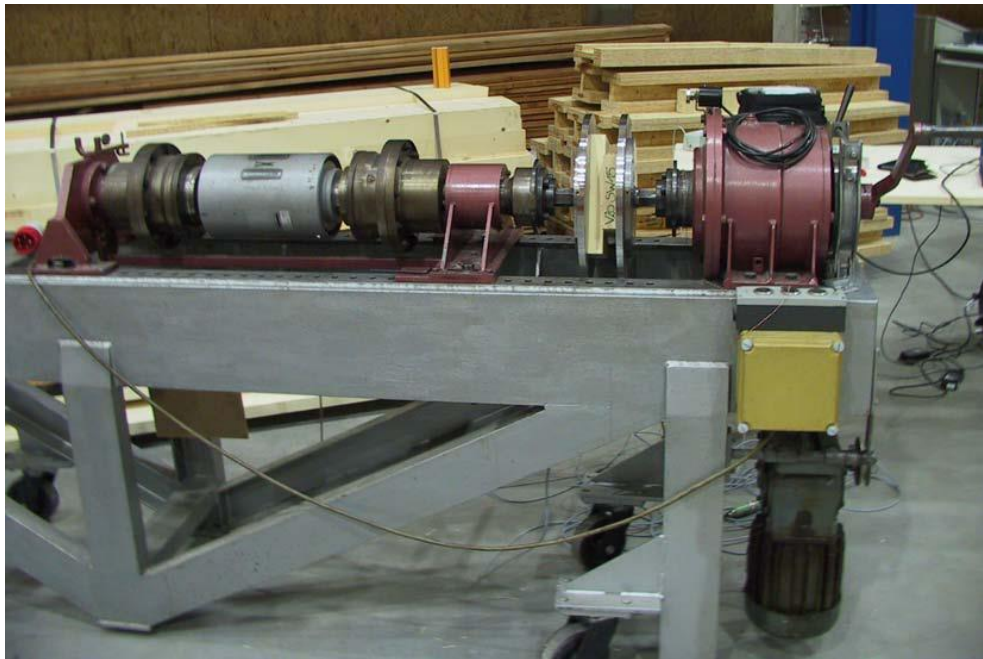


Abb. 1.19: Prüfkonfiguration zur Bestimmung der Torsionsfestigkeit von BSP-Einzelknoten, aus Jeitler (2004)

Für die Prüfungen kamen Bretter aus Fichtenholz mit einer Dicke von 30 mm zum Einsatz. Beim Jahrringgradient wurde zwischen Riftware (stehende Jahrringe) und Seitenware (liegende Jahrringe) unterschieden. Des Weiteren wurden die Abmessungen der Klebefläche verändert. So wurde die Breite eines Brettes mit 145 mm konstant gehalten und die Breite des anderen Bretts zwischen 100, 150 und 200 mm variiert. Die Details zu den Prüfserien sind in Tab. 1.4 dargestellt.

Tab. 1.4: Bezeichnung der Prüfserien und Anzahl der Prüfkörper je Serie, aus Jeitler (2004)

Jahrring-orientierung	Abmessungen der Klebefläche $a \times b$		
	Serie A 100 x 145 [mm <sup>2</sup> ]	Serie B 150 x 145 [mm <sup>2</sup> ]	Serie C 200 x 145 [mm <sup>2</sup> ]
Seitenware	„SW 10“ = 12 Stk.	„SW 15“ = 20 Stk.	„SW 20“ = 20 Stk.
Riftware	„RB 10“ = 6 Stk.	„RB 15“ = 11 Stk.	„RB 20“ = 12 Stk.

Die Berechnung der Spannungen erfolgte auf zwei verschiedene Arten, einmal mit dem polaren Trägheitsmoment („polar“) und einmal nach der freien Torsion („torsion“). Die Ermittlung der Spannungs- und Verformungskenngrößen nach der polaren Torsion war vor allem dafür notwendig, um die Ergebnisse mit jenen von Blaß und Görlacher (2002) vergleichen zu können. In Abb. 1.20 und Abb. 1.21 sind sowohl die Mittelwerte, als auch die minimalen und maximalen Werte der einzelnen Testserien ersichtlich.



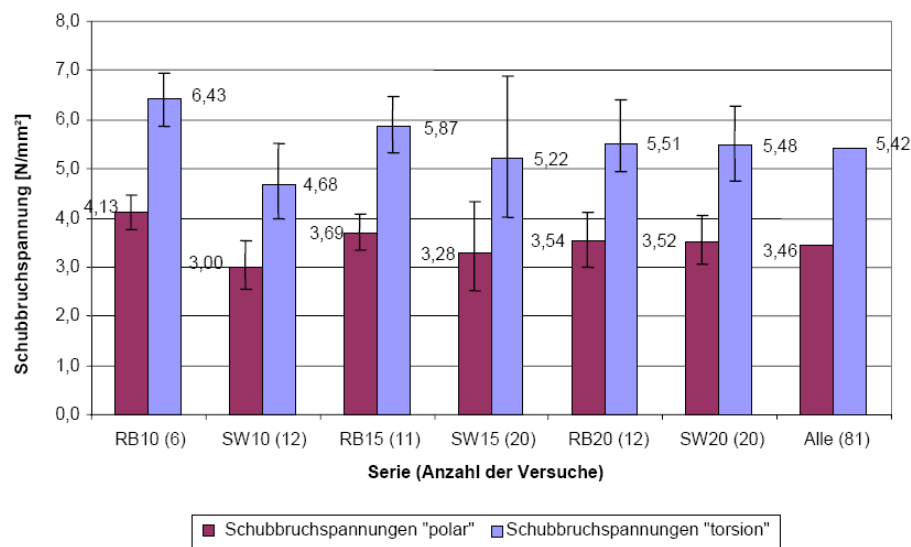


Abb. 1.20: Mittlere Torsionsfestigkeit der 81 Hauptversuche und Vergleich der Werte nach „polar“ und „torsion“, aus Jeitler (2004)

Der durchschnittliche Wert  $f_{tor,mean}$  lag für „polar“ entsprechend Abb. 1.20 bei 3,46 N/mm<sup>2</sup>. Riftware wies eine höhere Festigkeit auf als Seitenware, wobei der Unterschied mit zunehmender Größe der Klebefläche abnimmt. Der Grund wird von Jeitler (2004) in den unterschiedlichen Lastabtragungsmechanismen der verwendeten Brettware gesehen. So kann aufgrund der für Seitenware angenommenen Bogentragwirkung ein geringerer Anteil der Jahrringe aktiviert werden als bei Riftware, für die ein Fachwerkmodell angenommen wurde. Bei Riftware nahm die Festigkeit mit zunehmender Größe der Klebefläche ab, bei Seitenware verhielt es sich genau umgekehrt. Der Grund für den Anstieg der Festigkeit bei Seitenware liegt nach Jeitler (2004) darin, dass bei einer Zunahme der Brettlamellenbreite der Seitenware auch der Riftanteil, genauer gesagt der Halbriftanteil (Jahrringlage ca. 60°), steigt.

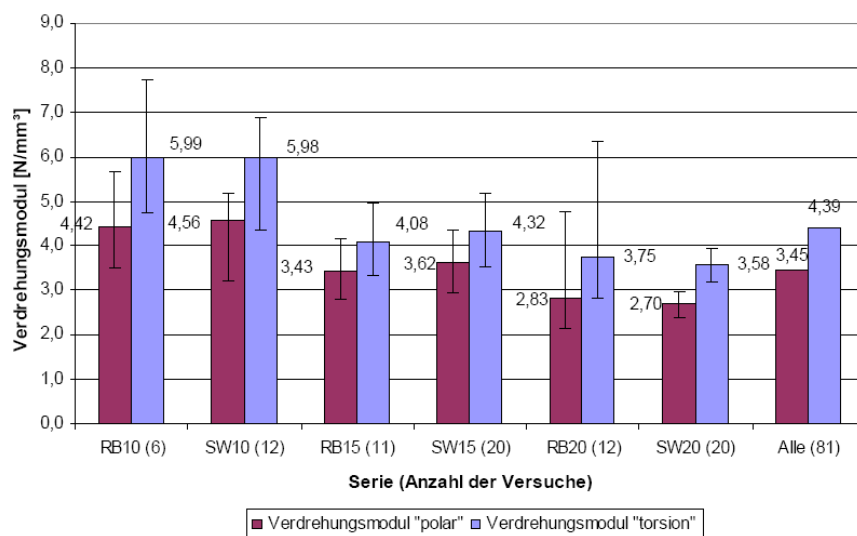


Abb. 1.21: Mittlere Verdrehungsmoduln der 81 Hauptversuche und Vergleich der Werte nach „polar“ und „torsion“, aus Jeitler (2004)

Der Mittelwert für den Verdrehungsmodul  $K_{\text{ser,mean}}$  ergab sich entsprechend Abb. 1.21 zu  $3,45 \text{ N/mm}^3$ . Hier konnte kein nennenswerter Unterschied zwischen Seiten- und Riftware festgestellt werden, die Steifigkeit nahm jedoch mit zunehmender Größe der Klebefläche ab. Die Ergebnisse für die Torsionsfestigkeit und -steifigkeit sind in Tab. 1.5 zusammenfassend dargestellt.

Tab. 1.5: Verdrehungskenngrößen der 81 Versuche von Jeitler (2004) basierend auf einer Normalverteilung

Ergebnisse	freie Torsion		polare Torsion	
	$\tau_{\text{max}}$ [ $\text{N/mm}^2$ ]	$K_{\text{ser}}$ [ $\text{N/mm}^3$ ]	$\tau_{\text{max}}$ [ $\text{N/mm}^2$ ]	$K_{\text{ser}}$ [ $\text{N/mm}^3$ ]
Mittelwert	5,42	4,39	3,46	3,45
Maximalwert	6,96	7,71	4,47	5,68
Minimalwert	3,97	2,85	2,53	2,15
Standardabweichung	0,70	1,08	0,45	0,82
Variationskoeffizient	0,13	0,25	0,13	0,25
5 %-Fraktilwert	4,29	3,06	2,70	2,31
Medianwert	5,39	3,95	3,45	3,23
95 %-Fraktilwert	6,47	6,43	4,13	4,78

Nach der Auswertung von Jeitler (2004) beträgt der 5 %-Fraktilwert für polare Torsion  $f_{\text{tor,k}} = 2,7 \text{ N/mm}^2$ . In Schickhofer et al. (Hrsg., 2010) findet sich unter Berücksichtigung aller (etwa 300) Versuche ein 5 %-Fraktilwert von  $f_{\text{tor,k}} = 2,5 \text{ N/mm}^2$ . Die Ergebnisse von Jeitler (2004) stimmen sehr gut mit jenen von Blaß und Görlacher (2002) überein.

Von Jöbstl et al. (2004) werden die Ergebnisse einer FE-Analyse dargelegt. Daraus ist zu erkennen, dass eine Torsionsbeanspruchung in der Klebefläche sowohl Schubspannungen in als auch senkrecht zur Faserrichtung (Rollschubspannungen) nach sich zieht. Die Rollschubfestigkeit mit einem Mittelwert von etwa  $1,5 \text{ N/mm}^2$  (siehe Kapitel 1.3.3 – Wallner, 2004) sollte eigentlich den maßgebenden Parameter darstellen, da die Schubfestigkeit parallel zur Faserrichtung um etwa 2,5 bis 3,0 mal höher ist. Den Ergebnissen von Blaß und Görlacher (2002) zufolge beträgt der Mittelwert für die Torsionsfestigkeit jedoch  $3,6 \text{ N/mm}^2$  und auch der Mittelwert von Jeitler (2004) liegt mit  $f_{\text{tor,mean}} = 3,46 \text{ N/mm}^2$  weit über den genannten  $1,5 \text{ N/mm}^2$ . Jöbstl et al. (2004) sehen den Grund darin, dass Schub in Längsrichtung neben einer höheren Tragfähigkeit auch eine höhere Steifigkeit besitzt und somit Lasten anzieht. Es kommt zu einer Spannungsumlagerung von den weniger steifen zu den steiferen Zonen. Innerhalb der Klebefläche werden also je zwei Viertel auf Schub längs zur Faserrichtung bzw. auf Rollschub parallel beansprucht. Daher liegt die Torsionsfestigkeit  $f_{\text{tor}}$  zum Zeitpunkt des Bruchs zwischen der Schubfestigkeit parallel zur Faserrichtung  $f_v$  und der Rollschubfestigkeit  $f_r$ .

Abb. 1.22 zeigt die mit Hilfe der FE-Analyse ermittelte Spannungsverteilung in der Klebefuge. Die Maxima beschreiben die Schubspannungen längs zur Faserrichtung an den Außenkanten der Klebeflächen. In diesem Bereich konnte während der Versuche auch vermehrt Rissbildung beobachtet werden.



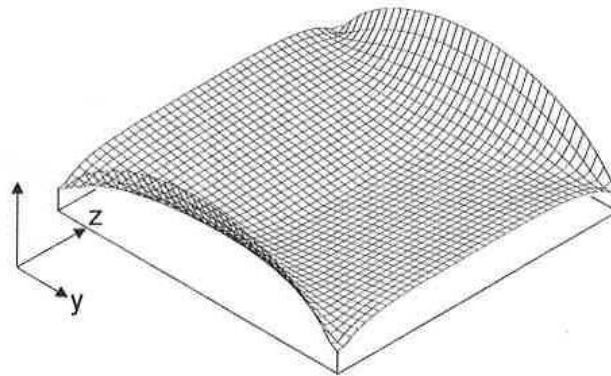


Abb. 1.22: Schubspannungsverteilung in der Klebefläche, aus Jöbstl et al. (2004)

### **Blaß und Flaig (2012)**

Blaß und Flaig (2012) führten Biegeversuche an stabförmigen Bauteilen aus BSP durch. Dabei kamen Träger mit angeschnittenem Rand, Durchbrüchen, Ausklinkungen und Queranschlüssen zum Einsatz. Bei den Trägern mit angeschnittenem Rand trat das Versagen zufolge Biegung ein. Die Träger mit Durchbrüchen versagten zumindest teilweise zufolge Schubbeanspruchung in den Kreuzungsflächen. Auch bei den ausgeklinkten Trägern konnte bei 13 aus 15 Prüfkörpern ein Schubversagen in den Kreuzungsflächen beobachtet werden. Die Träger mit Queranschlüssen zeigten in fünf von zehn Fällen ein Versagen der Schrauben auf Herausziehen. Die restlichen fünf versagten auf Schub in den Kreuzungsflächen.

Alle Ergebnisse für  $f_{\text{tor}}$  und  $f_r$  stimmen sehr gut mit jenen von Blaß und Görlacher (2002) überein, lediglich im letzten Fall waren sie etwas niedriger. Die relevanten Ergebnisse für die von Blaß und Flaig (2012) ermittelten Torsions- und Rollschubfestigkeiten sind in Tab. 1.6 zusammengefasst.

Für die Auswertung wurde ein konstantes Verhältnis von  $f_{\text{tor}}/f_r = 2,25$  angenommen.

Tab. 1.6: Torsions- und Rollschubfestigkeiten ermittelt an stabförmigen Bauteilen, aus Blaß und Flaig (2012)

	$n$	$f_{\text{tor,mean}}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_{\text{tor,k}}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_{r,mean}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_{r,k}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
Träger mit Durchbrüchen	13	3,62	2,75	1,61	1,22
Träger mit Ausklinkungen	13	3,90	2,67	1,73	1,19
Träger mit Queranschlüssen	5	3,43	2,34	1,52	1,04

Flaig und Blaß (2013) geben außerdem Ergebnisse für die Torsions- und Rollschubfestigkeit aus Prüfungen nach dem CUAP-Verfahren (siehe Kapitel 1.3.3) an. Die stabförmigen Bauteile aus BSP, die auf Biegung beansprucht wurden, erreichten die in Tab. 1.7 aufgelisteten Festigkeiten.

Hier wurde ein konstantes Verhältnis von  $f_{\text{tor}}/f_r = 2,33$  angenommen.

Tab. 1.7: Torsions- und Rollschubfestigkeiten ermittelt an stabförmigen Bauteilen mittels CUAP (2005), aus Flaig und Blaß (2013)

	$n$	$f_{tor,mean}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_{tor,k}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_{r,mean}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_{r,k}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
27/27/27	6	3,78		1,62	
30/20/30	6	5,57		2,39	
27/27/27 und 30/20/30	12	4,67	2,68	1,99	1,15

### 1.3.3 Untersuchungen zur Bestimmung der Schubfestigkeit

Für die Schubfestigkeit von BSP gibt es derzeit noch keinen allgemein anerkannten Festigkeitswert. In der enBR (2007) findet sich für Brettschichtholz (GL24h) ein Schubfestigkeitswert parallel zur Faserrichtung von  $f_{v,k} = 3,0 \text{ N/mm}^2$ . Aufgrund zahlreicher Untersuchungen wird jedoch angenommen, dass die ansetzbare Schubfestigkeit für BSP deutlich höher liegt. Schickhofer et al. (Hrsg., 2010) verwenden für den Nachweis des Mechanismus I – „Netto-Schub“ eine charakteristische Netto-Schubfestigkeit  $f_{v,net,k}$  von  $5,0 \text{ N/mm}^2$ . Dieser Wert stammt aus der Zulassung ETA-09/0036 und wurde vom Hersteller (Mayr-Melnhof) über Prüfungen nach dem Verfahren gemäß CUAP (Common Understanding of Assessment Procedure) geprüft. Dieses Verfahren wird derzeit für die Ermittlung der Scheibenschubfestigkeit von BSP-Produkten vorgeschrieben. Die Zulassung ETA-06-0138 des Herstellers KLH weist einen Wert von  $5,2 \text{ N/mm}^2$  aus, welcher ebenfalls nach CUAP (2005) ermittelt wurde.

Die CUAP (2005) hat den englischen Titel „Solid wood slab element to be used as a structural element in buildings“ und befasst sich demnach mit massiven plattenförmigen Holzbauelementen als tragende Bauteile in Bauwerken. In der CUAP (2005) werden Prüfverfahren zur Bestimmung der Festigkeits- und Steifigkeitskenngrößen von BSP-Elementen angegeben. Für die Prüfung der Schubfestigkeiten von Elementen, die in ihrer Ebene auf Schub belastet werden, wird vorgeschlagen, einen Vier-Punkt-Biegeversuch nach EN 408:2012 durchzuführen. Ein Versuchsaufbau nach CUAP (2005) ist in Abb. 1.23 dargestellt.

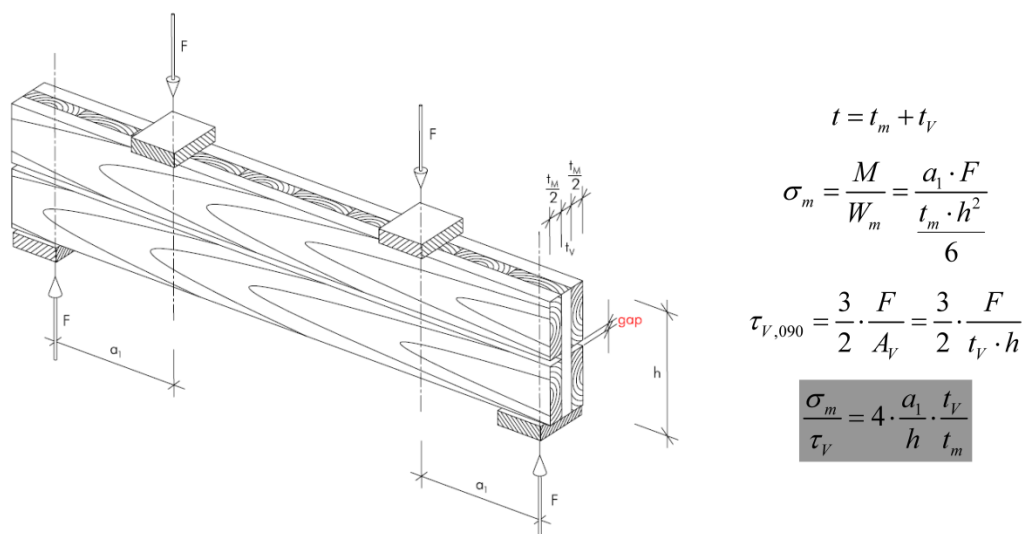


Abb. 1.23: Prüfkongfiguration nach CUAP (2005) zur Bestimmung der Scheibenschubfestigkeit von Brettsperrholz, aus Jöbstl et al. (2008)

Wichtig ist hierbei, dass zwischen den in Trägerlängsrichtung verlaufenden Brettern der Decklagen eine deutliche Fuge vorgesehen wird, damit die Schubübertragung in den Querlagen (die rechtwinkling zur Trägerachse orientierten Lagen) stattfinden kann.

Mehreren Untersuchungen zufolge können mit dem Prüfverfahren nach CUAP (2005) nicht die gewünschten Ergebnisse erzielt werden. So führten Jöbstl et al. (2008) 90 Prüfungen an drei- bzw. fünfschichtigen BSP-Trägern durch, von denen keiner ein Versagen zufolge Schubbeanspruchung aufwies. In fast allen Fällen trat im mittleren Feldbereich Biegeversagen der parallel zur Trägerachse orientierten Brettlagen auf. Bei manchen Prüfkörpern konnten Schubbrüche in den Längslagen als Folge des Hauptversagens auf Biegung beobachtet werden und einige Ausnahmen versagten auf Rollschub. Deshalb kann die genannte Prüfkombination auch als kombinierte Biege-Schub-Prüfkombination angesehen werden. Da kein Schubversagen in den Querlagen beobachtet werden konnte, errechneten Jöbstl et al. (2008) die maximalen Netto-Schubspannungen bei Erreichen des maximalen Biegemoments in Feldmitte bzw. anderer zuvor genannter Versagensursachen. Die Werte für  $\tau_{\text{net,mean}}$  sind in Tab. 1.8 aufgelistet und liegen zwischen 5,4 und 11,5 N/mm<sup>2</sup> mit einem Gesamtmittelwert von 8,4 N/mm<sup>2</sup>.

Tab. 1.8: Ergebnisse aus den Prüfungen nach CUAP (2005), aus Jöbstl et al. (2008)

Serien	1	2	3	4	5	6	7
Prüfkörperanzahl	16	14	10	10	10	15	15
Schichtanzahl	5	3	5	5	3	3	3
$t_{\text{net}}$	25	25	19,2	19,2	19,2	40	33,2
$\tau_{\text{net,mean}}$	8,88	11,50	7,77	8,93	10,8	5,43	6,50
CV	13,0 %	3,6 %	14,3 %	11,4 %	11,7 %	15,0 %	15,7 %

Auch Andreolli et al. (2012) führten zehn Prüfungen mit vier verschiedenen Querschnittsaufbauten auf Basis des Testverfahrens der CUAP (2005) durch. Ziel war unter anderem, einen E-Modul für die Prüfkörper zu ermitteln. Nach einer ersten zerstörungsfreien Prüfung mit etwa 40 % der geschätzten Bruchlast wurde in einem zweiten Durchgang die Prüfung bis zum Erreichen der Bruchlast durchgeführt. Die geprüften Elemente versagten einerseits zufolge Torsion in den Kreuzungsflächen und andererseits auf Biegung. So kamen auch Andreolli et al. (2012) zu dem Schluss, dass der in der CUAP (2005) vorgestellte Prüfaufbau nicht für die Ermittlung der Schubfestigkeit von BSP-Scheibenelementen geeignet ist. Dennoch erfolgte die Berechnung der im Bauteil aufgetretenen Schubspannungen bei Erreichen der Bruchlast; die Ergebnisse sind in Tab. 1.9 zusammengefasst.

Tab. 1.9: Ergebnisse aus den Prüfungen nach CUAP (2005), aus Andreolli et al. (2012)

Bezeichnung	Brettbreite $a$ [mm]	Brettdicke $t$ [mm]	Schichtaufbau [mm]	Schmalseiten- verklebung	Anzahl $n$	$\tau_{\text{net,mean}}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
A-3	100	90	30-30-30	Ja	4	9,17
A-5	100	130	29-21-29-21-29	Ja (Risse)	2	10,12
B-5	80	135	27-27-27-27-27	Nein	2	6,34
C-5	150	144	34-21-34-21-34	Nein	2	10,52

Abgesehen von dem Prüfverfahren nach CUAP (2005) wurden in der Vergangenheit auch noch andere Prüfkonfigurationen eingesetzt, mit der Absicht einen Scheibenschubfestigkeitswert für BSP prüftechnisch absichern zu können. Diese Versuche wurden einerseits an großformatigen BSP-Scheibenelementen, andererseits an BSP-Einzelknoten mit genau definiertem Versagensbereich durchgeführt. Das Problem bei ersteren bestand hauptsächlich darin, dass zwar in den meisten Fällen Schubverformungen erkennbar waren, das Versagen jedoch letztendlich auf eine andere Art eingetreten ist. Bei Einzelknoten konnte meist das gewünschte Versagen erzielt werden, jedoch ist nicht klar, ob die beobachteten Festigkeitswerte auch für ganze BSP-Scheiben und somit für ein System aus Knoten Gültigkeit besitzen.

### 1.3.3.1 Prüfungen an Scheibenelementen

#### Bosl (2002)

Bosl (2002) beschäftigte sich im Rahmen seiner Dissertation mit der Modellierung und numerischen Berechnung der Spannungen und Verformungen von Brettsperrholz. Zur Überprüfung der Ergebnisse wurden experimentelle Versuche zum Trag- und Verformungsverhalten von BSP durchgeführt. Geprüft wurden einerseits BSP-Scheiben mit orthogonaler Struktur und andererseits Elemente mit einer diagonalen Mittellage, welche eine deutlich höhere Schubsteifigkeit als herkömmliche BSP-Scheibenelemente aufwiesen (siehe Prüfergebnisse auf Seite 44). Alle zehn Prüfkörper bestanden aus jeweils fünf Brettlagen, von denen jede eine Dicke von 17 mm aufwies. Des Weiteren waren die Scheibenelemente nur mit ihrer Breit- nicht mit ihrer Schmalseite verklebt. Der Unterschied zwischen den beiden Arten von Prüfkörpern ist in Abb. 1.24 ersichtlich.

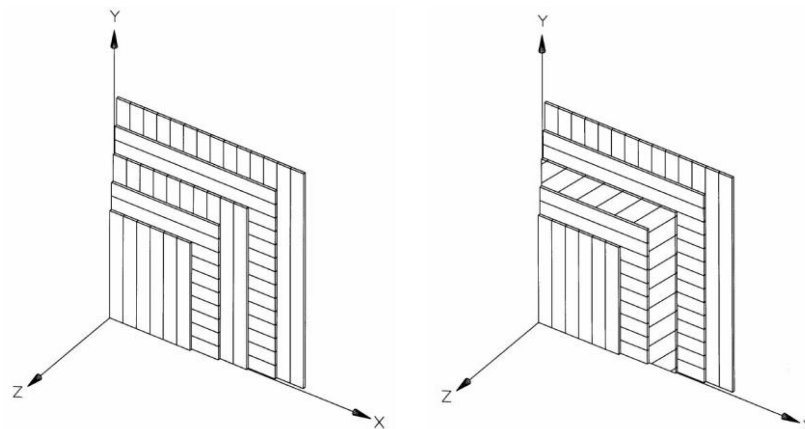


Abb. 1.24: Brettsperrholz-Prüfkörper mit orthogonaler (links) und diagonalen (rechts) Struktur, aus Bosl (2002)

Die Prüfkonfiguration ist in Abb. 1.25 (links) dargestellt und bestand aus einem Viergelenkrahen aus Stahl, in den die quadratischen  $1,2 \times 1,2 \text{ m}^2$  großen BSP-Elemente eingespannt wurden. Um die Schubsteifigkeit zu aktivieren und ein Schubversagen zu erreichen, wurde dem beanspruchten Probekörper eine Schubverformung aufgezwungen. Die Probekörper und der Rahmen um sie herum waren um  $45^\circ$  zur Horizontalen gedreht. Der Stahl-

rahmen wurde mit einer nach oben gerichteten Zugkraft beansprucht. Die Lasteinleitung auf die Probekörper erfolgte somit lokal über Druck in den seitlichen Rahmenecken.



Abb. 1.25: Versuchsaufbau: Stahlrahmen und BSP-Scheibe (links) und Schubverformung des Prüfkörpers (rechts), aus Bosl (2002)

Die vier Probekörper mit orthogonaler Struktur zeigten alle ein ähnliches Versagen. Die Beanspruchung erfolgte auf Schub und Druck und es konnten deutliche Schubverformungen (siehe Abb. 1.25, rechts) beobachtet werden. Jedoch kam es in keinem der vier Fälle zu Schubversagen, sondern zu einem Versagen der äußersten Klebeschicht durch Ausknicken der Bretter in den äußersten Lagen der BSP-Scheibe. An den linken und rechten Ecken des Elements traten trotz der hohen lokalen Druckspannungen zufolge der Kräfteinleitung keine bemerkenswerten Schäden auf. Das Kraft-Verformungs-Diagramm war von einem linear-elastischen Verlauf geprägt. Nach Erreichen der Bruchlast konnte ein deutlicher Kraftabfall beobachtet werden, wobei die durchschnittliche Bruchlast der vier Versuche bei etwa 325 kN lag.

Beim Prüfen der sechs Probekörper mit diagonaler Struktur gab es zwei Möglichkeiten, die Mittellage auszurichten, entweder horizontal (von der linken zur rechten Ecke verlaufend) oder vertikal (von der oberen zur unteren Ecke verlaufend). Es wurden beide Varianten geprüft, mit dem Ergebnis, dass aufgrund ihrer hohen Schubsteifigkeit in keinem der Prüfkörper überhaupt Schubverformungen erkennbar waren und dass keiner von ihnen aufgrund von Schubbeanspruchung versagte. Stattdessen konnte im Kräfteinleitungsbereich an den seitlichen Ecken lokales Druckversagen beobachtet werden. Auch hier zeigte das Kraft-Verformungs-Diagramm einen linear-elastischen Verlauf, jedoch konnte nach Erreichen der Bruchlast kein plötzlicher Kraftabfall, sondern ein langsames Abnehmen der Last beobachtet werden. Die durchschnittliche Bruchlast lag bei den Probekörpern mit horizontaler Mittellage bei 473 kN und bei jenen mit vertikaler Mittellage bei 358 kN. Das lässt sich darauf zurückführen, dass die Druckkräfte bei ersteren direkt von der Mittellage über Druck parallel zur Faserrichtung abgetragen werden konnten.

Ogleich die Probekörper mit diagonaler Struktur höhere Widerstände aufwiesen, als jene mit orthogonaler Struktur, sind doch für die hier behandelte Thematik letztere von größerer



Bedeutung. Zwar konnte das angestrebte Versagen mit der beschriebenen Prüfkfiguration nicht erzielt werden, trotzdem kann aus den maximal ertragbaren Bruchlasten der orthogonal verklebten BSP-Elemente von  $F_{\max, \text{mean}} = 325 \text{ kN}$  zumindest ein Rückschluss auf die maximal im Bauteil auftretenden Schubspannungen gezogen werden. Dabei betragen die beobachteten Brutto-Schubspannungen zum Zeitpunkt der Maximallast  $\tau_{\text{gros, mean}} = 2,3 \text{ N/mm}^2$  und die Netto-Schubspannungen  $\tau_{\text{net, mean}} = 5,6 \text{ N/mm}^2$ .

Außerdem konnte aufgrund der Schubverformungen der BSP-Scheiben mit orthogonaler Struktur eine Aussage über ihre Schubsteifigkeit getroffen werden, wodurch den getätigten Untersuchungen eine besondere Bedeutung zukommt und die Versuchskonfiguration später als Grundlage für die Prüfungen von Traetta et al. (2006) herangezogen werden konnte.

### **Blaß und Görlacher (2002)**

Im Rahmen ihrer Untersuchungen führten Blaß und Görlacher (2002) drei Versuche an LIGNOTREND Deckentafeln des Typs 190 (siehe Abb. 1.26, rechts) durch. Die Versuchskörper wurden als Einfeldträger mit einer Spannweite von 5,4 m gelagert und in ihrer Ebene mit zwei Einzellasten in den Drittelpunkten belastet.

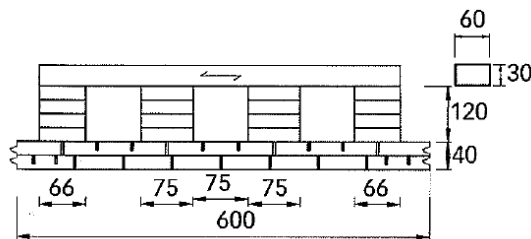


Abb. 1.26: LIGNOTREND Deckentafeln Typ 190, aus Blaß und Görlacher (2002)

Die Ermittlung der Schubspannungen erfolgte, wie bereits in Kapitel 1.2.3 erwähnt, nach den Annahmen der technischen Biegelehre entsprechend Gl. 1.34, wobei  $V$  die in den Versuchen aufgetretene maximale Querkraft darstellt und für  $d$  nur 20 mm angesetzt wurden, da sich zwischen den nebeneinanderliegenden Brettern einer Lage ein Spalt befand bzw. Entlastungsnuten angeordnet wurden.

$$\tau = \frac{V \cdot S}{I \cdot d} \quad \text{Gl. 1.34}$$

Die beobachteten Schubspannungen  $\tau$  lagen im Bereich von 4,43 bis 5,49  $\text{N/mm}^2$  mit einem Mittelwert von  $\tau_{v, \text{mean}} = 4,94 \text{ N/mm}^2$ . Aufgrund des nur geringen Prüfumfanga empfehlen die Autoren jedoch, bei der Bemessung von Elementen aus faserparallel und rechtwinklig zueinander verklebten Brettern den Wert  $f_{v, k} = 2,5 \text{ N/mm}^2$  zu verwenden, wie er in der EN 338:2003 für die charakteristischen Schubfestigkeit von Vollholz der Festigkeitsklasse C24 zu finden ist.

## Traetta et al. (2006)

Das Ziel von Traetta et al. (2006) war es, Scheibenschubfestigkeits- und -steifigkeitsgrößen für dreischichtige BSP-Elemente mit 7 x 7 Brettern der Festigkeitsklasse C24 und einem Schichtaufbau von 30/60/30 mm zu ermitteln. Die verwendete Versuchskonfiguration ist in Abb. 1.27 dargestellt und bestand aus einem quasi starren Stahlrahmen, der in den Ecken gelenkig ausgeführt war und in den zwei quadratische, 560 x 560 mm<sup>2</sup> große BSP-Scheiben mit einer Dicke von 120 mm eingebaut waren. Der Stahlrahmen hatte den Zweck, das auftretende Biegemoment aufzunehmen und die Ausbildung eines reinen Schubspannungszustandes innerhalb der BSP-Scheiben zu ermöglichen. Im Gegensatz zu Bosl (2002) erfolgte die Lasteinleitung kontinuierlich durch eine linienförmige Verklebung von Stahlrahmen und Versuchskörper. Dadurch sollte vermieden werden, dass die Elemente aufgrund der großen Beanspruchungen an den Lasteinleitungspunkten lokal versagen. Zwischen den Brettern einer Lage betrug die Fugenbreite 5 mm, sodass im verformten Zustand keine Reibungskräfte an den Schmalseiten übertragen werden konnten und die Steifigkeit dadurch nicht erhöht wurde. Zumal die Schubkräfte entlang der Schmalseiten in das BSP-Element eingeleitet wurden, jedoch angenommen werden kann, dass sich die Schubspannungsverteilung im Inneren des Elements anders einstellt, kam es zu Spannungsumlagerungen im Randbereich des Prüfkörpers. Eine im Vorfeld durchgeführte FE-Analyse zeigte, dass der Spannungszustand im Bereich der inneren 5 x 5 Bretter davon weitgehend unbeeinflusst bleiben würde.

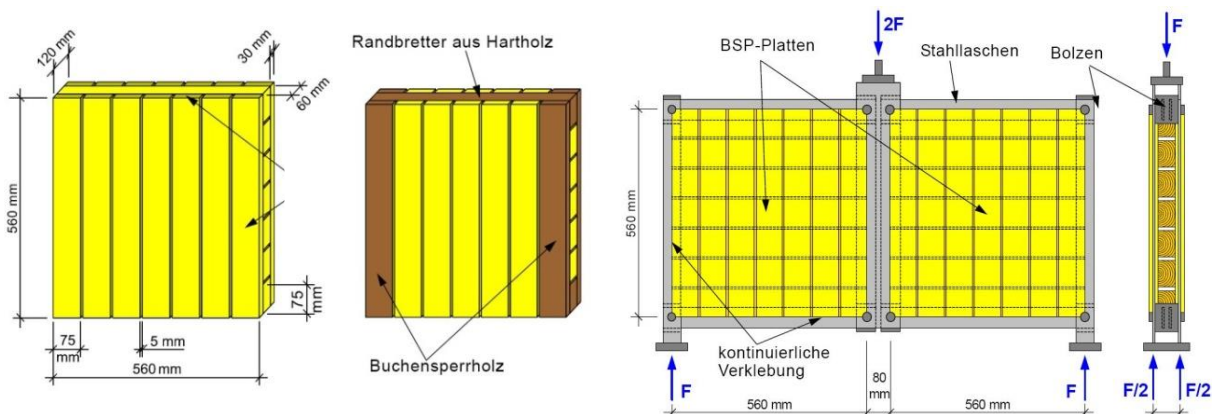


Abb. 1.27: Prüfkörperaufbau unverstärkt (links) bzw. verstärkt (mittig) und Versuchskonfiguration (rechts) nach Traetta et al. (2006)

Insgesamt wurden drei Versuche durchgeführt. Der erste erfolgte an unverstärkten Prüfkörpern (siehe Abb. 1.27, links), wobei hier die Randbretter lokal auf Querzug versagten. Im zweiten Versuch kamen daher Prüfkörper mit verstärkten Randlamellen (siehe Abb. 1.27, mittig) zum Einsatz. Dadurch konnte ein Querzugversagen verhindert werden, jedoch trat diesmal ein lokales Versagen bei der Lasteinleitung auf. Zumal beim zweiten Versuch nur eine Scheibe beschädigt wurde, konnte das verbleibende Element für einen dritten Versuch verwendet werden. Als Ersatz für die aus Symmetriegründen benötigte zweite Scheibe, kam eine Stahldiagonale zum Einsatz. Auch beim dritten Versuch konnte kein Schubbruch, sondern ein Versagen der Klebefuge zwischen Stahlrahmen und Prüfkörper beobachtet werden.



Aufgrund der Tatsache, dass keiner der Prüfkörper auf Schub versagte, kann von Traetta et al. (2006) keine Aussage über die Schubfestigkeit getroffen werden. Die Schubsteifigkeit hingegen konnte im linear elastischen Kraft-Verformungs-Bereich problemlos ermittelt werden. Für die drei Versuche wurde ein effektiver Schubmodul von  $G^*_{\text{mean}} = 230 \text{ N/mm}^2$  errechnet. Außerdem wurde eine FE-Analyse zur Ermittlung des Schubmoduls  $G^*$  durchgeführt, wobei der Wert für  $G^* = 228 \text{ N/mm}^2$  sehr gut mit den Versuchsergebnissen übereinstimmte. Obgleich bei den Versuchen kein Schubversagen beobachtet werden konnte, konnten Rückschlüsse auf die zum Zeitpunkt des Bruchs im Bauteil vorherrschenden Schubspannungen gezogen werden. Die maximal aufgetretenen Netto-Schubspannungen zum Versagenszeitpunkt bei einem  $F_{\text{max}}$  von 134 kN (Versuch 3) können mit  $\tau_{\text{net}} = 6,0 \text{ N/mm}^2$  angegeben werden.

### **Andreolli et al. (2014)**

Mit dem von Andreolli et al. (2014) beschriebenen diagonalen Druckversuch ist es – im Gegensatz zur CUAP-Konfiguration – möglich, das Auftreten von Biegeversagen auszuschließen. Die Prüfkörper aus BSP wurden auf Druck in diagonaler Richtung belastet und die Krafteinleitung erfolgte an der oberen und unteren Ecke mit Hilfe eines kurzen Stahlrahmens (siehe Abb. 1.28).

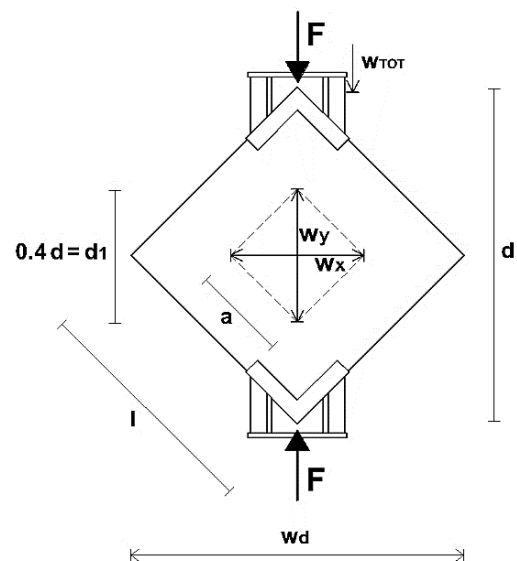
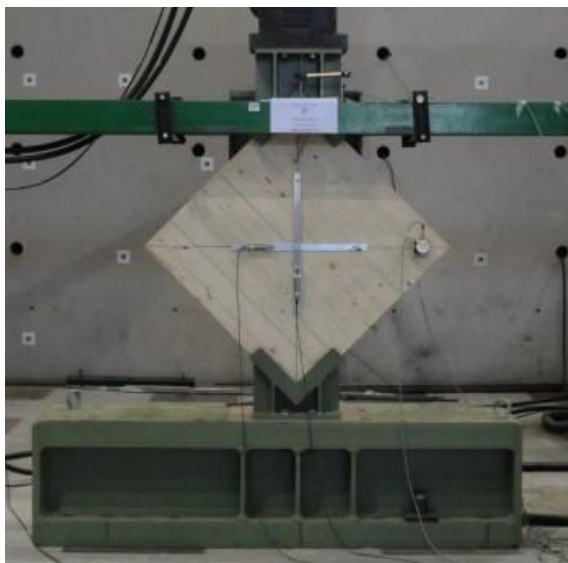


Abb. 1.28: Foto (links) und Skizze (rechts) der Prüfkongfiguration von Andreolli et al. (2014)

Für die Versuche wurden quadratische BSP-Scheibenelemente mit einer Seitenlänge von 1 m verwendet. Die Prüfkörper wiesen die Festigkeitsklasse C24 auf, wobei von Herstellerseite bis zu 10 % der Klasse C16 hinzugefügt werden durfte. Es wurden vier verschiedene Querschnittsaufbauten getestet, wobei die Buchstaben (A, B und C) unterschiedliche Hersteller bezeichnen. Die geometrischen Daten der vier Prüfkörpertypen und die Ergebnisse für die maximale Last  $F_{\text{max,mean}}$  können aus Tab. 1.10 abgelesen werden.

Tab. 1.10: Aufbau der Prüfkörper und Ergebnisse von Andreolli et al. (2014)

Serie	Brettbreite a [mm]	Brettdicke t [mm]	Schichtaufbau [mm]	Schmalseiten- verklebung	Anzahl n	$F_{\max, \text{mean}}$ [kN]	$\tau_{\text{net, mean}}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
A-3	100	90	30-30-30	Ja	4	390	13,12
A-5	100	130	29-21-29-21-29	Ja	3	503	12,10
B-5	80	135	27-27-27-27-27	Nein	3	425	7,95
C-5	150	144	34-21-34-21-34	Nein	3	529	12,72

Andreolli et al. (2014) analysieren in ihrem Bericht die einzelnen Versagensmechanismen der vier verschiedenen Prüfkörpertypen und versuchen so ihre Ergebnisse zu erklären. Bei den schmalseitenverklebten Prüfkörpern der Serie A-3 (Abb. 1.29, links) versagte zuerst die Decklage auf Schub parallel zur Faserrichtung und es konnte sich erst danach ein Torsionsversagen ausbilden. Durch die Seitenverklebung war es möglich ein sehr hohes Lastniveau zu erreichen. Die Serie A-5 (Abb. 1.29, rechts) zeigte ebenfalls ein Torsionsversagen, im Vergleich zur Serie A-3 konnte in der Decklage jedoch kein Schubversagen parallel zur Faserrichtung beobachtet werden, weil die Prüfkörper bereits Schwindrisse aufwiesen und die Verschiebung entlang dieser Risse auftrat.



Abb. 1.29: Schubversagen parallel zur Faserrichtung und Torsionsversagen der Serie A-3 (links) und Torsionsversagen der Serie A-5 (rechts), aus Andreolli et al. (2012)

Die Elemente der Serie B-5 zeigten, ähnlich der Serie A-5, ein Torsionsversagen, wobei die Verformung nicht durch Schwindrisse, sondern durch die Abwesenheit einer Seitenverklebung möglich war (siehe Abb. 1.30, links). Bei den Prüfkörpern der Serie C-5 konnte ein Netto-Schubversagen beobachtet werden (siehe Abb. 1.30, rechts). Der Grund für die unterschiedliche Bruchcharakteristik der Serien wird darin vermutet, dass die Serie C-5 im Gegensatz zu den anderen eine größere Brettbreite und damit auch ein kleineres  $t/a$ -Verhältnis aufwies. Der Torsionsbeanspruchung konnte dadurch ein größeres polares Trägheitsmoment entgegenwirken, wodurch die Torsionsspannungen auf einem niedrigen Niveau blieben.

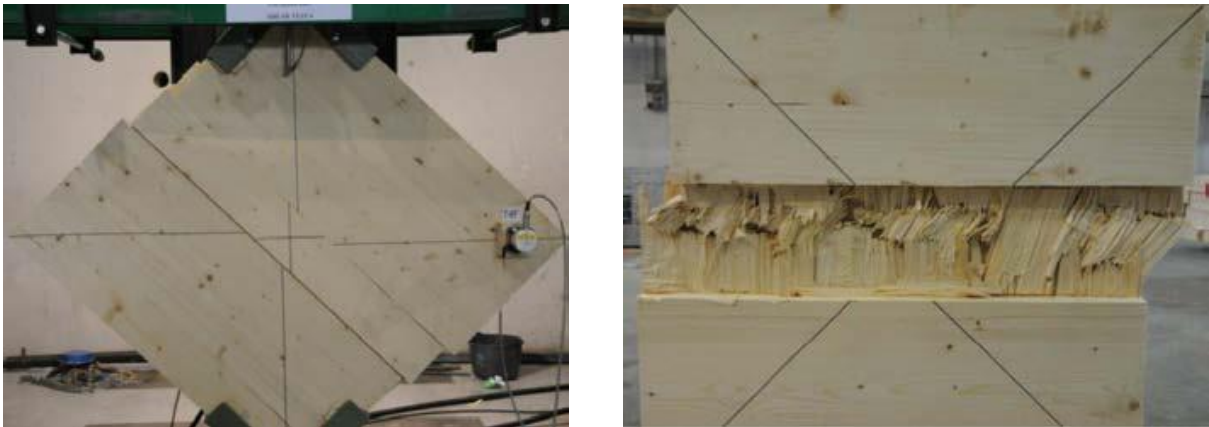


Abb. 1.30: Torsionsversagen der Serie B-5 (links) und Netto-Schubversagen der Serie C-5 (rechts), aus Andreolli et al. (2012)

Bei den Prüfungen der Serie C-5 handelt es sich folglich um die bisher einzigen an großformatigen Scheibenelementen durchgeführten Versuche, die ein Netto-Schubversagen zeigten und somit auch die Ermittlung von Netto-Schubfestigkeitswerten ( $f_{v,net,mean} = 12,7 \text{ N/mm}^2$ ) erlauben. Aufgrund der erfolgreichen Prüfungen wird angenommen, dass diagonale Druckversuche eine gute Alternative zu den bisher vorgestellten und durchgeführten Prüfkonfigurationen darstellen könnten.

### 1.3.3.2 Prüfungen an Einzelknoten

#### Wallner (2004)

Wallner (2004) befasste sich mit der Ermittlung von Verschiebungs- und Festigkeitskenngrößen in Scheibenebene von BSP-Einzelknoten. Ziel war es, Aussagen über die Rollschubfestigkeit und Steifigkeit von Einzelknoten treffen zu können. Um den Einfluss der verschiedenen Parameter (Brettbreite und Jahrringorientierung) besser erfassen zu können, wurde ein einzelner Kreuzungspunkt eines dreischichtigen Versuchskörpers untersucht. Die Prüfkonfiguration ist in Abb. 1.31 ersichtlich und besteht aus einem symmetrischen Drei-Punkt-Biegeversuch. Die Lasteinleitung erfolgte über Längsdruck auf die vertikalen Bretter.

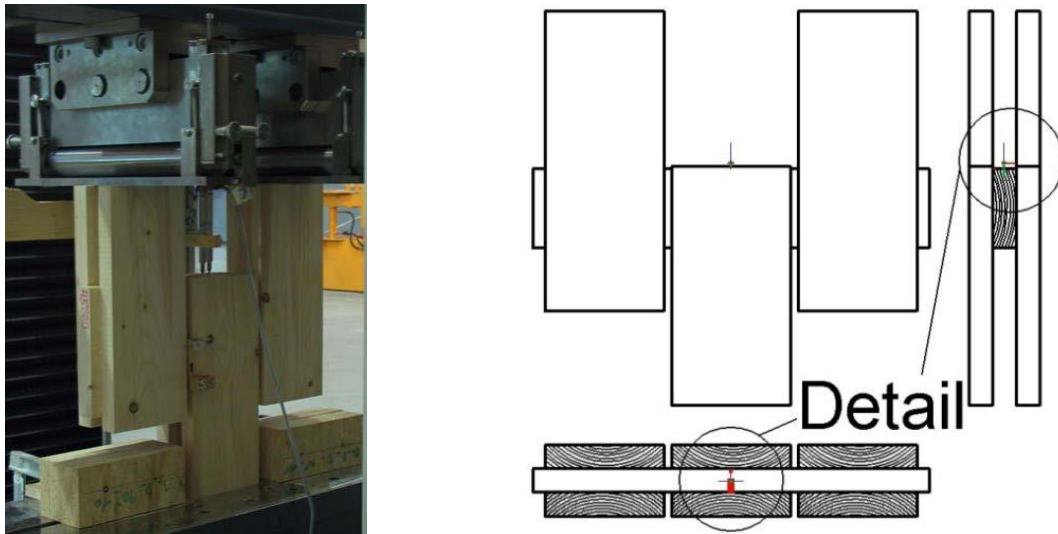


Abb. 1.31: Foto (links) und Skizze (rechts) der Prüfkongfiguration zur Bestimmung der Rollschubfestigkeit von BSP-Einzelknoten aus Wallner (2004)

Geprüft wurde Fichtenholz. Die Dicke aller Bretter betrug 30 mm und die Laschenbreite wurde mit 145 mm festgelegt. Variiert wurden ausschließlich die Eigenschaften des Mittelbrettes.

In erster Linie trat das beabsichtigte Rollschubversagen in den Klebeflächen auf (siehe Abb. 1.32, links), aber auch Schubversagen im horizontalen Brett der Mittellage konnte beobachtet werden (siehe Abb. 1.32, rechts), da das Brett wie ein Biegebalken beansprucht wurde.



Abb. 1.32: Rollschubversagen (links) und Schubversagen (rechts) aus Wallner (2004)

In Tab. 1.11 sind die Ergebnisse von Wallner (2004) dargestellt. Die Kürzel S10, S15, S20 usw. stehen für die Jahrringorientierung und die Brettbreite des Mittelbrettes in [cm].

Tab. 1.11: Mittelwerte der Verschiebemoduln, der Schubfestigkeiten im Mittelholzquerschnitt und der Rollschubfestigkeiten in der Klebefuge, aus Wallner (2004)

Ergebnisse	Jahrringorientierung											
	Seitenware			Riftbretter			Halbriftbretter		Astiges Holz			Alle
	S10	S15	S20	R10	R15	R20	H10	H15	A10	A15	A20	
$C_{AK,mean}$ [N/mm <sup>3</sup> ]	3,29	4,37	4,83	4,18	4,19	4,73	4,50	4,80	3,94	4,36	4,31	4,23
CV [%]	27,9	21,9	24,0	30,7	20,9	26,6	23,9	15,0	23,4	35,7	23,8	27,0
Anzahl [Stk.]	42	40	43	14	16	5	16	14	27	13	21	190
$f_{v,net,mean}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	6,79	6,50	5,89	5,96	6,32	6,78	6,98	6,96	6,04	6,47	6,60	6,49
CV [%]	-	11,2	-	6,8	5,4	7,5	12,5	7,9	11,3	7,4	10,1	10,2
Anzahl [Stk.]	3	25	1	15	17	5	8	10	28	12	22	84
$f_{r,mean}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	1,38	1,47	1,64	-	-	-	1,56	1,47	-	-	-	1,51
CV [%]	9,8	17,7	9,4	-	-	-	7,6	9,3	-	-	-	13,2
Anzahl [Stk.]	41	20	44	-	-	-	11	6	-	-	-	122

Wallner (2004) hält fest, dass mit der Zunahme der Größe der Klebefläche, auch eine Zunahme der Steifigkeit und Festigkeit einher geht (siehe Tab. 1.11). Üblicherweise kann in der Versuchstechnik bei Festigkeiten der umgekehrte Effekt beobachtet werden, nämlich dass es bei zunehmender Größe des Prüfkörpers umso wahrscheinlicher ist, dass ein entsprechend versagensinduzierendes Merkmal die Festigkeit reduziert. Der Grund für die Festigkeitszunahme wird darin vermutet, dass diese mit der Veränderung des Formverhältnisses der Klebefläche zusammenhängt. Im Hinblick auf den Parameter „Lage im Stamm“ ist erkennbar, dass Halbriftbretter steifer sind und eine höhere Festigkeit aufweisen als Seiten- bzw. Riftware.

Die Werte für den Verschiebemodul  $C_{AK}$  befanden sich zwischen 3,3 und 4,8 N/mm<sup>3</sup>. Die Schubfestigkeit  $f_{v,net,mean}$  der Prüfkörper mit Schubversagen (von Wallner als  $\tau_{AQ}$  bezeichnet) lagen im Bereich von 5,9 bis 7,0 N/mm<sup>2</sup> mit einem Gesamtmittelwert von 6,49 N/mm<sup>2</sup> und einem charakteristischen 5 %-Fraktilwert von  $f_{v,net,k} = 5,40$  N/mm<sup>2</sup>. Die Rollschubfestigkeit  $f_{r,mean}$  der Prüfkörper mit Rollschubversagen in der Klebefläche (von Wallner als  $\tau_{AK}$  bezeichnet) bewegte sich im Bereich von 1,4 bis 1,6 N/mm<sup>2</sup> mit einem Gesamtmittelwert von  $f_{r,mean} = 1,51$  N/mm<sup>2</sup> und einen charakteristischen 5 %-Fraktilwert von  $f_{r,k} = 1,18$  N/mm<sup>2</sup>.

Flaig und Blaß (2013) führten eigene Prüfungen zur Ermittlung der Rollschubfestigkeit anhand zweier symmetrischer Klebeflächen durch. Die Ergebnisse der sechs Versuche weisen einen Mittelwert  $f_{r,mean} = 1,43$  N/mm<sup>2</sup> und einen charakteristischen 5 %-Fraktilwert  $f_{r,k} = 1,18$  N/mm<sup>2</sup> auf und stimmen daher gut mit jenen von Wallner (2004) überein.

Da die Versuchskonfiguration von Wallner (2004) zumindest teilweise Schubbrüche im Mittelbrett zur Folge hatte, wurde sie von Jöbstl et al. (2008) aufgegriffen und weiterentwickelt.



## **Jöbstl et al. (2008)**

Aus den Erkenntnissen der Prüfungen nach CUAP (2005) und auch in Anlehnung an Wallner (2004) wurde von Jöbstl et al. (2008) eine Testkonfiguration zur Ermittlung der Schubfestigkeit von BSP-Scheiben entwickelt. Anders als bisherige Prüfungen konzentrierte sich diese Konfiguration auf die Netto-Schubtragfähigkeit von Einzelknoten.

Die adaptierte Prüfkongfiguration von Jöbstl et al. (2008) ist in Abb. 1.33 dargestellt. Es handelt sich, ähnlich wie bei Wallner (2004), um einen symmetrischen Drei-Punkt-Biegeversuch. Hierbei zeigen sich zwei mögliche Versagensflächen mit je  $200 \times 10 \text{ mm}^2$  im horizontalen Brett der Mittellage. Die Übertragung der Kräfte erfolgte über die rechtwinklig mit dem horizontalen Brett verklebten vertikalen Bretter, die die Decklagen darstellen und in einem Abstand von 5 mm angeordnet waren. Sie übertrugen die Kräfte vom Auflager bzw. den Krafteinleitungspunkten zu dem zu prüfenden horizontalen Brett. Ein Nachteil dieses Prüfmodus ist, dass nur eine der beiden Zonen versagen konnte. Dadurch ist eine Unterschätzung der Schubfestigkeitswerte zu erwarten, da anzunehmen ist, dass die Festigkeit der noch nicht gebrochenen Schubfläche auf demselben, wenn nicht höherem Niveau liegt. Dies kann jedoch durch eine dahingehend ausgerichtete Maximum-Likelihood Methode für rechtszensierte Daten berücksichtigt werden.

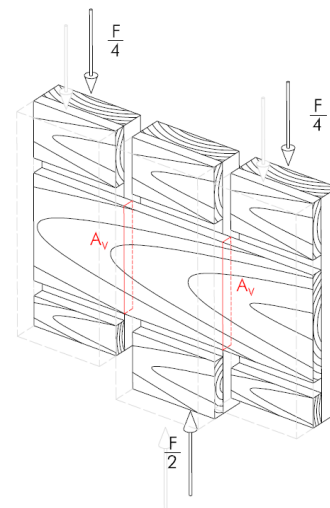
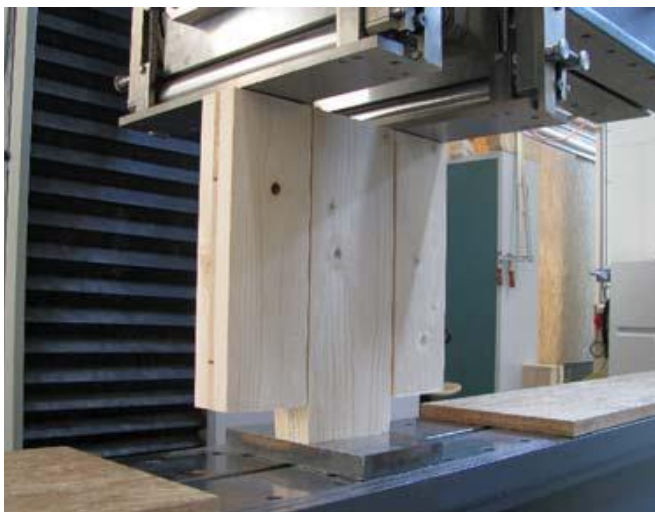


Abb. 1.33: Foto (links) und Skizze (rechts) der Prüfkongfiguration zur Bestimmung der Netto-Schubfestigkeit von BSP-Einzelknoten, aus Jöbstl et al. (2008)

Es wurden insgesamt 20 Prüfungen mit dem symmetrischen Testaufbau durchgeführt. Alle Prüfkörper versagten auf Netto-Schub in einer der beiden Schubflächen der Brettmittellage. Die Schubspannungen wurden konstant über die Schubfläche angenommen und errechneten sich zu den in Tab. 1.12 dargestellten Ergebnissen. Die aufgelisteten Statistiken enthalten noch keine Berücksichtigung des seriellen Systemwirkens der zwei prinzipiell gleichwertigen Versagensflächen.

Tab. 1.12: Ergebnisse von Jöbstl et al. (2008)

	Einheit	Ergebnisse
Anzahl der Prüfungen	[-]	20
Brettdicke	[mm]	10
Mittelwert	[N/mm <sup>2</sup> ]	12,8
Standardabweichung	[N/mm <sup>2</sup> ]	1,45
Variationskoeffizient	[%]	11,3
5 %-Fraktilwert Normalverteilung	[N/mm <sup>2</sup> ]	10,4
5 %-Fraktilwert log. Normalverteilung	[N/mm <sup>2</sup> ]	10,6
5 %-Fraktilwert EN 14358:2007	[N/mm <sup>2</sup> ]	10,3

Bei Betrachtung des in Abb. 1.34 dargestellten Kraft-Verformungs-Diagramm fällt auf, dass sich nach einem Abfall der maximal ertragbaren Schubbeanspruchung ein Plateau einstellt. Diese sehr hohe Resttragfähigkeit lässt sich darauf zurückführen, dass sich die Fasern beim Abscherversuch zuerst in Längsrichtung durch Schubversagen separieren und dann auf Zug beansprucht werden. Der Grund für das hohe Lastniveau ist daher nicht zuletzt die hohe Zugfestigkeit des Holzes.

**Force - Displacement - Diagramm**

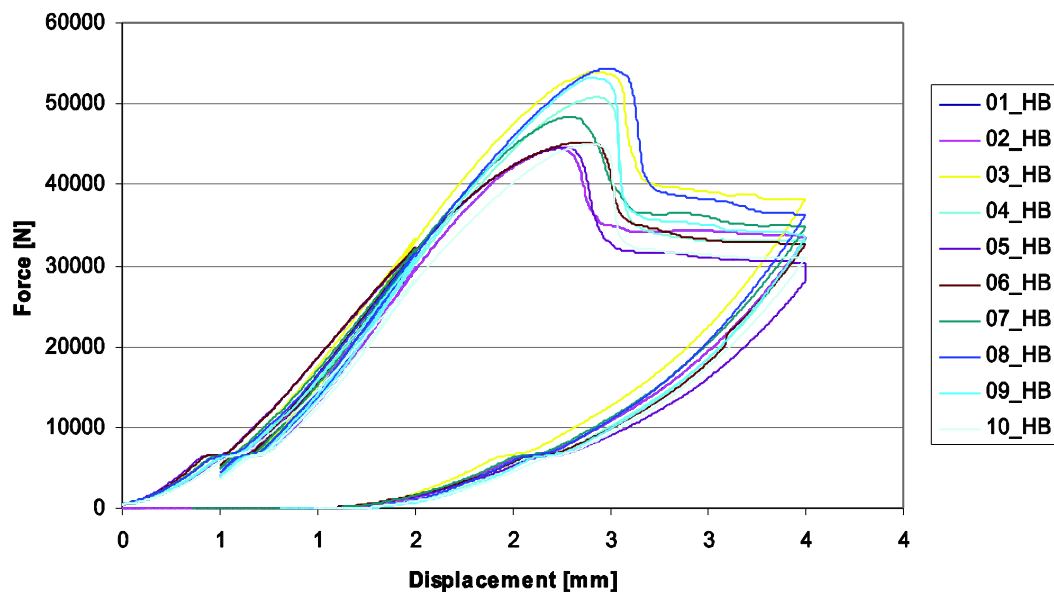


Abb. 1.34: Kraft-Verschiebungs-Diagramm der Prüfkongfiguration, aus Jöbstl et al. (2008)

Jöbstl et al. (2008) halten fest, dass unter Berücksichtigung des „Strain-Locking-Effekts“, also des Einflusses der gesperrten Struktur in einem großformatigen BSP-Scheibenelement, sogar noch höhere Werte für die Schubtragfähigkeit zu erwarten wären, als mit diesem lokal geprüften Einzelknoten.



## Hirschmann (2011)

In Anlehnung an die EN 789:2005, die FprEN 408:2010 und Jöbstl et al. (2008) wurde am Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz eine neue, verbesserte Prüfkongfiguration entworfen, die im Rahmen der Masterarbeit von Hirschmann (2011) eingesetzt wurde und in Abb. 1.35 (links) dargestellt ist. Der wesentliche Vorteil gegenüber der Prüfkongfiguration von Jöbstl et al. (2008) bestand darin, dass es hier nur eine mögliche Versagensfläche gab, was die direkte Verwendung der Daten ohne Nachbearbeitung ermöglichte. Der Prüfkörper war um  $14^\circ$  geneigt und die Last befand sich mit der Auflagerkraft in einer Linie. Durch die Neigung entstanden geringe Normalkräfte quer zur Faserrichtung, welche die Schubfestigkeit beeinflussten. Daher wurde vor der eigentlichen Prüfdurchführung der Einfluss von Zug- bzw. Druckkräften quer zur Faserrichtung durch sogenannte Tastversuche abgeschätzt. Zumal die Differenz der Mittelwerte der Schubfestigkeit hier bei lediglich 2,6 % lag, die Fertigung der Zugkongfiguration jedoch um ein Vielfaches aufwändiger war, entschied man sich, nur die Druckkongfiguration anzuwenden. Zusätzlich zur Prüfkongfiguration nach Hirschmann (2011) wurde auch der von Jöbstl et al. (2008) verwendete Aufbau für weitere Versuche herangezogen (siehe Abb. 1.35, rechts). Dieser wird im Folgenden mit „CIB“ bezeichnet und jene von Hirschmann mit „EN“. Durch das parallele Prüfen und Variieren der Parameter erhoffte man sich eine gute Vergleichbarkeit der Ergebnisse beider Kongfigurationen.

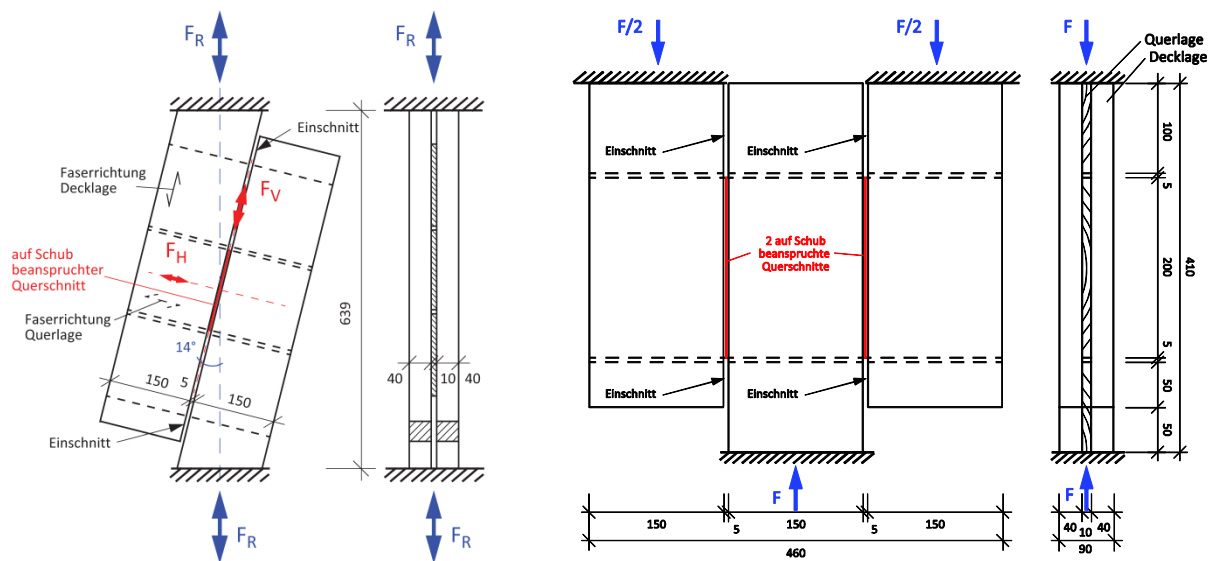


Abb. 1.35: Prüfkongfigurationen „EN“ (links) und „CIB“ (rechts), aus Hirschmann (2011)

Getestet wurde Fichte der Festigkeitsklasse C24 nach EN 338:2009, welche zum Zeitpunkt der Prüfung eine Holzfeuchte von etwa 12 % aufwies. Für die Referenzprüfserien „C“ wurde Seitenware mit den Abmessungen  $150 \times 20 \text{ mm}^2$  (Breite  $\times$  Dicke) verwendet und in einem Abstand von 5 mm angeordnet. Insgesamt wurden acht Serien zu je zehn Prüfkörpern mit dem neuen Testaufbau „EN“ und sieben Serien ebenfalls zu je zehn Prüfkörpern mit dem Testaufbau „CIB“ getestet. In jeder Serie wurden konstant Decklagen von 40 mm Dicke angeordnet, wohingegen die Parameter „Brettbreite“, „Brettdicke“, „Jahringorientierung“ und „Fugenbreite“ variiert wurden. Die Brettbreite betrug in Anlehnung an Jöbstl et al. (2008) in je einer Serie von „EN“ bzw. „CIB“ 200 mm und in allen anderen Serien 150 mm. Außerdem

wurden für die Parameterstudie die Brettstärken 10, 20 und 30 mm verwendet. Die untersuchten Fugenbreiten waren 20, 5 und 1,5 mm. Auch die Lage im Stamm wurde auf mögliche Auswirkungen auf die Festigkeit hin untersucht. Für die Prüfungen wurden Seiten-, Rift- und Kernware verwendet.

Alle durchgeführten Prüfungen versagten in der beabsichtigten Versagensfläche auf Netto-Schub. In Abb. 1.36 sind typische Bruchbilder des Mechanismus „Netto-Schub“ zu sehen.



Abb. 1.36: Netto-Schubversagen der Prüfkongfiguration „EN“, aus Hirschmann (2011)

Die Ergebnisse der Prüfkongfigurationen „EN“ und „CIB“ sind in Tab. 1.13 dargestellt.

Tab. 1.13: Parameter und (teilweise adaptierte) Ergebnisse für die Netto-Schubfestigkeit der Untersuchungen von Hirschmann (2011), aus Brandner et al. (2013)

		EN								CIB									
		A	B	C	D	F	G	H	I	A	B	C	F	G	H	I			
base p. [-]	$w_f$ [mm]	200		150								200		150					
	$t_f$ [mm]	10		20	30	20						10		20					
	AR [-] <sup>1)</sup>	fgB				rgB	hB	fgB			fgB			rgB	hB	fgB			
	$t_{gap}$ [mm]	5.0				1.5				25.0	5.0				1.5				25.0
$\rho_{12}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	quantity [-]	à 10								à 10									
	mean	396	401	399	395	397	443	413	419	405	400	397	398	435	424	439			
	median	396	404	400	400	395	444	413	416	405	396	407	397	432	427	453			
	CV [%]	1.8	4.4	2.6	3.7	3.3	1.9	8.4	7.0	3.0	4.2	5.6	6.9	2.4	1.8	7.0			
$f_{net,12}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	min	10.0	10.2	8.4	6.4	6.3	8.2	8.5	7.1	–	–	–	–	–	–	–			
	mean	10.8	11.2	8.9	7.5	7.2	8.8	9.5	8.0	11.1 <sup>2)</sup>	11.7 <sup>2)</sup>	9.4 <sup>2)</sup>	8.0 <sup>2)</sup>	9.2 <sup>2)</sup>	9.8 <sup>2)</sup>	8.8 <sup>2)</sup>			
	median	10.8	11.2	8.7	7.4	7.4	8.9	9.3	8.1	11.0 <sup>2)</sup>	11.7 <sup>2)</sup>	9.4 <sup>2)</sup>	7.9 <sup>2)</sup>	9.2 <sup>2)</sup>	9.8 <sup>2)</sup>	8.7 <sup>2)</sup>			
	max	12.1	12.4	9.6	8.4	8.0	9.4	10.6	8.6	–	–	–	–	–	–	–			
	CV [%]	6.0	6.3	4.9	9.3	10.1	4.2	8.5	5.6	7.4 <sup>2)</sup>	6.9 <sup>2)</sup>	7.4 <sup>2)</sup>	15.1 <sup>2)</sup>	7.4 <sup>2)</sup>	5.2 <sup>2)</sup>	7.9 <sup>2)</sup>			
	5 %-qu.	10.1 <sup>3)</sup>	10.3 <sup>3)</sup>	8.5 <sup>3)</sup>	6.7 <sup>3)</sup>	6.3 <sup>3)</sup>	8.3 <sup>3)</sup>	8.5 <sup>3)</sup>	7.2 <sup>3)</sup>	9.8 <sup>2)</sup>	10.4 <sup>2)</sup>	8.3 <sup>2)</sup>	6.2 <sup>2)</sup>	8.2 <sup>2)</sup>	9.0 <sup>2)</sup>	7.7 <sup>2)</sup>			
<sup>1)</sup> AR ... annual ring orientation   fgB ... flat grain boards   rgB ... "pseudo" rift grain boards   hB ... heart boards <sup>2)</sup> statistics estimated by means of Maximum Likelihood Estimation (MLE) for right censored data, assuming $f_{v,net} \sim 2pLND$ <sup>3)</sup> empirical 5 %-quantile, gained from rank statistics																			

In Tab. 1.13 ist ersichtlich, dass der Variationskoeffizient in allen durchgeführten Versuchen besonders niedrig war. Unter normalen Umständen kann man von einem etwas höheren Variationskoeffizienten ausgehen, wie der in Jöbstl et al. (2008) beobachtete Wert von 11,3 %. Der Grund wird seitens Brandner et al. (2013) darin vermutet, dass durch die sorgfältige Sortierung des Ausgangsmaterials die Streuung stark reduziert wurde. Da die Studie jedoch parameterbezogen ist, gilt das Hauptaugenmerk vorhandenen Differenzen zwischen den Mittelwerten der Prüfserien; die geringe Streuung hat somit keinen Einfluss auf die Vergleichbarkeit, außer dass Testprozeduren der induktiven Statistik z.B. früher als sonst signifikante Unterschiede im Bereich der Erwartungswerte aufweisen können. Außerdem zeigt Tab. 1.13, dass die in „EN“ und „CIB“ ermittelten Schubfestigkeiten relativ gut übereinstimmen, was sich auf die Vergleichbarkeit der Spannungszustände zurückführen lässt.

Obgleich die beiden Konfigurationen vergleichbare Ergebnisse liefern, ist ersichtlich, dass die Werte nach „CIB“ konstant um etwa 5 % höher sind als jene nach „EN“. Brandner et al. (2013) zufolge liegt der Grund im Kraftfluss der Prüfkonfiguration „CIB“. Bei der Konfiguration „EN“ befinden sich die Reaktionskräfte in einer Linie, wohingegen bei der Konfiguration „CIB“ ein zusätzliches Moment im horizontalen Brett der Mittellage auftritt. Durch die Einleitung hoher Querdruckspannungen werden die schubbeanspruchten Zonen überdrückt und die Schubfestigkeiten dadurch erhöht.

Abb. 1.37 zeigt den Einfluss der unterschiedlichen Parameter auf die Ergebnisse der Schubfestigkeit. Die Variation der Parameter Brettdicke, Fugenbreite und Jahrringorientierung bewirkte signifikante Unterschiede, wohingegen die Änderung der Brettbreite keine nennenswerten Auswirkungen auf die Schubfestigkeit zeigte.

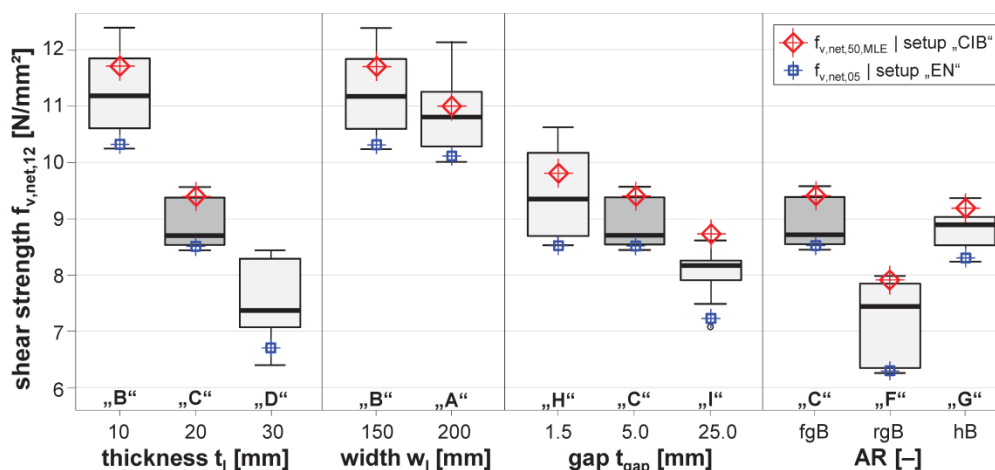


Abb. 1.37: Ergebnisse „EN“ von Hirschmann (2011): Einfluss der geprüften Parameter, aus Brandner et al. (2013)

Brettdicke: Wie in Abb. 1.37 ersichtlich nimmt die Schubfestigkeit mit zunehmender Brettdicke ab. Hirschmann (2011) und Brandner et al. (2013) zufolge gibt es dafür zwei Gründe: Erstens gibt es einen Größeneffekt, der besagt, dass die Schubfestigkeit parallel zur Faserrichtung mit zunehmender Größe der Schubfläche abnimmt (siehe auch Brandner et al., 2012). Zweitens behindert der für BSP charakteristische Sperreffekt die in Faserrichtung stattfindende Schubgleitung zwischen den Fasern und führt so zu einer Erhöhung der

Schubfestigkeit. Dieser Effekt ist in den Klebeflächen am größten und nimmt in Richtung der Lamellenmitte ab. Daher kann bei dünneren Brettlagen ein größerer Anteil der Brettbreite dafür aktiviert werden. Der positive Einfluss des Sperreffekts auf die Schubfestigkeit ist also umso größer, je dünner die Einzelschichten sind.

Brettbreite: Den Erläuterungen von Hirschmann (2011) zufolge haben weder die Brettbreite noch die Unterschiede zwischen den beiden Prüfkfigurationen einen signifikanten Einfluss auf die Schubfestigkeit. Brandner et al. (2013) merken jedoch an, dass nur die Breiten 150 und 200 mm geprüft wurden, der normal gebräuchliche Bereich jedoch von 100 bis 240 mm reicht. Ein Einfluss auf die Schubfestigkeit kann daher nicht vollständig ausgeschlossen werden. Vor allem in den Randzonen sehr breiter Bretter kann Schub in Tangential-Längsrichtung zu kleineren ertragbaren Schubfestigkeiten führen (siehe Parameter „Jahrringorientierung“).

Fugenbreite: Den Ergebnissen von Hirschmann zufolge besteht zwischen Prüfkörpern mit 1,5 bzw. 5 mm Fugenbreite kein signifikanter Unterschied hinsichtlich der Schubfestigkeit, wohl aber zwischen jenen mit 5 und 25 mm Fugenbreite. Brandner et al. (2013) halten fest, dass bei einer Zunahme der Fugenbreite grundsätzlich eine Reduktion der Schubfestigkeit zu erwarten ist, was sich einerseits auf eine Reduktion des Sperreffektes und andererseits auf eine Erhöhung der Biegespannungen in der Fuge zurückführen lässt.

Jahrringorientierung: In den Untersuchungen von Hirschmann konnte festgestellt werden, dass Riftware (Bretter mit stehenden Jahrringen) eine geringere Schubfestigkeit aufwies als Seitenware (Bretter mit liegenden Jahrringen) und dass die Jahrringlage einen signifikanten Einfluss auf die Schubfestigkeit hat. Brandner et al. (2013) erklären, dass je nach Jahrringorientierung das Schubversagen in verschiedenen Zonen des Brettes auftritt. Bei Riftware tritt der Schubbruch entlang der Jahrringgrenze im Bereich zwischen Früh- und Spätholz auf (Tangential-Längs-Richtung). Bei Seitenware erfolgt ein Scheren durch Früh- und Spätholz (in Richtung radial-längs), was – aufgrund der höheren Rohdichte und mechanischen Festigkeit des Spätholzes – höhere Widerstände bei Schubbeanspruchung zur Folge hat.

### **Brandner et al. (2013)**

Das komplexe Bruchverhalten von auf Netto-Schub beanspruchten Prüfkörpern wurde im Rahmen der Diplomarbeit von Feichter (2013) mit Hilfe einer numerischen Studie näher untersucht. Dazu wurden die Holzfasern als einzelne Träger modelliert, die über kohäsive Flächen entlang ihrer Länge in Verbindung standen. Auch die Klebefläche wurde mittels einer kohäsiven Bruchfläche modelliert. Die Ergebnisse der Studie zeigen lt. Brandner et al. (2013), dass beim Erreichen von  $F_{\max}$  die beiden Mechanismen „Netto-Schub“ und „Torsion“ gleichzeitig auftreten und sowohl das nicht-lineare Verhalten vor Erreichen von  $F_{\max}$ , als auch die Entfestigung danach beeinflussen.

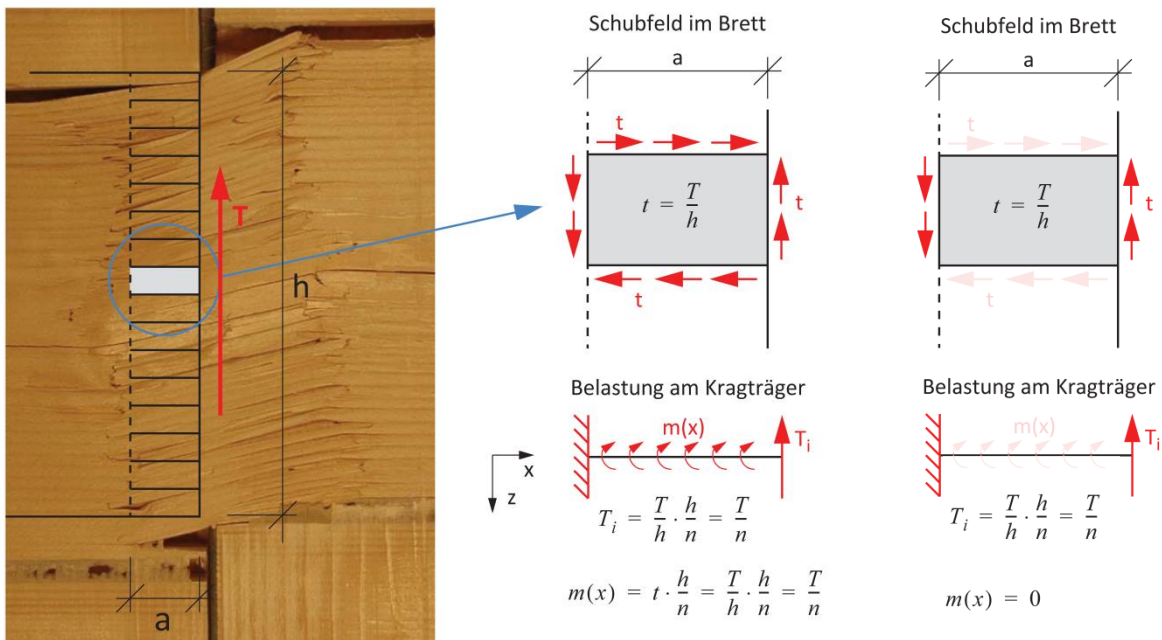


Abb. 1.38: Mechanisches Modell für Netto-Schubversagen von Brandner et al. (2013): Bruchbild Netto-Schub (links), elastischer Anfangszustand (mittig) und Zustand nach Rissbildung (rechts), aus Feichter (2013)

Der Versagensmechanismus Netto-Schub wird von Brandner et al. (2013) mit Hilfe eines einfachen mechanischen Modells aus Abb. 1.38 erklärt. Demzufolge werden die Holzfasern im elastischen Anfangszustand als einzelne nebeneinanderliegende Träger beschrieben, die an allen Seiten Schubspannungen übertragen können (siehe Abb. 1.38, mittig). Aufgrund eines lokalen Schubversagens parallel zur Faserrichtung bilden sich zwischen den idealisierten Trägern Risse, wodurch die Schubspannungen in Folge nur mehr über den Querschnitt des nunmehr als Kragarm wirkenden Trägers übertragen werden können (siehe Abb. 1.38, rechts). Des Weiteren erfordert die in Abb. 1.38 (links) sichtbare Verformung ein lokales Torsionsversagen in den Randzonen der Klebefläche. Beim Erreichen von  $F_{\max}$  findet also eine Interaktion der beiden Versagensmechanismen statt. Das Nachbruchverhalten ist von einer sukzessiven Auflösung der Schubbruchzone gekennzeichnet und zeigt eine hohe Resttragfähigkeit (etwa 40 bis 50 % von  $F_{\max}$ ), bedingt durch die Entstehung eines Systems flexibler Einzelstäbe, die auf Zug und Biegung beansprucht werden.

Brandner et al. (2013) zufolge kann unter Annahme einer Log-Normalverteilung für  $f_{v,net,05} = 5,8 \text{ N/mm}^2$  für  $t = 30 \text{ mm}$  bzw.  $5,3 \text{ N/mm}^2$  für  $t = 40 \text{ mm}$  (extrapoliert) ermittelt werden. Unklar ist, wie bereits erwähnt, ob das Ergebnis aus den an Einzelknoten durchgeführten Versuchen auch für ein ganzes BSP-Scheibenelement repräsentativ ist. Seitens Brandner et al. (2013) werden jedoch ingenieurmäßige Überlegungen angestellt, wonach die am Einzelknoten ermittelte Netto-Schubfestigkeit vorerst als repräsentativ für die Bemessung eines BSP-Scheibenelements angesehen werden kann, bis weitere Untersuchungen vorliegen. Für die zu treffenden Annahmen wird unter Verweis auf das Tragmodell BSP für Biegung eine fünf-schichtige Referenz-BSP-Scheibe mit vier mal vier Knoten betrachtet. Wird auf das Element eine gleichmäßig verteilte Schubbeanspruchung aufgebracht, ist erkennbar, dass in Dicken-



richtung zwei dreischichtige BSP-Einzelknoten parallel einem Netto-Schubbruch entgegenwirken. Weiters kann ein Netto-Schubversagen in den Querlagen nur dann auftreten, wenn alle Knoten in  $x$ -Richtung (Richtung der Deck- bzw. Längslagen) gleichzeitig versagen. Es handelt sich somit ebenfalls um eine parallele Wirkung der vier hintereinanderliegenden Knoten. Bei der betrachteten Referenz-BSP-Scheibe mit vier mal vier Knoten kann ein Versagen außerdem nur in einer von drei möglichen Fugen in  $y$ -Richtung (Richtung der Querlagen) auftreten, wobei die schwächste Fuge die Bruchlast bestimmt und daher eine serielle Wirkung vorliegt. Das Kraft-Verformungs-Diagramm ist vor Erreichen der Bruchlast von einem nicht-linearen Verhalten geprägt und zeigt nach Abfallen der Last-Verformungs-Kurve einen hohen Widerstand gegen große Deformationen bei einer Resttragfähigkeit von etwa 50 % der Bruchlast. Zumal das Material im Stande ist, die einwirkenden Lasten zwischen den zwei mal vier parallel wirkenden Knoten umzulagern, kann darauf geschlossen werden, dass die Schubfestigkeit innerhalb eines BSP-Scheibenelements sehr ähnlich der Schubfestigkeit eines BSP-Einzelknotens sein wird. Durch die parallele Wirkung der Knoten kann von einer bedeutenden Reduktion der Streuung von  $f_{v,net}$  ausgegangen werden, was zum einen den Einfluss der seriellen Wirkung zwischen den drei Scherfugen reduziert und zum anderen die charakteristische Festigkeit  $f_{v,net,k}$  noch erhöhen könnte.

Mit dieser Begründung wird auch für normal gebräuchliche BSP-Scheibenelemente die am Einzelknoten ermittelte Festigkeit  $f_{v,net,k} = 5,5 \text{ N/mm}^2$  bzw.  $f_{v,net,mean} = 8,2 \text{ N/mm}^2$  als ausreichend zuverlässig betrachtet, bis weitere Untersuchungsergebnisse vorliegen.

### 1.3.4 Prüfverfahren nach Kreuzinger und Sieder (2013)

Kreuzinger und Sieder vertreten die Ansicht, dass Schub- und Torsionsversuche an Einzelknoten, wie sie in der Vergangenheit vielfach durchgeführt wurden, keinen repräsentativen Schubfestigkeitswert für großformatige Scheibenelemente liefern. Daher wird von ihnen ein neues Prüfverfahren zur Bewertung der Schubfestigkeit von BSP-Elementen vorgestellt. Die Prüfkfiguration ist in Abb. 1.39 (links) ersichtlich und besteht aus einem stützenförmigen Prüfkörper, dessen Längs- und Querlagen um jeweils  $45^\circ$  zur vertikalen Bauteilachse  $y$  gedreht sind. Die Bezeichnungen  $x$  bzw.  $y$  beschreiben das globale,  $x_M$  und  $y_M$  das lokale Koordinatensystem. Dabei steht  $x_M$  für die Faserlängsrichtung der Längslagen (Decklagen) und  $y_M$  für die Faserlängsrichtung der Querlagen. Abb. 1.39 (rechts) zeigt die Schubverformung des Bauteils zufolge einer Druckbeanspruchung in globaler  $y$ -Richtung.

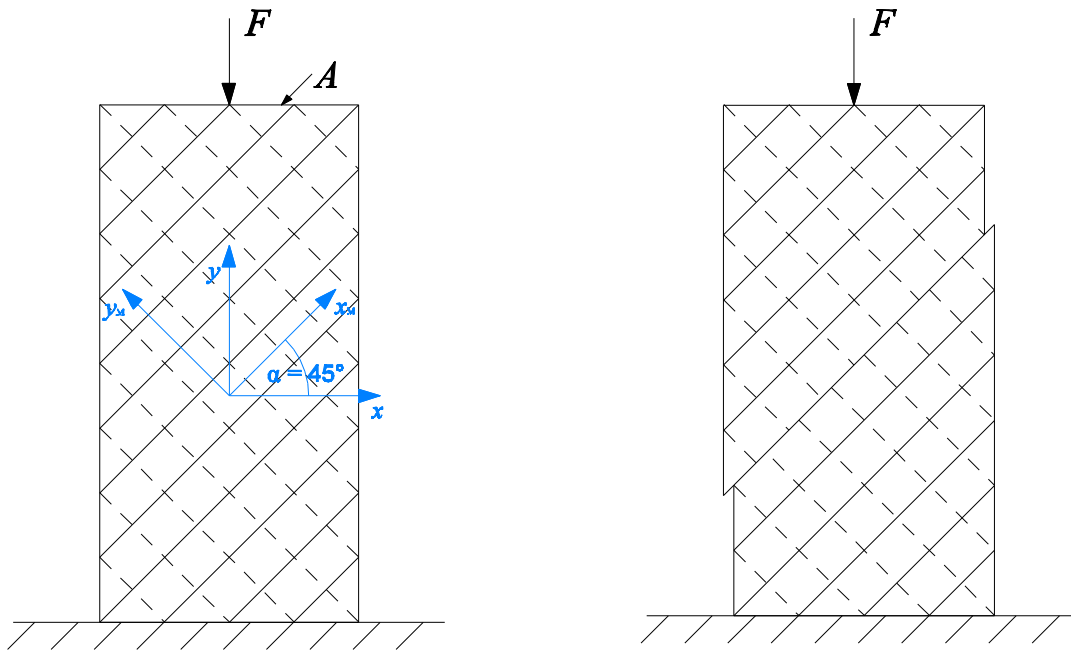


Abb. 1.39: Systemskizze des Prüfverfahrens, aus Kreuzinger und Sieder, 2013 (links) und Verformungsfigur des Prüfkörpers (rechts)

Die Spannungen im globalen bzw. lokalen Koordinatensystem sind in Abb. 1.40 dargestellt.

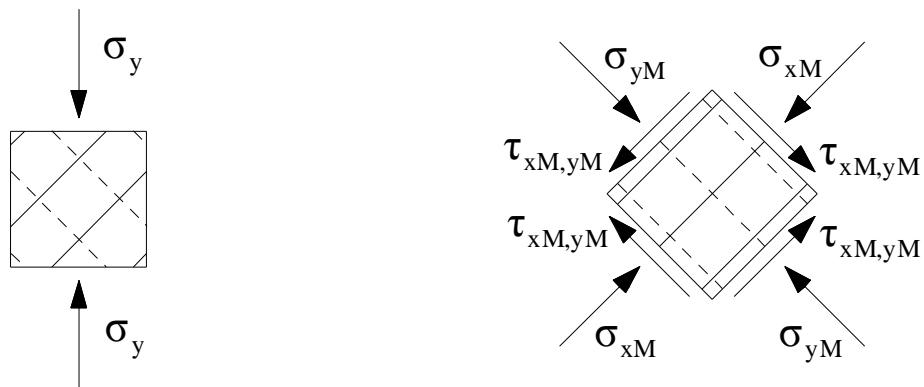


Abb. 1.40: Spannungen im globalen Koordinatensystem  $x$ - $y$  (links) und im lokalen Koordinatensystem  $x_M$ - $y_M$  (rechts), aus Kreuzinger und Sieder (2013)

Die Hauptspannungen im globalen Koordinatensystem  $x$ - $y$  ergeben sich nach Gl. 1.35, Gl. 1.36 und Gl. 1.37 zu

$$\sigma_x = 0, \quad \text{Gl. 1.35}$$

$$\sigma_y = \frac{F}{A} = \frac{F}{b \cdot t_{\text{clt}}} \quad \text{Gl. 1.36}$$



und

$$\tau_{x,y} = 0 \quad \text{Gl. 1.37}$$

mit

$\sigma_x$	...	Normalspannung in globaler x-Richtung;
$\sigma_y$	...	Normalspannung in globaler y-Richtung;
$\tau_{x,y}$	...	Schubspannung im globalen Koordinatensystem;
$F$	...	globale Druckbelastung;
$A$	...	Querschnittsfläche des Prüfkörpers;
$b$	...	Breite des Prüfkörpers;
$t_{\text{clt}}$	...	Gesamtdicke des Prüfkörpers.

Die Spannungen im lokalen Koordinatensystem  $x_M$ - $y_M$  berechnen sich nach Gl. 1.38 zu

$$\sigma_{x_M} = \sigma_{y_M} = \tau_{x_M,y_M} = \frac{\sigma_y}{2} = \frac{F}{2 \cdot A} = \frac{F}{2 \cdot b \cdot t_{\text{clt}}} \quad \text{Gl. 1.38}$$

mit

$\sigma_{x_M}$	...	Normalspannung in $x_M$ -Richtung;
$\sigma_{y_M}$	...	Normalspannung in $y_M$ -Richtung;
$\tau_{x_M,y_M}$	...	Schubspannungen im lokalen Koordinatensystem.

Aufgrund der bekannten Interaktion zwischen Schubspannungen und Normalspannungen rechtwinklig zur Faserrichtung empfehlen Kreuzinger und Sieder, diese nicht unberücksichtigt zu lassen. Den Untersuchungen von Spengler (1982) zufolge erhöht sich der ertragbare Schubwiderstand durch das Vorhandensein von Querdruckspannungen, während er bei einer Interaktion mit Querdzugspannungen abnimmt.

Für die Berücksichtigung des Querdruckeinflusses werden von Kreuzinger und Sieder die Querdruckspannungen in den Längslagen, also in jenen Brettlagen, die in die lokale  $x_M$ -Richtung verlaufen, ermittelt (siehe Gl. 1.41). Dafür wird in einem ersten Schritt ein „verschmierter“ E-Modul  $E_{y_M}$  in  $y_M$ -Richtung berechnet (siehe Gl. 1.39).

$$(d_0 + d_{90}) \cdot E_{y_M} = d_0 \cdot E_0 + d_{90} \cdot E_{90} \rightarrow E_{y_M} = \frac{d_0 \cdot E_0 + d_{90} \cdot E_{90}}{d_0 + d_{90}} \quad \text{Gl. 1.39}$$

mit

$d_0$	...	Summe der Dicke der Querlagen (Lagen in $y_M$ -Richtung);
$d_{90}$	...	Summe der Dicke der Längslagen (Lagen in $x_M$ -Richtung);
$E_0$	...	E-Modul parallel zur Faserrichtung;
$E_{90}$	...	E-Modul rechtwinklig zur Faserrichtung;
$E_{y_M}$	...	E-Modul in $y_M$ -Richtung.

Gl. 1.40 besagt, dass die Dehnungen im Querschnitt in jeder Lage gleich groß sein müssen.

$$\varepsilon_0 = \varepsilon_{90} = \varepsilon_{y_M} \quad \text{Gl. 1.40}$$

mit

- $\varepsilon_0$  ... Dehnung der in  $y_M$ -Richtung verlaufenden Brettlagen in ihrer Faserrichtung;
- $\varepsilon_{90}$  ... Dehnung der in  $x_M$ -Richtung verlaufenden Brettlagen rechtwinklig zu ihrer Faserrichtung;
- $\varepsilon_{y_M}$  ... Dehnung in  $y_M$ -Richtung.

Nach dem Hooke'schen Gesetz ( $\sigma = E \cdot \varepsilon$ ) und unter Berücksichtigung von Gl. 1.40 gilt für die Querdruckspannung in den Längslagen

$$\sigma_{90} = E_{90} \cdot \varepsilon_{90} = E_{90} \cdot \varepsilon_{y_M} \quad \text{Gl. 1.41}$$

mit

- $\sigma_{90}$  ... Querdruckspannungen in den in  $x_M$ -Richtung verlaufenden Brettlagen (Längslagen).

Durch Umformen des Hooke'schen Gesetzes gilt für die Dehnung in  $y_M$ -Richtung

$$\sigma_{y_M} = E_{y_M} \cdot \varepsilon_{y_M} \rightarrow \varepsilon_{y_M} = \frac{\sigma_{y_M}}{E_{y_M}} \quad \text{Gl. 1.42}$$

und durch Einsetzen von Gl. 1.42 in Gl. 1.41 kann die Querdruckspannung nach Gl. 1.43 ermittelt werden, wobei gilt:  $\sigma_{y_M} = \tau_{x_M, y_M}$  (aus Gl. 1.38).

$$\sigma_{90} = \sigma_{y_M} \cdot \frac{E_{90}}{E_{y_M}} = \tau_{x_M, y_M} \cdot \frac{E_{90}}{E_{y_M}} \quad \text{Gl. 1.43}$$

Der Einfluss der Querdruckspannungen auf die Schubfestigkeit wird von Kreuzinger und Sieder (2013) in Anlehnung an Spengler (1982) mit folgender Näherung berücksichtigt:

$$\tau(\sigma_{90}) = \tau_0 + 1 \cdot \sigma_{90} \rightarrow \tau_{x_M, y_M} = f_{v, \text{gross}} + \tau_{x_M, y_M} \cdot \frac{E_{90}}{E_{y_M}} \quad \text{Gl. 1.44}$$

mit

- $\tau(\sigma_{90})$  ... erhöhte Schubspannungen bei gleichzeitigem Wirken von Querdruckspannungen;  $\tau(\sigma_{90}) = \tau_{x_M, y_M}$ ;
- $\tau_0$  ... Schubspannungen ohne gleichzeitiges Wirken von Querdruckspannungen;  $\tau_0 = f_{v, \text{gross}}$
- $f_{v, \text{gross}}$  ... Brutto-Schubfestigkeit.

Durch Umformen der Gl. 1.44 ergibt sich für die Brutto-Schubfestigkeit

$$f_{v, \text{gross}} = \tau_{x_M, y_M} \cdot \left( 1 - \frac{E_{90}}{E_{y_M}} \right) \quad \text{Gl. 1.45}$$

Weiters geben Kreuzinger und Sieder (2013) einen möglichen Weg zur Ermittlung des Schubmoduls an. Das Hooke'sche Gesetz aus Gl. 1.46

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \rightarrow \begin{bmatrix} \sigma_{xM} \\ \sigma_{yM} \\ \tau_{xM,yM} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E_{xM} & 0 & 0 \\ 0 & E_{yM} & 0 \\ 0 & 0 & G_{xM,yM} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_{xM} \\ \varepsilon_{yM} \\ \gamma_{xM,yM} \end{bmatrix} \quad \text{Gl. 1.46}$$

mit

$\sigma$	...	Spannungsvektor;
$\sigma_{xM}$	...	Normalspannung in $x_M$ -Richtung;
$\sigma_{yM}$	...	Normalspannung in $y_M$ -Richtung;
$\tau_{xM,yM}$	...	Schubspannung im Koordinatensystem $x_M$ - $y_M$ ;
$E$	...	Steifigkeitsmatrix;
$E_{xM}$	...	E-Modul in $x_M$ -Richtung;
$E_{yM}$	...	E-Modul in $y_M$ -Richtung;
$G_{xM,yM}$	...	Schubmodul im Koordinatensystem $x_M$ - $y_M$ ;
$\varepsilon$	...	Verzerrungsvektor;
$\varepsilon_{xM}$	...	Verzerrung in $x_M$ -Richtung;
$\varepsilon_{yM}$	...	Verzerrung in $y_M$ -Richtung;
$\gamma_{xM,yM}$	...	Schubverzerrung im Koordinatensystem $x_M$ - $y_M$ ;

lässt sich umformen zu

$$\varepsilon = S \cdot \sigma \rightarrow \begin{bmatrix} \varepsilon_{xM} \\ \varepsilon_{yM} \\ \gamma_{xM,yM} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_{xM}} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{E_{yM}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{xM,yM}} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_{xM} \\ \sigma_{yM} \\ \tau_{xM,yM} \end{bmatrix} \quad \text{Gl. 1.47}$$

mit

$S$	...	Nachgiebigkeitsmatrix, wobei gilt $S = E^{-1}$ .
-----	-----	--------------------------------------------------

Durch die Transformation der Nachgiebigkeitsmatrix um  $45^\circ$  kann das Koordinatensystem  $x_M$ - $y_M$  auf ein Koordinatensystem  $x$ - $y$  gedreht werden.

$$S_{x,y} = \begin{bmatrix} \left( \frac{0,25}{E_{xM}} + \frac{0,25}{E_{yM}} + \frac{0,25}{G_{xM,yM}} \right) & \left( \frac{0,25}{E_{xM}} + \frac{0,25}{E_{yM}} - \frac{0,25}{G_{xM,yM}} \right) & \left( \frac{0,5}{E_{xM}} - \frac{0,5}{E_{yM}} \right) \\ 0 & \left( \frac{0,25}{E_{xM}} + \frac{0,25}{E_{yM}} + \frac{0,25}{G_{xM,yM}} \right) & \left( \frac{0,5}{E_{xM}} - \frac{0,5}{E_{yM}} \right) \\ 0 & 0 & \left( \frac{1}{E_{xM}} + \frac{1}{E_{yM}} \right) \end{bmatrix} \quad \text{Gl. 1.48}$$

Betrachtet man nur den globalen Spannungszustand  $\sigma_y$  erhält man

$$\sigma_y = E_y \cdot \varepsilon_y \rightarrow \varepsilon_y = \frac{1}{E_y} \cdot \sigma_y \quad \text{Gl. 1.49}$$

wobei gilt

$$S_y = \frac{1}{E_y} \quad \text{Gl. 1.50}$$

Durch Gleichsetzen der Nachgiebigkeiten in y-Richtung ergibt sich

$$\frac{1}{E_y} = 0,25 \cdot \left( \frac{1}{E_{xM}} + \frac{1}{E_{yM}} + \frac{1}{G_{xM,yM}} \right) \quad \text{Gl. 1.51}$$

mit

$E_y$  ... E-Modul in globaler y-Richtung, ermittelt aus Versuchen.

Der Schubmodul ergibt sich zu

$$G_{xM,yM} = \frac{1}{\frac{4}{E_y} - \frac{1}{E_{xM}} - \frac{1}{E_{yM}}} \quad \text{Gl. 1.52}$$

Kreuzinger und Sieder (2013) berichten in ihrer Arbeit weiters von bereits durchgeführten Bauteilversuchen mit der beschriebenen Prüfkfiguration, bei denen das gewünschte Schubversagen erreicht werden konnte. Die Ergebnisse aus den Versuchen wurden mit jenen der vorgestellten theoretischen Berechnungen verglichen und stimmten offenbar sehr gut miteinander überein. Die Daten wurden jedoch nicht veröffentlicht.

### **Dröscher und Brandner (2013)**

Bei den Untersuchungen von Dröscher und Brandner (2013) ging es darum, die von Kreuzinger und Sieder (2013) vorgestellte Prüfkfiguration zu testen, die Scheibenschubfestigkeitswerte von Brettsperrholz abzuschätzen und mit Werten aus bereits vorliegenden Untersuchungen zu vergleichen.

Es wurden drei Versuche mit dem Querschnittsaufbau 20/30/20/30/20 durchgeführt. Die Ausgangsware entsprach der Festigkeitsklasse C24, die Holzfeuchte stellte sich mit etwa 12 % ein. Die Höhe des Prüfkörpers betrug 1200 und die Breite 600 mm. Es wurden keine Fugen zwischen den Brettern einer Lage vorgesehen.

In Abb. 1.41 sind die Arbeitslinien der drei Versuche dargestellt. Es ist erkennbar, dass sich die beiden Versuche 2 und 3 sehr ähnlich verhalten. Neben der Steifigkeit ist auch die Bruchlast der beiden Prüfungen annähernd gleich. Für Versuch 1 ist anzumerken, dass bereits eine relevante Vorschädigung im Bauteil eingetreten sein könnte, da vor dem eigentlichen

Versuch bereits eine Belastung auf nahezu 600 kN erfolgt ist. Die geringere Steifigkeit und auch das geringere Lastniveau zum Bruchzeitpunkt könnten darauf zurückzuführen sein.

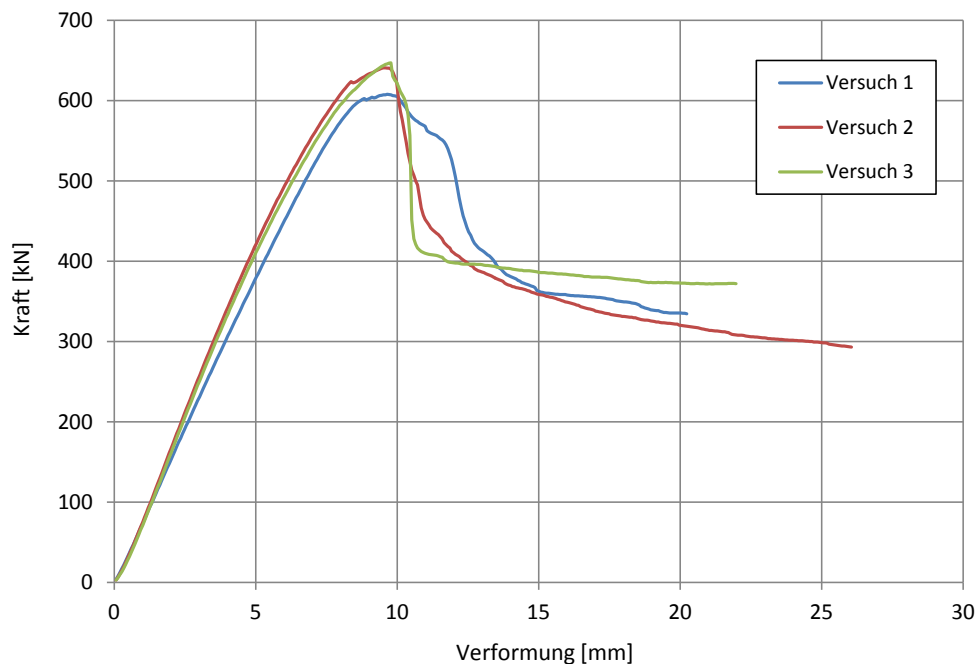


Abb. 1.41: Arbeitslinien der 3 Versuche, aus Dröscher und Brandner (2013)

Für den Prüfkörper aus Versuch 2 konnte ein Netto-Schubversagen der Querlagen beobachtet werden (siehe Abb. 1.42, links), während die Versuche 1 und 3 ein Netto-Schubversagen der Längslagen zeigten. Beim Versuch 3 konnte außerdem ein für Netto-Schubversagen charakteristisches Bruchbild in der Mittellage beobachtet werden (siehe Abb. 1.42, rechts).

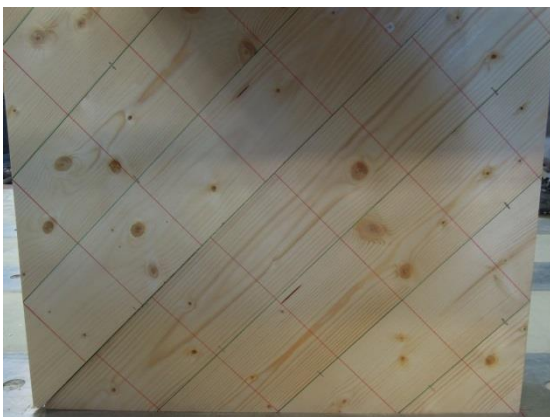


Abb. 1.42: Netto-Schubbruch der Querlagen des Prüfkörpers 2 (links) und Netto-Schubbruch der Mittellage des Prüfkörpers 3 (rechts), aus Dröscher und Brandner (2013)

Die Ergebnisse aus den Untersuchungen von Dröscher und Brandner (2013) sind in Tab. 1.14 zusammengefasst.

Tab. 1.14: Ergebnisse für die Schubfestigkeit aus Dröscher und Brandner (2013)

	Einheit	Versuch 1	Versuch 2	Versuch 3	Alle
Ort des Netto-Schubversagens		Längslagen	Querlagen	Längslagen	
Bruchlast $F_{\max}$	kN	607,9	640,8	647,1	631,9
Verformung $s(F_{\max})$	mm	9,7	9,5	9,8	9,7
Verformungsmodul $K_{\text{ser}}$	N/mm	78.700	91.200	90.000	86.600
Schubspannungen $\tau_{xM,yM}$	N/mm <sup>2</sup>	4,22	4,45	4,49	4,39
Brutto-Schubfestigkeit $f_{v,\text{gros}}$	N/mm <sup>2</sup>	3,95	4,16	4,20	4,10
Netto-Schubfestigkeit $f_{v,\text{net}}$	N/mm <sup>2</sup>	7,89	8,32	8,40	8,20

Hier ist anzumerken, dass die Ermittlung der Spannungen nach dem Auswerteverfahren von Kreuzinger und Sieder (2013) durchgeführt wurde. Es wurde also zuerst unter Berücksichtigung des Querdruckeinflusses in den Längslagen der maßgebenden Scherfuge die Brutto-Schubfestigkeit  $f_{v,\text{gros}}$  ermittelt, welche anschließend über die Querschnittsfläche auf eine Netto-Schubfestigkeit  $f_{v,\text{net}}$  umgerechnet wurde.

Des Weiteren ist zu beachten, dass die Netto-Schubfestigkeiten in den Versuchen 1 und 3 auf die Längslagen mit 20 mm Brettstärke, und im Versuch 2 auf die Querlagen mit 30 mm Brettstärke bezogen ist. Aufgrund der Ergebnisse von Hirschmann (2011) wären für Brettlagen mit  $t = 20$  mm höhere Festigkeiten zu erwarten als für jene mit  $t = 30$  mm. Zumal die dünneren Lagen jedoch die Mittel- und Außenlagen darstellen, kann sich die erhöhte Festigkeit nicht ausbilden. Eine mögliche Begründung könnte sein, dass der festigkeitserhöhende Sperrereffekt im Falle der Außenlagen nur einseitig wirken kann.

Der Wert  $f_{v,\text{net,mean}}$  mit 8,20 N/mm<sup>2</sup>, der bei den drei Versuchen beobachtet werden konnte, stimmt mit dem von Brandner et al. (2013) vorgeschlagenen Wert von  $f_{v,\text{net,mean}} = 8,20$  N/mm<sup>2</sup> exakt überein.

### 1.3.5 Fazit zur Literaturstudie

Wie die Analyse der einschlägigen Literatur zeigt, liegen bereits zahlreiche Ergebnisse aus verschiedensten prüftechnischen Untersuchungen vor. In Abb. 1.43 sind die relevanten Werte zusammengefasst. Die mit Zahlen gekennzeichneten Kreuze markieren Netto-Schubfestigkeiten aus Versuchen, in denen Netto-Schubversagen beobachtet werden konnte. Die Vierecke markieren die Netto-Schubspannung zum Bruchzeitpunkt aus Prüfungen, die kein Netto-Schubversagen zur Folge hatten.

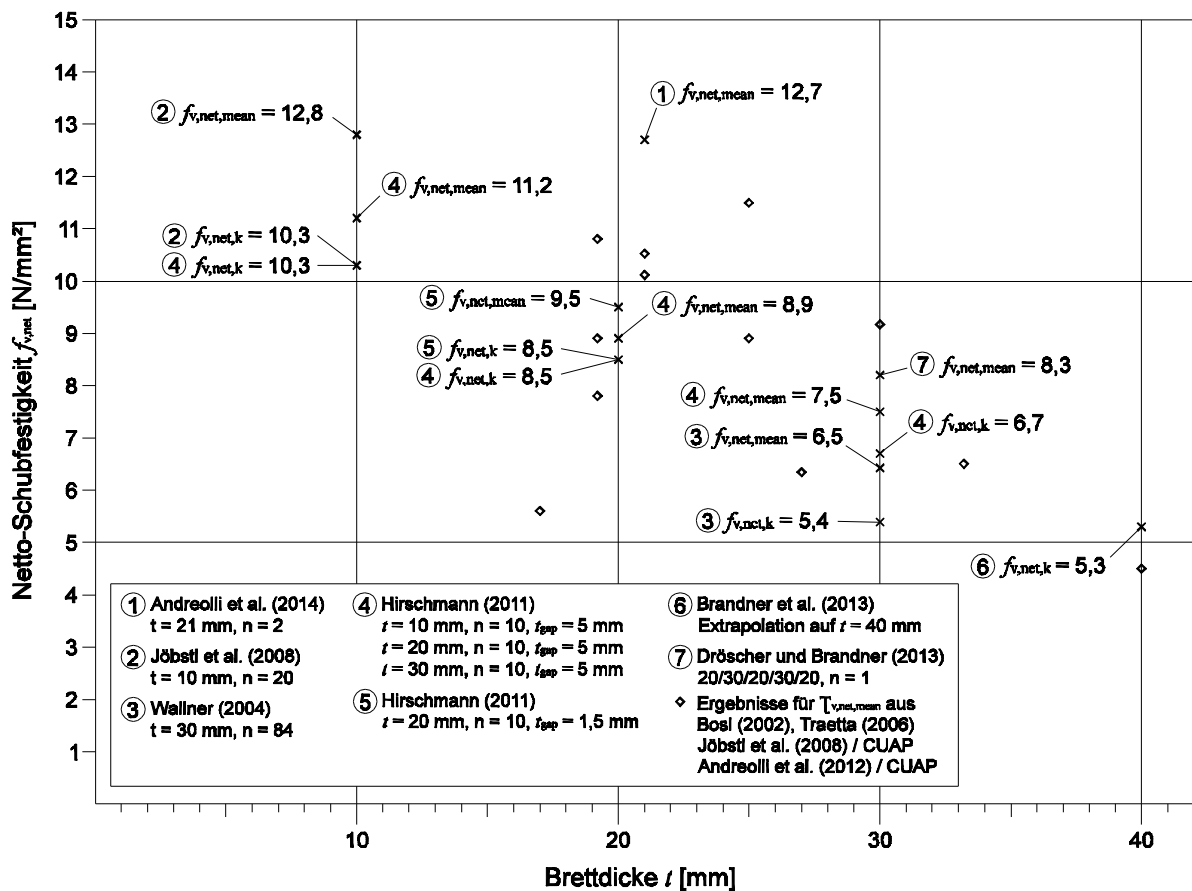


Abb. 1.43: Zusammenfassende Darstellung der Ergebnisse der bisher durchgeführten Untersuchungen zur Netto-Schubfestigkeit  $f_{v,net}$  in Abhängigkeit der Brettstärke  $t$

Vor allem die Versuche an Einzelknoten lieferten zufriedenstellende Ergebnisse, da ein eindeutiges Schubversagen erzielt werden konnte. Aufgrund der Tatsache, dass Versuche an Einzelknoten nur das getrennte Betrachten einzelner Versagensmechanismen erlauben und die Wirkung des Systems BSP in solchen Prüfkfigurationen nicht erfasst werden kann, stellt sich jedoch die Frage, ob die gewonnenen Festigkeitswerte nicht nur für Einzelknoten sondern auch für großformatige Scheibenelemente aus BSP Gültigkeit besitzen.

Den Erklärungen von Brandner et al. (2013) zufolge sind zwar nur geringfügige Unterschiede zu erwarten, ob die Schubkenngößen von BSP-Scheibenelementen tatsächlich auf demselben Niveau liegen, wie jene durch Prüfungen an Einzelknoten ermittelte, kann jedoch nur durch weitere Untersuchungen geklärt werden.

Zumal bereits einzelne erfolgreiche Prüfungen mit der von Kreuzinger und Sieder (2013) vorgestellten Prüfkfiguration durchgeführt werden konnten, wird diese im Rahmen der vorliegenden Masterarbeit für die Durchführung einer umfangreichen Parameterstudie verwendet.





## 2 MATERIAL UND METHODEN

### 2.1 Ausgangsmaterial

#### 2.1.1 Holz

Als Ausgangsmaterial für die Prüfkörper wurde visuell sortiertes Fichtenholz der Sortierklasse S10 entsprechend DIN 4074-1:2012 verwendet. Des Weiteren entsprachen die Bretter der Festigkeitsklasse C24 nach EN 338:2009.

Ein Großteil der verwendeten Prüfkörper (Serien B, D, E, F, G, I und J) konnte fertig abgebunden von der Firma Hasslacher Norica Timber bezogen werden. Zwei Serien (A und C) wurden aufgrund ihres speziellen Aufbaus selbst hergestellt. Um sicherzustellen, dass alle Serien dieselben Eigenschaften aufweisen, wurde auch das Ausgangsmaterial für die Serien A und C von der Firma Hasslacher Norica Timber geliefert. Die Bretter wiesen eine Länge von 4 m und Querschnittsabmessungen von 160 x 34 mm auf.

Zwei Serien mussten aufgrund von Falschlieferungen nachgeliefert werden, Serie E wurde eine Woche, Serie D ca. zwei Wochen nach Prüfbeginn geliefert.

Das Ausgangsmaterial für die BSP-Elemente setzte sich einerseits aus 34 mm-Lamellen und andererseits aus 46 mm-Lamellen zusammen, welche jeweils von unterschiedlichen Lieferanten stammten. Die Lamellen mit 20 mm Dicke wurden durch Spalten der 46er Bretter erzeugt. Das Spalten hat zwar einen Verlust der Sortierqualität zur Folge, jedoch wurden die Lamellen bereits als Spaltware, also strenger als gewöhnliche Brettware, sortiert.

Durch die unterschiedlichen Liefertermine der Prüfkörper kann nicht ausgeschlossen werden, dass sich das verwendete Grundmaterial der einzelnen Serien unterscheidet.

##### 2.1.1.1 Bestimmung der Holzfeuchte

Zumal der Feuchtegehalt des Holzes einen beträchtlichen Einfluss auf dessen mechanische Eigenschaften hat, ist es notwendig, Abweichungen von der Referenzholzfeuchte von 12 % so gering wie möglich zu halten. Darum wurden die Prüfkörper in Absprache mit dem Hersteller bereits mit der gewünschten Holzfeuchte von etwa 12 % geliefert und anschließend in einer Klimakammer bei einer Temperatur von 20 °C und einer relativen Luftfeuchtigkeit von 65 % gelagert. Dieses Klima entspricht den in der EN 384:2010 angegebenen Referenzbedingungen. Nach der Prüfung wird der Feuchtegehalt jedes Prüfkörpers erfasst.

Die Bestimmung der Holzfeuchte wird entsprechend den Angaben in der EN 13183-1:2004 durchgeführt und erfolgt nach Gl. 2.1.

$$\omega = \frac{m_1 - m_0}{m_0} \cdot 100 \quad \text{Gl. 2.1}$$

mit

$\omega$	...	Holzfeuchte [%];
$m_1$	...	Masse des Prüfkörpers vor dem Trocknen [g];
$m_0$	...	Masse des Prüfkörpers im darrtrockenen Zustand [g].

### 2.1.1.2 Korrekturfaktoren

Aufgrund der Tatsache, dass die Holzfeuchte der Prüfkörper meist nicht exakt bei 12 % lag, mussten die gemessenen Kenngrößen auf die Referenzholzfeuchte umgerechnet werden. Bei hohem Feuchtegehalt des Holzes verringern sich die mechanischen Eigenschaften, während sie sich bei geringerer Holzfeuchte erhöhen. Die Festigkeits- und Steifigkeitskennwerte eines Prüfkörpers mit einer Holzfeuchte größer 12 % müssen also nachträglich nach unten korrigiert werden, während bei einer Holzfeuchte kleiner 12 % die Werte erhöht werden müssen. Die Korrekturwerte wurden in Anlehnung an die EN 384:2010 und an Neuhaus (1981) gewählt. Die genannte Norm liefert keine konkreten Angaben zur Korrektur von Schubfestigkeits- und -steifigkeitskenngrößen, jedoch zu Biege-, Zug- und Druckfestigkeit sowie zum E-Modul. Die Korrektur der Schubfestigkeit wurde mit 3 % je Prozentpunkt Holzfeuchteunterschied durchgeführt.

Neuhaus (1981) beschäftigte sich mit den Elastizitätszahlen von Fichtenholz in Abhängigkeit von der Holzfeuchtigkeit. In seiner Arbeit wird für das Holz ein Koordinatensystem definiert, in welchem  $y$  die Längs-,  $x$  die tangentielle und  $z$  die radiale Richtung darstellen. Die Werte für den relevanten Steifigkeitsparameter  $\gamma_{xy}$  (längs-radial, von Neuhaus auch mit „S66“ bezeichnet) wurden aus einem Diagramm abgelesen und ergaben sich zu 2,6 bis 2,9 %. Dieser Wert wurde jedoch als etwas zu hoch angesehen und, auch im Hinblick auf den in der EN 384:2010 definierten Korrekturwert für den E-Modul von 1 %, auf 2 % herabgesetzt.

Die Korrektur der Rohdichte erfolgte nach EN 384:2010 mit 0,5 % je Prozentpunkt Unterschied und zwar wurde die Rohdichte erhöht, wenn die Holzfeuchte bei der Prüfung unter 12 % lag und verringert, wenn sie mehr als 12 % betrug.

### 2.1.1.3 Rohdichte

Die Rohdichte ist abhängig vom Früh- und Spätholzanteil des Holzes. Beim Frühholz, das im Wesentlichen für den Wasser- und Nährstofftransport zuständig ist, beträgt die Rohdichte bei der hier untersuchten Fichte (*Picea abies*) etwa 300 kg/m<sup>3</sup>, während das Spätholz, welches vorwiegend die Aufgabe der Festigung übernimmt, eine weitaus höhere Rohdichte von etwa 1000 kg/m<sup>3</sup> aufweist (siehe Schickhofer, 2006, Holzbau – Der Roh- und Werkstoff Holz, Seite A.5/15).

Brandner et al. (2012) zufolge sind je nach Jahrringorientierung und Brettgeometrie der verwendeten Ausgangsware Unterschiede im Schubbruchverhalten zu erwarten. So tritt, wie in Abb. 2.1 zu sehen ist, ein Schubbruch bei Brettern mit stehenden Jahrringen (Riftware) in Tangential-Längsrichtung (TL) des Holzes ein und verläuft entlang einer Jahrringgrenze in der Übergangszone zwischen Früh- und Spätholz. Bei Brettern mit liegenden Jahrringen (Seitenware) verläuft der Bruch in Radial-Längsrichtung (RL) des Holzes und daher direkt durch die einzelnen Früh- und Spätholzzonen. Wird also Seitenware mit einem hohen Spät-

holzanteil und damit einer hohen Rohdichte verwendet, ist von einer höheren Schubfestigkeit auszugehen als bei Riftware (Versagen alleinig bzw. voviegend in der Frühholzzone).

Weiters ist aus Abb. 2.1 zu erkennen, dass der Unterschied zwischen Rift- und Seitenware nur bei vergleichsweise schmalen und dicken Brettern besonders ausgeprägt ist. Je breiter und dünner die einzelnen Bretter sind, desto höher ist die Wahrscheinlichkeit, dass auch in den Randzonen der Seitenware ein Schubbruch entlang einer Jahringgrenze eintritt.

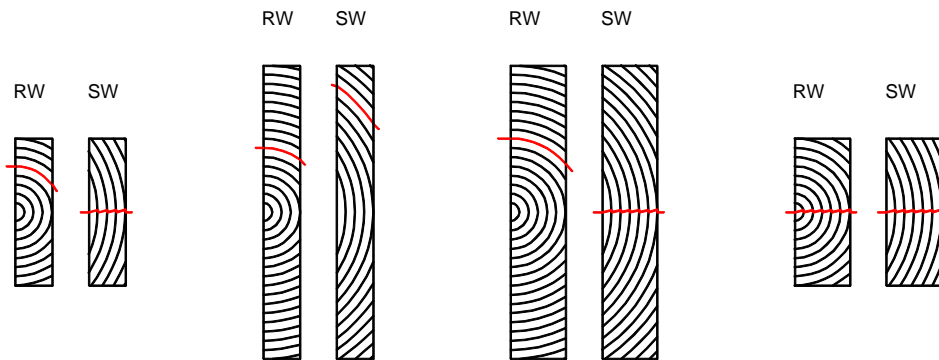


Abb. 2.1: Schubbrüche in Abhängigkeit von der Jahringorientierung und der Brettgeometrie, in Anlehnung an Brandner et al. (2012)

Ein Einfluss der Rohdichte auf die Schubfestigkeit ist also nur dann zu erwarten, wenn Seitenware zum Einsatz kommt. Da für die Herstellung von Brettsperholz, wie eingangs erwähnt, vor allem Seitenware verwendet wird, dürfen bei der Rohdichte keine gravierenden Unterschiede zwischen den einzelnen Prüfkörpern und Prüfserien auftreten. Andernfalls ist eine Korrektur vorzunehmen.

### 2.1.2 Klebstoff

Zumal die Verklebung der Prüfkörper der Firma Hasslacher Norica Timber mit Melaminharzklebstoffen erfolgte, wurde auch für die selbst hergestellten Prüfkörper ein Melaminharzkleber verwendet.

Für die Verklebung der Schmalseiten und Flächen der Prüfkörper wurde der flüssige Melaminharzkleber Prefere 4546 gemeinsam mit dem flüssigen Härter Prefere 5021 der Firma Dynea verwendet. Harz und Härter wurden im Untermischverfahren im Verhältnis 100:30 miteinander vermengt und wiesen im vermischten Zustand eine Gebrauchsdauer von ca. 25 Minuten auf.

## 2.2 Geräte

### 2.2.1 Furnierpresse

Die Flächenpressung der selbst hergestellten BSP-Scheibenelemente wurde mit einer Furnierpresse der Marke „Langzauner“ durchgeführt. Die Presse besitzt zehn Hydraulikzylinder und kann eine maximale Druckkraft von 1,6 MN aufbringen. Für die Verpressung der Prüf-

körper wurden sechs Hydraulikzylinder eingeschaltet und ein Pressdruck von  $0,4 \text{ N/mm}^2$  aufgebracht. Die Gesamtfläche der Presse beträgt  $3,0 \times 1,3 \text{ m}^2$ .

### 2.2.2 Prüfmaschine

Für die Prüfdurchführung wurde ein servohydraulisch geregelter Prüfzylinder der Marke „Form+Test“ verwendet. Das 4 MN-Vier-Säulenprüfgerüst des Labors für Konstruktiven Ingenieurbau (LKI) kann eine Höchstlast von 4 MN aufbringen, wobei die Messung über eine Kraftmessdose erfolgt. Die statische Lastaufbringung erfolgt weggesteuert.

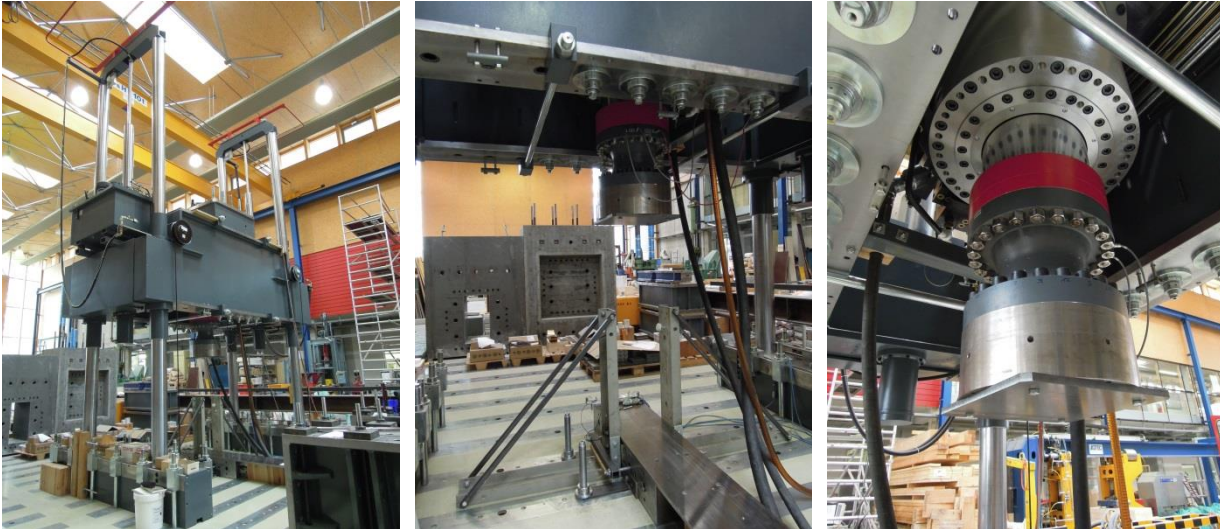


Abb. 2.2: 4 MN-Vier-Säulenprüfgerüst des LKI (Labor für Konstruktiven Ingenieurbau)

Aus Abb. 2.2 (rechts) ist zu sehen, dass die Lasteinleitungsplatte mit einem Durchmesser von 540 mm und einer Dicke von 200 mm ausreichend Steifigkeit für eine gleichmäßige Lastverteilung über den Prüfkörperquerschnitt (Breite: 500 mm, Dicke: 90 bis 200 mm) besitzt. Unter der Lasteinleitungsplatte sowie über dem Auflagerblock befinden sich jeweils Zwischenplatten, um Aussparungen zu überbrücken und eine vollflächige Lasteinleitung zu gewährleisten.

### 2.2.3 Dehnungsaufnehmer

Für die Messung der Verformungen wurden sechs Dehnungsaufnehmer der Marke HBM mit der Typenbezeichnung „DD1“ verwendet. Diese wurden mit einer Messbasis von 400 mm bzw. 410 mm eingesetzt. Die Verformungsmessung erfolgt durch das Auslenken einer sogenannten Tastzunge, wobei die auftretenden Verformungen von Dehnungsmessstreifen in ein elektrisches Signal umgewandelt werden. Die maximale Auslenkung beträgt etwa 2,5 bis 3 mm; durch das Anordnen von Anschlägen wird das Gerät vor mechanischer Überlastung geschützt.

## 2.3 Prüfkonfiguration

Die Prüfungen zur Bestimmung der Schubfestigkeit und -steifigkeit wurden mit dem Prüfverfahren nach Kreuzinger und Sieder (2013) durchgeführt. Die Konfiguration besteht aus einem stützenförmigen Querschnitt, dessen Abmessungen in Absprache mit der TU München und unter Berücksichtigung der Ergebnisse des Forschungsberichts von Silly (2014) gewählt wurden.

Darin wird die von Dröscher und Brandner (2013) verwendete Prüfkonfiguration mit den Abmessungen 1200 x 600 mm<sup>2</sup> (Höhe x Breite) mithilfe einer FE-Studie analysiert. Es wurde unter anderem der Frage nachgegangen, wie sich der Verlauf der Normal- und Schubspannungen im Bauteil einstellt, und wie weit sie aufgrund von Reibungseinflüssen und den daraus resultierenden Verformungsbehinderungen im Lasteinleitungsbereich von den konstanten, ideellen Spannungen (ermittelt mit Gl. 1.38 aus Kapitel 1.3.4) abweichen. Neben verschiedenen Reibungskoeffizienten wurden auch unterschiedliche Dehnsteifigkeiten in  $x_M$ - und  $y_M$ -Richtung (also ein  $\Sigma t_q/\Sigma t_l$ -Verhältnis ungleich 1) modelliert. Diese ziehen unsymmetrischen Spannungsverläufe sowie Verformungen der Lasteinleitungsplatte nach sich.

Die Untersuchungen zeigen, dass sich der Verlauf der Normalspannungen  $\sigma_{xM}$  und  $\sigma_{yM}$  nur im mittleren Bereich des Prüfkörpers an die ideellen Spannungen annähert, sich im Bereich der Lasteinleitung jedoch Spannungskonzentrationen ausbilden. Die Schubspannungen nähern sich in der Mitte ebenfalls an die konstanten Spannungen an, wobei der Bereich der Übereinstimmung etwas größer ist (siehe Abb. 2.3).

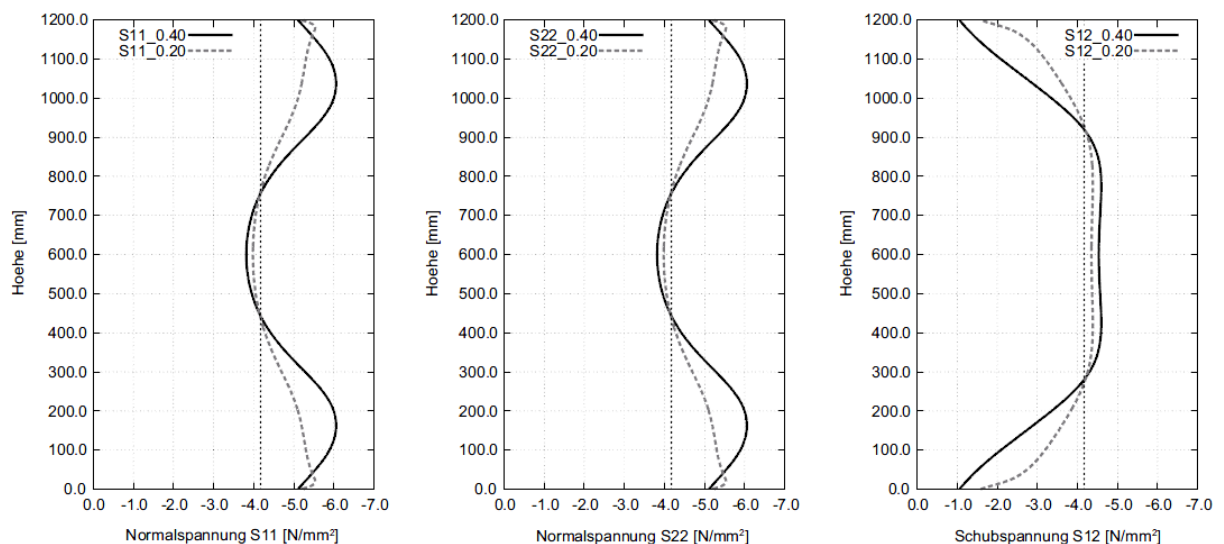


Abb. 2.3: Normal- und Schubspannungsverlauf der Spannungen S11 ( $\sigma_{xM}$ ), S22 ( $\sigma_{yM}$ ) und S12 ( $\tau_{xM,yM}$ ) über die Prüfkörperhöhe für den Querschnitt 20/30/20/30/20 ( $D_x = D_y$ ) aus Silly (2014)

Die Spannungsverläufe weichen über die Höhe des Prüfkörpers also abschnittsweise sehr deutlich von der ideellen, konstanten Spannung nach dem Berechnungsverfahren von Kreuzinger und Sieder (2013) ab, wobei in Prüfkörpermitte eine gute Übereinstimmung gefunden werden kann. Außerdem zeigen die Untersuchungen, dass sich die Spannungsverläufe an



die ideellen Spannungen besser annähern, je kleiner der Reibbeiwert  $\mu$  gewählt wird. Es wird daher das Einlegen von Teflonscheiben während der Prüfdurchführung empfohlen, um die Reibung im Lasteinleitungsbereich zu reduzieren.

Weiters versuchte Silly (2014), mithilfe der FE-Studie die Prüfkörpergeometrie zu optimieren und untersuchte verschiedene Möglichkeiten der Verstärkung des Lasteinleitungsbereiches, um die Ausbildung eines definierten Schubfeldes in Bauteilmitte zu erzielen. Die untersuchten Varianten umfassten eckige, schräge und ausgerundete Ausklinkungen, wobei in allen Fällen eine gleichbleibende Abweichung der Schubspannungen von den ideellen Spannungen beobachtet werden konnte. Als weitere Möglichkeit der Verbesserung des Lasteinleitungsbereiches wurde die Verstärkung durch aufgeklebte Holzlaschen angesehen. Sowohl bei den Normalspannungen, als auch bei den Schubspannungen erhöhten sich jedoch die Abweichungen zu den ideellen Spannungen, wodurch auch diese Option verworfen wurde. Die Empfehlung von Silly (2014) lautete demnach, die Prüfkörpergeometrie weiterhin quaderförmig beizubehalten.

Um dennoch eine Optimierung zu erzielen, wurde die Prüfkörperhöhe auf das dreifache der Breite angepasst. Die endgültigen Abmessungen betragen somit  $1500 \times 500 \text{ mm}^2$  (Höhe  $\times$  Breite). Dadurch sollte die Ausbildung eines weitgehend konstanten Schubfeldes im mittleren Bereich der Prüfkörperhöhe gewährleistet werden. Des Weiteren wurden, wie bereits erwähnt, Teflonstreifen zwischen dem Prüfkörper und den Auflager- bzw. Lasteinleitungsbereichen eingelegt, um die Reibung bestmöglich zu reduzieren und eine freie Verformung zu ermöglichen. Die Prüfkörperkonfiguration ist in Abb. 2.4 dargestellt.

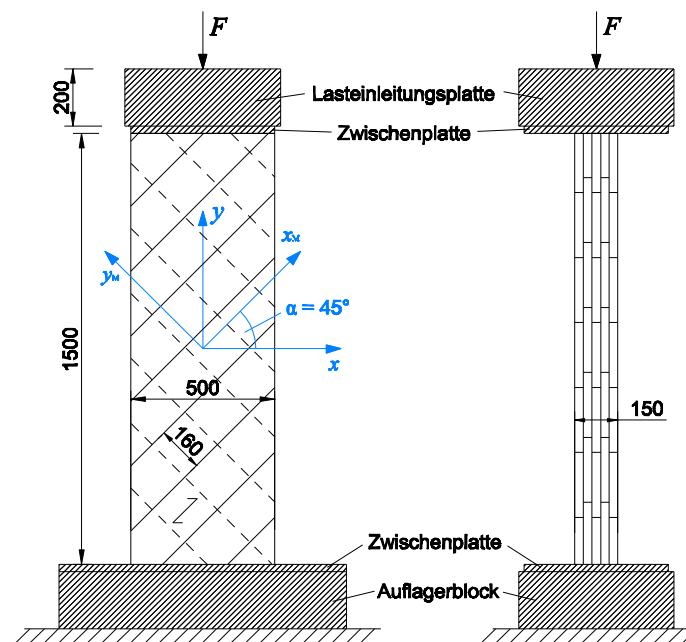


Abb. 2.4: Systemskizze der Prüfkörperkonfiguration in Anlehnung an Kreuzinger und Sieder (2013)

Silly (2014) beschäftigte sich auch mit der Frage, ob es eine geeignete Messeinrichtung gibt, die sich für die Ermittlung der Scheibenschubsteifigkeit und des Schubmoduls eignet. Nach seiner Analyse soll die Verformung mit der in der EN 408:2012 angeführte Messkonfiguration

in Form eines Messkreuzes durchgeführt werden, da diese zufriedenstellende Ergebnisse liefert und die Ermittlung des Schubmoduls (Kapitel 2.8.3.2) ermöglicht.

## 2.4 Prüfserien und -parameter

### 2.4.1 Geplanter Prüfumfang

Im Vorfeld zu den Prüfungen wurde in Kooperation mit der TU München ein Prüfplan ausgearbeitet, welcher eine gezielte Variation der folgenden Prüfparameter ermöglichen sollte:

- Schichtdicke  $t$  (20, 30 und 40 mm);
- Brettbreite  $b$  (80, 160 und 240 mm);
- Schichtanzahl  $n$  (3, 5 und 7);
- Fugenbreite (0 und 6 mm);
- Seitenverklebung (Ja/Nein);
- Entlastungsnuten (Ja/Nein);
- Aufbauparameter  $\sum t_q / \sum t_1$  (0,33; 0,50; 0,67 und 1,00).

Der gesamte Prüfplan ist im Anhang angeführt und umfasst insgesamt 14 Prüfserien zu je 6 Prüfkörper. Er wurde in weiterer Folge zu gleichen Teilen zwischen den beiden Kooperationspartnern TU München und TU Graz aufgeteilt und umfasste letztendlich für beide Institute noch je sieben Prüfserien. Der für die vorliegende Arbeit relevante Abschnitt des Prüfplans ist in Abb. 2.5 ersichtlich.

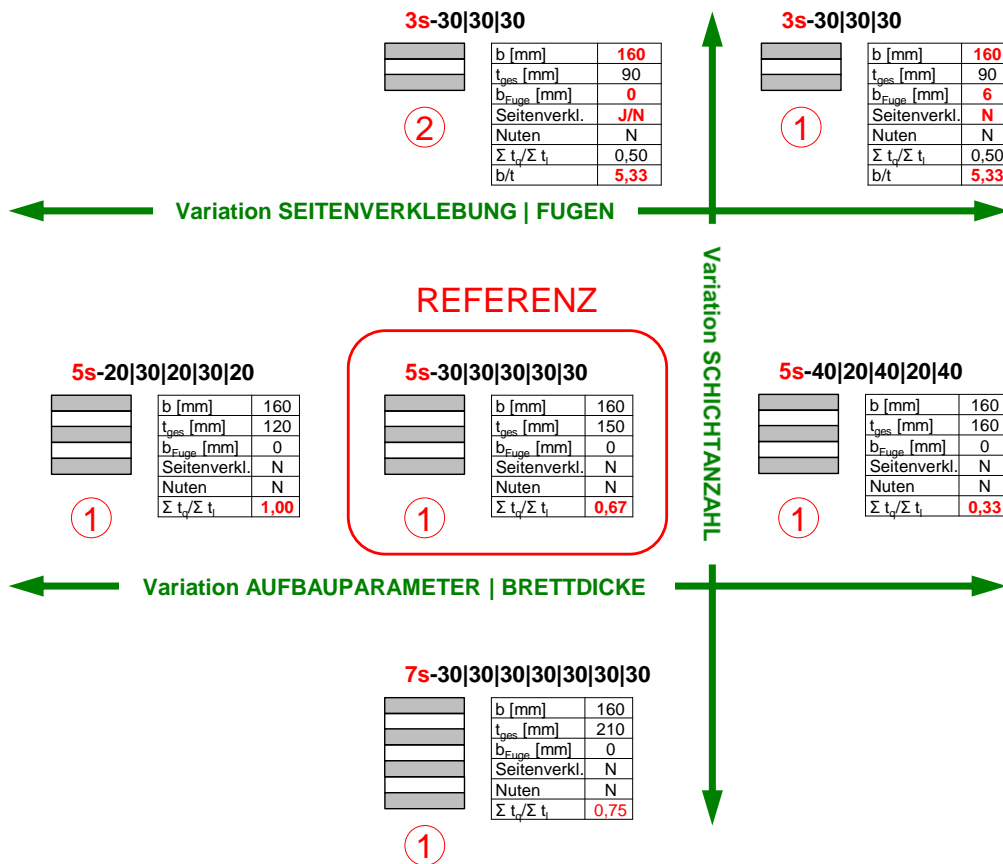


Abb. 2.5: Prüfplan TU Graz

Aus Abb. 2.5 lässt sich herauslesen, welche Parameter im Rahmen dieser Arbeit untersucht werden:

- Seitenverklebung (Ja/Nein);
- Fugenbreite (0 bzw. 6 mm);
- Schichtanzahl (3, 5 und 7);
- Brettstärke (20 bzw. 30 mm)
- Aufbauparameter  $\Sigma t_q / \Sigma t_1$  (1, 0,67 0,50 und 0,33).

Diese Daten sind in Tab. 2.1 übersichtlich aufgelistet und geben einen Überblick über die zu prüfenden Serien und ihre Parameter.

Tab. 2.1: Geplante Prüfserien und -parameter im Überblick

Schichtanzahl		3			5			7
Prüfkörperbezeichnung		A_3s	B_3s	C_3s	D_5s	E_5s	F_5s	G_7s
Schichtaufbau	mm	30/30/30	30/30/30	30/30/30	20/30/20 /30/20	30/30/30 /30/30	40/20/40 /20/40	30/30/30/30 /30/30/30
Bauteilhöhe $h = l$	mm	1.480	1.480	1.480	1.480	1.480	1.480	1.480
Bauteilbreite $b_{ges}$	mm	500	500	500	500	500	500	500
Bauteildicke $t_{ges} = \Sigma(t_i)$	mm	90	90	90	120	150	160	210
QS-Fläche $A = t_{ges} \cdot b_{ges}$	mm <sup>2</sup>	45.000	45.000	45.000	60.000	75.000	80.000	105.000
Brettbreite $b$	mm	160	160	160	160	160	160	160
Fugenbreite $t_{gap}$	mm	0	0	6	0	0	0	0
Seitenverklebung		Ja	Nein	Nein	Nein	Nein	Nein	Nein
Entlastungsnuten		Nein	Nein	Nein	Nein	Nein	Nein	Nein
Längslagen $d_0 = t_1$	mm	60	60	60	60	90	120	120
Querlage(n) $d_{90} = t_q$	mm	30	30	30	60	60	40	90
Aufbauparameter $\Sigma t_q / \Sigma t_1$	-	0,50	0,50	0,50	1,00	0,67	0,33	0,75
Steifigkeitsverhältnis $\Sigma t_1 / \Sigma t_q$	-	2,00	2,00	2,00	1,00	1,50	3,00	1,33
Brettbreite/Brettdicke $b/t$	-	5,33	5,33	5,33	6,67	5,33	5,00	5,33
Versagen		BSB	NSB QL	NSB QL	NSB QL oder LL	NSB QL	NSB QL	NSB QL

Die Bezeichnungen „BSB“ und „NSB“ stehen für „Brutto-Schubbruch“ bzw. „Netto-Schubbruch“ und bezeichnen das im Vorfeld vermutete Versagen des Prüfkörpers. „QL“ und „LL“ sind Abkürzungen für „Querlagen“ und „Längslagen“, wobei mit Längslagen im Folgenden immer jene Brettlagen bezeichnet werden, die in Richtung der Decklagen verlaufen.

## 2.4.2 Adaptierter Prüfumfang

Wie bereits in Kapitel 2.1.1 erwähnt, wurde ein Großteil der geprüften Serien als fertige Prüfkörper sowie das Ausgangsmaterial der selbst herzustellenden Prüfkörper von der Firma Hasslacher Norica Timber bezogen. Durch Nicht- bzw. Fehllieferungen musste eine nachträgliche Umgestaltung des Prüfplans erfolgen. In der ersten Lieferung befanden sich drei korrekt gelieferte Serien, die Brettware für die Serien A und C, welche selbst herzustellen waren, und zwei weitere Serien, die zwar nicht bestellt, in weiterer Folge jedoch in den Prüfplan aufgenommen wurden. Aufgrund einer Verwechslung musste die Serie mit den Querschnittsabmessungen 40/20/40/20/40 mm von „F“ auf „J“ umbenannt werden. Die Bezeich-

nung „H“ wurde nicht vergeben. Mit dem Hersteller wurde vereinbart, die Serien D und E nachzuliefern. Eine Woche später wurden die Serie E und eine weitere Serie, die der Serie J entsprach und darum verworfen wurde, geliefert. Etwa zwei Wochen nach Prüfbeginn wurde Serie D geliefert.

Abgesehen von den Fehllieferungen gab es auch Abweichungen zwischen den geordneten und gelieferten Abmessungen. In der Tab. 2.2 sind alle Lieferungen mit den entsprechenden Serienbezeichnungen und ihren Soll-Abmessungen angegeben.

Tab. 2.2: Lieferungen der Firma Hasslacher Norica Timber

	Lieferstatus	Serie	Schicht- anzahl	Schicht- aufbau
1. Lieferung	korrekt geliefert: Brettware	A/C	-	-
	korrekt geliefert	B	3s	30/30/30
		G	7s	30/30/30/30/30/30/30
	korrekt geliefert, umbenannt	J	5s	40/20/40/20/40
	falsch geliefert, behalten	I	5s	30/20/20/20/30
		F	5s	40/20/30/20/40
2. Lieferung	korrekt geliefert	E	5s	30/30/30/30/30
	falsch geliefert, verworfen	-	5s	40/20/40/20/40
3. Lieferung	korrekt geliefert	D	5s	20/30/20/30/20

Durch diese unterschiedlichen Lieferzeitpunkte kann nicht ausgeschlossen werden, dass ein Unterschied zwischen den verwendeten Ausgangsmaterialien der Serien besteht. Dies wird in den Kapiteln 3.1 und 3.2 noch genauer untersucht.

Ein weiteres Problem stellten die Stirnflächen der gelieferten Prüfkörper dar, die nicht exakt parallel zueinander waren. Um Unzulänglichkeiten bei der Lasteinleitung zu vermeiden und einen entsprechend gewünschten Spannungsverlauf innerhalb des Prüfkörpers zu gewährleisten, wurden alle Serien mit der Kreissäge nachgeschnitten und wiesen fortan eine Höhe von 1480 mm auf. Technische Probleme gab es allerdings beim Zuschnitt der Serie G, die mit einer Gesamtscheibendicke von 210 mm aufgrund der beschränkten Sägeblattgröße der Kreissäge nicht in einem Zug nachformatiert werden konnte. Der Zuschnitt musste daher in zwei Schritten durch Wenden der Prüfkörper erfolgen, wodurch in der Mitte der Stirnfläche meist eine kleine Unebenheit oder Stufe zurückblieb. Diese wurde bei den Prüfungen durch das Einlegen von Blech- und Papierstreifen bestmöglich ausgeglichen (siehe Kapitel 2.7).

Betreffend Serie C (mit Fugen) wurde außerdem aus fertigungstechnischen Gründen eine Adaption der Fugenbreite von 6 auf 5 mm vorgenommen.

Die endgültigen Serienbezeichnungen, ihre Ist-Abmessungen und die entsprechenden Prüfparameter sind der Tab. 2.3 zu entnehmen.

Tab. 2.3: Adaptierte Prüfserien und -parameter im Überblick

Schichtanzahl		3			5					7
Prüfkörperbezeichnung		A_3s	B_3s	C_3s	D_5s	E_5s	F_5s	I_5s	J_5s	G_7s
Schichtaufbau	mm	30/30/30	29/29/29	30/30/30	17/32/19 /32/19	28/30/30 /30/30	40/19/30 /19/40	31/19/20 /19/31	40/19/40 /19/40	30/30/30/30 /30/30/30
Bauteilhöhe $h = l$	mm	1.480	1.480	1.480	1.480	1.480	1.480	1.480	1.480	1.480
Bauteilbreite $b_{ges}$	mm	500	500	500	500	500	500	500	500	500
Bauteildicke $t_{ges} = \sum(t_i)$	mm	90	87	90	119	148	148	120	159	209
QS-Fläche $A = t_{ges} \cdot b_{ges}$	mm <sup>2</sup>	45.000	43.500	45.000	59.500	74.000	74.000	60.000	79.500	104.500
Brettbreite $b$	mm	160	160	160	160	160	160	160	160	160
Fugenbreite $t_{gap}$	mm	0	0	5	0	0	0	0	0	0
Seitenverklebung		Ja	Nein	Nein	Nein	Nein	Nein	Nein	Nein	Nein
Entlastungsnuten		Nein	Nein	Nein	Nein	Nein	Nein	Nein	Nein	Nein
Längslagen $d_0 = t_1$	mm	60	58	60	64	88	110	82	121	119
Querlage(n) $d_{90} = t_q$	mm	30	29	30	55	60	38	38	38	90
Aufbauparameter $\sum t_q / \sum t_1$	-	0,50	0,50	0,50	0,86	0,68	0,35	0,46	0,31	0,76
Steifigkeitsverhältnis $\sum t_1 / \sum t_q$	-	2,00	2,00	2,00	1,16	1,47	2,89	2,16	3,18	1,32
Brettbreite/Brettdicke $b/t$	-	5,33	5,52	5,33	6,72	5,41	5,41	6,67	5,03	5,36
Versagen		BSB	NSB QL	NSB QL	NSB QL oder LL	NSB QL	NSB QL	NSB QL	NSB QL	NSB QL

Die Angaben der Tab. 2.3 wurden später für die Auswertung der Prüfergebnisse herangezogen. Die Vorabschätzung der Kräfte und Verformungen in Kapitel 2.6 wurde jedoch auf Grundlage der Soll-Abmessungen durchgeführt, da die Aufnahme der Geometrie erst parallel zur Prüfdurchführung erfolgte.

Der adaptierte Prüfplan ist in Anhang 9.2 grafisch dargestellt.

## 2.5 Prüfkörperherstellung

Die beiden Serien A und C wurden selbst hergestellt, zumal Serie A eine Seitenverklebung und Serie C eine Fugenbreite von 5 mm aufwies.

### 2.5.1 Serie A (seitenverklebt)

Zu Beginn wurden die 4 m langen Bretter unter einem Winkel von 45° halbiert. Danach erfolgte die Schmalseitenverklebung von je drei versetzt angeordneten Brettern (siehe Abb. 2.6, links). Eine Begrenzung auf drei Stück musste deshalb vorgenommen werden, da das Hobeln der Brettlagen erst nach dem Verkleben der Schmalseiten stattfinden konnte und die Breite der Hobelmaschine nur das Hobeln von maximal drei Brettern auf einmal zuließ. Das Hobeln erfolgte beidseitig von insgesamt 34 auf 30 mm. Im Anschluss daran wurden die Abschnitte mit 3 cm Übermaß in der Schräge zugeschnitten und nebeneinander angeordnet (siehe Abb. 2.6, mittig).

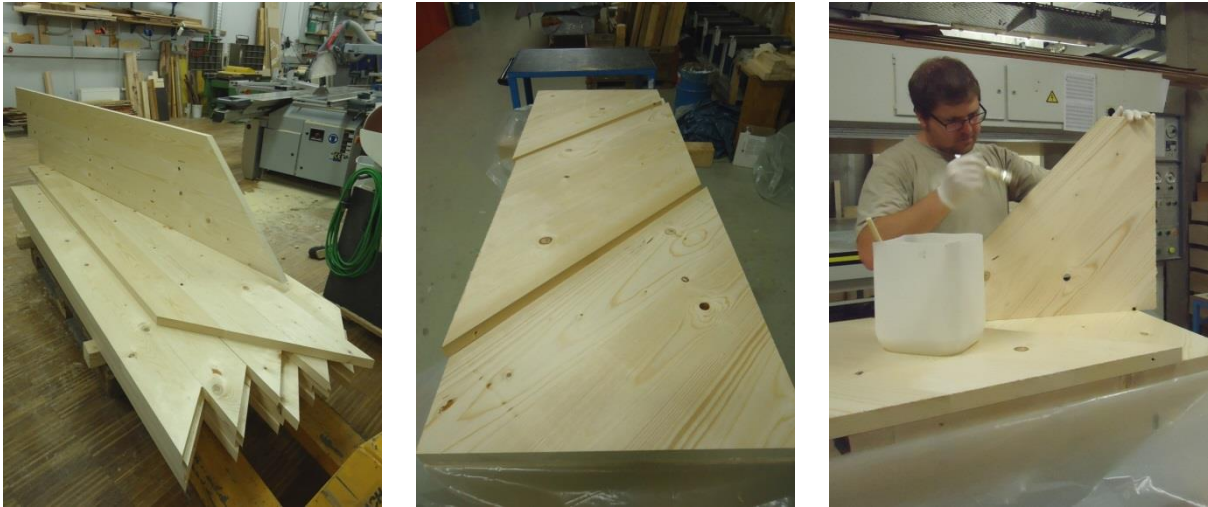


Abb. 2.6: Herstellung der Serie A: Verklebung von jeweils drei versetzt angeordneten Brettern (links); Zuschnitt und Anordnung der seitenverklebten Abschnitte (mittig); Klebstoffauftrag auf die Schmalseiten der noch zu verklebenden Fugen (rechts)

Die noch nicht verklebte Fuge wurde entsprechend Abb. 2.6 (rechts) mit Klebstoff versehen und, wie in Abb. 2.7 (links) ersichtlich, in die richtige Position gebracht. Danach wurden die Abschnitte mit Schrauben fixiert und so aneinandergespresst (siehe Abb. 2.7, mittig).

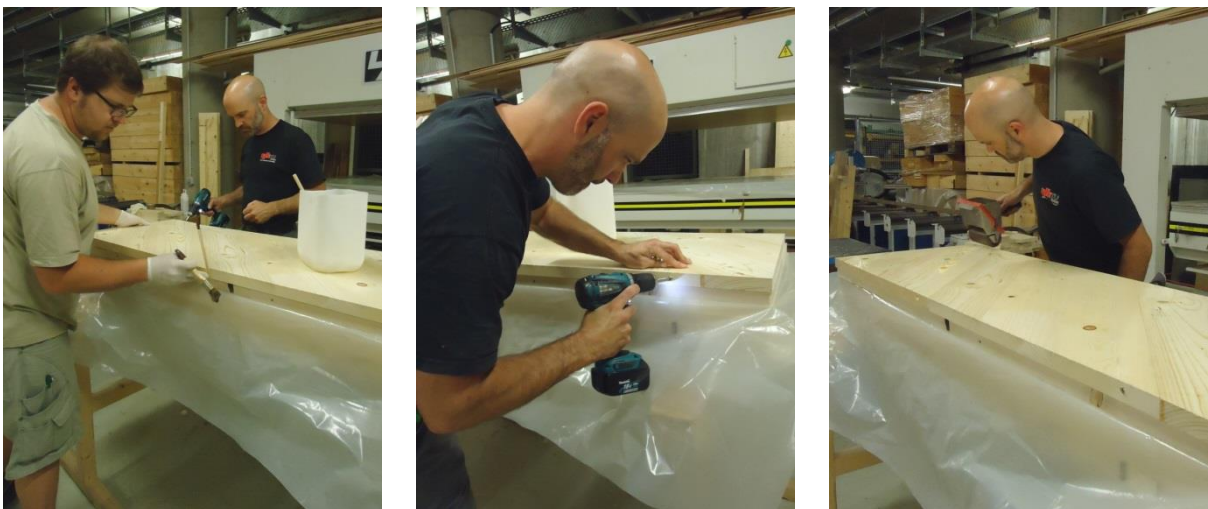


Abb. 2.7: Herstellung der Serie A: Positionierung der seitenverklebten Abschnitte (links); Fixierung und Anpressung durch Verschraubung (mittig); Flächiger Klebstoffauftrag (rechts)

Abb. 2.7 (rechts) zeigt den flächigen Klebstoffauftrag mit einer Klebstoffwalze auf die fertigen Lagen des BSP-Scheibenelements, welche entsprechend Abb. 2.8 (links) in der richtigen Anordnung in die Hydraulikpresse gelegt wurden. Anschließend erfolgte die Flächenpressung der BSP-Scheibenelemente mit einem Druck von  $0,4 \text{ N/mm}^2$ . Abb. 2.8 (rechts) zeigt die fertig verklebten Prüfkörper.





Abb. 2.8: Herstellung der Serie A: Flächige Verklebung der einzelnen Lagen (links); Fertige Prüfkörper (rechts)

Nach einer Presszeit von fünf Stunden wurden die Prüfkörper mit der Kreissäge auf die vorgegebenen Abmessungen zugeschnitten und bis zu ihrer Prüfung in der Klimakammer gelagert.

### 2.5.2 Serie C (Fugen)

Die Prüfkörper der Serie C wiesen Fugen von 5 mm Breite auf. Aufgrund der ausreichend gegebenen Platzverhältnisse in der Furnierpresse konnten je zwei Scheibenelemente in einem Pressvorgang gefertigt werden. Zu Beginn wurden die Bretter auf eine Dicke von 30 mm gehobelt und auf die im Vorfeld berechneten Längen zugeschnitten. Wie in Abb. 2.9 (links) ersichtlich, wurden die Bretter einzeln mit Klebstoff versehen und direkt in die Presse gelegt (siehe Abb. 2.9, rechts). Zwischen die Bretter einer Lage wurden hölzerne Abstandhalter mit einer Dicke von 5 mm eingelegt.



Abb. 2.9: Herstellung der Serie C: Klebstoffauftrag auf die einzelnen Bretter mittels Klebstoffwalze (links); Auflegen der Bretter direkt in der Hydraulikpresse (rechts)

Nachdem die Bretter der ersten Lage fertig aufgelegt wurden, konnte der Klebstoffauftrag auf die Bretter der zweiten Lage und deren Verlegen in der Hydraulikpresse erfolgen (Abb. 2.10, links). Die dritte Lage wurde ohne weiteren Klebstoffauftrag angeordnet.

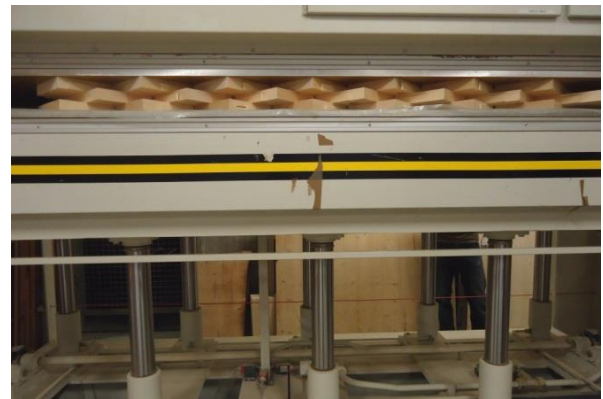


Abb. 2.10: Herstellung der Serie C: Anordnen der zweiten Lage (links); Pressvorgang (rechts)

Abb. 2.10 (rechts) zeigt den fertig verlegten Prüfkörper in der Hydraulikpresse. Auf das BSP-Scheibenelement wurde während des Pressvorgangs mit sechs Hydraulikzylindern ein Pressdruck von  $0,4 \text{ N/mm}^2$  aufgebracht.

Nach einer Presszeit von fünf Stunden wurden die Prüfkörper analog zu den Prüfkörpern der Serie A mit der Kreissäge auf die gewünschten Abmessungen zugeschnitten und bis zu ihrer Prüfung in der Klimakammer gelagert.

## 2.6 Vorabschätzung der Kräfte und Verformungen

Eine Abschätzung der zu erwartenden Kräfte und Verformungen musste im Vorfeld durchgeführt werden, um die Belastungsgeschwindigkeit der weggesteuerten Prüfmaschine zu ermitteln.

### 2.6.1 Abschätzung der Bruchlast

#### 2.6.1.1 Brutto- und Netto-Schub

Die Abschätzung der Bruchlast erfolgte mit dem Berechnungsverfahren von Kreuzinger und Sieder, 2013 (Kapitel 1.3.4), für welches die (rechnerische) Brutto-Schubfestigkeit der BSP-Scheibenelemente benötigt wurde. Zumal die von Dröscher und Brandner (2013) ermittelten Festigkeitswerte sehr gut mit jenen von Hirschmann (2011) übereinstimmten, wurden die Werte für die Netto-Schubfestigkeit in Anlehnung an dessen Arbeit gewählt. Diese können Tab. 2.4 entnommen werden.

Tab. 2.4: Abschätzung der Mittelwerte der Netto-Schubfestigkeit abgeleitet aus Hirschmann (2011)

Brettdicke	Nettoschubfestigkeit $f_{v,net,mean}$ bei Fugenbreite	
	$t_{gap} = 6 \text{ mm}$	$t_{gap} = 0 \text{ mm}$
$t = 20 \text{ mm}$	$9,5 \text{ N/mm}^2$	$10,0 \text{ N/mm}^2$
$t = 30 \text{ mm}$	$8,0 \text{ N/mm}^2$	$8,5 \text{ N/mm}^2$

Von der Netto-Schubfestigkeit kann mithilfe der Gl. 2.2 auf die Brutto-Schubfestigkeit geschlossen werden.

$$f_{v,\text{gross,mean}} = f_{v,\text{net,mean}} \cdot \frac{t_{\text{net}}}{t_{\text{clt}}} \quad \text{Gl. 2.2}$$

mit

$f_{v,\text{gross,mean}}$	...	Mittelwert der Brutto-Schubfestigkeit;
$f_{v,\text{net,mean}}$	...	Mittelwert der Netto-Schubfestigkeit;
$t_{\text{clt}}$	...	Gesamtdicke des Prüfkörpers;
$t_{\text{net}}$	...	Dicke der maßgebenden Lagen.

Für die Serie A wurde aufgrund der vorliegenden Seitenverklebung das Eintreten eines Brutto-Schubbruchs vermutet. Daher wurde für eine erste Abschätzung ein mittlerer Schubfestigkeitswert von 5,0 N/mm<sup>2</sup> angenommen.

Die verwendeten Formeln aus dem Kapitel 1.3.4 sind hier noch einmal wiederholt. Zuerst wird mit Gl. 2.3 der Wert für die Steifigkeit in die lokale  $y_M$ -Richtung  $E_{y_M}$  ermittelt.

$$E_{y_M} = \frac{t_{\text{net}} \cdot E_0 + (t_{\text{clt}} - t_{\text{net}}) \cdot E_{90}}{t_{\text{clt}}} \quad \text{Gl. 2.3}$$

Mithilfe dieser Kenngröße lässt sich der Querdruckeinfluss auf die im Bauteil auftretende Schubspannung berücksichtigen. Der Faktor  $E_{90}/E_{y_M}$  beschreibt den Querdruck in den Längslagen des Prüfkörpers. In Gl. 2.4 wird  $\tau_{x_M,y_M}$  durch Umformen von Gl. 1.45 bestimmt.

$$\tau_{x_M,y_M} = \frac{f_{v,\text{gross}}}{\left(1 - \frac{E_{90}}{E_{y_M}}\right)} \quad \text{Gl. 2.4}$$

Unter Anwendung der Gl. 2.5, welche aus Gl. 1.38 umgeformt wurde, kann die voraussichtlich auftretende Bruchlast errechnet werden.

$$F = \tau_{x_M,y_M} \cdot 2 \cdot b \cdot t_{\text{clt}} \quad \text{Gl. 2.5}$$

Die Ergebnisse können der Tab. 2.5 entnommen werden.

Tab. 2.5: Abschätzung der Bruchlasten nach dem Berechnungsverfahren von Kreuzinger und Sieder (2013)

Schichtanzahl		3			5					7
Prüfkörperbezeichnung		A_3s	B_3s	C_3s	D_5s	E_5s	F_5s	I_5s	J_5s	G_7s
Schichtaufbau	mm	30/30/30	30/30/30	30/30/30	20/30/20 /30/20	30/30/30 /30/30	40/20/30 /20/40	30/20/20 /20/30	40/20/40 /20/40	30/30/30/30 /30/30/30
Netto-Schubfestigkeit $f_{v,net,mean}$	N/mm <sup>2</sup>	-	8,50	8,00	8,50	8,50	10,00	10,00	10,00	8,50
Brutto-Schubfestigkeit $f_{v,gros,mean}$	N/mm <sup>2</sup>	5,00	2,83	2,67	4,25	3,40	2,67	3,33	2,50	3,64
E-Modul parallel zur FR $E_{0,mean}$	N/mm <sup>2</sup>	11.000								
E-Modul senkrecht zur FR $E_{90,mean}$	N/mm <sup>2</sup>	370								
$E_{yM} = (d_{90} \cdot E_{0} + d_{0} \cdot E_{90}) / d$	N/mm <sup>2</sup>	3.913	3.913	3.913	5.685	4.622	3.205	3.913	3.028	4.926
$E_{90}/E_{yM}$	-	0,095	0,095	0,095	0,065	0,080	0,115	0,095	0,122	0,075
$\tau_{xM,yM} = f_{v,gros,mean} / (1 - E_{90}/E_{yM})$	N/mm <sup>2</sup>	5,52	3,13	2,95	4,55	3,70	3,01	3,68	2,85	3,94
$\sigma_y = \tau_{xM,yM} \cdot 2$	N/mm <sup>2</sup>	11,04	6,26	5,89	9,09	7,39	6,03	7,36	5,70	7,88
Bruchlast $F_{mean} = \sigma_y \cdot A$	N	496.990	281.627	265.061	545.503	554.379	452.211	441.769	455.691	827.131
minimale Bruchlast $F_{05}$	N	415.235	235.300	221.459	455.768	463.184	377.822	369.098	380.730	691.068
maximale Bruchlast $F_{95}$	N	578.744	327.955	308.664	635.239	645.574	526.599	514.440	530.653	963.194

### 2.6.1.2 Druck in einem Winkel von 45° zur Faserrichtung

Zusätzlich zum Netto-Schubversagen wird auch noch das Versagen auf Druck in einem Winkel von 45° zur Faserrichtung analysiert. Vor allem bei der seitenverklebten Serie A könnten die Prüfkörper bereits vor Erreichen der in Tab. 2.5 ermittelten Bruchlast versagen. Für die Druckfestigkeit wird der in Dröscher und Brandner (2013) verwendete Mittelwert  $f_{c,\alpha=45^\circ,mean} = 6,7$  N/mm<sup>2</sup> herangezogen.

Tab. 2.6: Abschätzung der Bruchlasten für Druck in einem Winkel von 45° zur Faserrichtung

Schichtanzahl		3			5					7
Prüfkörperbezeichnung		A_3s	B_3s	C_3s	D_5s	E_5s	F_5s	I_5s	J_5s	G_7s
Schichtaufbau	mm	30/30/30	30/30/30	30/30/30	20/30/20 /30/20	30/30/30 /30/30	40/20/30 /20/40	30/20/20 /20/30	40/20/40 /20/40	30/30/30/30 /30/30/30
$f_{c,\alpha=45^\circ,mean}$	N/mm <sup>2</sup>	6,70	6,70	6,70	6,70	6,70	6,70	6,70	6,70	6,70
QS-Fläche $A = t_{ges} \cdot b_{ges}$	mm <sup>2</sup>	45.000	45.000	45.000	60.000	75.000	75.000	60.000	80.000	105.000
$F_{c,\alpha,mean} = f_{c,\alpha=45^\circ,mean} \cdot A$	N	301.500	301.500	301.500	402.000	502.500	502.500	402.000	536.000	703.500
minimale Bruchlast $F_{05}$	N	251.903	251.903	251.903	335.871	419.839	419.839	335.871	447.828	587.774
maximale Bruchlast $F_{95}$	N	351.097	351.097	351.097	468.129	585.161	585.161	468.129	624.172	819.226

Da diese Berechnung die Sperrwirkung, welche die Bretter einer Lage auf die benachbarten Lagen ausüben, nicht berücksichtigt und somit Vereinfachungen beinhaltet, kann davon ausgegangen werden, dass dieses Versagen nicht oder zumindest nicht auf diesem Lastniveau eintreten wird. Für die Serie A wird jedoch die Verformung mit der Bruchlast aus Tab. 2.6 ermittelt und für die Geschwindigkeitsberechnung herangezogen, da die mit der Bruchlast aus Tab. 2.5 errechnete Verformung zu hoch erscheint.

### 2.6.2 Abschätzung der vertikalen Verformung

Die Verformungsabschätzung wird auf Basis eines linear-elastischen Materialverhaltens ohne Berücksichtigung weiterer plastischer Verformungsanteile durchgeführt. Der Grund ist, dass die Abschätzung der Verformungen im Forschungsbericht von Dröscher und Brandner (2013) ohne eine weitere Erhöhung sehr gut mit der Verformung zum Bruchzeitpunkt übereinstimmen. Für die Abschätzung der Belastungsgeschwindigkeit wird diese

approximative Verformungsermittlung als ausreichend genau und vor allem zweckmäßig angesehen.

Für die Abschätzung der Verformung werden zwei verschiedene Komponenten ermittelt:

### 1.) Verformung zufolge Druckbeanspruchung

Dieser Anteil errechnet sich unter Berücksichtigung des E-Moduls für Druckbeanspruchungen in einem 45°-Winkel zur Faserrichtung, welcher mit der Hankinson-Formel aus Gl. 2.6 ermittelt wird.

$$E_{45^\circ} = \frac{E_0 \cdot E_{90}}{E_0 \cdot \sin^3 \alpha + E_{90} \cdot \cos^3 \alpha} \quad \text{Gl. 2.6}$$

mit

$E_{45^\circ}$	...	E-Modul 45° zur Faserrichtung [N/mm <sup>2</sup> ];
$E_0$	...	E-Modul parallel zur Faserrichtung [N/mm <sup>2</sup> ];
$E_{90}$	...	E-Modul senkrecht zur Faserrichtung [N/mm <sup>2</sup> ];
$\alpha$	...	Winkel zwischen Kraft und Faserrichtung [°].

Die Dehnung errechnet sich unter Annahme eines linear-elastischen Materialverhaltens zu

$$\varepsilon_1 = \frac{F_{\max}}{E_{45^\circ} \cdot A} \quad \text{Gl. 2.7}$$

mit

$\varepsilon_1$	...	Dehnung zufolge globaler Druckbeanspruchung [-];
$F_{\max}$	...	Bruchlast [N];
$A$	...	Querschnittsfläche [mm <sup>2</sup> ].

Auf die Gesamthöhe des Prüfkörpers bezogen ergibt sich eine Verformung zufolge Druckbeanspruchung in einem 45°-Winkel zur Faserrichtung von

$$\Delta l_1 = \varepsilon_1 \cdot l \quad \text{Gl. 2.8}$$

mit

$\Delta l_1$	...	Verformung zufolge Druck in einem 45°-Winkel zur Faserrichtung [mm];
$l$	...	Prüfkörperhöhe [mm].

### 2.) Verformung zufolge Knotennachgiebigkeit aufgrund von Netto-Schubversagen

Für die Berechnung dieser Komponente wird die von Hirschmann (2011) ermittelte Knotensteifigkeit für einen dreischichtigen auf Netto-Schubbruch geprüften Einzelknoten  $K_{u,3-s}$  von 45.000 N/mm<sup>2</sup> herangezogen. Je nachdem wie viele Knoten in einem BSP-Scheibenelement gemeinsam wirken, muss die Einzelknotensteifigkeit noch mit der Anzahl der parallel wirkenden Knoten multipliziert werden. Die Anzahl der parallel wirkenden Knoten in einer Scherfuge errechnet sich nach Gl. 2.9.

$$m = \frac{b \cdot \sqrt{2}}{a} = \frac{500 \cdot \sqrt{2}}{160} = 4,42 \quad \text{Gl. 2.9}$$

mit

$m$	...	Anzahl der über die schräge Breite des Prüfkörpers parallel wirkenden Knoten einer Scherfuge;
$b$	...	Breite des Prüfkörpers [mm];
$a$	...	Brettbreite [mm].

Für die Ermittlung von  $K_{u,ges}$  wird auch noch die Anzahl der über die Dicke des Prüfkörpers parallel wirkenden Knoten benötigt. So ergibt sich  $n$  bei dreischichtigen Elementen zu 1, bei fünfschichtigen zu 2, bei siebenschichtigen zu 3, etc.

$$K_{u,ges} = K_{u,3-s} \cdot m \cdot n \quad \text{Gl. 2.10}$$

mit

$K_{u,ges}$	...	Kotennachgiebigkeit der Scherfuge [N/mm <sup>2</sup> ];
$K_{u,3-s}$	...	Kotennachgiebigkeit des Einzelknotens in Anlehnung an Hirschmann (2011) [N/mm <sup>2</sup> ];
$n$	...	Anzahl der über die Dicke des Prüfkörpers parallel wirkenden Knoten.

Die Kotennachgiebigkeit hat eine Verformung 45° zur vertikalen Prüfkörperachse zur Folge. Für die Ermittlung dieser Verformung wird nur die Kraftkomponente in schräger Richtung benötigt, also  $F_{\max,45^\circ}$ . Diese schräge Verformung muss anschließend noch in eine horizontale und eine vertikale Komponente aufgeteilt werden, wobei für die Berechnung von  $\Delta l$  nur der vertikale Anteil benötigt wird.

$$\Delta l_2 = \frac{F_{\max,45^\circ}}{\sqrt{2} \cdot K_{u,ges}} = \frac{F_{\max}}{\sqrt{2} \cdot \sqrt{2} \cdot K_{u,ges}} \quad \text{Gl. 2.11}$$

mit

$\Delta l_2$	...	Verformung zufolge Kotennachgiebigkeit [mm];
$F_{\max,45^\circ}$	...	schräger Anteil der Bruchlast $F_{\max}$ [N].

Die Gesamtverformung ist die Summe der beiden Teilverformungen und kann nach Gl. 2.12 berechnet werden.

$$\Sigma \Delta l = \Delta l_1 + \Delta l_2 \quad \text{Gl. 2.12}$$

mit

$\Sigma \Delta l$	...	vertikale Verformung [mm].
-------------------	-----	----------------------------

Die Ergebnisse der Verformungsabschätzung sind in Tab. 2.7 dargestellt.



Tab. 2.7: Abschätzung der vertikalen Verformung

Schichtanzahl		3			5					7
Prüfkörperbezeichnung		A_3s	B_3s	C_3s	D_5s	E_5s	F_5s	I_5s	J_5s	G_7s
Schichtaufbau	mm	30/30/30	30/30/30	30/30/30	20/30/20 /30/20	30/30/30 /30/30	40/20/30 /20/40	30/20/20 /20/30	40/20/40 /20/40	30/30/30/30 /30/30/30
Bruchlast $F_{\text{mean}}$	N	301.500	281.627	265.061	545.503	554.379	452.211	441.769	455.691	827.131
E-Modul 45° zur FR	N/mm <sup>2</sup>	1.012	1.012	1.012	1.012	1.012	1.012	1.012	1.012	1.012
Dehnung zufolge Normalkraft	-	0,0066	0,0062	0,0058	0,0090	0,0073	0,0060	0,0073	0,0056	0,0078
$K_{u,3-s}$ aus Hirschmann (2011)	N/mm <sup>2</sup>	45.000	45.000	45.000	45.000	45.000	45.000	45.000	45.000	45.000
$K_{u,ges} = K_{u,3-s} \cdot n \cdot 4,42$	N/mm	198.900	198.900	198.900	397.800	397.800	397.800	397.800	397.800	596.700
Verf. zuf. Normalkraft $\Delta l_1$	mm	9,79	9,15	8,61	13,29	10,81	8,81	10,76	8,33	11,52
Verf. zuf. Knotennachgiebigkeit $\Delta l_2$	mm	0,76	0,71	0,67	0,69	0,70	0,57	0,56	0,57	0,69
Gesamtverformung $\Sigma \Delta l$	mm	10,55	9,86	9,28	13,98	11,50	9,38	11,32	8,90	12,21

### 2.6.3 Abschätzung der Belastungsgeschwindigkeit

Die Abschätzung der Belastungsgeschwindigkeit erfolgte nach den Angaben der EN 789:2005. Demnach ist die Belastungsgeschwindigkeit so aufzubringen, dass die Bruchlast  $F_{\text{max}}$  innerhalb von  $300 \pm 120$  s erreicht wird. Die Formel für die Ermittlung der Geschwindigkeit ist in Gl. 2.13 dargestellt.

$$v = \frac{\Sigma \Delta l}{300} \quad \text{Gl. 2.13}$$

In Tab. 2.8 sind die Ergebnisse für die Belastungsgeschwindigkeit für alle Serien angegeben.

Tab. 2.8: Abschätzung der Belastungsgeschwindigkeit

Schichtanzahl		3			5					7
Prüfkörperbezeichnung		A_3s	B_3s	C_3s	D_5s	E_5s	F_5s	I_5s	J_5s	G_7s
Schichtaufbau	mm	30/30/30	30/30/30	30/30/30	20/30/20 /30/20	30/30/30 /30/30	40/20/30 /20/40	30/20/20 /20/30	40/20/40 /20/40	30/30/30/30 /30/30/30
Soll-Prüfzeit	s	300	300	300	300	300	300	300	300	300
Gesamtverformung $\Sigma \Delta l$	mm	10,55	9,86	9,28	13,98	11,50	9,38	11,32	8,90	12,21
Belastungsgeschwindigkeit $v$	mm/s	0,0352	0,0329	0,0309	0,0466	0,0383	0,0313	0,0377	0,0297	0,0407

Mit diesen Parametern (erwartete Bruchlast und Belastungsgeschwindigkeit) können die Prüfungen begonnen werden.

## 2.7 Prüfdurchführung

Die Durchführung der Prüfungen erfolgte bei allen Prüfkörpern auf dieselbe Weise und umfasste die im Folgenden aufgelisteten Arbeitsschritte. Parallel zu den beschriebenen Punkten wurden während der Prüfungen Protokolle geführt, die Aufzeichnungen über Prüfparameter, Bruchlast und eventuelle Auffälligkeiten enthielten. Zudem wurden die Versagensmerkmale sowie die Prüfkörper in der Übersicht fotografisch festgehalten.

### 1.) Beschriften der Prüfkörper

Die Beschriftung der Prüfkörper setzt sich zusammen aus dem Seriennamen (A, B, C usw.), der Anzahl der Schichten (3s, 5s, 7s) und der laufenden Nummer des Prüfkörpers innerhalb einer Serie (von 01 bis 06), z.B. F\_5s\_04.

### 2.) Wiegen der Prüfkörper

Das Wiegen der Prüfkörper erfolgte mit einer Plattformwaage auf Hundertstel-Kilogramm.

### 3.) Bestimmung der Geometrie

Die Bestimmung der Länge bzw. Höhe der Prüfkörper erfolgte mittels Zahlstab oder Maßband. Die Breite und die Dicke wurden je zweimal mit einem Messschieber, der eine Teilung von 0,01 mm aufwies, bestimmt. Gewicht und Abmessungen wurden in ein eigenes Protokoll eingetragen und dienten der späteren Bestimmung der Rohdichte, der Schubfestigkeiten und der -moduln.

### 4.) Anzeichnen der Positionen für die Dehnungsaufnehmer und Montage der Halterungen

Um die Dehnungsaufnehmer vor Prüfungsbeginn rasch auf die richtige Stelle aufsetzen zu können, wurden im Vorhinein die Positionen angezeichnet (siehe Abb. 2.11, links). Die Positionierung wird in Punkt 6.) beschrieben. Die Halterungen für die Befestigung der Dehnungsaufnehmer wurden mit einem Akkuschrauber montiert.

### 5.) Einbau des Prüfkörpers

Der Prüfkörper wurde so ausgerichtet, dass er sich genau mittig unter der Lasteinleitungsplatte befand. Wie von Silly (2014) vorgeschlagen, wurden unten und oben im Bereich des Auflagers bzw. der Lasteinleitung Teflonschichten eingelegt, um die Reibung zu reduzieren (siehe Abb. 2.11).

Beim Einbau des Prüfkörpers mussten außerdem die Ebenheit und Geradheit der Auflager- bzw. Lasteinleitungsflächen und die lotrechte Ausrichtung des Prüfkörpers mit einer Wasserwaage kontrolliert werden. Bei Bedarf wurden dünne Bleche oder Papierabschnitte untergelegt, bzw. auf die obere Lasteinleitungsfläche aufgelegt, um eine gerade und ebene Aufstandsfläche und eine über den Querschnitt gleichmäßig verteilte Lasteinleitung sicherzustellen (siehe Abb. 2.11, mittig und rechts).

Nach der optimalen Ausrichtung des Prüfkörpers wurde eine Vorkraft von 0,5 kN aufgebracht, um zu gewährleisten, dass ein Kontakt zwischen Lasteinleitungsplatte und Prüfkörper besteht und die Last mit Beginn der Messung sofort ansteigt. Diese Vorkraft wurde bei der Auswertung der Daten jedoch nicht berücksichtigt. Für die maßgebende Serie (C) beträgt die Vorkraft etwa 0,2 % der Maximallast. Auf die Schubfestigkeit wirkt sie sich daher mit maximal 0,02 N/mm<sup>2</sup> aus (Serie C), wobei diese Differenz als vernachlässigbar erachtet wird.

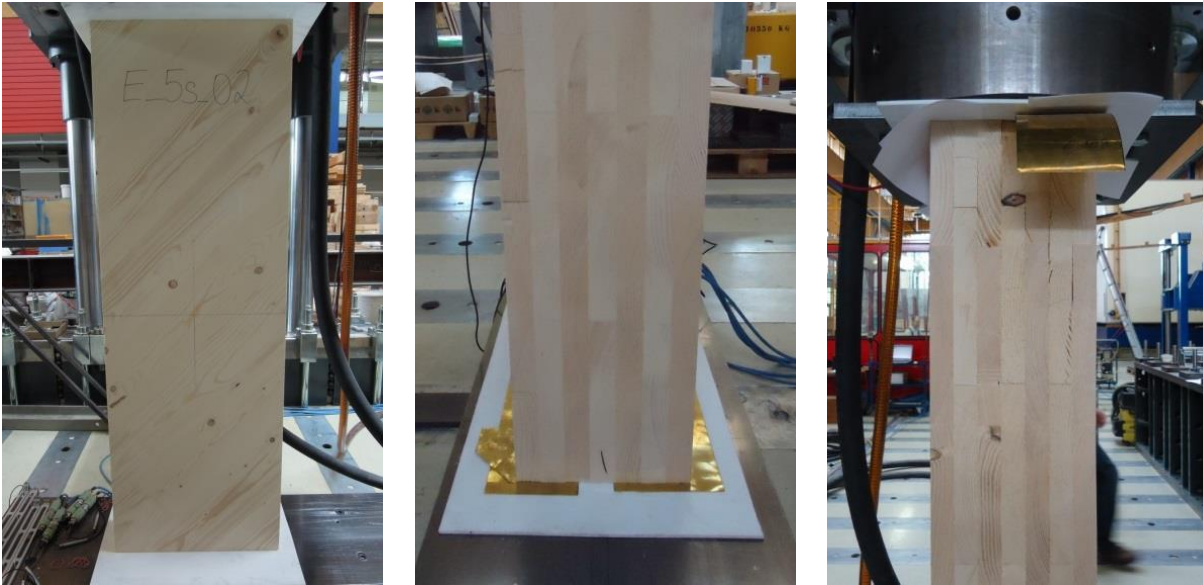


Abb. 2.11: Einbau des Prüfkörpers in die Prüfmaschine (links); Unterlegen dünner Blech- oder Papierstreifen (mittig und rechts)

## 6.) Montage der Dehnungsaufnehmer

Auf allen Prüfkörpern wurde beidseitig ein sogenanntes Messkreuz, bestehend aus je zwei Dehnungsaufnehmern, angebracht, welches sich in der Mitte des BSP-Scheibenelements befand und die auftretenden vertikalen und horizontalen Verformungen zufolge der Schubbeanspruchung messen sollte. Bei sieben Prüfkörpern (Serie F und teilweise Serie G) wurde auch beidseitig die Querdehnung im Bereich der Lasteinleitung gemessen, wodurch man sich Rückschlüsse auf die Reibung im Lasteinleitungsbereich erhoffte. Die Positionierung der Dehnungsaufnehmer erfolgte 10 cm von der Prüfkörperoberkante entfernt (siehe Abb. 2.12, rechts).

Die Bezeichnungen „links“ und „rechts“ beziehen sich auf die beiden Seiten des Prüfkörpers vom Messhaus aus gesehen. „Links“ könnte auch als „Südseite“ und „rechts“ als „Nordseite“ bezeichnet werden.

Verformungsmessung mit Messkreuz im mittleren Bereich des Prüfkörpers:

- DD1-1: Vertikalverformung (Stauchung) links
- DD1-2: Horizontalverformung (Dehnung) links
- DD1-3: Vertikalverformung (Stauchung) rechts
- DD1-4: Horizontalverformung (Dehnung) rechts

Verformungsmessung im oberen Lasteinleitungsbereich:

- DD1-5: Horizontalverformung (Dehnung) oben links
- DD1-6: Horizontalverformung (Dehnung) oben rechts

Die Montage der sensiblen Dehnungsaufnehmer wurde wie in Abb. 2.12 dargestellt vorgenommen. Um die Beweglichkeit der beiden Enden zu ermöglichen, erfolgte eine Fixierung mit Gummibändern (siehe Abb. 2.12, links).

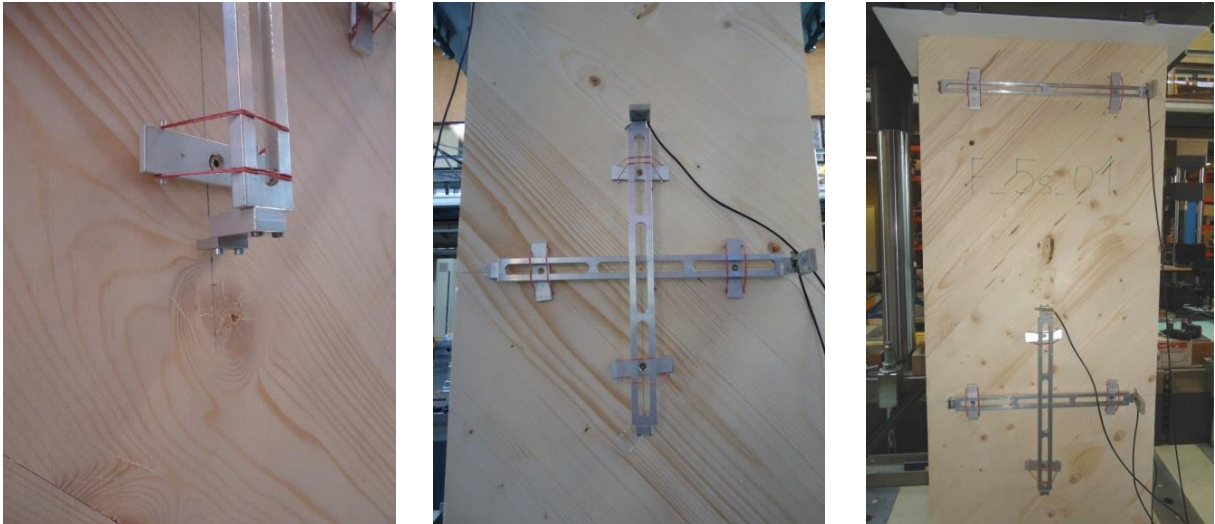


Abb. 2.12: Montage der Dehnungsaufnehmer: Fixierung mit flexiblen Bändern (links); Anordnung als Messkreuz (mittig); Messung der Querdehnung im Auflagerbereich (rechts)

### 7.) Nullabgleich und Starten des Messprogramms

Vor dem Starten des Messprogramms musste ein Nullabgleich zwischen Messprogramm und Prüfmaschine durchgeführt werden. Das Messprogramm zeichnete die Kraft  $F$ , den Weg  $s$  und die Zeit  $t$  mit einer Abtastrate (Messfrequenz) von 5 Hz auf. Aufgezeichnet wurden sowohl die Verschiebung des Lastkolbens, als auch die Wege der vier bzw. sechs Dehnungsaufnehmer.

### 8.) Start der Prüfung

Die Belastung wurde weggesteuert auf den Prüfkörper aufgebracht. Die Geschwindigkeit wurde in Kapitel 2.6.3 berechnet und nach der Prüfung des ersten Prüfkörpers jeder Serie eventuell noch adaptiert, um die vorgegebene Gesamtprüfzeit von im Mittel 300 Sekunden bestmöglich einzuhalten.

### 9.) Überwachung der Datenaufzeichnung

Die Überwachung der Aufzeichnungen wurde vorgenommen, um eventuell auftretende Unregelmäßigkeiten bei der Prüfung sofort zu erkennen und im gegebenen Falle die Prüfung (noch im elastischen Bereich) abbrechen und nach Beheben der Ursache für die Unregelmäßigkeiten neu starten zu können.

### 10.) Demontage der Dehnungsaufnehmer

Da die Dehnungsaufnehmer nicht für die Aufnahme großer Verformungen geeignet sind und bei plötzlich auftretenden Verformungen leicht beschädigt werden können, wurden diese



während einer kurzen Unterbrechung, in welcher die Last nicht weiter gesteigert wurde, abmontiert. Die Pause wurde bei etwa 50 % der geschätzten Bruchlast eingelegt, also im linear-elastischen Bereich des Kraft-Verformungs-Diagramms, da hier, im Gegensatz zum plastischen Bereich, die Verformungen relativ gering sind und auf diese Art eine Schädigung des Prüfkörpers weitgehend ausgeschlossen werden konnte.

### 11.) Anbringen der Knickhalterung (nur bei den Serien A, B und C)

Bei den schlanken Prüfserien (A, B und C) mussten nach der Demontage der Dehnungsaufnehmer zusätzlich noch die Knickhalterungen auf jeder Seite angebracht werden, um ein Stabilitätsversagen (Knicken) zu vermeiden. Die Montage der Knickhalterung ist in Abb. 2.13 dargestellt.



Abb. 2.13: Knickhalterung: Positionierung der beiden Stahlrahmen (links); Anbringen der Gewindestangen (mittig); Prüfkörper mit montierter Knickhalterung (rechts)

### 12.) Bruch

Nach Beenden der Pause wurde die Belastung bis zum Eintritt des Bruchs wieder weiter gesteigert.

### 13.) Ende der Prüfung

Nach Erreichen der Bruchlast wurde die Prüfung noch weiter fortgeführt, um auch Informationen über das Nachbruchverhalten zu erhalten. Danach wurden Prüfung und Messung beendet und die Rohdaten für die spätere Auswertung gespeichert.

### 14.) Darrproben

Die Entnahme der Darrproben aus den zerstörten Prüfkörpern erfolgte entsprechend den Angaben der EN 13183-1:2004. Aus den geprüften BSP-Scheibenelementen wurde ein 2,5 bis 3 cm breiter Streifen in der Nähe des Bruches bzw. mindestens 30 cm vom Rand entfernt herausgeschnitten (siehe Abb. 2.14). Dieser Streifen umfasste den gesamten Querschnitt des Prüfkörpers und musste laut Norm mindestens 20 mm dick sein. Nach dem Schneiden

wurde die Darrprobe beschriftet und gewogen. Danach erfolgte die Trocknung im Darrschrank bis zur Messkonstanz (etwa 48 Stunden). Abschließend wurde die Masse der Proben im darrtrockenen Zustand ermittelt.

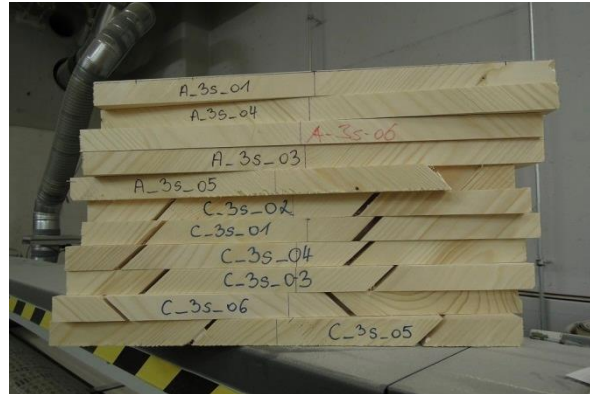


Abb. 2.14: Aus dem zerstörten Prüfkörper herausgeschnittene Darrproben vor dem Trocknen

### 15.) Aufschneiden der Prüfkörper

Nach der Entnahme der Darrproben wurde je ein Prüfkörper jeder Serie entlang seiner diagonalen Scherfuge aufgeschnitten, um den Schubbruch besser sichtbar zu machen.

## 2.8 Einzelauswertung

Nach Abschluss der Prüfungen erfolgte die Einzelauswertung der Prüfergebnisse. Diese wurde mit dem Computerprogramm Excel (2010) durchgeführt und erfolgte entsprechend den Arbeitsschritten 1.) bis 6.).

Anmerkung: Beim Auswerten der Serie C (mit Fugen) wurde zwischen zwei verschiedenen Auswertemethoden unterschieden. Dementsprechend werden im Folgenden zwei verschiedene Serienbezeichnungen vergeben:

- „C<sub>n</sub>“ steht für die Auswertung unter Berücksichtigung der gesamten Querschnittsfläche A;
- „C<sub>k</sub>“ bedeutet, dass die Auswertung mit der „korrigierten“ Querschnittsfläche, also der Gesamtquerschnittsfläche A abzüglich der Fugen, erfolgte.

Durch die Ausführung von Fugen in einem BSP-Scheibenelement (Serie C) wird eine Festigkeitsreduktion gegenüber Bauteilen ohne Fugen (z.B. Serie B) erwartet, wobei diese einerseits aus der Flächenreduktion und andererseits aus den Unterschieden im Tragverhalten resultiert. Die Unterscheidung der Auswertemethoden C<sub>n</sub> und C<sub>k</sub> erlaubt es, die Auswirkung dieser beiden Effekte getrennt zu betrachten und zu quantifizieren. Da das Rechnen mit dem Querschnitt abzüglich der Fugenbreite relativ aufwendig ist, sind die Ergebnisse der Auswertemethode C<sub>k</sub> nicht praxisrelevant.



### 1.) Einlesen der Messdaten

Das Messprogramm zeichnete die für die Auswertung relevanten Daten auf. Zu Beginn der Auswertung wurden diese aus der Textdatei in eine Excel-Datei eingelesen:

- Kraft  $F$  in [kN]
- Zeit  $t$  in [s]
- Kolbenweg  $s$  in [mm]
- Vertikalverformung (Stauchung) des Dehnungsaufnehmers DD1-1 (links) [mm]
- Horizontalverformung (Dehnung) des Dehnungsaufnehmers DD1-2 (links) [mm]
- Vertikalverformung (Stauchung) des Dehnungsaufnehmers DD1-3 (rechts) [mm]
- Horizontalverformung (Dehnung) des Dehnungsaufnehmers DD1-4 (rechts) [mm]
- Horizontalverformung (Dehnung) des Dehnungsaufnehmers DD1-5 (oben links) [mm]
- Horizontalverformung (Dehnung) des Dehnungsaufnehmers DD1-6 (oben rechts) [mm]

Die Dehnungsaufnehmer DD1-5 und DD1-6 wurden nur bei der kompletten Serie  $F$  und bei einem Prüfkörper der Serie  $G$  montiert.

### 2.) Mitteln der Verformungsdaten

Aus den Daten der sechs Dehnungsaufnehmer wurde mithilfe der Gl. 2.14 bis Gl. 2.16 auf die Verformungswerte in Bauteilmitte geschlossen.

$$w_{\text{mean,vert}} = \frac{w_{\text{DD1-1}} + w_{\text{DD1-3}}}{2} \quad \text{Gl. 2.14}$$

$$w_{\text{mean,horiz}} = \frac{w_{\text{DD1-2}} + w_{\text{DD1-4}}}{2} \quad \text{Gl. 2.15}$$

$$w_{\text{mean,horiz,oben}} = \frac{w_{\text{DD1-5}} + w_{\text{DD1-6}}}{2} \quad \text{Gl. 2.16}$$

Die Schubgleitung  $w_{\text{mean,schub}}$  im Bereich des Messkreuzes ermittelt sich durch Addition der vertikalen und horizontalen Verformungsanteile aus Gl. 2.14 und Gl. 2.15 (siehe Gl. 2.17).

$$w_{\text{mean,schub}} = |w_{\text{mean,horiz}}| + |w_{\text{mean,vert}}| \quad \text{Gl. 2.17}$$

### 3.) Parametereingabe

Danach wurden die händisch mitprotokollierten Daten des jeweiligen Prüfkörpers eingegeben. Die wichtigsten Parameter waren Höhe, Breite, Dicke, Masse, Schichtanzahl und Dicke der Lagen, welche primär für das Versagen verantwortlich sind und somit für die Spannungsermittlung (Netto-Schub) benötigt werden. Außerdem wurde das Gewicht der Darrproben vor und nach der Trocknung in der Datei erfasst und damit die Holzfeuchte entsprechend Gl. 2.1 ermittelt.

#### 4.) Kraft-Zeit-Diagramm

Bevor die Daten der Prüfung analysiert wurden, erfolgte die Darstellung der aufgetragenen Kraft über die Gesamtprüfzeit. In Abb. 2.15 ist ein Kraft-Zeit-Diagramm exemplarisch dargestellt. Die Zeitachse des Diagramms wurde in „Zeilen“ angegeben, wobei fünf Zeilen einer Sekunde entsprechen. Die Abtastrate oder Messfrequenz lag, wie schon erwähnt, bei 5 Hz, das heißt, in einer Sekunde wurden fünf Datenpunkte aufgezeichnet.

Wie bereits in Kapitel 2.7 beschrieben, wurde die Belastung mit der zuvor berechneten Belastungsgeschwindigkeit auf den Prüfkörper aufgebracht. Bei etwa 50 % der geschätzten Bruchlast wurde die Lastaufbringung gestoppt, um die Demontage der Dehnungsaufnehmer und das Anbringen der Knickhalterungen zu ermöglichen. Danach wurde der Versuch weiter fortgesetzt.

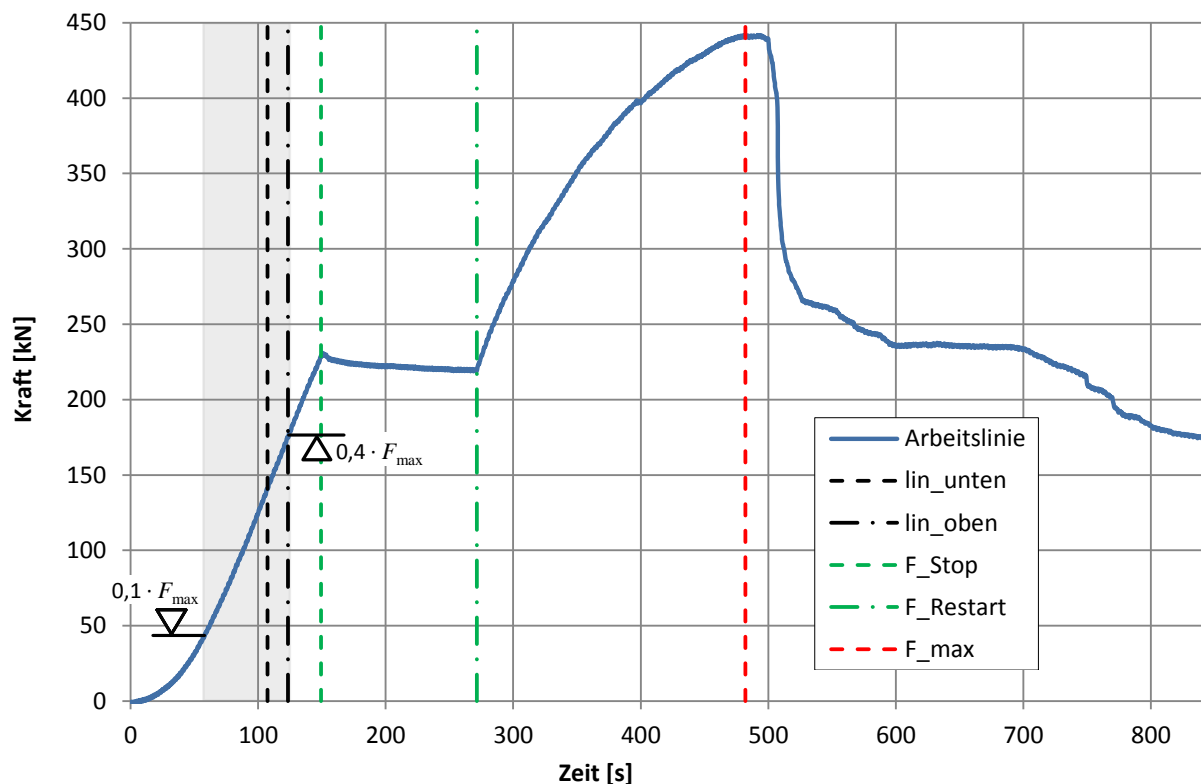


Abb. 2.15: Kraft-Zeit-Diagramm einer Einzelauswertung

Bei der Auswertung der Daten musste der Zeitraum der Pause berücksichtigt werden, um die Gesamtprüfzeit zu ermitteln. Dazu dienen die grünen Linien „F\_Stop“ und „F\_Restart“, die den Zeitpunkt von Anhalten und Fortsetzen der Prüfung markierten und für jeden Prüfkörper einzeln eingegeben werden mussten. Sehr gut zu sehen ist der Kraftabfall, der in dieser kurzen Zeitspanne aufgrund von Kriecherscheinungen im Holz eingetreten ist. Grau dargestellt ist der Bereich zwischen 10 und 40 % der Bruchlast  $F_{max}$ . Die Bedeutung der schwarzen Linien wird in Punkt 6.) beschrieben.

## 5.) Ermittlung der wichtigsten Eckdaten

In der Auswerte-Datei erfolgte die Ermittlung der wichtigsten Eckdaten für jeden Prüfkörper. Dies sind unter anderem:

- Bruchlast  $F_{\max}$  in [kN]
- Gesamtprüfzeit in [s]
- Kolbenweg in [mm]
- Belastungsgeschwindigkeit in [mm/s]
- Rohdichte in [kg/m<sup>3</sup>]
- Holzfeuchte in [%] (siehe Kapitel 2.1.1.1)
- Schubfestigkeit in [N/mm<sup>2</sup>] (siehe Kapitel 2.8.1)
- Schubmodul in [N/mm<sup>2</sup>] (siehe Kapitel 2.8.3)

## 6.) Festlegen des Auswertebereichs

Die EN 789:2005 empfiehlt für die Ermittlung von Steifigkeitskenngrößen, den Kurvenabschnitt zwischen 10 und 40 % der Bruchlast  $F_{\max}$  heranzuziehen. Der Bereich unter 10 % von  $F_{\max}$  ist durch einen nicht-linearen Verlauf zufolge der beginnenden Lastaufbringung gekennzeichnet. Am Ende dieses Abschnitts erfolgt der Übergang zum linearen Verlauf der Arbeitslinie, der sich aufgrund einer vollflächigen Lastverteilung und dem linear-elastischen Materialverhalten über den gesamten Bauteilquerschnitt einstellt. Beim Auswerten der Prüfdaten konnte in den meisten Fällen im Bereich von 10 bis etwa 25 % noch ein nicht-linearer Verlauf der Arbeitslinie beobachtet werden, weshalb der Bereich für die Ermittlung der Steifigkeit dementsprechend angepasst wurde. Die Verformungsverläufe der Dehnungsaufnehmer DD1-1 bis 4 sind in Abb. 2.16 exemplarisch dargestellt.

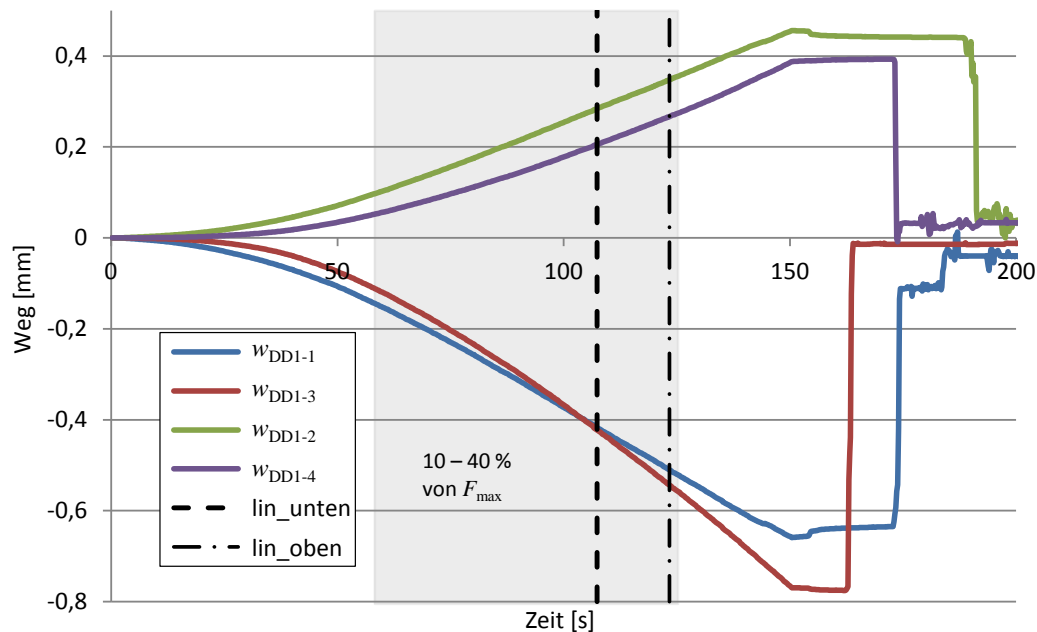


Abb. 2.16: Weg-Zeit-Diagramm der Dehnungsaufnehmer DD1-1 bis 4 (Messkreuze) einer Einzelauswertung

Die graue Schraffur kennzeichnet wieder den Abschnitt zwischen 10 und 40 % von  $F_{\max}$  und die schwarzen Grenzlinien beschreiben den davon abweichenden, ausgewählten Auswertebereich.

Um den optimalen Bereich für die Ermittlung der Steifigkeitskennwerte festlegen zu können, wurden die Verläufe der Verformungen auf ihre Linearität untersucht. Für diesen Zweck wurde die Steigung der einzelnen Verformungsverläufe nach Gl. 2.18 ermittelt.  $\Delta w_i$  beschreibt die Steigerung der Verformung von einem zum nächsten Datensatz.

$$\Delta w_i = w_{i+1} - w_i \quad \text{Gl. 2.18}$$

In Abb. 2.17 ist der Verlauf der Steigung der horizontalen (blau), vertikalen (rot) und der Schubverformung (grün) dargestellt. Grundsätzlich gilt: ist der Verlauf der Steigung konstant, so ist der Verlauf der Verformungen in diesem Bereich linear.

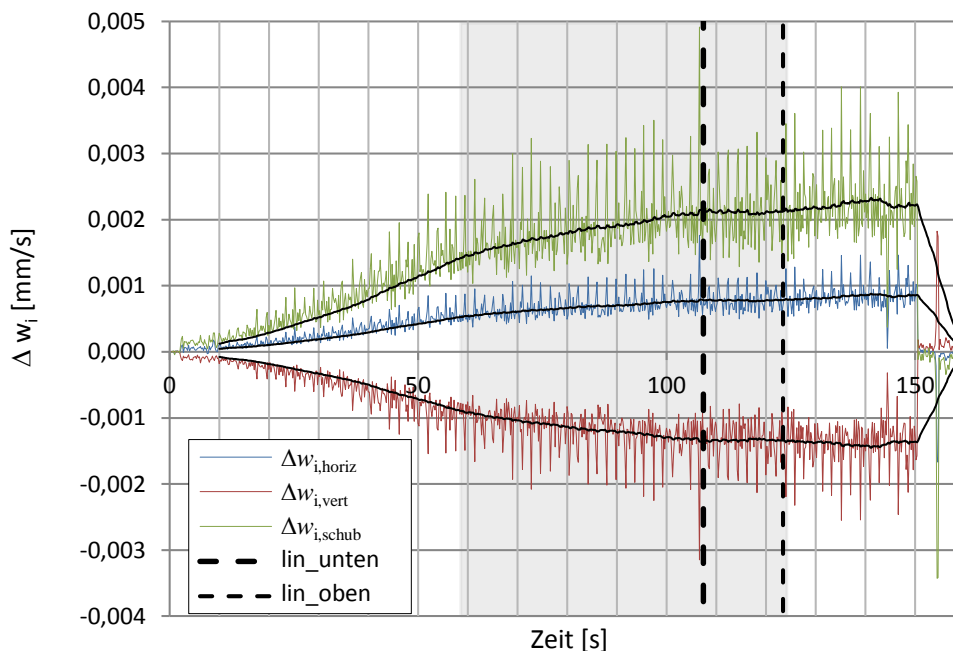


Abb. 2.17: Diagramm über die Steigung der Verformung einer Einzelauswertung

Die Grenzen „lin\_unten“ und „lin\_oben“ kennzeichnen den ausgewählten Bereich, in dem die Änderung der Verformung möglichst konstant verläuft, in diesem konkreten Beispiel zwischen 31,9 und 39,6 % von  $F_{\max}$ . Des Öfteren war erst bei 40 bis 50 % von  $F_{\max}$  ein konstanter Verlauf zu erkennen und in einigen Fällen konnte dies nie beobachtet werden.

Ein möglicher Grund dafür ist, dass sich zwischen den Brettern einer Lage sehr kleine Fugen befinden, die erst bei auftretender Verformung geschlossen werden. Dadurch könnte im Bauteil Reibung auftreten, die eine zunehmende Versteifung bewirken würde. Andererseits könnte auch eine nicht konstante Lasteinleitung dazu führen, dass es erst sehr spät zu einer vollflächigen Lasteinleitung über den gesamten Bauteilquerschnitt zusammen mit Exzentrizitäten kommt.

Anzumerken ist, dass mit der gewählten Messkonfiguration nur das Verhalten an der Prüfkörperoberfläche aufgezeichnet wird und nicht das Verhalten in Bauteilmitte. Durch das Mitteln der Daten wird nachträglich versucht, auf ein repräsentatives Verformungsverhalten des gesamten Prüfkörpers zu schließen.

## 2.8.1 Bestimmung der Schubfestigkeit

Die Bestimmung der Schubfestigkeit erfolgte je nach Versagensart auf unterschiedliche Weise. Aufgrund der Schmalseitenverklebung konnte bei den Prüfkörpern der Serie A ein Schubversagen beobachtet werden, bei dem alle Brettlagen (Querlagen und Längslagen) der Schubbeanspruchung entgegenwirkten. Im Falle der Serien ohne Seitenverklebung konnte meist ein sehr deutliches Netto-Schubversagen der flächenmäßig geringeren Lagen beobachtet werden.

### 2.8.1.1 Prüfkörper mit Seitenverklebung

Die Schubspannungen über den Brutto-Querschnitt des Prüfkörpers und die Brutto-Schubfestigkeit wurden nach dem Vorschlag von Kreuzinger und Sieder (2013) bestimmt. Die genaue Herleitung der verwendeten Formeln kann dem Kapitel 1.3.4 entnommen werden. Die wichtigsten Berechnungsschritte werden im Folgenden wiederholend dargestellt. In Gl. 2.19 wird die Brutto-Schubspannung ermittelt.

$$\tau_{x_M, y_M} = \frac{F_{\max}}{2 \cdot A} = \frac{F_{\max}}{2 \cdot b \cdot t_{\text{clt}}} \quad \text{Gl. 2.19}$$

mit

$\tau_{x_M, y_M}$	...	Brutto-Schubspannung nach Kreuzinger und Sieder (2013);
$F_{\max}$	...	maximale Druckkraft der Prüfmaschine;
$A$	...	Fläche des Prüfkörpers;
$b$	...	Breite des Prüfkörpers;
$t_{\text{clt}}$	...	Gesamtdicke des Prüfkörpers.

Für die Berücksichtigung des vorherrschenden Querdruckeinflusses, welcher den Schubwiderstand des Prüfkörpers während der Prüfung erhöht, wird, wie von Kreuzinger und Sieder (2013) vorgeschlagen, die Querdruckspannung in den in  $x_M$ -Richtung verlaufenden Brettlagen (Längslagen) entsprechend Gl. 2.20 herangezogen.

$$\sigma_{90} = \sigma_{y_M} \cdot \frac{E_{90}}{E_{y_M}} = \tau_{x_M, y_M} \cdot \frac{E_{90}}{E_{y_M}} \quad \text{Gl. 2.20}$$

mit

$\sigma_{90}$	...	Querdruckspannung in den in $x_M$ -Richtung verlaufenden Brettlagen (Längslagen);
$\sigma_{y_M}$	...	Normalspannung in die lokale $y_M$ -Richtung; $\sigma_{y_M} = \tau_{x_M, y_M}$ ;
$E_{90}$	...	E-Modul quer zur Faserrichtung; $E_{90} = 350 \text{ N/mm}^2$ (in Anlehnung an die EN 338:2009 gewählt; $E_{90} = 370 \text{ N/mm}^2$ für C24)
$E_{y_M}$	...	E-Modul in die lokale $y_M$ -Richtung.

$E_{yM}$  ist der „verschmierte“ E-Modul in die lokale  $y_M$ -Richtung und beinhaltet materialspezifische Annahmen für die beiden E-Moduln  $E_0$  und  $E_{90}$ . Er wird nach Gl. 2.21 ermittelt.

$$E_{yM} = \frac{t_{\text{net}} \cdot E_0 + (t_{\text{clt}} - t_{\text{net}}) \cdot E_{90}}{t_{\text{clt}}} \quad \text{Gl. 2.21}$$

mit

$t_{\text{net}}$  ... Brettstärke der in  $y_M$ -Richtung verlaufenden Brettlagen (Querlagen);  
 $E_0$  ... E-Modul in Faserrichtung;  $E_0 = 11.000 \text{ N/mm}^2$  (entsprechend  $E_0$  für C24 gemäß EN 338:2009).

Bei der Berechnung der Brutto-Schubfestigkeit  $f_{v,\text{gross}}$  entsprechend Gl. 2.22 wird die während der Prüfung auftretende Schubspannung um den in Gl. 2.20 ermittelten Querdruckanteil in den Längslagen reduziert. Der Querdruck in der in  $y_M$ -Richtung verlaufenden Brettlage (Querlage) bleibt hier unberücksichtigt.

$$f_{v,\text{gross}} = \tau_{xM,yM} \cdot (1 - \sigma_{90}) = \frac{F_{\text{max}}}{2 \cdot b \cdot t_{\text{clt}}} \cdot \left(1 - \frac{E_{90}}{E_{yM}}\right) \quad \text{Gl. 2.22}$$

Die Brutto-Schubfestigkeit, die sich auf die Gesamtdicke des Prüfkörpers bezieht, wird schließlich entsprechend Gl. 2.23 auf eine (rechnerische) Netto-Schubfestigkeit umgerechnet.

$$f_{v,\text{net}} = f_{v,\text{gross}} \cdot \frac{t_{\text{clt}}}{t_{\text{net}}} \quad \text{Gl. 2.23}$$

mit

$f_{v,\text{gross}}$  ... Brutto-Schubfestigkeit.  
 $f_{v,\text{net}}$  ... (rechnerische) Netto-Schubfestigkeit.

### 2.8.1.2 Prüfkörper ohne Seitenverklebung

Auf die Ermittlung der Netto-Schubfestigkeit gehen Kreuzinger und Sieder in ihrem Bericht nicht ein. Daher wurden für deren Berechnung eigene Überlegungen angestellt. In einem ersten Schritt wird die Brutto-Schubspannung  $\tau_{xM,yM}$  aus Gl. 2.19 mithilfe der Gl. 2.24 auf eine Netto-Schubspannung in den für das Versagen maßgebenden Brettlagen umgerechnet. Die maßgebenden Brettlagen sind jene Lamellen mit der kleineren Summe der Brettstärken, meist die in  $y_M$ -Richtung verlaufenden Querlagen.

$$\tau_{\text{net}} = \tau_{xM,yM} \cdot \frac{t_{\text{clt}}}{t_{\text{net}}} \quad \text{Gl. 2.24}$$

Zumal die Ermittlung der Netto-Schubspannungen auf jene Brettlagen bezogen wird, die auf Netto-Schub versagen, wird auch jener Querdruck berücksichtigt, der in den genannten Lagen wirkt. Für die Berechnung der entsprechenden Querdruckkomponente wird daher der „verschmierte“ E-Modul in die  $x_M$ -Richtung benötigt, der sich entsprechend Gl. 2.25 ermitteln lässt.



$$E_{xM} = \frac{(t_{clt} - t_{net}) \cdot E_0 + t_{net} \cdot E_{90}}{t_{clt}} \quad \text{Gl. 2.25}$$

Die Querdruckspannung, die in den auf Netto-Schub beanspruchten Brettlagen wirkt, kann nach Gl. 2.26 berechnet werden.

$$\sigma_{90} = \sigma_{xM} \cdot \frac{E_{90}}{E_{xM}} = \tau_{xM,yM} \cdot \frac{E_{90}}{E_{xM}} \quad \text{Gl. 2.26}$$

mit

- $\sigma_{90}$  ... Querdruckspannung in den in  $y_M$ -Richtung verlaufenden Brettlagen (Querlagen);
- $\sigma_{xM}$  ... Normalspannung in die lokale  $x_M$ -Richtung;  $\sigma_{xM} = \tau_{xM,yM}$ ;

Für die Berücksichtigung der Querdruck-Schub-Interaktion werden die Ergebnisse von Spengler (1982) herangezogen, der in seiner Arbeit das Interaktionsverhalten von Fichtenholz bei einer kombinierten Beanspruchung aus Schub- und Querspannung untersuchte. Krüger (2010) entwickelte aus den Ergebnissen von Spengler mittels einer multiplen Regressionsanalyse den in Gl. 2.27 beschriebenen Zusammenhang, wobei  $4,75 \text{ N/mm}^2$  die Schubfestigkeit von Vollholz frei von zusätzlich wirkenden Querspannungen darstellt.

$$\tau = 4,75 - 1,15 \cdot \sigma_{\perp} - 0,13 \cdot \sigma_{\perp}^2 \quad \text{Gl. 2.27}$$

Die Netto-Schubfestigkeit wird entsprechend Gl. 2.28 ermittelt, wobei gemäß mechanischer Notation eine Querdruckspannung mit einem negativen Vorzeichen in die Gleichung eingesetzt werden muss.

$$f_{v,net} = \tau_{net} + 1,15 \cdot \sigma_{90} + 0,13 \cdot \sigma_{90}^2 \quad \text{Gl. 2.28}$$

Von der Netto-Schubfestigkeit kann schließlich durch Berücksichtigung der entsprechenden Querschnittsflächen mittels Gl. 2.29 auf eine (rechnerische) Brutto-Schubfestigkeit umgerechnet werden.

$$f_{v,gros} = f_{v,net} \cdot \frac{t_{net}}{t_{clt}} \quad \text{Gl. 2.29}$$

mit

- $f_{v,net}$  ... Netto-Schubfestigkeit.
- $f_{v,gros}$  ... (rechnerische) Brutto-Schubfestigkeit.

Anmerkung: Für die Serie D wird die Netto-Schubfestigkeit auf die Längslagen bezogen, da diese für das Versagen maßgebend waren. So bezeichnet auch  $\sigma_{90}$  aus Gl. 2.26 für die Serie D die Querdruckspannung in den Längslagen.

## 2.8.2 Bestimmung der Steifigkeitskennzahlen

Die Steifigkeitswerte der Prüfkörper wurden im festgelegten, linearen Bereich der Arbeitslinie ermittelt. Die Steigung der Arbeitslinie stellt die Steifigkeit des Prüfkörpers dar und errechnet sich durch die Formel aus Gl. 2.30.

$$k = \frac{\Delta F}{\Delta w} = \frac{F_{\text{lin,oben}} - F_{\text{lin,unten}}}{w(F_{\text{lin,oben}}) - w(F_{\text{lin,unten}})} \quad \text{Gl. 2.30}$$

mit

$k$	...	Steigung im linear-elastischen Bereich der Arbeitslinie [kN/mm];
$\Delta F$	...	Differenz zwischen $F_{\text{lin,oben}}$ und $F_{\text{lin,unten}}$ [kN];
$F_{\text{lin,oben}}$	...	Kraft an der oberen Grenze des gewählten Auswertebereichs [kN];
$F_{\text{lin,unten}}$	...	Kraft an der unteren Grenze des gewählten Auswertebereichs [kN];
$\Delta w$	...	Differenz zwischen $w(F_{\text{lin,oben}})$ und $w(F_{\text{lin,unten}})$ [mm];
$w(F_{\text{lin,oben}})$	...	Verformung bei Erreichen von $F_{\text{lin,oben}}$ [mm];
$w(F_{\text{lin,unten}})$	...	Verformung bei Erreichen von $F_{\text{lin,unten}}$ [mm].

Dabei können durch das Einsetzen unterschiedlicher Verformungsdaten verschiedene Steifigkeiten ermittelt werden. Relevant für die Auswertung ist einerseits die Steigung der Schubverformung  $k_v$  entsprechend Gl. 2.31 und andererseits die Steigung der horizontalen Verformungen  $k_{\text{qd,mitte}}$  und  $k_{\text{qd,oben}}$  nach Gl. 2.32 und Gl. 2.33, die Aufschluss über den Einfluss der Reibung im Lasteinleitungsbereich geben sollen.

Steigung der Schubverformung  $k_v$

$$k_v = \frac{\Delta F}{\Delta w_{\text{mean,schub}}} \quad \text{Gl. 2.31}$$

Steigung der horizontalen Verformung im Bereich des Messkreuzes  $k_{\text{qd,mitte}}$

$$k_{\text{qd,mitte}} = \frac{\Delta F}{\Delta w_{\text{mean,horiz}}} \quad \text{Gl. 2.32}$$

Steigung der horizontalen Verformung im Lasteinleitungsbereich  $k_{\text{qd,oben}}$

$$k_{\text{qd,oben}} = \frac{\Delta F}{\Delta w_{\text{mean,horiz,oben}}} \quad \text{Gl. 2.33}$$

## 2.8.3 Bestimmung des Schubmoduls

Für die Ermittlung des Schubmoduls wurden ebenfalls die Daten des zuvor festgelegten Auswertebereichs herangezogen. Es gibt verschiedene Ansätze, den Schubmodul  $G_{\text{xM,yM}}$  zu berechnen, wobei in diesem Kapitel drei Methoden näher beschrieben werden. Diese unterscheiden sich hinsichtlich ihrer Berechnungsart und der verwendeten Materialannahmen.

### 2.8.3.1 Schubmodulermittlung nach Kreuzinger und Sieder (2013)

Die Bestimmung des Schubmoduls nach den Ansätzen von Kreuzinger und Sieder (2013) wurde bereits in Kapitel 1.3.4 (Gl. 1.52) dargestellt. Zur Wiederholung wird die Formel in Gl. 2.34 noch einmal angeführt. Der Schubmodul wird im Folgenden zur Unterscheidung mit dem Kürzel „KS“ versehen.

$$G_{x_M, y_M, KS} = \frac{1}{\frac{4}{E_y} + \frac{1}{E_{x_M}} + \frac{1}{E_{y_M}}} \quad \text{Gl. 2.34}$$

mit

$G_{x_M, y_M, KS}$	...	Schubmodul im Koordinatensystem $x_M$ - $y_M$ nach Kreuzinger und Sieder (2013);
$E_y$	...	E-Modul in globaler $y$ -Richtung;
$E_{x_M}$	...	E-Modul in $x_M$ -Richtung;
$E_{y_M}$	...	E-Modul in $y_M$ -Richtung.

Mit dem Parameter  $E_y$  gehen entsprechend Gl. 2.35 die Kraftänderung bezogen auf die Querschnittsfläche sowie die gemessene Verformungsänderung der vertikalen Dehnungsaufnehmer bezogen auf deren Messbasis in die Schubmodulermittlung ein. Die horizontale Dehnung im Bereich des Messkreuzes bleibt unberücksichtigt.

$$E_y = \frac{\Delta\sigma_y}{\Delta\varepsilon_y} = \frac{\frac{\Delta F}{b \cdot t_{clt}}}{\frac{\Delta w_{\text{mean,vert}}}{l_{DA}}} \quad \text{Gl. 2.35}$$

mit

$\Delta\sigma_y$	...	Differenz der Druckspannung in $y$ -Richtung;
$\Delta\varepsilon_y$	...	Differenz der lokalen Vertikalstauchung;
$\Delta F$	...	Differenz zwischen $F_{\text{lin,oben}}$ und $F_{\text{lin,unten}}$ ;
$b$	...	Breite des Prüfkörpers;
$t_{clt}$	...	Dicke des Prüfkörpers;
$\Delta w_{\text{mean,vert}}$	...	Differenz zwischen den vertikalen Verformungen der Dehnungsaufnehmer in $y$ -Richtung bei Erreichen von $F_{\text{lin,oben}}$ und $F_{\text{lin,unten}}$ ;
$l_{DA}$	...	Messbasis des vertikalen Dehnungsaufnehmers (400 mm).

Die Parameter  $E_{x_M}$  und  $E_{y_M}$  sind rechnerische Größen und beschreiben die Steifigkeiten in die lokalen  $x_M$ - bzw.  $y_M$ -Richtungen. Diese sind mit materialspezifischen Annahmen für den E-Modul in, sowie rechtwinklig zur Faserrichtung behaftet, was eine vergrößerte Streuung der Ergebnisse nach sich ziehen kann. Der Schubmodul nach Kreuzinger und Sieder (2013) ist also einerseits mit Unsicherheiten behaftet und berücksichtigt andererseits lediglich die vertikale Verformungskomponente des Messkreuzes. Daher wird er nur zum Vergleich mit den beiden anderen Schubmoduln ausgewertet.

### 2.8.3.2 Schubmodulermittlung nach Silly (2014)

Die Berechnung des Schubmoduls ist Teil der Untersuchungen im Forschungsbericht von Silly (2014). Darin wird festgestellt, dass sich die Messmethode nach EN 408:2012 grundsätzlich für die Ermittlung des Schubmoduls eignet. Der Schubmodul wird im Folgenden mit dem Index „S“ gekennzeichnet.

$$G_{x_M, y_M, S} = \alpha \cdot \frac{h_0}{2 \cdot b \cdot t_{\text{clt}}} \cdot \frac{V_{s,2} - V_{s,1}}{w_2 - w_1} = \alpha \cdot \frac{l_{\text{DA}}}{2 \cdot b \cdot t_{\text{clt}}} \cdot \frac{\Delta F}{\Delta w_{\text{mean, schub}}} \quad \text{Gl. 2.36}$$

mit

$\alpha$	...	Korrekturfaktor;
$h_0, l_{\text{DA}}$	...	Messbasis der Dehnungsaufnehmer (400 mm);
$\Delta F$	...	Differenz zwischen $F_{\text{lin, oben}}$ (bzw. $V_{s,2}$ ) und $F_{\text{lin, unten}}$ (bzw. $V_{s,1}$ ) [kN];
$\Delta w_{\text{mean, schub}}$	...	Differenz zwischen $w_{\text{mean, schub}}(F_{\text{lin, oben}})$ (bzw. $w_2$ ) und $w_{\text{mean, schub}}(F_{\text{lin, unten}})$ (bzw. $w_1$ ) [mm].

Der Faktor 2 im Nenner der Gl. 2.36 ergibt sich einerseits durch die Umrechnung der Kraft  $F$  von der globalen  $y$ -Richtung in die lokale  $x_M$ - bzw.  $y_M$ -Richtung und andererseits durch die Umrechnung der Prüfkörperbreite  $b$  zur schrägen Breite, entlang derer die Schubspannung wirkt.

Um die Abweichung zwischen den ideellen Schubspannungen, wie u.a. in Kreuzinger und Sieder (2013) angenommen, und der Schubspannung nach der FE-Berechnung zu berücksichtigen, wird der Korrekturfaktor  $\alpha$  verwendet. Für die im Forschungsbericht von Silly (2014) analysierte Prüfkörpergeometrie und einem  $D_x = 3 \cdot D_y$  ergab sich ein Wert von 1,0772. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden, aufgrund der veränderten Geometrie ( $h = 3 \cdot b$  anstatt  $h = 2 \cdot b$ ), exemplarisch die Querschnitte der Serien A ( $D_x = 2 \cdot D_y$ ) und J ( $D_x = 3 \cdot D_y$ ) untersucht, wobei  $\alpha$  im ersten Fall bei 1,0090 und im zweiten Fall bei 1,0101 lag. Da diese Werte nahe bei 1 liegen, gilt ein Faktor  $\alpha$  mit 1,0 als hinreichend genau.

Bei der Schubmodulermittlung nach Silly (2014) wird der Einfluss der Querdruckspannungen, anders als bei der Ermittlung von  $G_{x_M, y_M, KS}$ , nicht berücksichtigt. Beim Schubmodul  $G_{x_M, y_M, S}$  wird also einerseits der erhöhende Effekt des interagierenden Querdrucks nicht erfasst, andererseits ist er frei von jeglichen Materialannahmen. Aus diesem Grund wird für die weiterführenden Betrachtungen und den detaillierten Vergleich der Wert  $G_{x_M, y_M, S}$  herangezogen.

### 2.8.3.3 Schubmodulermittlung durch Transformation der Verzerrungen

Bei dieser Methode werden die mit dem Messkreuz gemessenen Verzerrungen des globalen Koordinatensystems  $x$ - $y$  über Matrixtransformation um einen Winkel  $\varphi$  von  $45^\circ$  gedreht und so in Verzerrungen des lokalen Koordinatensystems  $x_M$ - $y_M$  umgewandelt. Die Transformation ist in Gl. 2.37 ersichtlich. Der ermittelte Schubmodul wird mit dem Index „trans“ versehen.

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{x_M} \\ \varepsilon_{y_M} \\ \gamma_{x_M,y_M} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos^2 \varphi & \sin^2 \varphi & \cos \varphi \cdot \sin \varphi \\ \sin^2 \varphi & \cos^2 \varphi & -\cos \varphi \cdot \sin \varphi \\ -2 \cdot \cos \varphi \cdot \sin \varphi & 2 \cdot \cos \varphi \cdot \sin \varphi & \cos^2 \varphi - \sin^2 \varphi \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{x,y} \end{bmatrix} \quad \text{Gl. 2.37}$$

mit

- $\varepsilon_{x_M}$  ... Verzerrung in  $x_M$ -Richtung;
- $\varepsilon_{y_M}$  ... Verzerrung in  $y_M$ -Richtung;
- $\gamma_{x_M,y_M}$  ... Schubverzerrung im Koordinatensystem  $x_M$ - $y_M$ ;
- $\varphi$  ... Winkel, um den das Koordinatensystem gedreht wird;
- $\varepsilon_x$  ... mit den Dehnungsaufnehmern gemessene Dehnung in die globale  $x$ -Richtung;
- $\varepsilon_y$  ... mit den Dehnungsaufnehmern gemessene Stauchung in die globale  $y$ -Richtung;
- $\gamma_{x,y}$  ... Schubverzerrung im Koordinatensystem  $x_M$ - $y_M$ .

Die Verzerrungen werden dabei nach Gl. 2.38 ermittelt.

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{x,y} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta w_{\text{mean,vert.}} / l_{\text{DA}} \\ \Delta w_{\text{mean,hor.}} / l_{\text{DA}} \\ 0 \end{bmatrix} \quad \text{Gl. 2.38}$$

mit

- $\Delta w_{\text{mean,vert}}$  ... mit Dehnungsaufnehmer gemessene, gemittelte Verformung in  $x$ -Richtung;
- $\Delta w_{\text{mean,hor.}}$  ... mit Dehnungsaufnehmer gemessene, gemittelte Verformung in  $y$ -Richtung;
- $l_{\text{DA}}$  ... Messbasis des Dehnungsaufnehmers (400 mm).

Mit der Schubverzerrung  $\gamma_{x_M,y_M}$  aus Gl. 2.37 und der mit dem Berechnungsverfahren nach Kreuzinger und Sieder (2013) ermittelten Schubspannung  $\tau_{x_M,y_M}$  kann durch Umformen von

$$\tau_{x_M,y_M} = G_{x_M,y_M,\text{trans}} \cdot \gamma_{x_M,y_M} \quad \text{Gl. 2.39}$$

mit

- $\tau_{x_M,y_M}$  ... Schubspannung nach Kreuzinger und Sieder (2013) unter Berücksichtigung des Querdruckeinflusses;
- $\gamma_{x_M,y_M}$  ... Schubverzerrung im Koordinatensystem  $x_M$ - $y_M$ ;
- $G_{x_M,y_M,\text{trans}}$  ... Schubmodul zufolge Verzerrungstransformation;

zu

$$G_{x_M,y_M,\text{trans}} = \frac{\tau_{x_M,y_M}}{\gamma_{x_M,y_M}} \quad \text{Gl. 2.40}$$

der Schubmodul berechnet werden, wobei die Schubspannung  $\tau_{x_M,y_M}$  durch den Faktor  $f_{v,\text{net}}/\tau_{\text{net}}$  abgemindert wird. Durch diesen Faktor wird die erhöhende Wirkung der Querdruckspannung berücksichtigt und der Schubmodul verringert. Dadurch fließen auch in den Schubmodul  $G_{x_M,y_M,\text{trans}}$  die Materialannahmen für  $E_0$  und  $E_{90}$  ein. Im Gegensatz zu  $G_{x_M,y_M,\text{KS}}$

werden hier jedoch die Verformungsdaten der vertikalen und der horizontalen Dehnungsaufnehmer des Messkreuzes berücksichtigt.

## 2.9 Statistische Auswertung

Nach der Einzelauswertung wurden die Ergebnisse der sechs gleichartigen Prüfkörper jeder Serie zusammengefasst und mithilfe der Computerprogramme R (2014) und Tinn-R (2014) einer statistischen Auswertung unterzogen.

### 2.9.1 Statistische Kenngrößen

Bei der statistischen Analyse von Stichprobenwerten ist davon auszugehen, dass die statistischen Parameter der Stichprobe von den Parametern der Grundgesamtheit mit einer bestimmten Wahrscheinlichkeit abweichen. Mit einer Stichprobe lassen sich also nur sogenannte „Schätzer“ für die tatsächlichen Parameter berechnen. Das Konfidenzintervall eines geschätzten Parameters beschreibt jenen Bereich, in dem der Parameter der Grundgesamtheit mit einer gewissen Wahrscheinlichkeit auftreten kann.

Im Folgenden werden die wichtigsten statistischen Kenngrößen beschrieben. Der Mittelwert (oder das arithmetische Mittel) ist der durchschnittliche Wert einer Stichprobe und wird nach Gl. 2.41 ermittelt.

$$\bar{x} = \frac{\sum x_i}{n} \quad \text{Gl. 2.41}$$

Im Vergleich zum Mittelwert ist der Median relativ unbeeinflusst von Ausreißern zumal er jenen Wert beschreibt, der bei aufsteigend sortierten Stichprobenwerten an der mittleren Stelle steht. Weist eine Datenverteilung eine gerade Anzahl von Werten auf, ist der Median der Mittelwert der beiden in der Mitte liegenden Werte.

Die Varianz ist ein Maß für die Streuung einer Verteilung und wird nach Gl. 2.42 ermittelt.

$$s^2 = \frac{\sum (x_i - \bar{x})^2}{n - 1} \quad \text{Gl. 2.42}$$

Die Wurzel aus der Varianz nennt man Standardabweichung. Sie ist ebenfalls ein Streuungsmaß und beschreibt die Breite einer Dichtefunktion.

$$s = \sqrt{s^2} = \sqrt{\frac{\sum (x_i - \bar{x})^2}{n - 1}} \quad \text{Gl. 2.43}$$

Der Variationskoeffizient ist ein relatives Streuungsmaß und ist die Standardabweichung bezogen auf den Mittelwert der Verteilung.



$$CV = \frac{s}{x} \quad \text{Gl. 2.44}$$

Der 5 %-Fraktilwert stellt jenen Grenzwert einer Verteilung dar, den nur 5 % der Messwerte unterschreiten. Ein Fraktilwert kann auf Basis verschiedener Daten ermittelt werden.  $q_{05}$  ist der 5 %-Fraktilwert auf Basis empirischer Daten.

Außerdem besteht die Möglichkeit die statistischen Kenngrößen auf Basis einer bestimmten statistischen Verteilungsfunktion (z.B. Normalverteilung, Log-Normalverteilung) zu ermitteln. Bei der Ermittlung des 5 %-Fraktilwertes  $q_{05LN}$  wird angenommen, dass die beobachteten Messwerte  $x$  log-normalverteilt sind ( $X \sim 2pLND$ ), während für  $Y$  eine Normalverteilung angenommen wird ( $Y \sim ND$ ) und  $X$  und  $Y$  über Gl. 2.45 in Verbindung stehen.

$$Y = \ln(X) \quad \text{Gl. 2.45}$$

Anmerkung: Aufgrund des geringen Prüfumfangs wird in der vorliegenden Arbeit primär ein Vergleich der Serienmittelwerte und nicht die Ermittlung eines charakteristischen Festigkeitswertes angestrebt.

### 2.9.1.1 Boxplots

Boxplots ermöglichen die grafische Darstellung einer statistischen Verteilung und beinhalten ihre wichtigsten Kennzahlen. Sie werden in Kapitel 3 zum anschaulichen Vergleich der analysierten mechanischen Kenngrößen herangezogen. Die Bestandteile eines Boxplots werden in Abb. 2.18 beschrieben.

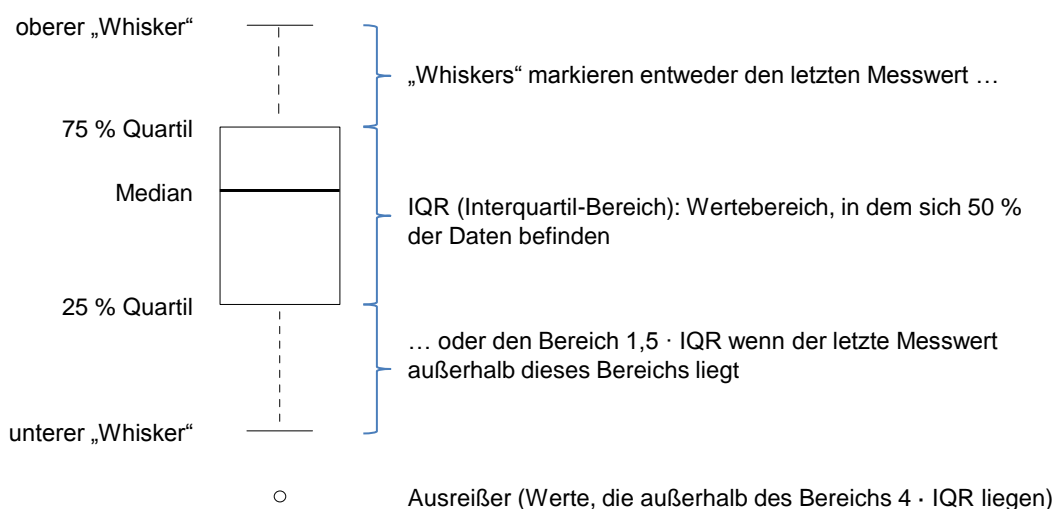


Abb. 2.18: Beschreibung des Boxplots

### 2.9.1.2 Variationskoeffizient auf Basis der Rangstatistik

Zumal Momente sehr stark vom Auftreten von Ausreißern beeinflusst werden, wurde der Variationskoeffizient zusätzlich noch basierend auf einer Rangstatistik ermittelt. Dies ermöglichte die Ermittlung eines relativen Streuungsmaßes der Verteilung ohne Berücksichtigung von Werten, die außerhalb des Inter-Quantil-Bereichs liegen. Dafür wurde unter anderem die Annahme getroffen, dass  $X$  log-normalverteilt ( $X \sim 2pLND$ ) und  $Y$  normalverteilt ist ( $Y \sim ND$ ). Der Zusammenhang zwischen  $X$  und  $Y$  kann Gl. 2.45 entnommen werden.

Die folgenden Zusammenhänge wurden der Dissertation von Brandner (2012, S. 51) entnommen und beschreiben die Transformation zwischen  $X$ - und  $Y$ -Verteilung.

$$E[X] = \mu_X = \exp\left(\mu_Y + \frac{\sigma_Y^2}{2}\right) = \sqrt{\exp(2 \cdot \mu_Y + \sigma_Y^2)} \quad \text{Gl. 2.46}$$

mit

$E[X]$	...	Erwartungswert der $X$ -Verteilung;
$\mu_X$	...	Mittelwert der $X$ -Verteilung;
$\mu_Y$	...	Mittelwert der $Y$ -Verteilung;
$\sigma_Y$	...	Standardabweichung der $Y$ -Verteilung.

$$\text{Var}[X] = \sigma_X^2 = \exp(2 \cdot \mu_Y + \sigma_Y^2) \cdot (\exp(\sigma_Y^2) - 1) = E^2[X] \cdot (\exp(\sigma_Y^2) - 1) \quad \text{Gl. 2.47}$$

mit

$\text{Var}[X]$	...	Varianz der $X$ -Verteilung;
$\sigma_X$	...	Standardabweichung der $X$ -Verteilung.

Die Standardabweichung ergibt sich somit zu

$$\sigma_X = \sqrt{E^2[X] \cdot (\exp(\sigma_Y^2) - 1)} \quad \text{Gl. 2.48}$$

Die Standardabweichung von  $Y$  wird nach Gl. 2.49 im Inter-Quantil-Bereich der  $Y$ -Verteilung ermittelt, das heißt, es werden nur die Werte im Bereich von 25 bis 75 % berücksichtigt. Der Wert 1,349 ergibt sich aus 2 mal 0,6745 und gilt für Normalverteilungen. Er sagt aus, dass 50 % der erwarteten Werte im Konfidenzintervall  $-0,6745 \cdot \sigma$  bis  $0,6745 \cdot \sigma$  liegen. Die Formel wurde ebenfalls der Dissertation von Brandner (2012, S. 150) entnommen.

$$S_{y,IQR} = \frac{q_{75} - q_{25}}{1,349} \quad \text{Gl. 2.49}$$

mit

$q_{75}$	...	75 %-Quantil von $Y$ ;
$q_{25}$	...	25 %-Quantil von $Y$ .

$Y$  wird als normalverteilt und somit als symmetrisch verteilt angenommen, weshalb folgende Gleichsetzungen erfolgen können:

$$S_{y,IQR} \equiv S_y \quad \text{Gl. 2.50}$$

$$y_{50} \equiv \bar{y} \quad \text{Gl. 2.51}$$

mit

$S_{y,IQR}$	...	Standardabweichung (Schätzer) von $Y$ auf Basis der Rangstatistik;
$S_y$	...	Standardabweichung (Schätzer) von $Y$ ;
$y_{50}$	...	Median (Schätzer) von $Y$ ;
$\bar{y}$	...	Mittelwert (Schätzer) von $Y$ .

Durch Anwendung der Gl. 2.46 kann der Erwartungswert von  $X$  nach Gl. 2.52 ermittelt werden

$$E[X] = \exp\left(\bar{y} + \frac{S_y^2}{2}\right) \quad \text{Gl. 2.52}$$

und durch Anwendung der Gl. 2.48 erhält man

$$\sigma[X] = \sqrt{E^2[X] \cdot (\exp(S_y^2) - 1)} \quad \text{Gl. 2.53}$$

Der Variationskoeffizient  $CV_{\text{empD}}$ , basierend auf einer Rangstatistik, ergibt sich zu

$$CV_{IQR} \equiv CV_{\text{empD}} = \frac{\sigma[X]}{E[X]} \quad \text{Gl. 2.54}$$

### 2.9.1.3 Statistische Signifikanz

Im Zuge der Inferenzstatistik, der Analyse möglicher Unterschiede bzw. Gemeinsamkeiten zwischen einzelnen Serien, werden ausgewählte Statistiken bzw. Differenzen zwischen diesen auf ihre Signifikanz überprüft. „Signifikant“ bedeutet nach dem Statistik-Lexikon der Statista GmbH, dass eine angenommene Hypothese mit einer bestimmten Wahrscheinlichkeit auch auf die Grundgesamtheit zutrifft. Ein erkennbarer Zusammenhang tritt also mit einer bestimmten Wahrscheinlichkeit nicht zufällig auf, sondern gilt auch für die gesamte Population.

Bei einem paarweisen Signifikanztest für Mittelwerte bzw. Mediane wird überprüft, ob sich die Konfidenzintervalle zweier Serienmittelwerte bzw. -mediane überlappen und wie groß der Überschneidungsbereich ist.

Zur Überprüfung der Signifikanz stehen mehrere Tests zur Verfügung. Für die vorliegende Arbeit wurden der Wilcoxon-Mann-Whitney-Test und der t-Test herangezogen. Der Wilcoxon-Mann-Whitney-Test bezieht sich auf die Mediane der untersuchten Serien, wohingegen der t-Test ihre Mittelwerte vergleicht und voraussetzt, dass die untersuchten Daten normalverteilt sind. Zumal angenommen werden kann, dass die Daten log-normalverteilt sind, wird der t-Test mit den logarithmierten Daten,  $y = \ln(x)$ , durchgeführt.

In beiden Fällen wird eine Nullhypothese  $H_0$  nach Gl. 2.55 bzw. Gl. 2.57 definiert. Beim Wilcoxon-Mann-Whitney-Test besagt sie, dass die Mediane der Grundgesamtheiten gleich sind, beim t-Test gilt dasselbe für die Mittelwerte. Die Alternativhypothese  $H_1$  nach Gl. 2.56 bzw. Gl. 2.58 besagt das Gegenteil der Nullhypothese  $H_0$ .

$$H_0 : x_{50,A} = x_{50,B} \quad \text{Gl. 2.55}$$

$$H_1 : x_{50,A} \neq x_{50,B} \quad \text{Gl. 2.56}$$

mit

$x_{50,A}$  ... Median der Serie A;  
 $x_{50,B}$  ... Median der Serie B.

$$H_0 : \bar{x}_A = \bar{x}_B \quad \text{Gl. 2.57}$$

$$H_1 : \bar{x}_A \neq \bar{x}_B \quad \text{Gl. 2.58}$$

mit

$\bar{x}_A$  ... Mittelwert der Serie A;  
 $\bar{x}_B$  ... Mittelwert der Serie B.

Nach dem Statistik-Lexikon der Statista GmbH muss für die Hypothesen eine maximale Irrtumswahrscheinlichkeit  $\alpha$  festgelegt werden.  $\alpha$  wird auch als Signifikanzniveau bezeichnet und beträgt standardmäßig 5 %. Die Tests werden mit dem Programm R (2014) durchgeführt und liefern als Ergebnis die realisierte Signifikanz  $p$ . Ist dieser Wert kleiner als  $\alpha$ , ist die Nullhypothese mit einer Wahrscheinlichkeit von  $(1 - \alpha)$  abzulehnen. Ist  $p$  größer als  $\alpha$ , kann die Nullhypothese nicht abgelehnt bzw. verworfen werden.

Die Tests wurden immer paarweise für Serien durchgeführt, welche aufgrund einer entsprechenden Parametervariation vergleichbar sind.

## 2.10 Analyse der Arbeitslinien

Für die vergleichende Betrachtung der Arbeitslinien der Serien A, B und C wurde, in Anlehnung an die Arbeit von Glos (1978), eine gemittelte Funktion  $F(w)$  berechnet. Die von Glos verwendete Funktion  $\sigma(\varepsilon)$  diente ursprünglich der Beschreibung des Verhaltens von Brett-schichtholz unter Längsdruckbeanspruchung. Aufgrund der Formähnlichkeit der Arbeitslinien eignet sie sich jedoch auch für Betrachtung von BSP unter Schubbeanspruchung. Die Funktion ist in Gl. 2.59 ersichtlich und wird hier auf die Kraft  $F$  und den Weg  $w$  bezogen.

$$F(w) = \frac{w + k_1 \cdot w^N}{k_2 + k_3 \cdot w + k_4 \cdot w^N} \quad \text{Gl. 2.59}$$

mit

$F(w)$	...	Kraft bei Erreichen der Verformung $w$ ;
$w$	...	Verformung;
$k_1, k_2, k_3, k_4, N$	...	Parameter, die die Form der Funktion bestimmen.

Zu Beginn wurde für jede Arbeitslinie eine Funktion  $F(w)$  ermittelt. Dies wurde durch Verwenden der „solve“-Funktion im Computerprogramm Excel (2010) erzielt. Die Summe der Differenz der Abweichung zwischen der beobachteten Kraft  $F_{\text{app}}$  und dem Funktionswert  $F(w)$  an derselben Stelle wurde durch Variation der Parameter  $k_1, k_2, k_3, k_4$  und  $N$  minimiert. Dadurch konnten sich die Funktionswerte bestmöglich an die tatsächlichen Werte annähern. Durch Mittelwertbildung und manuelle Anpassungen konnte für die Serien A, B und C je eine Funktion gefunden werden, die den mittleren Verlauf der sechs Arbeitslinien darstellt und die mittlere Bruchkraft  $F_{\text{max,mean}}$ , sowie die mittlere Verformung zum Bruchzeitpunkt  $w(F_{\text{max,mean}})$  aufwies.

### 3 ERGEBNISSE

#### 3.1 Holzfeuchte

In Tab. 3.1 sind die Statistiken der Holzfeuchten der einzelnen Serien zusammengefasst.

Tab. 3.1: Ergebnisse der statistischen Auswertung der Holzfeuchte  $u$

	A	B	C	D	E	F	I	J	G	ALLE
	30/30/30	29/29/29	30/30/30	17/32/19 /32/19	28/30/30 /30/30	40/19/30 /19/40	31/19/20 /19/31	40/19/40 /19/40	30/30/30/30 /30/30/30	
Anzahl	6	6	6	6	6	6	6	6	6	54
Minimum	11,8%	12,0%	11,9%	12,4%	11,3%	10,8%	10,3%	10,7%	9,9%	9,9%
<b>Mittelwert</b>	<b>12,3%</b>	<b>12,2%</b>	<b>12,2%</b>	<b>12,5%</b>	<b>11,6%</b>	<b>11,2%</b>	<b>10,9%</b>	<b>11,3%</b>	<b>10,6%</b>	<b>11,7%</b>
Median	12,2%	12,1%	12,1%	12,5%	11,7%	11,3%	10,7%	11,5%	10,7%	11,8%
Maximum	12,9%	12,5%	12,8%	12,6%	11,9%	11,5%	11,9%	11,9%	11,5%	12,9%
CV	3,8%	1,5%	3,2%	0,8%	2,1%	2,9%	5,2%	4,0%	5,9%	6,4%
CV <sub>empD</sub>	4,3%	1,3%	3,3%	0,4%	1,5%	3,7%	3,9%	3,8%	6,6%	6,5%

Der Mittelwert aller neun Serien beträgt 11,7 % und der Median 11,8 %. Die grafische Darstellung der Ergebnisse erfolgt in Abb. 3.1.

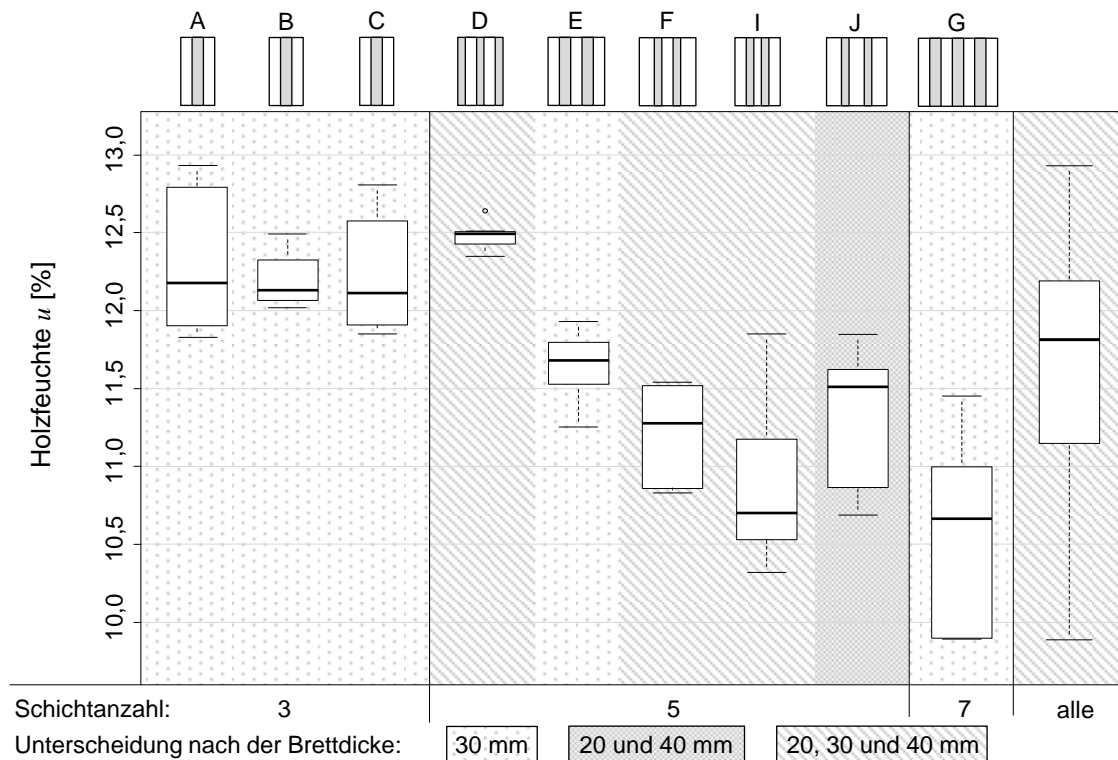


Abb. 3.1: Vergleich der Holzfeuchte  $u$  anhand von Boxplots, mit Kennzeichnung je nach Ausgangsmaterial



Zumal die Prüfkörper bereits mit der entsprechenden Holzfeuchte angeliefert und teilweise in der Klimakammer gelagert wurden, konnten die Abweichungen von der Referenzfeuchte von  $u_{\text{ref}} = 12\%$  gering gehalten werden.

Beim Vergleich einzelner Serien fällt auf, dass sich die Feuchtigkeitswerte teils deutlicher voneinander unterscheiden. Ein möglicher Grund könnte sein, dass die verwendete Brettware (30er bzw. 40er Lamellen), wie in Kapitel 2.1 bereits erläutert, von unterschiedlichen Herstellern stammte. In Abb. 3.1 erfolgte daher die Kennzeichnung der Serien in Abhängigkeit von der verwendeten Ausgangsware, wobei jedoch kein Zusammenhang erkennbar ist.

Wie bereits in Kapitel 2.1.1.2 erläutert, wurde eine Abweichung der Holzfeuchte eines Prüfkörpers von der Referenzfeuchte durch entsprechende Korrekturfaktoren berücksichtigt. Im Rahmen der Einzelauswertung wurden die ermittelten Kennwerte (Rohdichte, Festigkeiten und Steifigkeiten) somit auf eine Holzfeuchte von 12% umgerechnet und infolgedessen mit dem Index „12“ versehen.

### 3.2 Rohdichte

Die Ergebnisse für die Rohdichte sind in Tab. 3.2 ersichtlich. Auffällig ist, dass die Streuung innerhalb der einzelnen Serien mit 0,7 bis 2,6%, sowie auch die Streuung der Gesamtverteilung aller Prüfkörper mit 2,6% relativ gering sind. Mittelwert und Median der Gesamtverteilung liegen beide bei 463 kg/m<sup>3</sup>.

Tab. 3.2: Ergebnisse der statistischen Auswertung der Rohdichte  $\rho_{12}$

	A	B	C	D	E	F	I	J	G	ALLE
	30/30/30	29/29/29	30/30/30	17/32/19 /32/19	28/30/30 /30/30	40/19/30 /19/40	31/19/20 /19/31	40/19/40 /19/40	30/30/30/30 /30/30/30	
Anzahl	6	6	6	6	6	6	6	6	6	54
Minimum	460	469	445	459	448	448	451	442	458	442
<b>Mittelwert</b>	<b>470</b>	<b>478</b>	<b>461</b>	<b>472</b>	<b>459</b>	<b>455</b>	<b>461</b>	<b>444</b>	<b>471</b>	<b>463</b>
Median	470	480	460	470	459	456	463	443	472	463
Maximum	481	485	477	483	471	460	468	451	477	485
CV	1,4%	1,4%	2,6%	1,9%	1,8%	1,0%	1,4%	0,7%	1,5%	2,6%
CV <sub>empD</sub>	0,3%	1,5%	2,4%	1,6%	1,7%	0,8%	1,1%	0,2%	0,5%	2,4%

Beim Vergleich der Serien untereinander ist zu sehen, dass sich die Serienmittelwerte, wie auch schon bei der Holzfeuchte, zum Teil deutlicher voneinander unterscheiden. Zumal für die Durchführung einer Parameterstudie vorausgesetzt wird, dass die Stichproben derselben Grundgesamtheit angehören, werden die Serien mittels statistischer Tests miteinander verglichen. Die Ergebnisse der Signifikanztests sind in Tab. 3.3 ersichtlich. „W.“ steht dabei für den Wilcoxon-Mann-Whitney-Test und „T.“ für den t-Test. Ist die realisierte Signifikanz  $p$  größer als  $\alpha = 0,05$ , kann angenommen werden, dass die geprüften Serien derselben Grundgesamtheit angehören.

Tab. 3.3: Ergebnisse der Signifikanztests für die Rohdichte  $\rho_{12}$

$p$	A		B		D		E		F		I	
	W.	T.	W.	T.	W.	T.	W.	T.	W.	T.	W.	T.
B	0,065	0,055	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
C	-	-	0,015	0,014	-	-	-	-	-	-	-	-
E	-	-	0,004	0,001	0,065	0,026	-	-	-	-	-	-
F	-	-	-	-	0,004	0,004	0,394	0,376	-	-	-	-
I	-	-	-	-	0,026	0,046	0,394	0,543	0,093	0,077	-	-
J	-	-	-	-	0,002	<0,001	0,004	0,007	0,004	0,001	0,002	<0,001
G	-	-	0,132	0,086	-	-	0,015	0,022	-	-	-	-

$p < 0,025$

$0,025 \leq p \leq 0,075$

$p > 0,075$

Die in Tab. 3.3 dargestellten Ergebnisse deuten darauf hin, dass die Serien nicht alle derselben Grundgesamtheit entsprechen. Daher wird, ähnlich wie für die Holzfeuchte, überprüft, ob ein Einfluss des verwendeten Ausgangsmaterials auf die Verteilung der Rohdichte zu erkennen ist (siehe Abb. 3.2).

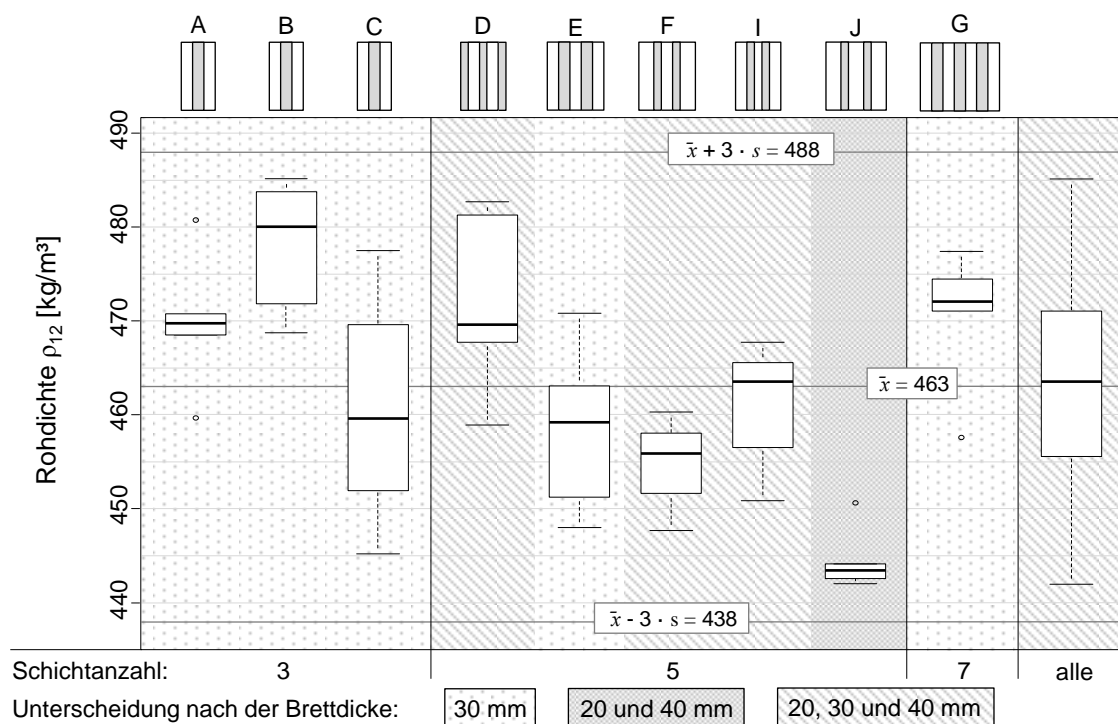


Abb. 3.2: Vergleich der Rohdichte  $\rho_{12}$  anhand von Boxplots, mit Kennzeichnung je nach Ausgangsmaterial

Wie aus Abb. 3.2 ersichtlich ist, kann auch hier kein eindeutiger Zusammenhang zwischen Rohdichte und Herkunft der Ausgangsware festgestellt werden.

Grundsätzlich liegt der Variationskoeffizient der Rohdichte von Brettware bei etwa 8 %. Geht man für ein Referenzelement für BSP auf Biegung von einem System bestehend aus fünf

Schichten zu je vier nebeneinanderliegenden Brettern aus, kann der Variationskoeffizient CV für dieses System nach Gl. 3.1 ermittelt werden.

$$CV = \frac{0,08}{\sqrt{4 \cdot 5}} = 0,018 \quad \text{Gl. 3.1}$$

Die Streuung sollte demnach bei etwa 1,8 % liegen. Da sich bei einer Normalverteilung per Definition 99,73 % aller Daten im Intervall  $\bar{x} \pm 3 \cdot s$  befinden, wird die vorliegende Streuung der Rohdichten dahingehend überprüft. Dazu wird in Gl. 3.2 die Standardabweichung  $s$  ermittelt.

$$s = \bar{x} \cdot CV = 463 \cdot 0,018 = 8,3 \quad \text{Gl. 3.2}$$

Das Intervall  $\bar{x} \pm 3 \cdot s$  errechnet sich zu 438 bis 488 kg/m<sup>3</sup>. Aus Abb. 3.2 ist ersichtlich, dass die Minima und Maxima der statistischen Auswertung in dem ermittelten Bereich liegen. Zwar sind Unterschiede in der Rohdichte je Serie erkennbar, da die Abweichungen insgesamt aber sehr gering sind, werden diese geringen Unterschiede im erwartbaren Bereich in der Auswertung nicht weiter berücksichtigt.

### 3.3 Bruchcharakteristik

In diesem Kapitel werden die einzelnen Serien anhand ihres Bruchverhaltens analysiert. Grundsätzlich konnten bei den 54 durchgeführten Prüfungen mehrere verschiedene Versagensmechanismen beobachtet werden. Jedes Versagen weist seine eigene Charakteristik auf, die von der inneren Struktur des BSP-Scheibenelements abhängig ist. Um einen Zusammenhang zwischen den Ergebnissen für die Schubfestigkeit- bzw. -steifigkeit der unterschiedlichen Serien herstellen zu können, werden hier die einzelnen beobachteten Mechanismen beschrieben. Die sechs Prüfkörper einer Serie zeigten jeweils ein einheitliches Bruchverhalten.

#### 3.3.1 Prüfkörper ohne Seitenverklebung und ohne Fugen

Die Serien B, E, F, I, J und G, welche weder Fugen noch eine Seitenverklebung aufwiesen, zeigten grundsätzlich das gleiche Versagensbild und zwar eine Verschiebung der Bretter der Längslagen entlang ihrer Schmalseiten (siehe Abb. 3.3, links). Dabei war die Position der maßgebenden Diagonale von Prüfkörper zu Prüfkörper unterschiedlich. Für das Versagen maßgebend waren die Querlagen, da die Summe ihrer Brettdicken  $\Sigma t_q$  deutlich geringer war als die Summe der Brettdicken der Längslagen  $\Sigma t_l$ . Das Herausscheren der Längslagen, erkennbar in Abb. 3.3 (mittig und rechts), führte zu einer Beanspruchung der Querlagen auf Schub senkrecht zur Faserrichtung, gemäß einer Beanspruchung auf Abscheren.

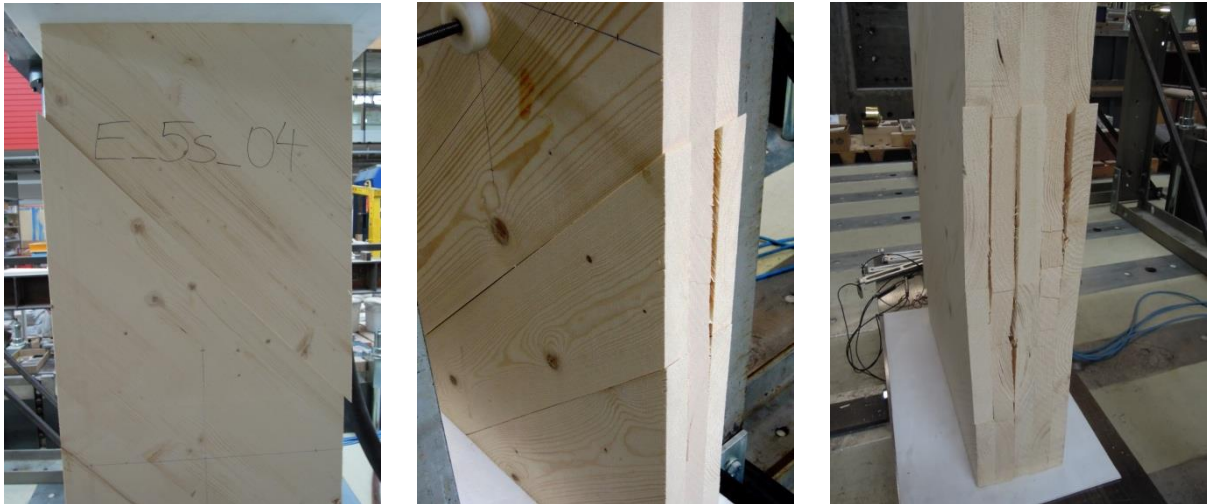


Abb. 3.3: Schubbruch der Querlage(n) bei Prüfkörpern ohne Fugen und ohne Seitenverklebung: Verschiebung entlang der Schmalseiten der Längslagen (links), Herausscheren der Längslagen (mittig und rechts)

Bei allen Serien trat die maßgebende Scherfuge sehr deutlich hervor, jedoch waren bei einzelnen Prüfkörpern mehrerer Serien (B, E, I, J und G) auch in anderen Fugen deutliche Verformungen erkennbar, wie in Abb. 3.4 zu sehen ist.



Abb. 3.4: Verformungen in mehreren Scherfugen der Prüfkörper B\_3s\_01, E\_5s\_05, I\_5s\_04 und J\_5s\_02

Je nach Brettstärke der Querlagen bzw. je nach Aufbauparameter konnten unterschiedliche Versagensbilder beobachtet werden. Vor allem bei den Serien F, I und J mit besonders dünnen Querlagen ( $t_q = 19 \text{ mm}$ ) und einem geringen Aufbauparameter ( $\Sigma t_{\text{net}} / [t_{\text{cit}} - \Sigma t_{\text{net}}] < 0,50$ ), also einem geringen Anteil der Querlagen am Gesamtquerschnitt, zeigte sich ein sehr deutliches Netto-Schubversagen, wobei die „S“-Verformung der Querlage schon von außen erkennbar war (siehe Abb. 3.5).





Abb. 3.5: Netto-Schubbruch der Querlagen bei Prüfkörpern ohne Fugen, ohne Seitenverklebung und mit dünnen Querlagen

Durch das Aufschneiden der Prüfkörper konnte der Netto-Schubbruch der Querlage sichtbar gemacht werden (siehe Abb. 3.6).

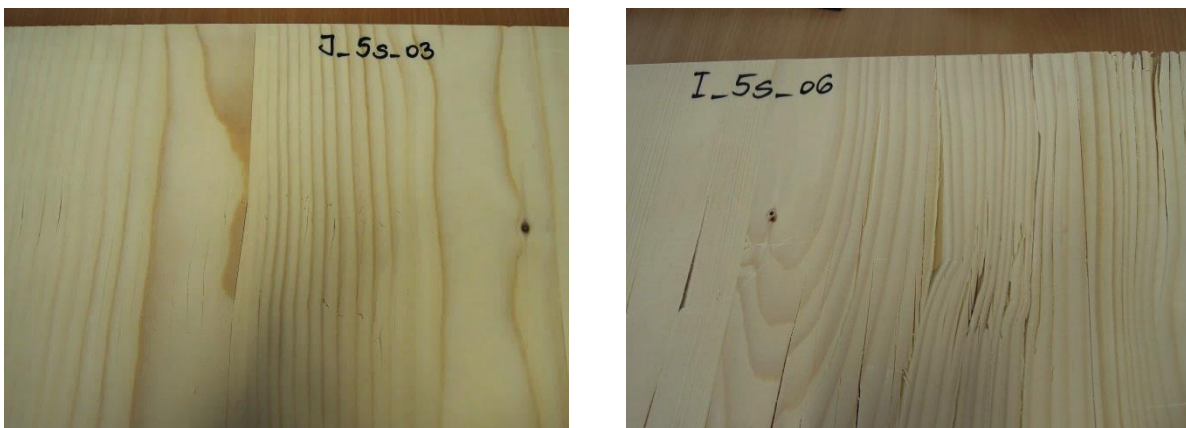


Abb. 3.6: Netto-Schubbruch in der Querlage: Serie J (links) und Serie I (rechts)

Bei den Prüfkörpern der Serien B, E und G mit höherer Querlagendicke ( $t_q = 30 \text{ mm}$ ) und einem größeren Aufbauparameter ( $\Sigma t_{\text{net}}/[t_{\text{cit}} - \Sigma t_{\text{net}}] \geq 0,50$ ) zeigte sich kein lokal begrenztes Netto-Schubversagen, wie bei den Serien F, I und J, sondern es konnten eine leichte „S“-Verformung über einen größeren Bereich sowie mehrere durchgängige Längsschubrisse in der Querlage beobachtet werden (siehe Abb. 3.7).



Abb. 3.7: Längsschubrisse in der Querlage: Serien E (links), B und G (rechts)

Des Weiteren wiesen einige Prüfkörper der genannten Serien nicht nur Verschiebungen entlang der Fuge zwischen Brettern der Längslagen, sondern auch einzelne Schubbrüche in deren Brettmitte, ähnlich einem Brutto-Schubversagen, auf (siehe Abb. 3.8).



Abb. 3.8: Schubbrüche in den Längslagen der Prüfkörper B\_3s\_02 und E\_5s\_02

Bei der Serie G konnte zwar ebenfalls ein Schubbruch der Querlagen beobachtet werden, im Gegensatz zu den anderen Prüfkörpern bildete sich aber erst sehr spät eine deutliche Scherfuge aus. Das Versagen war durch eine starke Auflösung des Prüfkörpers (Separierung der Lagen) im Bereich der Scherfuge gekennzeichnet und es waren mehrere deutliche Verschiebungen entlang der Schmalseiten von Längs- sowie Querlagen erkennbar, was auf ein zusätzliches Netto-Schubversagen der Längslagen hindeutete. Auch hier konnten, wie bereits erwähnt, teilweise Schubbrüche in Brettmitte aller Lagen beobachtet werden. In Abb. 3.9 zeigt sich das Herausscheren der Längs- und Querlagen sehr deutlich und in

Abb. 3.9 (links) ist ein Schubbruch über den Brettquerschnitt einer inneren Längslage sichtbar.

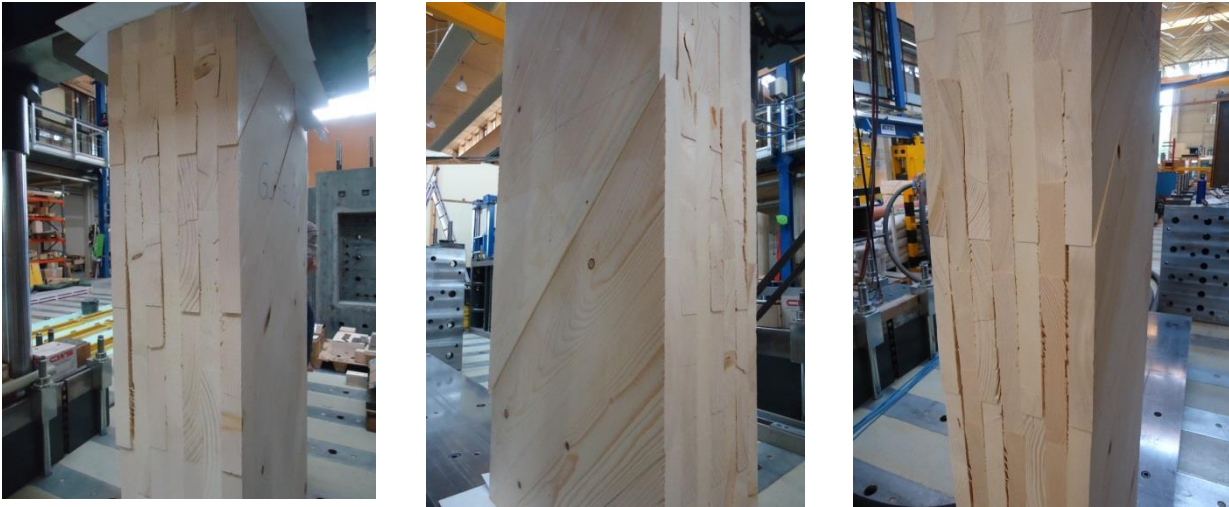


Abb. 3.9: Bruchbilder der Serie G: Schubbrüche der Prüfkörper G\_7s\_01, G\_7s\_03 und G\_7s\_05

In Abb. 3.10 bis Abb. 3.12 sind die Kraft-Weg-Diagramme der genannten Prüfserien dargestellt.

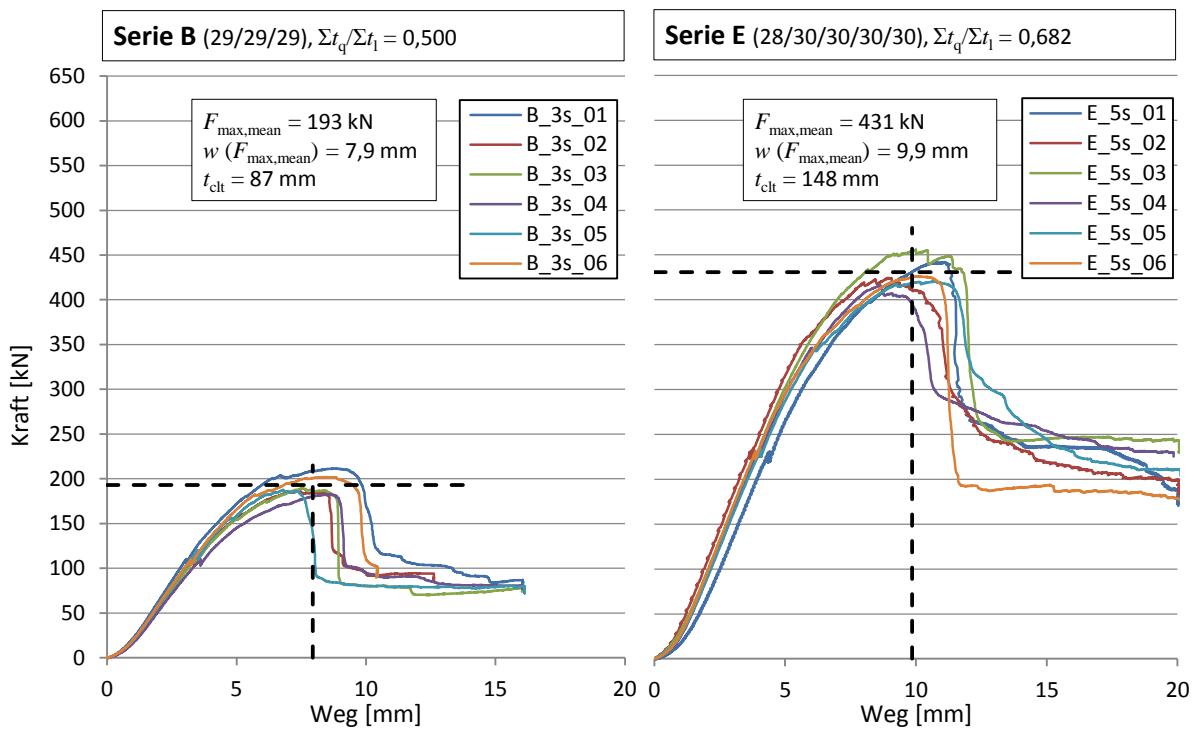


Abb. 3.10: Kraft-Weg-Diagramme der Serien B (links) und E (rechts)



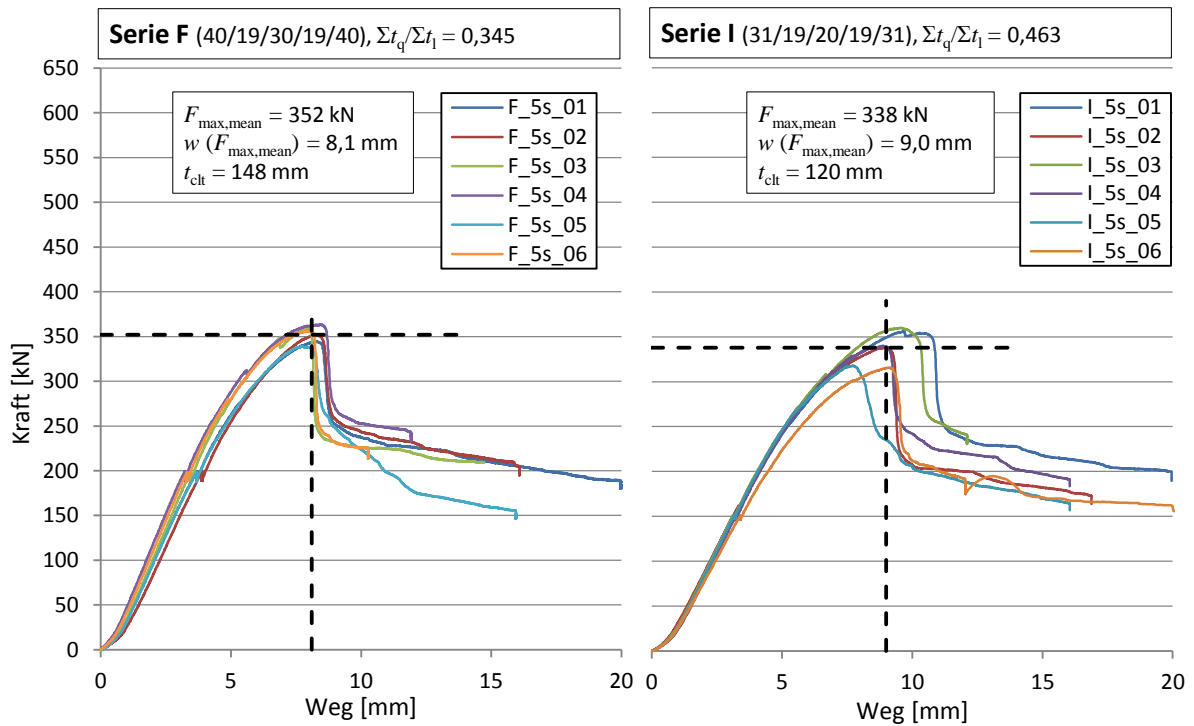


Abb. 3.11: Kraft-Weg-Diagramme der Serien F (links) und I (rechts)

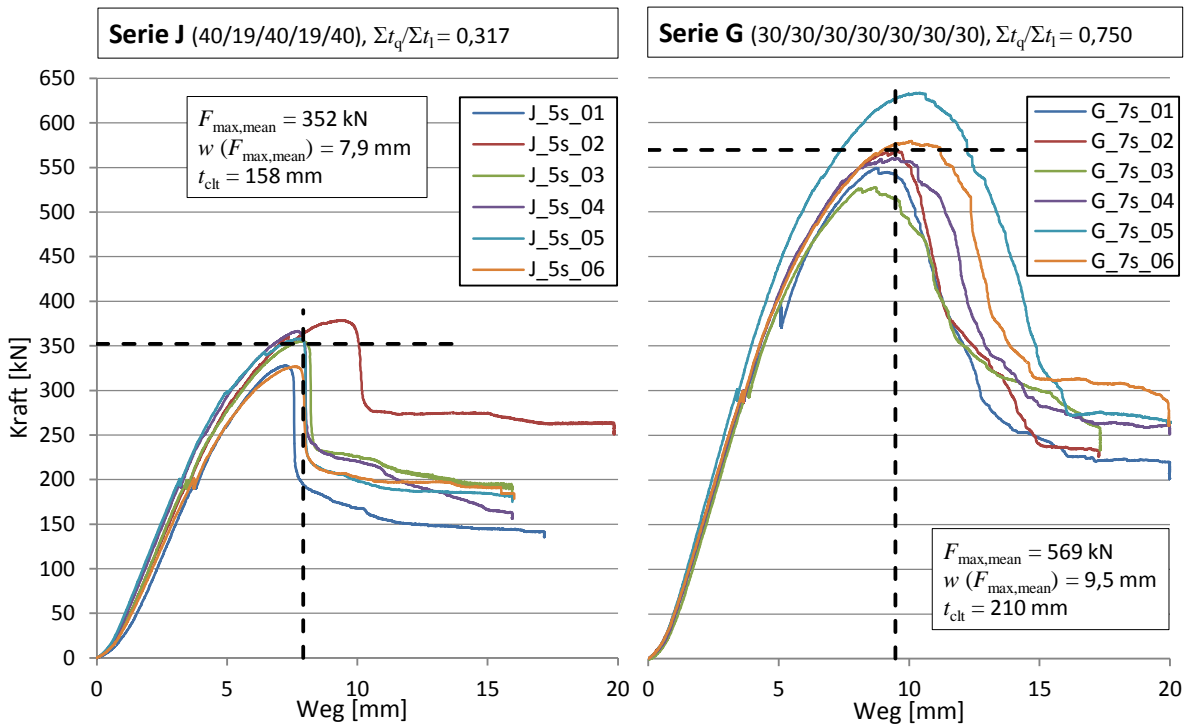


Abb. 3.12: Kraft-Weg-Diagramme der Serien J (links) und G (rechts)

Die Kraft-Weg-Diagramme zeigen in allen sechs Serien einen ähnlichen Verlauf. Der nicht-lineare Anfangsbereich beschreibt die beginnende Lasteinleitung bis zu jenem Zeitpunkt, an dem sich eine vollflächige Lastübertragung über den gesamten Querschnitt des Prüfkörpers einstellt. Ab diesem Punkt folgt der weitgehend linear-elastische Bereich der Arbeitslinie, in

welchem die auftretenden Verformungen elastisch und reversibel sind. Nach dem Überschreiten einer Grenzlast geht der elastische in den nicht-linearen plastischen Bereich über. Dieser weist eine flachere Steigung auf und die nun entstehenden Verformungen sind größer und zudem plastisch bzw. irreversibel. Der plastische Bereich ist in den meisten Fällen relativ deutlich ausgeprägt und weist einige Lastsprünge vor Erreichen der Maximallast auf, was auf eine Lastumlagerung nach Teilversagen innerhalb des Systems hindeutet. Nach dem Erreichen der Maximallast kommt es vor allem in den Serien F und J (Querlagendicke  $t_q = 19$  mm, Aufbauparameter  $\Sigma t_{net}/[t_{clt} - \Sigma t_{net}] \cong 0,35$ ) innerhalb relativ kurzer Zeit zu einem steilen Abfall der Arbeitslinie. In den Serien B, E und G (Schichtdicke  $t_1 = t_q = 30$  mm, Aufbauparameter  $\Sigma t_{net}/[t_{clt} - \Sigma t_{net}] \geq 0,50$ ) bleibt die Last über einen größeren Zeitraum auf einem hohen Niveau und fällt erst später – und im Fall der Serie G auch weniger steil – auf ein nahezu konstantes Plateau einer Resttragfähigkeit ab. Das Nachbruchverhalten ist in allen Fällen durch große Verformungen bei einer hohen Resttragfähigkeit von etwa 40 bis 50 % der Maximallast gekennzeichnet.

### 3.3.2 Prüfkörper ohne Seitenverklebung und mit Fugen

Bei der Serie C (dreischichtig, mit Fugen) erfolgte das Versagen, ähnlich wie bei Serie B (dreischichtig, ohne Fugen), zufolge einem Schubbruch der Querlagen. Hier konnten teilweise Netto-Schubbrüche, aber auch einzelne Längsschubbrüche in den Querlagen beobachtet werden. In Abb. 3.13 (mittig und rechts) sind die Schubbrüche im Brettquerschnitt der Querlage erkennbar.

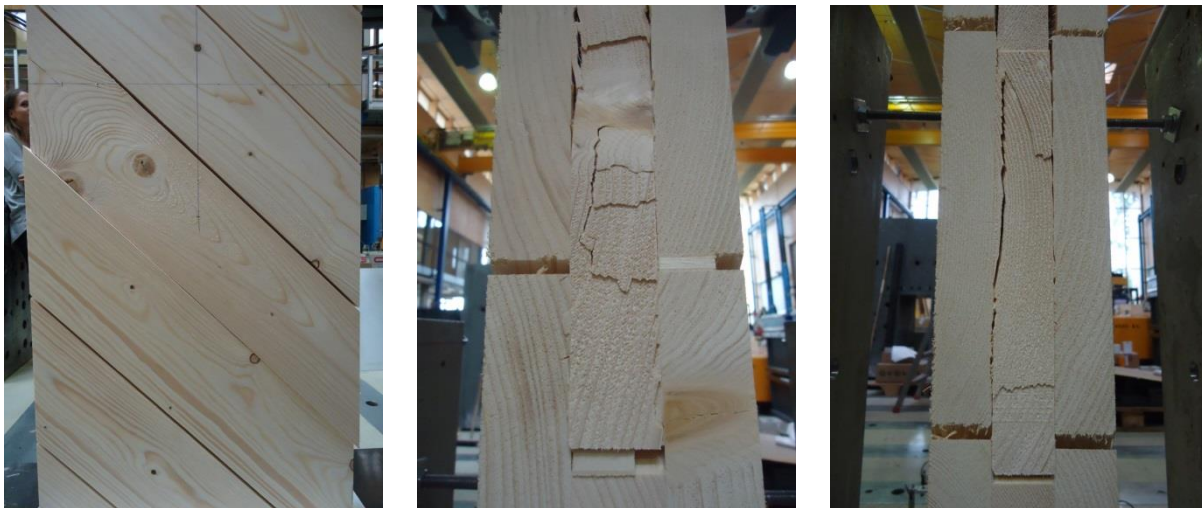


Abb. 3.13: Bruchbilder der Serie C: geschlossene Fuge (links), Schubbruch in der Querlage (mittig und rechts)

Abb. 3.13 (links) zeigt, dass nach entsprechend großen Verformungen die 5 mm breite Fuge nach und nach geschlossen wurde. Die im Kraft-Weg-Diagramm (siehe Abb. 3.14, rechts) sichtbare Steigerung der Resttragfähigkeit ist folglich auf die Reibung zwischen den Brettern der Längslage zurückzuführen, die erst durch das Schließen der Fuge aktiviert werden konnte. Selbiges konnte bei langen Verformungswegen auch bei Prüfungen an Einzelknoten festgestellt werden, siehe Brandner et al. (2013).

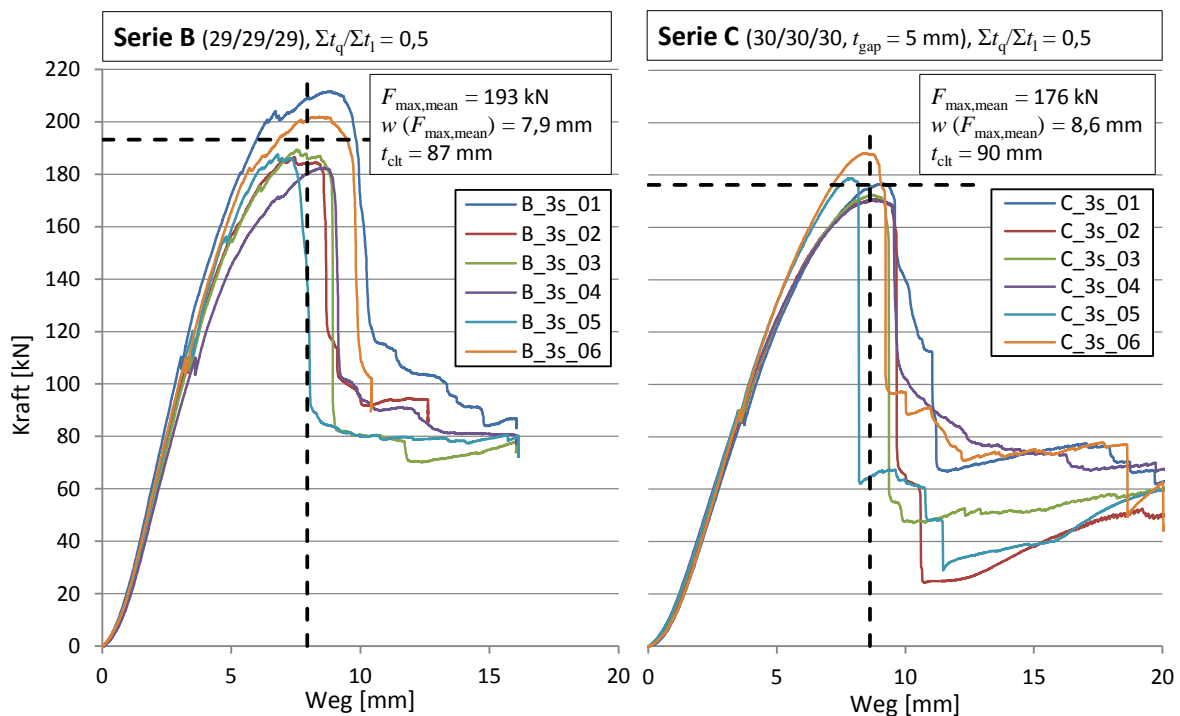


Abb. 3.14: Kraft-Weg-Diagramme der Serien B (links) und C (rechts)

Die Arbeitslinie der Serie C (siehe Abb. 3.14, rechts) verhält sich grundsätzlich sehr ähnlich wie jene der Serien ohne Fugen. Vergleich man die Kraft-Weg-Diagramme der Serien B und C ist erkennbar, dass die Bruchlasten der Serie C um etwa 10 % niedriger lagen als bei Serie B (bei rund 3 % höherer QS-Dicke), die Verformungen zum Bruchzeitpunkt lagen im Durchschnitt etwas höher. Weiters fällt auf, dass Serie B ein steiferes Verhalten im linear-elastischen Bereich zeigt. Der plastische Bereich der Arbeitslinie ist bei Serie C weniger stark ausgeprägt als bei Serie B und weist keine Kraftsprünge vor Erreichen der Bruchlast auf. Die Resttragfähigkeiten befinden sich auf einem ähnlichen Niveau, für Serie B bei etwa 40 %, für Serie C bei ca. 30 % der Maximallast.

### 3.3.3 Prüfkörper mit $\Sigma t_l < \Sigma t_q$

Da die Einzelschichtstärken der Serie D nicht mit den Soll-Maßen übereinstimmten und die Summe der Brettdicken der Längslagen  $\Sigma t_l$  somit kleiner war als jene der Querlagen  $\Sigma t_q$ , waren die Längslagen für das Schubversagen maßgebend. Dabei zeichneten sich während der Prüfung je eine mögliche Scherfuge entlang der Schmalseiten der Längslagen sowie der Querlagen ab, bis letztlich das Versagen in den Längslagen eintrat und ein Herausscheren der Querlagen (siehe Abb. 3.15, links) beobachtet werden konnte. In der Mittellage bildete sich ein deutlicher Netto-Schubbruch aus, während die Decklagen durchgängige Längsschubbrüche aufwiesen. Des Weiteren konnten durch Schubversagen in den Klebeflächen bzw. Rollschubbrüche in den Decklagen erhebliche Knickverformungen zufolge der Querdrukbeanspruchung in den Brett lamellen eintreten (siehe Abb. 3.15, mittig), wodurch sich bei allen sechs Prüfkörpern einzelne Bretter der Decklagen gänzlich vom Prüfkörper ablösen (siehe Abb. 3.15, rechts).

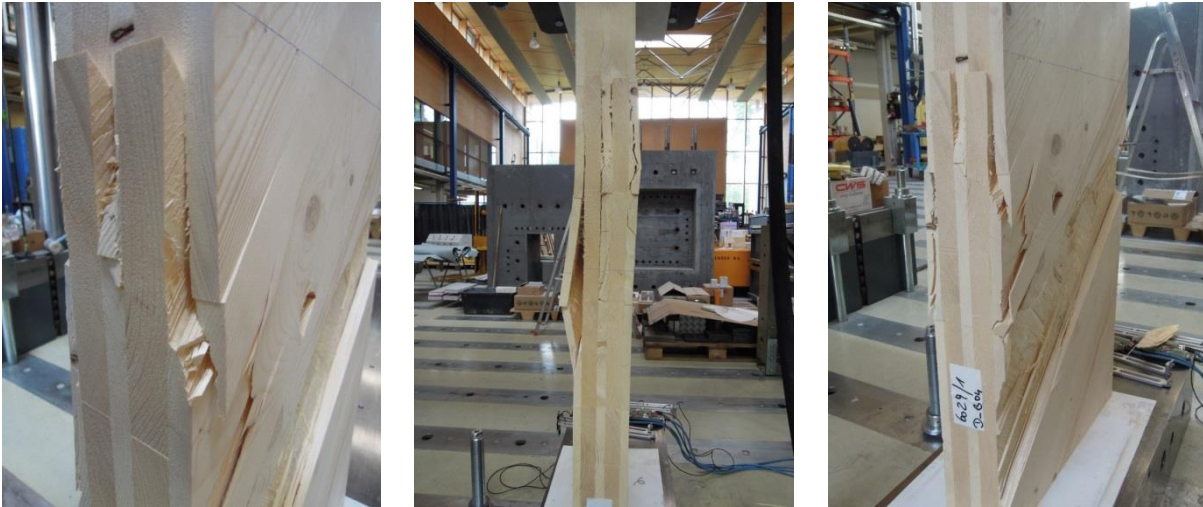


Abb. 3.15: Herausscheren der Querlagen (links) und Ausknicken (mittig) bzw. Ablösen (rechts) der Decklage der Serie D

In Abb. 3.16 (links) ist das Ablösen der Decklage erkennbar, während in Abb. 3.16 (rechts) der Netto-Schubbruch der Mittellage zu sehen ist.



Abb. 3.16: Ablösen der Decklage (links) und Netto-Schubbruch in der Mittellage (rechts) der Serie D

In Abb. 3.17 sind das Kraft-Weg-Diagramm der Serie D (links) und zum Vergleich jenes der Serie E (rechts) dargestellt.

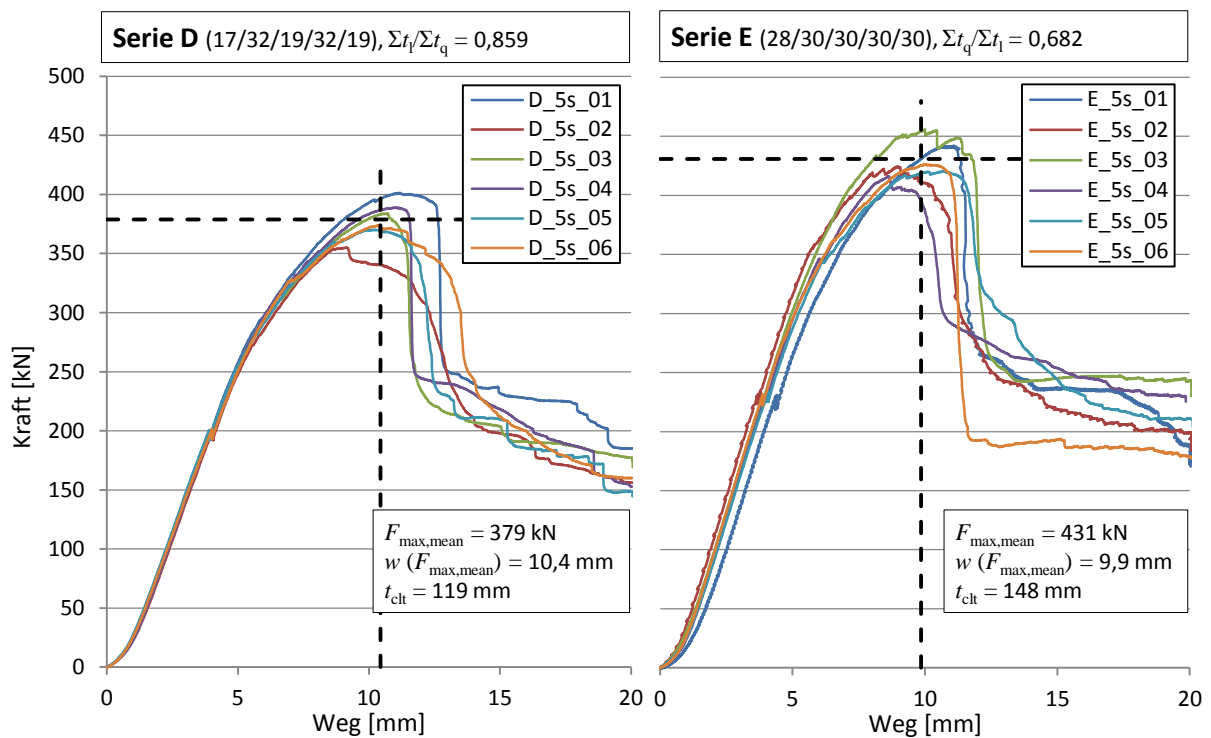


Abb. 3.17: Kraft-Weg-Diagramme der Serien D (links) und E (rechts)

Wie in Abb. 3.17 zu sehen ist, stellt sich die Arbeitslinie der Serie D sehr ähnlich ein, wie jene der sechs Serien ohne Fugen und ohne Seitenverklebung mit einem Netto-Schubversagen der Querlagen, beschrieben in Kapitel 3.3.1.

### 3.3.4 Prüfkörper mit Schmalseitenverklebung

Die Prüfkörper der Serie A wurden mit Schmalseitenverklebung hergestellt und zeigten daher einen anderen Versagensmechanismus als die restlichen Serien. Hier konnte, wie in Abb. 3.18 (links) zu sehen, ein Längsschubbruch in den Decklagen beobachtet werden. Durch die Seitenverklebung wurde eine Verschiebung der Bretter entlang ihrer Schmalseiten behindert und es konnte eine Schubkraftübertragung innerhalb aller Lagen zwischen den Brettern dieser stattfinden. Das Versagen stellte sich in allen Fällen so ein, dass in beiden Decklagen ein Schubbruch längs zur Faserrichtung an der schwächsten Stelle des Querschnitts stattfand (Abb. 3.18, links). Aufgrund der Verklebung der Schmalseiten trat der Bruch deshalb meist in Brettmitte der Längslagen ein, teilweise verlief er jedoch auch entlang einer Klebefuge, die bei der Herstellung nicht mittels Pressdruck sondern nur mittels Verschraubung angepresst worden ist. Die Verformungsfigur war, ähnlich wie in allen anderen Serien, durch eine Verschiebung in Längsrichtung der Decklagen gekennzeichnet.





Abb. 3.18: Bruchbilder der Serie A: Schubbruch im Brettquerschnitt der Längslage (links); einzelne (mittig) bzw. mehrere (rechts) Längsschubbrüche in der Querlage

In den meisten Fällen konnte im Bereich des Längsschubbruchs außerdem ein Rollschubversagen im Bereich der Klebefläche beobachtet werden (siehe Abb. 3.19, links), wodurch die Verschiebung der Längslagen stattfinden konnte. In der Querlage konnten meist einzelne oder auch mehrere Längsschubbrüche beobachtet werden (siehe Abb. 3.18, links und mittig).



Abb. 3.19: Schubversagen in der Klebefläche im Bereich des Längsschubbruchs (links) und Ausknicken bzw. Ablösen der Decklage (mittig und rechts) der Serie A

Das Kraft-Weg-Diagramm ist in Abb. 3.20 (links) dargestellt. Besonders auffällig zeigen sich die Arbeitslinien der Prüfkörper A\_3s\_04 und A\_3s\_06, da die nach Erreichen der Maximallast stattfindende Entfestigung zwei Stufen aufweist. Der Grund dafür ist ein zuerst nur einseitig aufgetretener Schubbruch in einer Längslage, wodurch die zweite, noch intakte Seite eine weitere Lastaufnahme ermöglichte. Auf diese einseitige Versteifung des Prüfkörpers folgte eine deutliche Knickverformung (siehe Abb. 3.19, mittig und rechts), bevor letztendlich



auch die verbliebene Seite zufolge Schub parallel zur Faserrichtung versagte. Durch diesen Umstand kam es in den beiden Fällen zu einer Unterschätzung des Tragpotenzials.

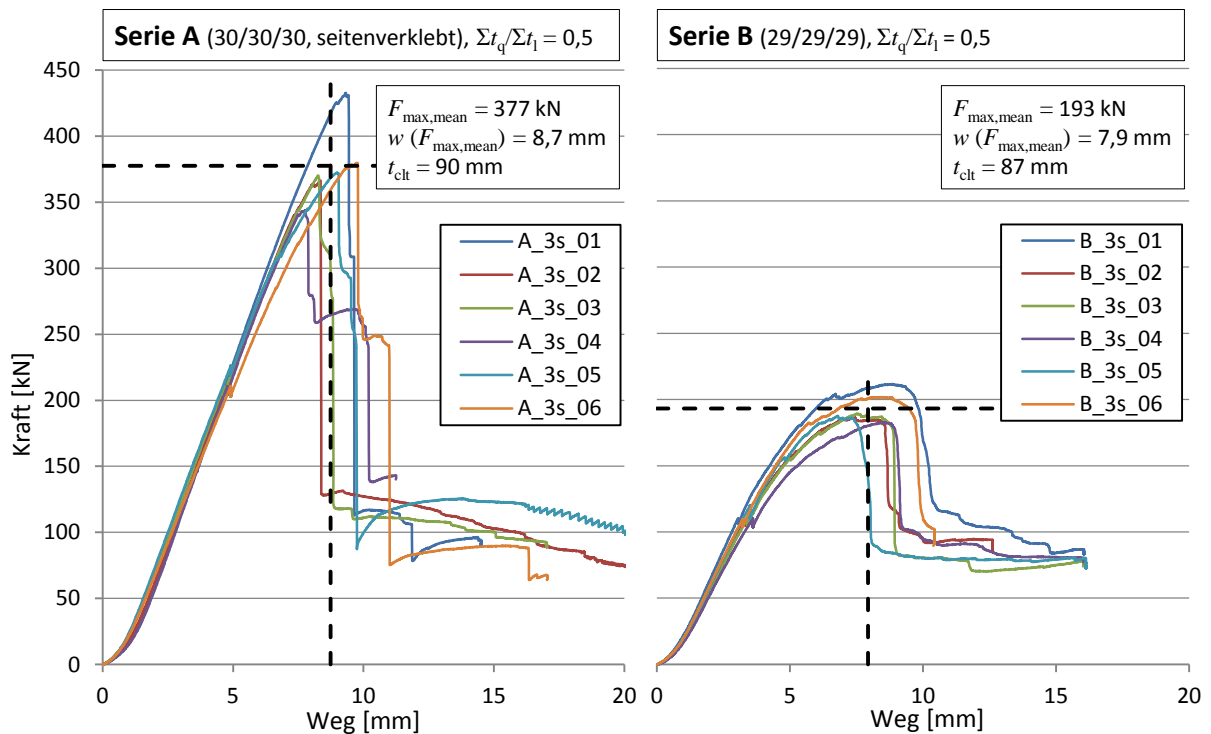


Abb. 3.20: Kraft-Weg-Diagramme der Serien A (links) und B (rechts)

Wie aus dem Kraft-Weg-Diagramm ersichtlich, weist die Serie A ein relativ steifes und sprödes Verhalten auf. Die durchschnittliche Maximallast ist fast doppelt so hoch wie bei der Serie B und die Verformung zum Zeitpunkt der Maximallast liegt in beiden Serien in einem ähnlichen Bereich. Der nicht-lineare Bereich ist bei der Serie B viel stärker ausgeprägt, als bei Serie A. Bei beiden Serien können vor Erreichen der Bruchlast deutliche Lastsprünge beobachtet werden, was auf eine Lastumlagerung innerhalb des Systems hindeutet. Bei Serie A ist je Prüfkörper meist nur ein deutlicher Lastsprung ersichtlich, welcher erst kurz vor Erreichen der Bruchlast auftritt, bei Serie B treten die Sprünge hingegen öfter und über einen größeren Bereich auf.

### 3.4 Schubfestigkeit

#### 3.4.1 Brutto-Schubfestigkeit

Die Ergebnisse für die Brutto-Schubfestigkeit sind in Tab. 3.4 angegeben.

Tab. 3.4: Ergebnisse der statistischen Auswertung der Brutto-Schubfestigkeit  $f_{v, \text{gross}, 12}$

	A	B	C <sub>n</sub>	C <sub>k</sub>	D	E	F	I	J	G
	30/30/30	29/29/29	30/30/30	30/30/30	17/32/19 /32/19	28/30/30 /30/30	40/19/30 /19/40	31/19/20 /19/31	40/19/40 /19/40	30/30/30/30 /30/30/30
Anzahl	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6
Minimum	3,48	2,09	1,85	1,90	2,94	2,70	2,18	2,47	1,96	2,34
<b>Mittelwert</b>	<b>3,84</b>	<b>2,18</b>	<b>1,92</b>	<b>1,98</b>	<b>3,13</b>	<b>2,80</b>	<b>2,29</b>	<b>2,68</b>	<b>2,14</b>	<b>2,54</b>
Median	3,83	2,13	1,92	1,97	3,13	2,78	2,31	2,72	2,18	2,48
Maximum	4,33	2,38	2,04	2,09	3,32	2,93	2,37	2,85	2,33	2,90
CV	7,3%	5,4%	3,3%	3,3%	4,1%	3,2%	3,3%	6,3%	7,1%	7,7%
Q <sub>05</sub>	3,53	2,09	1,86	1,91	2,98	2,71	2,19	2,48	1,96	2,37
Q <sub>05LN</sub>	3,39	2,00	1,82	1,87	2,93	2,65	2,17	2,41	1,90	2,23
CV <sub>empD</sub>	2,8%	4,7%	1,5%	1,5%	2,8%	3,4%	3,2%	8,2%	7,4%	3,7%

In Abb. 3.21 erfolgt die grafische Darstellung der Daten aus Tab. 3.4 anhand von Boxplots.

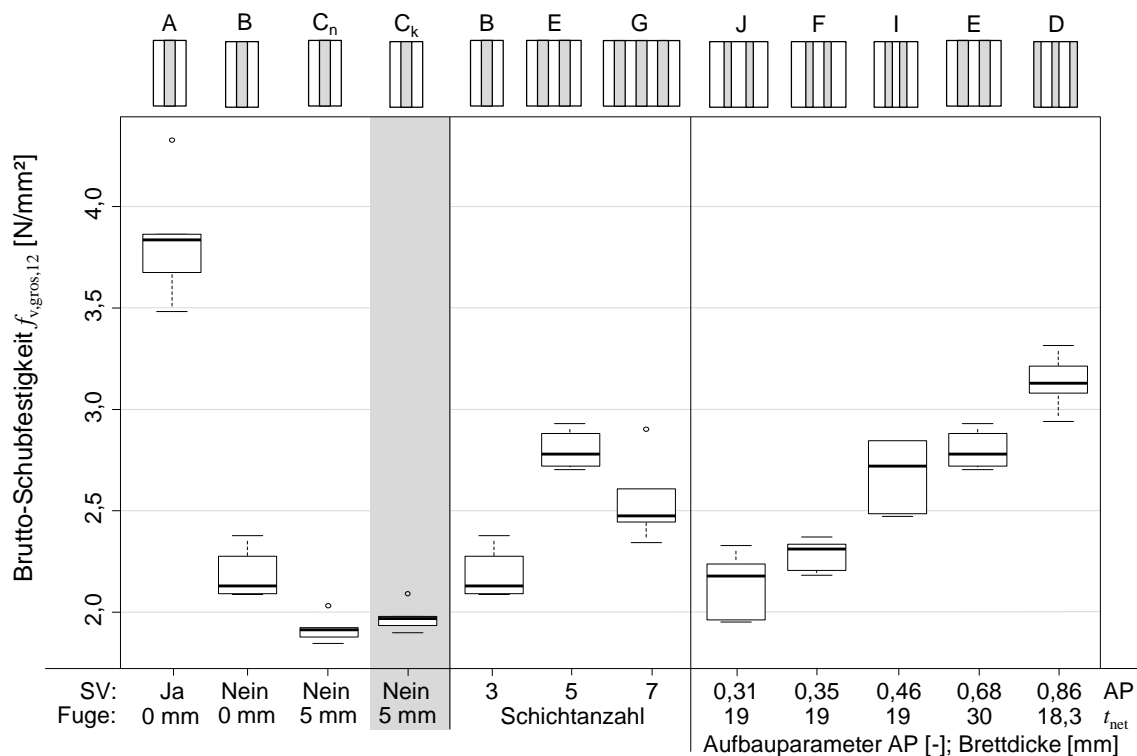


Abb. 3.21: Vergleich der Bruttoschubfestigkeit  $f_{v, \text{gross}, 12}$  anhand von Boxplots für alle Serien und Parametervariationen

In Tab. 3.5 finden sich die Ergebnisse für die realisierte Signifikanz  $p$ . „W.“ steht für den Wilcoxon-Mann-Whitney-Test und „T.“ für den t-Test.

Tab. 3.5: Ergebnisse der Signifikanztests für die Mittelwerte bzw. Mediane der Brutto-Schubfestigkeit  $f_{v,gros,12}$

$p$	A		B		D		E		F		I	
	W.	T.	W.	T.	W.	T.	W.	T.	W.	T.	W.	T.
B	0,002	< 0,001	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
$C_n$	-	-	0,002	< 0,001	-	-	-	-	-	-	-	-
$C_k$	-	-	0,004	0,004	-	-	-	-	-	-	-	-
E	-	-	0,002	< 0,001	0,002	< 0,001	-	-	-	-	-	-
F	-	-	-	-	0,002	< 0,001	0,002	< 0,001	-	-	-	-
I	-	-	-	-	0,002	< 0,001	0,310	0,173	0,002	< 0,001	-	-
J	-	-	-	-	0,002	< 0,001	0,002	< 0,001	0,093	0,074	0,002	< 0,001
G	-	-	0,004	0,003	-	-	0,041	0,021	-	-	-	-

$p < 0,025$

$0,025 \leq p \leq 0,075$

$p > 0,075$

### 3.4.2 Netto-Schubfestigkeit

Die Ergebnisse für die Netto-Schubfestigkeit sind in Tab. 3.6 dargestellt.

Tab. 3.6: Ergebnisse der statistischen Auswertung der Netto-Schubfestigkeit  $f_{v,net,12}$

	A	B	$C_n$	$C_k$	D	E	F	I	J	G
	30/30/30	29/29/29	30/30/30	30/30/30	17/32/19 /32/19	28/30/30 /30/30	40/19/30 /19/40	31/19/20 /19/31	40/19/40 /19/40	30/30/30/30 /30/30/30
Anzahl	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6
Minimum	10,47	6,29	5,59	5,76	6,36	6,67	8,48	7,79	8,18	5,42
<b>Mittelwert</b>	<b>11,55</b>	<b>6,57</b>	<b>5,81</b>	<b>5,98</b>	<b>6,78</b>	<b>6,92</b>	<b>8,92</b>	<b>8,45</b>	<b>8,98</b>	<b>5,90</b>
Median	11,55	6,42	5,80	5,97	6,78	6,88	9,02	8,57	9,16	5,75
Maximum	13,04	7,16	6,16	6,34	7,16	7,23	9,28	8,97	9,78	6,72
CV	7,4%	5,4%	3,3%	3,3%	4,1%	3,2%	3,4%	6,3%	7,1%	7,7%
$q_{05}$	10,62	6,29	5,62	5,78	6,43	6,68	8,52	7,80	8,19	5,48
$q_{05LN}$	10,20	6,01	5,50	5,66	6,33	6,56	8,43	7,60	7,97	5,18
$CV_{empD}$	2,6%	4,7%	1,5%	1,5%	2,8%	3,3%	3,2%	8,3%	7,3%	3,9%

Zur grafischen Veranschaulichung sind die Boxplots in Abb. 3.22 vergleichend dargestellt. Die fünfschichtigen Serien werden nach ihrem Aufbauparameter und der Brettstärke der für das Versagen maßgebenden Lagen  $t_{net}$  unterschieden. Die graue Schraffur der Querschnittsskizzen zeigen an, welche Lagen die geringere Gesamtschichtdicke aufweisen.

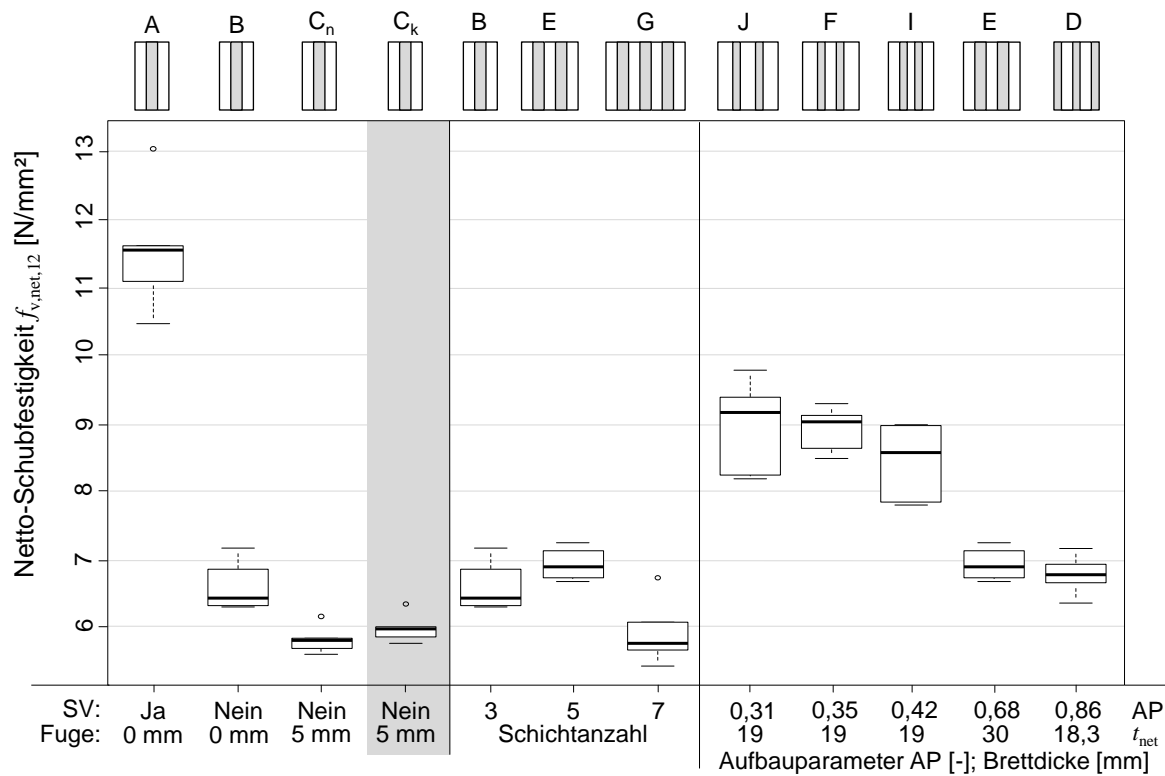


Abb. 3.22: Vergleich der Netto-Schubfestigkeit  $f_{v,net,12}$  anhand von Boxplots für alle Serien und Parametervariationen

Tab. 3.7 fasst die Ergebnisse der durchgeführten Signifikanztests zusammen. „W.“ steht für den Wilcoxon-Mann-Whitney-Test und „T.“ für den t-Test.

Tab. 3.7: Ergebnisse der Signifikanztests für die Mittelwerte bzw. Mediane der Netto-Schubfestigkeit  $f_{v,net,12}$

$p$	A		B		D		E		F		I	
	W.	T.	W.	T.	W.	T.	W.	T.	W.	T.	W.	T.
B	0,002	<0,001	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
$C_n$	-	-	0,002	0,001	-	-	-	-	-	-	-	-
$C_k$	-	-	0,009	0,005	-	-	-	-	-	-	-	-
E	-	-	0,132	0,072	0,485	0,342	-	-	-	-	-	-
F	-	-	-	-	0,002	<0,001	0,002	<0,001	-	-	-	-
I	-	-	-	-	0,002	<0,001	0,002	<0,001	0,065	0,101	-	-
J	-	-	-	-	0,002	<0,001	0,002	<0,001	0,589	0,885	0,132	0,157
G	-	-	0,026	0,016	-	-	0,004	0,002	-	-	-	-

$p < 0,025$

$0,025 \leq p \leq 0,075$

$p > 0,075$

### 3.5 Schubmodul

In Abb. 3.23 erfolgt der Vergleich der Schubmoduln einerseits nach den unterschiedlichen Serien und andererseits nach den drei unterschiedlichen Arten der Schubmodulermittlung. Deren Unterschiede wurden in Kapitel 2.8.3 bereits beschrieben.

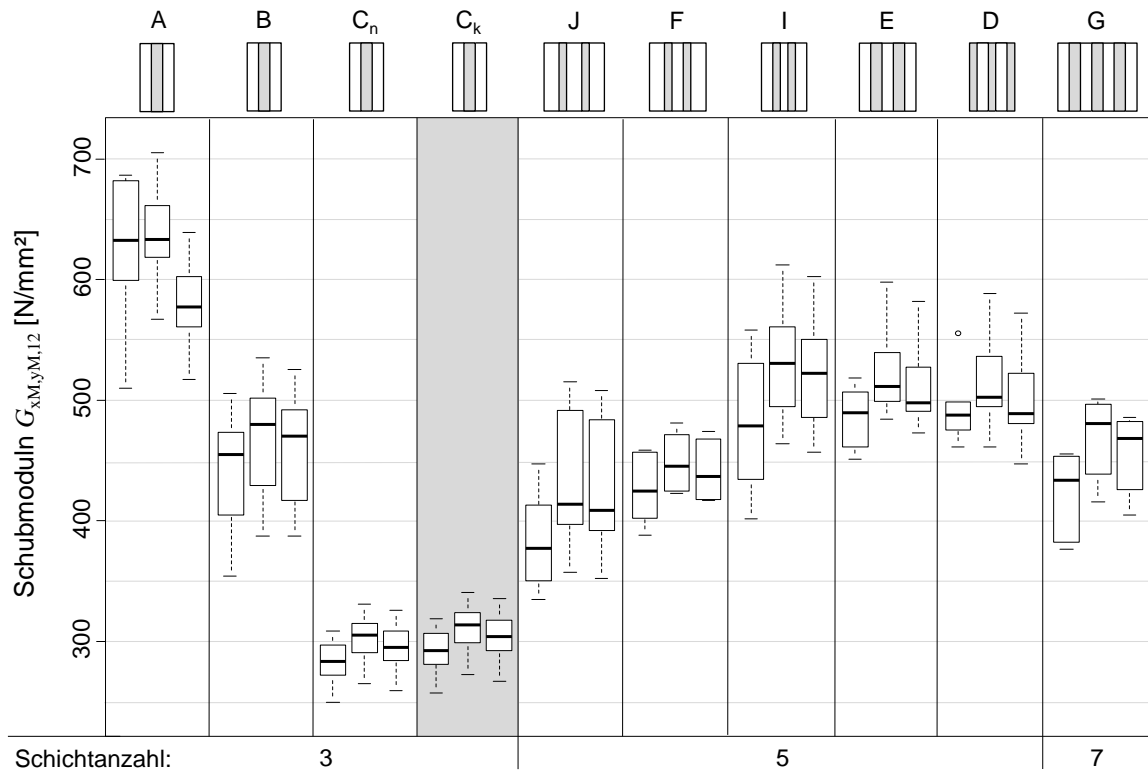


Abb. 3.23: Vergleichende Darstellung der Ergebnisse der drei unterschiedlichen Schubmodulermittlungen  $G_{xM,yM,KS,12}$  (links),  $G_{xM,yM,S,12}$  (mittig) und  $G_{xM,yM,trans,12}$  (rechts) anhand von Boxplots für alle Serien

In Abb. 3.23 kann man erkennen, dass sich der Schubmodul nach Silly (2014)  $G_{xM,yM,S,12}$  und der mithilfe einer Verzerrungstransformation ermittelte Schubmodul  $G_{xM,yM,trans,12}$  (mittig und links) grundsätzlich gleich verhalten, letzterer jedoch konstant etwas niedriger ist. Der Grund ist, dass bei der Ermittlung dieselben Verformungsgrößen in die Berechnung eingehen, für  $G_{xM,yM,S,12}$  der erhöhende Querdruckeinfluss jedoch nicht berücksichtigt wird. Die Schubmodulermittlung erfolgt daher mit höheren Schubspannungen, wodurch sich auch die höheren Werte für den Schubmodul erklären lassen. Im Gegensatz zu  $G_{xM,yM,trans,12}$  werden jedoch keine Annahmen hinsichtlich Materialeigenschaften für die Berechnung verwendet. Darum werden die folgenden Analysen mit dem Schubmodul nach Silly (2014)  $G_{xM,yM,S,12}$  durchgeführt. Die Schubmodulermittlung nach Kreuzinger und Sieder (2013) dient nur zu Vergleichszwecken.

Die Ergebnisse sind in Tab. 3.8 zusammengefasst.

Tab. 3.8: Ergebnisse der statistischen Auswertung des Schubmoduls  $G_{xM,yM,S,12}$

	A	B	C <sub>n</sub>	C <sub>k</sub>	D	E	F	I	J	G
	30/30/30	29/29/29	30/30/30	30/30/30	17/32/19 /32/19	28/30/30 /30/30	40/19/30 /19/40	31/19/20 /19/31	40/19/40 /19/40	30/30/30/30 /30/30/30
Anzahl	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6
Minimum	568	388	265	273	462	485	423	464	357	416
<b>Mittelwert</b>	<b>637</b>	<b>469</b>	<b>302</b>	<b>311</b>	<b>515</b>	<b>524</b>	<b>449</b>	<b>532</b>	<b>432</b>	<b>469</b>
Median	634	480	305	314	503	512	446	531	414	481
Maximum	706	536	331	341	589	599	482	613	516	501
CV	7,2%	11,3%	7,5%	7,5%	8,5%	7,8%	5,7%	10,2%	14,1%	7,6%
Q <sub>05</sub>	581	398	271	279	470	489	424	472	367	422
Q <sub>05LN</sub>	565	387	266	274	446	460	408	448	340	413
CV <sub>empD</sub>	4,0%	9,5%	4,6%	4,6%	4,8%	4,6%	6,9%	8,8%	13,2%	8,1%

Die grafische Darstellung der Ergebnisse erfolgt in Abb. 3.24. Die fünfschichtigen Serien sind nach ihrem Aufbauparameter  $\Sigma t_{net}/(t_{clt} - \Sigma t_{net})$  in aufsteigender Reihenfolge angeordnet. Zudem sind die Bretticken der für das Versagen maßgebenden Brettlagen bei einem Versagen auf Netto-Schub  $t_{net}$  angegeben.

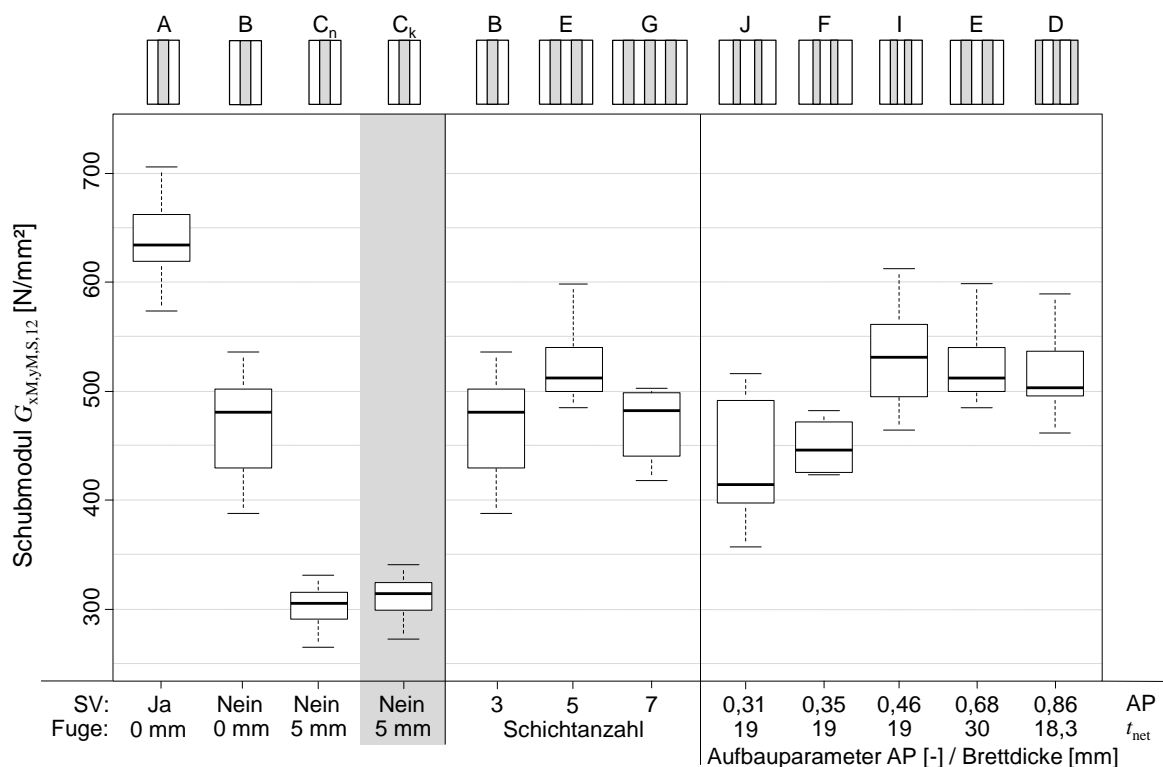


Abb. 3.24: Vergleich des Schubmoduls nach Silly (2014)  $G_{xM,yM,S,12}$  anhand von Boxplots für alle Serien und Parametervariationen

In Tab. 3.9 sind die Ergebnisse der Signifikanztests dargestellt. „W.“ steht für den Wilcoxon-Mann-Whitney-Test und „T.“ für den t-Test.



Tab. 3.9: Ergebnisse der Signifikanztests für die Mittelwerte bzw. Mediane des Schubmoduls nach Silly (2014)  $G_{xM,yM,S,12}$

$p$	A		B		D		E		F		I	
	W.	T.	W.	T.	W.	T.	W.	T.	W.	T.	W.	T.
B	0,002	< 0,001	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
$C_n$	-	-	0,002	< 0,001	-	-	-	-	-	-	-	-
$C_k$	-	-	0,002	< 0,001	-	-	-	-	-	-	-	-
E	-	-	0,093	0,076	0,485	0,684	-	-	-	-	-	-
F	-	-	-	-	0,009	0,009	0,002	0,003	-	-	-	-
I	-	-	-	-	0,699	0,559	0,937	0,803	0,009	0,008	-	-
J	-	-	-	-	0,041	0,025	0,041	0,015	0,589	0,481	0,026	0,014
G	-	-	0,937	0,958	-	-	0,026	0,030	-	-	-	-

$p < 0,025$	$0,025 \leq p \leq 0,075$	$p > 0,075$
-------------	---------------------------	-------------

### 3.6 Steifigkeit im Lasteinleitungsbereich

Der Einfluss der Reibung im Lasteinleitungsbereich kann anhand der Steifigkeitskennwerte  $k_{qd,mitte,12}$  und  $k_{qd,oben,12}$  veranschaulicht werden. Letzterer der beiden Kennwerte wurde nur für die Serie F ermittelt, da die Dehnungsaufnehmer DD1-5 und DD1-6 (im Bereich der Lasteinleitung) nur bei jener Serie eingesetzt wurden.

Tab. 3.10: Serie F: Gegenüberstellung der Steifigkeitswerte für die horizontale Querdehnung im Bereich des Messkreuzes  $k_{qd,mitte,12}$  und im Bereich der Lasteinleitung  $k_{qd,oben,12}$

	$k_{qd,mitte,12}$		$k_{qd,oben,12}$	
	Wert	Relativ	Wert	Relativ
<b>Mittelwert</b>	<b>447</b>	<b>100%</b>	<b>605</b>	<b>135,4%</b>
Median	444	100%	576	129,8%
CV	5,9%	-	16,1%	-
$CV_{empD}$	5,9%	-	13,2%	-

Die Ergebnisse aus Tab. 3.10 lassen erkennen, dass sich die Querdehnung im Lasteinleitungsbereich viel steifer verhält als jene in Prüfkörpermitte. Zur grafischen Veranschaulichung sind in Abb. 3.25 (links) die Boxplots dargestellt. In Abb. 3.25 (rechts) werden die Verformungsdaten der horizontalen Dehnungsaufnehmer gegenübergestellt.

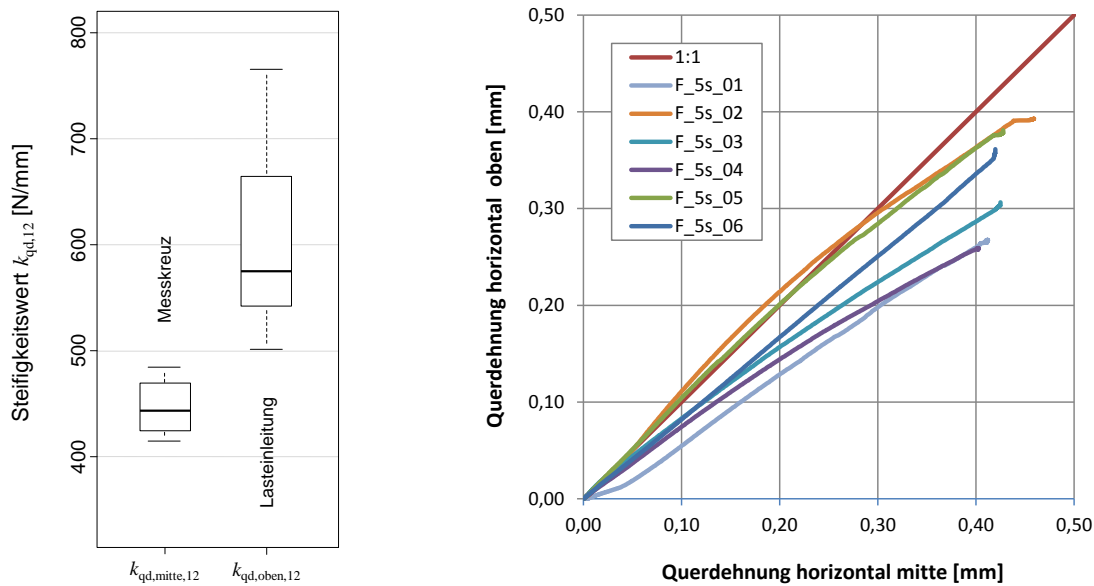


Abb. 3.25: Serie F: Vergleich der Steifigkeitswerte für die horizontale Querdehnung im Bereich des Messkreuzes  $k_{qd,mitte,12}$  und im Bereich der Lasteinleitung  $k_{qd,oben,12}$  anhand von Boxplots (links) und einem Diagramm (rechts)

Aus Abb. 3.25 (links) ist zu sehen, dass die Werte für die horizontale Querdehnung im Lasteinleitungsbereich sehr stark streuen. Das ist darauf zurückzuführen, dass sich kleine Unebenheiten oder andere Abweichungen von der idealen plan-parallelen Lasteinleitungsfläche viel stärker auf diese Verformungsdaten auswirken als auf jene im Bereich des Messkreuzes. Da mit der an der Oberfläche gemessenen auf die im Inneren stattfindende Verformung geschlossen wird, ist nicht geklärt, wie repräsentativ die Daten tatsächlich sind.

Aus Abb. 3.25 (rechts) ist jedenfalls ersichtlich, dass die Querdehnung in der Mitte des Prüfkörpers schneller ansteigt, als jene im Lasteinleitungsbereich, da letztere durch die immer noch verbleibende Reibung zwischen der eingelegten Teflonschicht und der Lasteinleitungsplatte der Prüfmaschine behindert wird.

## 4 DISKUSSION

### 4.1 Vergleich mit bisherigen Prüfungen

Wie eingangs erwähnt, werden die Ergebnisse der im Rahmen dieser Masterarbeit durchgeführten Prüfungen mit den Ergebnissen früherer Untersuchungen verglichen. Dazu sind in Abb. 4.1 die Werte für die Netto-Schubfestigkeit noch einmal zusammengefasst. Die Mittelwerte für  $f_{v,net}$  der Serien B, C, E, F, I, J und G, also jener Serien, bei denen ein Schubversagen der Querlagen beobachtet werden konnte, sind in roter Farbe dargestellt.

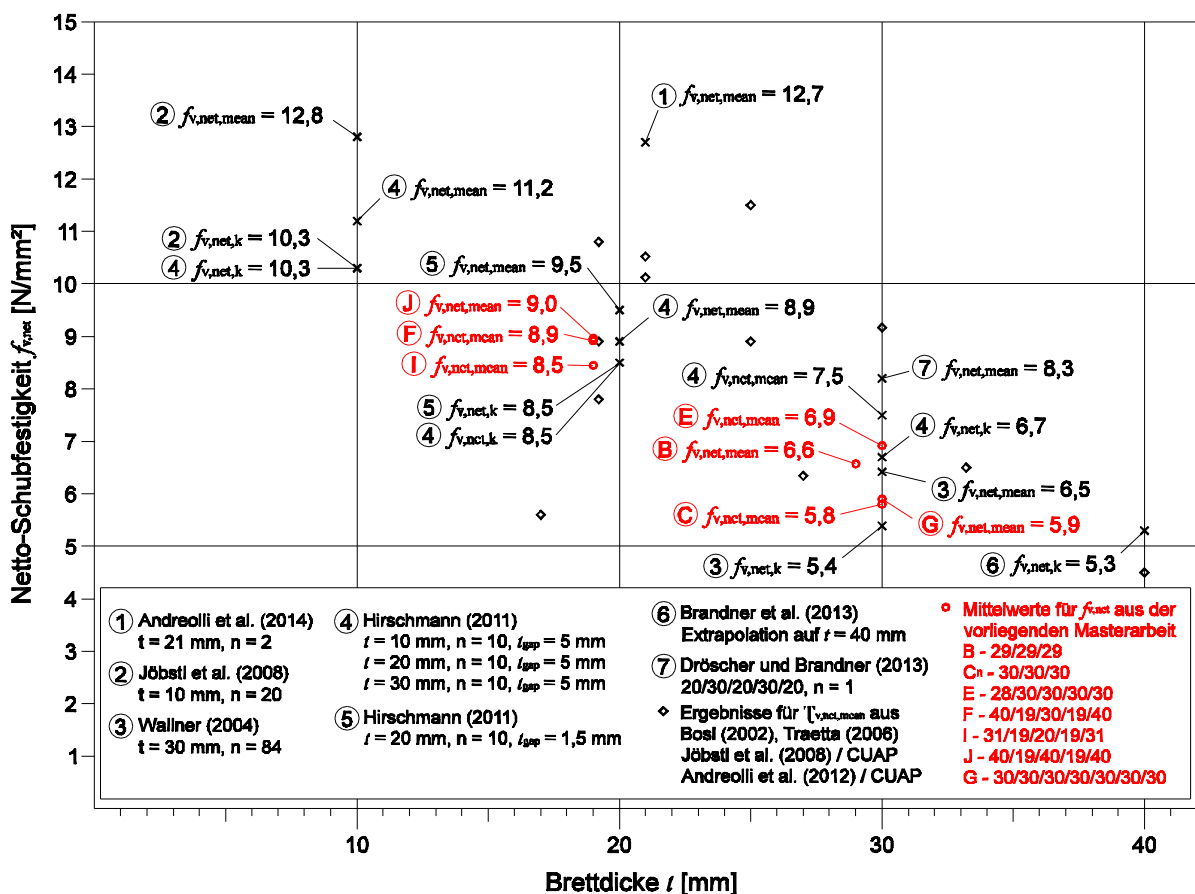


Abb. 4.1: Vergleich der Ergebnisse für die Netto-Schubfestigkeit  $f_{v,net}$  mit bisher durchgeführten Untersuchungen an Einzelknoten in Abhängigkeit der Brettdicke  $t$

#### Hirschmann (2011)

Für einen ersten Vergleich mit Hirschmann (2011) können die Serien F, I und J herangezogen werden, wobei die Parameter Brettdicke und Fugenbreite, wie in Abb. 4.1 ersichtlich, nicht exakt übereinstimmen. Vernachlässigt man diese Unterschiede, stimmen die Festigkeitswerte der Serien F und J ( $t_{gap} = 0$  mm) ziemlich genau mit  $f_{v,net,mean}$  von Hirschmann (2011) bei  $t_{gap} = 5$  mm überein. Der Mittelwert der Serie I ( $t_{gap} = 0$  mm) liegt etwa 5 % darunter. Zieht man für den Vergleich die Festigkeit  $f_{v,net,mean}$  von Hirschmann (2011) bei  $t_{gap} = 1,5$  mm heran, liegen die Serienmittelwerte von F, I und J alle darunter und die Differenz

beträgt etwa 5 bis 11 %. Prüfkörper mit knirsch aneinanderliegenden Brettlamellen wurden von Hirschmann (2011) nicht geprüft.

Die Serien B, E und G können aufgrund ihrer Brettdicke von 30 mm (im Fall von B: 29 mm) ebenfalls relativ gut mit den Ergebnissen von Hirschmann (2011) verglichen werden, wobei sich die Prüfkörper, wie zuvor beschrieben, mit ihrer Fugenbreite voneinander unterscheiden. Die mittlere Netto-Schubfestigkeit  $f_{v,net,mean}$  betrug bei Hirschmann (2011)  $7,5 \text{ N/mm}^2$  (mit  $t_{gap} = 5 \text{ mm}$ ); dieser Wert konnte, trotz einer Fugenbreite von  $t_{gap} = 0 \text{ mm}$ , von den Serien B, E und G dieser Arbeit nicht erreicht werden. Die Differenz beträgt für Serie E 8 %, für Serie B 12 % und für Serie G 21 %.

Die Serie C, die ein  $t_{gap} = 5 \text{ mm}$  und eine Brettdicke von 30 mm aufwies, eignet sich als einzige für einen direkten Vergleich, da die Parameter sich nicht von Hirschmann (2011) unterscheiden. Dabei konnte der an Einzelknoten geprüfte Mittelwert von  $7,5 \text{ N/mm}^2$  mit  $5,8 \text{ N/mm}^2$  ( $C_n$ ) bzw.  $6,0 \text{ N/mm}^2$  ( $C_k$ ) nicht erreicht werden. Die Differenz beträgt im ersten Fall 23 % und im zweiten Fall 20 %.

Eigentlich ließe eine Reduktion der Fugenbreite von 5 bzw. 1,5 mm auf 0 mm eine höhere Netto-Schubfestigkeit erwarten; beim Vergleich der geprüften Serien mit den Werten von Hirschmann (2011) können jedoch durchwegs geringere Festigkeitswerte verzeichnet werden.

### **Wallner (2004)**

Die Serien B, E, G und C lassen sich aufgrund ihrer Brettdicke auch mit den Ergebnissen von Wallner (2004) aus Abb. 4.1 vergleichen, wobei dessen Decklagen eine Fugenbreite von  $t_{gap} = 10 \text{ mm}$  aufwiesen. Hier liegen die Ergebnisse für  $f_{v,net,mean}$  der Serien B und E darüber, B mit lediglich 2 % und E mit 6 %. Die mittlere Netto-Schubfestigkeit der Serie G liegt um 9 %, jene der Serie  $C_k$  um 8 % und jene der Serie  $C_n$  um 11 % darunter.

### **Dröscher und Brandner (2013)**

Die Ergebnisse der Serie D sind in Abb. 4.1 nicht angeführt, da im Gegensatz zu den anderen Serien hier ein Schubversagen der Längslagen eingetreten ist. Da die Serie annähernd denselben Querschnittsaufbau wie die Prüfkörper von Dröscher und Brandner (2013) aufweist und hier ebenfalls zwei von drei Prüfkörpern auf Schubbruch in den Längslagen versagten, können diese miteinander verglichen werden. Dabei beträgt der von Dröscher und Brandner (2013) erreichte Wert für  $f_{v,net,mean}$  bei  $8,15 \text{ N/mm}^2$  und liegt damit um etwa 20 % höher als  $f_{v,net,mean}$  der Serie D mit  $6,78 \text{ N/mm}^2$ .

Der dritte Versuch von Dröscher und Brandner (2013) zeigte ein Schubversagen der Querlagen ( $t = 30 \text{ mm}$ ) und kann mit einem Wert für  $f_{v,net,mean}$  von  $8,32 \text{ N/mm}^2$  demnach der Serie E mit  $f_{v,net,mean} = 6,92 \text{ N/mm}^2$  gegenübergestellt werden. Hier beträgt die Differenz ebenfalls 20 %.

Für die beiden Untersuchungen wurde prinzipiell dieselbe Konfiguration verwendet, lediglich die Prüfkörperabmessungen wurden von 1200 x 600 mm<sup>2</sup> auf 1500 x 500 mm<sup>2</sup>, und die Brettbreite von 106 auf 160 mm verändert.

Die Adaption der Prüfkörpergeometrie wurde, wie in Kapitel 2.3 angesprochen, unter anderem aufgrund der numerischen Studie von Silly (2014) vorgenommen. Die Ergebnisse der Studie zeigen, dass es für den betrachteten Querschnitt von 1200 x 600 mm<sup>2</sup> zu einer Ausbildung von Druckdiagonalen kommt, welche insbesondere im Lasteinleitungs- und Auflagerbereich stark ausgeprägt sind. Dadurch ist von einem zusätzlichen Querdruckeinfluss auszugehen, welcher zur Erhöhung der beobachteten Schubspannungen beiträgt. Durch die Veränderung der Prüfkörpergeometrie sollte die Ausbildung eines Schubfeldes ohne den Einfluss erhöhter Druckspannungen gewährleistet werden. Die erhöhten Festigkeitswerte von Dröscher und Brandner (2013) können daher zumindest teilweise auf die interagierenden Querdruckeinflüsse zurückgeführt werden.

Den Unterschied in den verwendeten Brettbreiten betreffend, kann prinzipiell davon ausgegangen werden, dass bei der Verwendung von Seitenware, wie in Kapitel 2.1.1 erläutert, ein Einfluss der Brettgeometrie auf die Schubfestigkeit vorliegt. Je breiter ein Brett ist, desto größer wird die Jahrringneigung im Randbereich des Brettes. Insbesondere bei sehr breiten und schmalen Brettern ist daher anzunehmen, dass ein Schubbruch entlang einer einzelnen oder weniger Jahrringgrenzen auftreten kann. Da der Schubbruch in diesem Fall nicht mehr durch die einzelnen Jahrringe verläuft, sondern im Übergangsbereich zwischen Frühholz- und Spätholzzone, kann mit einer Abnahme der Festigkeit bei einer Zunahme der Brettbreite bzw. der Jahrringneigung gerechnet werden.

Die Untersuchungen von Hirschmann (2011) ergaben jedoch, dass im Bereich von 150 bis 200 mm die Variation der Brettbreite keinen signifikanten Einfluss auf die Schubfestigkeit hat. Daher ist auch für eine Variation von 106 auf 160 mm davon auszugehen, dass kein Einfluss gegeben ist. Für größere Breiten kann dies jedoch nicht ausgeschlossen werden.

#### **Andreolli et al. (2014)**

Der von Andreolli et al. (2014) geprüfte Wert von  $f_{v,net,mean} = 12,7 \text{ N/mm}^2$  bei einer Brettstärke von 21 mm, kann von den Serien F, I und J mit einer Brettstärke von 19 mm bei weitem nicht erreicht werden und übersteigt deren Mittelwerte um etwa 44 %.

Weiters lässt sich ein Vergleich der Schubmoduln durchführen. Für fünfschichtige Prüfkörper ohne Seitenverklebung errechneten Andreolli et al. (2014) einen Gesamtmittelwert für  $G_{mean}$  von 543 N/mm<sup>2</sup>. Der Gesamtmittelwert der fünfschichtigen Serien D, E, F, I und J liegt mit 490 N/mm<sup>2</sup> um ca. 10 % darunter.

Die von Andreolli et al. (2014) geprüfte dreischichtige, seitenverklebte Serie erreichte ein  $f_{v,net,mean}$  von 13,1 N/mm<sup>2</sup>, was auf den Bruttoquerschnitt bezogen einem  $f_{v,gros,mean}$  von 4,37 N/mm<sup>2</sup> entspricht. Die Mittelwerte der Serie A liegen mit  $f_{v,net,mean} = 11,6 \text{ N/mm}^2$  und  $f_{v,gros,mean} = 3,84 \text{ N/mm}^2$  etwas darunter (Differenz ca. 12 %).

Der mittlere Schubmodul für die seitenverklebten Prüfkörper wurde von Andreolli et al. (2014) mit  $G_{\text{mean}} = 730 \text{ N/mm}^2$  berechnet und liegt um 15 % über dem Schubmodul der Serie A mit  $G_{\text{mean}} = 637 \text{ N/mm}^2$ .

Anzumerken ist, dass hier die Interaktion von Querdruck und Schub nicht in die Berechnung eingegangen ist und die Spannungen im mittleren Bereich des Prüfkörpers für die Festigkeits- und Steifigkeitsermittlung um einen Faktor 1,4 erhöht wurden.

## **4.2 Einflüsse der Parameter auf die Schubkenngößen**

---



Im Folgenden werden die Einflüsse der untersuchten Parameter Seitenverklebung, Fugenbreite, Schichtanzahl, Brettdicke sowie Aufbauparameter auf die relevanten Schubkenngößen analysiert.

### **4.2.1 Seitenverklebung**

In Abb. 4.2 sind die Ergebnisse für die Serien A und B zusammenfassend dargestellt. Die Serien weisen – kleine Abweichungen vernachlässigt – denselben Querschnittsaufbau auf und unterscheiden sich lediglich durch den Parameter Seitenverklebung voneinander.

Die Ergebnisse zeigen deutliche Unterschiede, sowohl bei der Schubfestigkeit, als auch beim Schubmodul. In Abb. 4.2 (rechts) sind außerdem die gemittelten Arbeitslinien der Serien A und B bis zum Erreichen der Maximallast ersichtlich. Diese werden nach dem Vergleich der Schubkenngößen genauer analysiert.



Serie/Querschnitt		A 	B 
Seitenverklebung	[-]	Ja	Nein
$f_{v,gros,mean,12}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	3,84	2,18
$f_{v,net,mean,12}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	11,55	6,57
$G_{xM,yM,S,mean,12}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	637	469

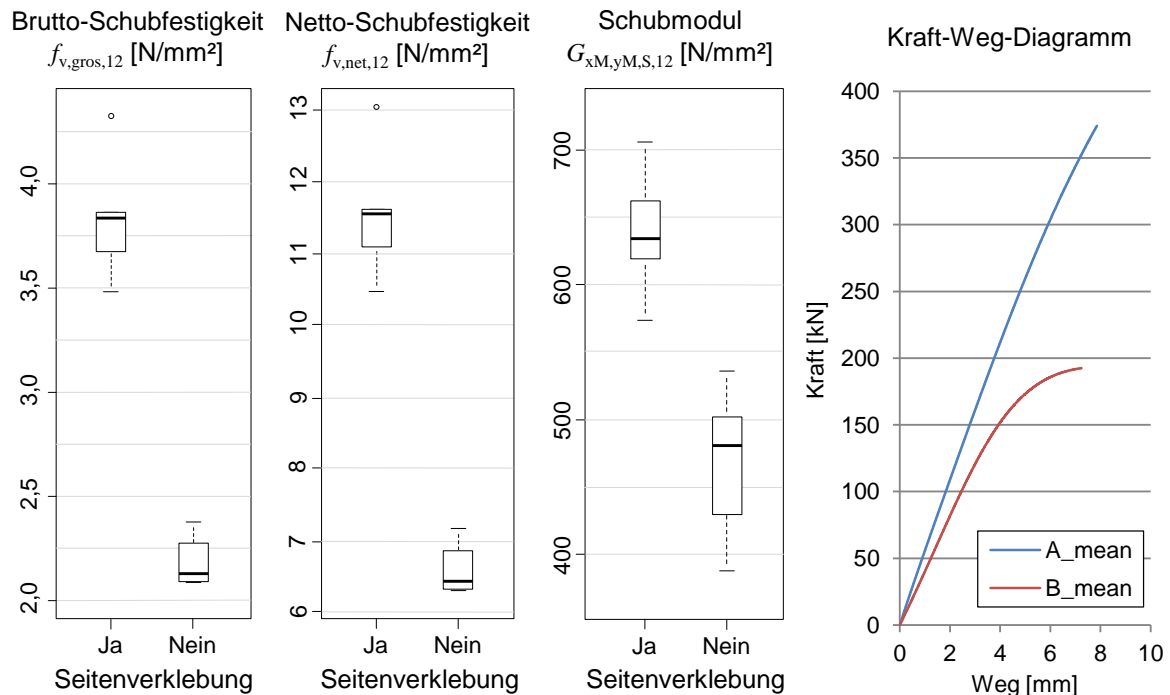


Abb. 4.2: Einfluss des Parameters Seitenverklebung auf die Brutto-Schubfestigkeit  $f_{v,gros,12}$ , die Netto-Schubfestigkeit  $f_{v,net,12}$ , den Schubmodul  $G_{xM,yM,S,12}$  und das Kraft-Weg-Diagramm bis zum Erreichen der Maximallast  $F_{max}$

Die Brutto- sowie die Netto-Schubfestigkeit sind für die seitenverklebte Serie A um etwa 75 % höher als bei der Serie B ohne Seitenverklebung und ohne Fugen. Dabei liegen die Ergebnisse der Signifikanztests durchgeführt für Mittelwerte und Mediane (Tab. 3.5 auf Seite 125 bzw. Tab. 3.7 auf Seite 126) alle deutlich unter 0,05, wodurch die Nullhypothesen abgelehnt werden können und der Einfluss des Parameters als signifikant gilt.

Der Schubmodul der Serie A liegt um etwa ein Drittel höher als jener der Serie B. Auch hier befinden sich die  $p$ -Werte (Tab. 3.9 auf Seite 129) deutlich unter 0,05, die Nullhypothese der Gleichheit der Mediane sowie die Nullhypothese der Gleichheit der Mittelwerte können daher abgelehnt werden. Der Parameter Seitenverklebung hat somit auch auf den Schubmodul einen signifikanten Einfluss.

Um das Bruchverhalten und die Schubkenngrößen der Serien A und B analysieren zu können, ist grundsätzlich der Unterschied zwischen Längsschubbruch und Netto-Schubbruch zu klären. Dazu ist in Abb. 4.3 die Arbeitslinie eines Vollholzträgers unter Schubbeanspruchung dargestellt. Die 3-Punkt-Biegeversuche wurden im Rahmen eines Masterprojekts von Lackner (2009) durchgeführt.

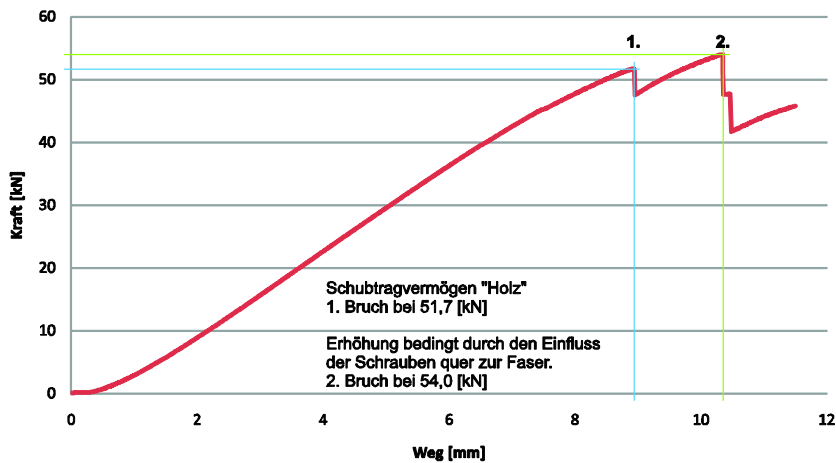


Abb. 4.3: Kraft-Weg-Diagramm eines im Auflagerbereich mit Vollgewindeschrauben verstärkten Vollholzträgers (3-Punkt-Biegeversuch) von Lackner (2009), aus Lackner (2011)

Aus Abb. 4.3 ist erkennbar, dass das Verhalten von Holz bei Beanspruchung längs zur Faserichtung sehr spröde ist. Im Gegensatz zum duktilen Materialverhalten kann hier nach dem linear-elastischen Bereich kein ausgeprägter plastischer Abschnitt mit großen Verformungen beobachtet werden. Beim Erreichen der Maximallast tritt der Bruch ohne Vorankündigung ein und es kommt zu einem steilen Lastabfall. Die Erhöhung nach dem ersten Kraftabfall ist Lackner (2011) zufolge auf den Einfluss der als Auflagerverstärkung eingesetzten Schrauben zurückzuführen. Sind diese Schrauben nicht vorhanden, kommt es nach Erreichen der Bruchlast zu keinem derartigen Anstieg.

Im Gegensatz dazu sind in Abb. 4.4 die Arbeitslinien der Referenzprüfserie EN\_C aus Hirschmann (2011) und jene der Versuche von Jöbstl et al. (2008) dargestellt.

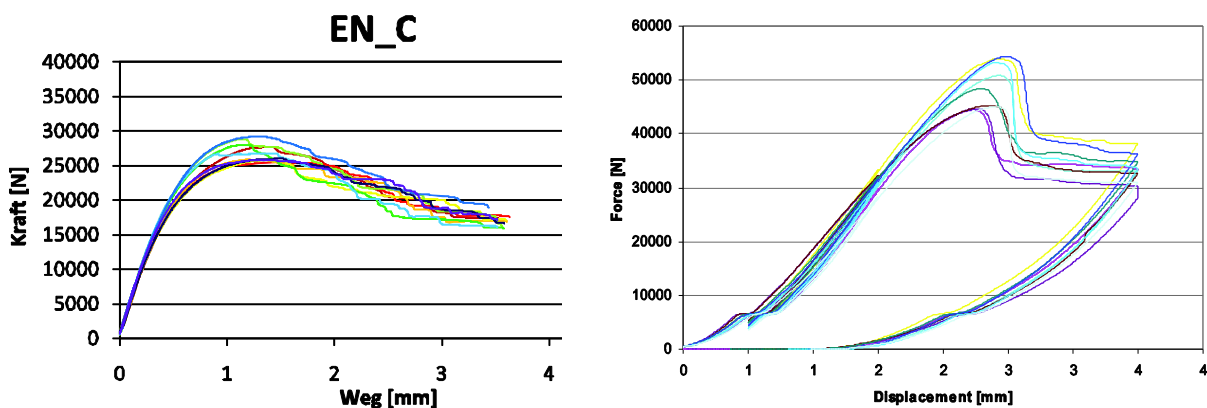


Abb. 4.4: Kraft-Weg-Diagramme der Netto-Schubversuche von Hirschmann, 2011 (links) und Jöbstl et al., 2008 (rechts)

Hier ist erkennbar, dass beim Mechanismus Netto-Schub auf den linear-elastischen Bereich der Arbeitslinie ein vergleichsweise ausgeprägter plastischer Abschnitt folgt. Der Bruch wird demnach durch große Verformungen angekündigt. Nach Erreichen der Maximallast fällt die Kraft aufgrund einer kontinuierlichen Auflösung der Schubbruchzone stufenweise ab, bis die einzelnen Holzfasern auf Zug beansprucht werden. Ab diesem Punkt stellt sich aufgrund der

hohen Zugfestigkeit des Holzes die in Abb. 4.4 sichtbare hohe Resttragfähigkeit von etwa 50 % der Bruchlast ein.

In Abb. 4.5 sind die Kraft-Weg-Diagramme der Serien A und B dargestellt.

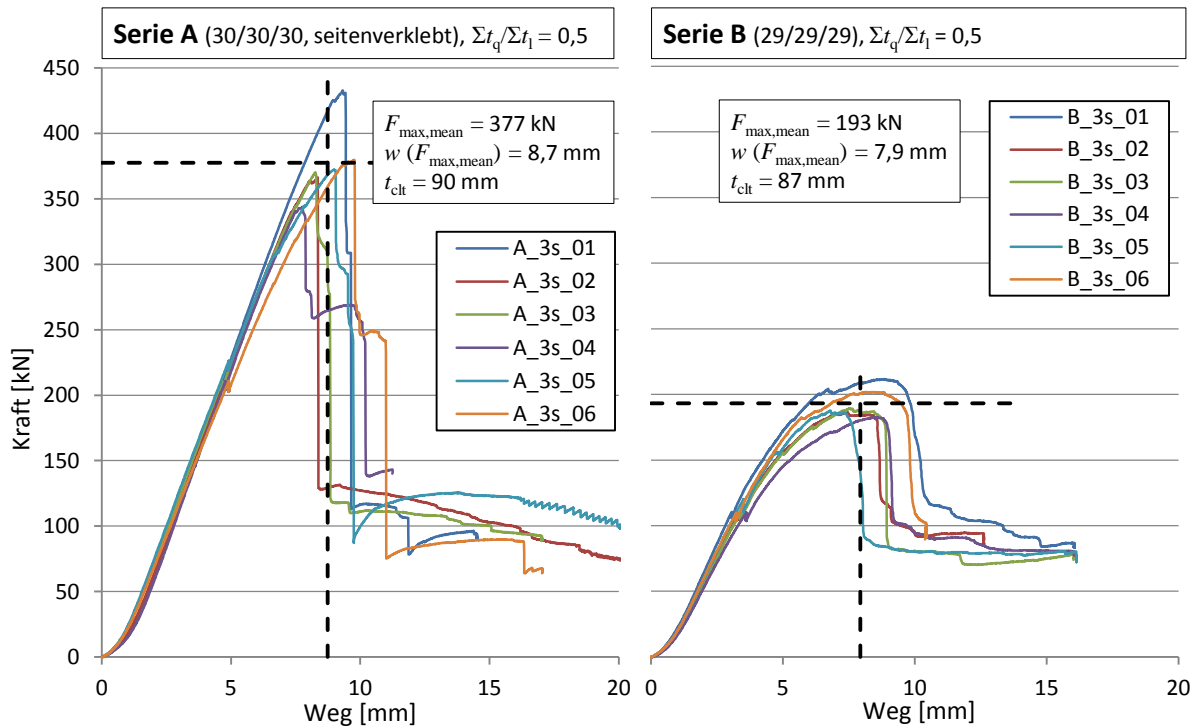


Abb. 4.5: Kraft-Weg-Diagramme der Serien A (links) und B (rechts)

Aus Abb. 4.5 (rechts) ist erkennbar, dass die Serie B eine für Netto-Schubbruch typische Arbeitslinie aufweist. Da die Bretter an ihren Schmalseiten nicht verklebt sind, ist innerhalb einer Lage keine Schubkraftübertragung möglich. Für das Versagen maßgebend sind daher jene Lagen, die den geringeren Anteil am Gesamtquerschnitt ausmachen (Querlage mit  $t_{\text{net}}$ ). Diese werden auf Schub quer zu ihrer Faserrichtung (auf Abscheren) beansprucht, weil die Längslagen sich aufgrund der Abwesenheit einer Seitenverklebung entlang ihrer Schmalseiten verschieben. Das Netto-Schubversagen weist, wie zuvor beschrieben, einen linear-elastischen Bereich auf, der nach und nach in den plastischen Bereich mit großen Verformungen übergeht. In diesem Abschnitt sind mehrere deutliche Lastsprünge zu erkennen, die auf einen sukzessiven Versagensablauf und eine Kraftumlagerung innerhalb des Systems hinweisen. Der Bruch tritt laut Brandner et al. (2013) durch ein kombiniertes Versagen zufolge lokaler Torsion in den Randbereichen der Klebeflächen und lokalem Schub parallel zur Faserrichtung ein. Durch dieses lokale Überschreiten der Schubfestigkeit parallel zur Faserrichtung werden die einzelnen Fasern nach und nach voneinander getrennt, was den meist stufenweisen Lastabfall nach Erreichen von  $F_{\max}$  kennzeichnet, und können in Längsrichtung keinen Schub mehr übertragen. Dadurch bildet sich ein System vieler Einzelstäbe, die primär auf Zug belastet werden und aufgrund der hohen Zugfestigkeit des Holzes große Verformungen auf einem hohen Lastniveau ermöglichen. Damit Netto-Schub eintreten kann, braucht es demnach ausreichend Verformungsvermögen innerhalb der Scherfuge, was

durch die Verschiebung der Längslagen aufgrund der nicht vorhandenen Seitenverklebung gegeben ist.

Bei der Serie A kann dieses Verhalten nicht beobachtet werden. Hier kann aufgrund der Seitenverklebung innerhalb jeder Lage eine Schubkraftübertragung zwischen den Brettern stattfinden. Da sich die Bretter entlang ihrer Schmalseiten nicht verschieben können, kann ein viel steiferes Verhalten mit einem Schubmodul  $G_{xM,yM,S,12,mean}$  von 637 N/mm<sup>2</sup> gegenüber 469 N/mm<sup>2</sup> der Serie B beobachtet werden. Der Wert von Andreolli et al. (2014) liegt, wie bereits erwähnt, um etwa 15 % darüber.

Gemäß Bogensperger et al. (2010) sollte die effektive Schubsteifigkeit bei seitenverklebten BSP-Elementen etwa gleich der Schubsteifigkeit der Ausgangsware sein. Der Schubmodul für Vollholz der Festigkeitsklasse C24 beträgt entsprechend EN 338:2009 sowie enBR (2007)  $G_{0,mean} = 690$  N/mm<sup>2</sup>. Messungen von Gatterinig (2012) bzw. Brandner et al. (2012) zufolge liegt der Schubmodul von Vollholz bei rund 650 N/mm<sup>2</sup>. Der Schubmodul für Brettschichtholz der Klasse GL24h liegt entsprechend enBR (2007) bei  $G_{0,mean} = 720$  N/mm<sup>2</sup>. Brandner et al. (2007) empfehlen aufgrund ihrer Ergebnisse einen Wert für  $G_{0,mean}$  für alle BSH-Festigkeitsklassen von 650 N/mm<sup>2</sup>, welcher auch in der EN 14080:2013 für alle Festigkeitsklassen angegeben wird. Daraus zeigt sich, dass die für Serie A erreichten Werte von  $G_{xM,yM,S,mean,12} = 637$  N/mm<sup>2</sup> (ohne Berücksichtigung des Querdruckeinflusses) bzw.  $G_{xM,yM,trans,mean,12} = 580$  N/mm<sup>2</sup> (mit Berücksichtigung des Querdruckeinflusses) in einem ähnlichen Bereich wie die Schubmoduln von Vollholz bzw. Brettschichtholz liegen.

Die seitenverklebten Prüfkörper von Andreolli et al. (2014) zeigten in erster Linie, wie auch die Prüfkörper der Serie A, ein Schubversagen parallel zur Faserrichtung und versagten, den Erklärungen der Autoren zufolge, anschließend aufgrund der fehlenden Verbindung zwischen den Brettern der Decklagen auf Torsion in der Klebefläche.

Auch bei Serie A konnte ein ähnliches Versagen beobachtet werden. Da eine Verschiebung entlang der Schmalseiten der Decklagen durch die Seitenverklebung behindert wurde, wurden diese auf Schub parallel zur Faserrichtung beansprucht. Es ist nicht vollkommen klar, wie das Versagen der Querlage eingetreten ist, da sowohl Netto-Schub-, als auch durchgängige Längsschubbrüche erkennbar waren. Zum Vergleich: eine deutliche S-Verformung, typisch für ein Versagen auf Netto-Schub, konnte auch bei Serie B nicht beobachtet werden. Grundsätzlich benötigt Netto-Schub ein deutliches Maß an Verformung, um die lokalen Versagensmechanismen Schub parallel zur Faserrichtung und Torsion ausbilden zu können. Da dieses Verformungsvermögen aufgrund der starren Verbindung zwischen den Längslagen nicht gegeben war, ist fraglich, ob sich bei Serie A ein Netto-Schubbruch der Querlage einstellen konnte.

Auf das sehr steife Verhalten der Serie A im linear-elastischen Bereich folgt kein plastischer Abschnitt, wie bei Serie B, sondern es kommt nach einem einzelnen Kraftsprung zu einem steilen Abfall der Arbeitslinie. Der Kraftsprung und die darauf folgenden (geringe) Erhöhung der Last könnten auf eine Lastumlagerung von den steiferen Längslagen zur Querlage hinweisen.

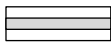
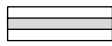
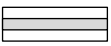
Die erreichten Brutto-Schubfestigkeiten betragen im Mittel  $3,84 \text{ N/mm}^2$  und  $f_{v,\text{gros},k}$  lag bei  $3,39 \text{ N/mm}^2$  (auf Basis einer Log-Normalverteilung) bzw.  $3,53 \text{ N/mm}^2$  (auf Basis empirischer Daten). Vergleicht man diese mit dem Schubfestigkeitswert von C24 nach EN 338:2009 mit  $f_{v,k} = 4,0$  bzw.  $f_{v,\text{mean}} = 6,0 \text{ N/mm}^2$  (bei  $CV = 20 \%$ ), erscheint die erzielte Tragfähigkeit als relativ gering. Eine mögliche Erklärung für die vergleichsweise geringe Schubfestigkeit ist das Erreichen einer Grenzverzerrung in den Längslagen, welche eine weitere Laststeigerung verhindert hat.

Zumal BSP eine geschichtete Struktur aus miteinander verklebten Einzellamellen aufweist, eignet es sich insbesondere für einen Vergleich mit BSH. Die Schubfestigkeit von GL24h entsprechend enBR (2007) beträgt  $f_{v,g,k} = 3,0$  bzw.  $f_{v,g,\text{mean}} = 4,5 \text{ N/mm}^2$  (bei  $CV = 20 \%$ ). In der EN 14080:2013 findet sich für die Schubfestigkeit ein Wert von  $f_{v,g,k} = 3,5$  für alle BSH-Festigkeitsklassen. Die charakteristischen Festigkeitswerte der Serie A stimmen also sehr gut mit jenem von BSH überein.

Das Nachbruchverhalten nach dem steilen Lastabfall der Serie A ist von einer Resttragfähigkeit von etwa  $100 \text{ kN}$  ( $\cong 27 \%$  von  $F_{\text{max}}$ ) gekennzeichnet. Prozentuell beträgt die Resttragfähigkeit der Serie B etwa  $40 \%$  von  $F_{\text{max}}$ , betragsmäßig liegen die beiden Serien jedoch in einem ähnlichen Bereich, bei etwa  $80$  bis  $100 \text{ kN}$ . Diese Ähnlichkeit könnte darauf zurückzuführen sein, dass die Serien nach dem Erreichen der Bruchlast dieselbe Verformungsfigur aufweisen. Da es in den Decklagen in beiden Fällen eine Verschiebung entlang der Schmalseiten bzw. entlang des Längsschubbruchs gibt, kann zu diesem Zeitpunkt im Wesentlichen nur noch die Querlage der Verschiebung entgegenwirken. Da Längsschub im Allgemeinen keine Resttragfähigkeit erwarten lässt, deutet zumindest das Lastniveau der Serie A nach Erreichen der Maximallast auf ein Netto-Schubversagen der Querlage hin.

#### 4.2.2 Fugenbreite

Abb. 4.6 fasst die Ergebnisse für die Serien B,  $C_n$  und  $C_k$  zusammen. Diese haben prinzipiell denselben Querschnittsaufbau, weisen keine Seitenverklebung auf und unterscheiden sich nur durch die gewählte Fugenbreite voneinander. Der Unterschied zwischen  $C_n$  und  $C_k$  liegt in der für die Spannungs- und Schubmodulermittlung verwendeten Querschnittsfläche. Bei  $C_n$  erfolgte die Ermittlung mit der Fläche inklusive, bei  $C_k$  mit der Fläche exklusive Fugen.

Serie/Querschnitt		B 	C <sub>n</sub> 	C <sub>k</sub> 
Fugenbreite $t_{\text{gap}}$	[mm]	0	5	5
Querschnittsfläche A	[mm <sup>2</sup> ]	$b \cdot t_{\text{clt}}$	$b \cdot t_{\text{clt}}$	$(b - t_{\text{gap}} \cdot m) \cdot t_{\text{clt}}$
$f_{v,\text{gros,mean},12}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	2,18	1,92	1,98
$f_{v,\text{net,mean},12}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	6,57	5,81	5,98
$G_{xM,yM,S,\text{mean},12}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	469	302	311

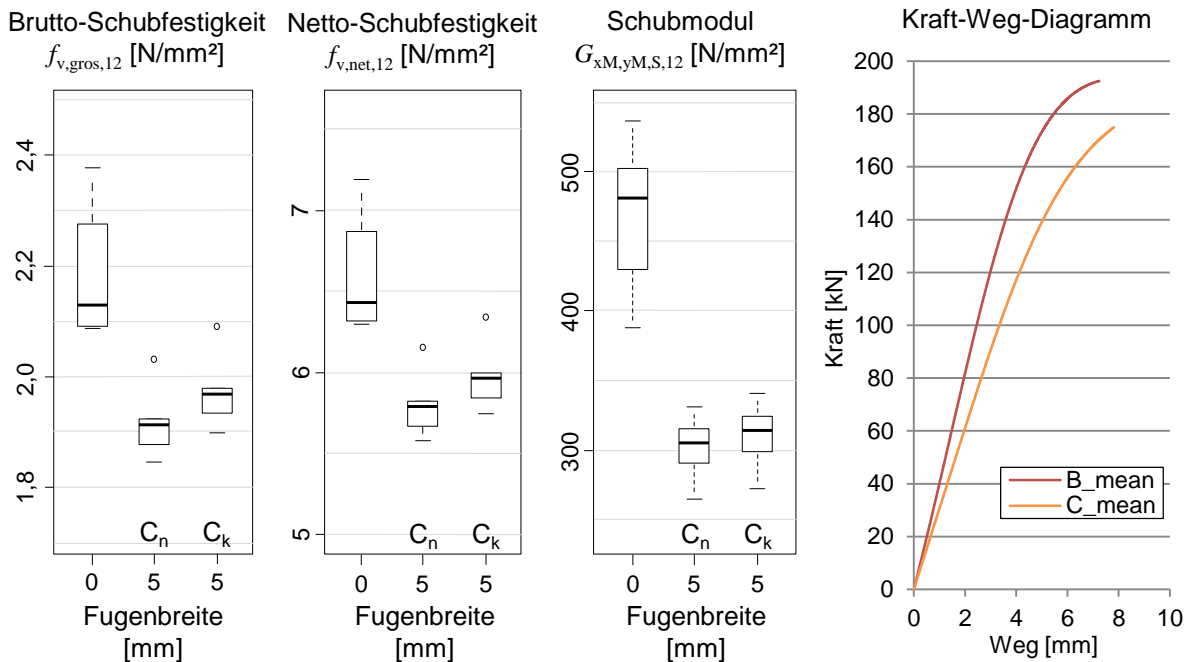


Abb. 4.6: Einfluss des Parameters Fugenbreite auf die Brutto-Schubfestigkeit  $f_{v,\text{gros},12}$ , die Netto-Schubfestigkeit  $f_{v,\text{net},12}$ , den Schubmodul  $G_{xM,yM,S,12}$  und das Kraft-Weg-Diagramm bis zum Erreichen der Maximallast  $F_{\text{max}}$

Beim Vergleich der Serie B mit den Serien C<sub>n</sub> bzw. C<sub>k</sub> kann ein Abfallen der Brutto- sowie der Netto-Schubfestigkeit bemerkt werden. Während die Festigkeiten der Serie C<sub>n</sub> um etwa 12 % geringer sind als jene der Serie B, beträgt die Reduktion von Serie B auf C<sub>k</sub> nur ca. 9 %. Die Ermittlung der Festigkeit wurde dabei für die Serie C<sub>n</sub> mit der Gesamtquerschnittsfläche des Prüfkörpers durchgeführt, während für die Serie C<sub>k</sub> die Fugenbreite bei der Flächenermittlung abgezogen wurde. Folglich sind die Unterschiede in der Festigkeit zwischen Serien mit bzw. ohne Fugen vor allem darauf zurückzuführen, dass entlang der Schmalseiten der Bretter keine Kräfte übertragen werden können. Ein geringer Anteil des Unterschieds liegt aber darin begründet, dass für die Lastabtragung eine kleinere Fläche zur Verfügung steht.

Die  $p$ -Werte des Wilcoxon-Mann-Whitney-Tests und des t-Tests (Tab. 3.5 auf Seite 125 bzw. Tab. 3.7 auf Seite 126) liegen alle deutlich unter 0,05. Die Nullhypothese kann somit in allen Fällen abgelehnt werden. Die Änderung der Fugenbreite von 0 auf 5 mm hat daher einen signifikanten Einfluss auf die Brutto- sowie die Netto-Schubfestigkeit.

Wie aus Abb. 4.6 ersichtlich, weist Serie B eine deutlich höhere Steifigkeit und damit einen deutlich höheren Schubmodul auf als die Serie C. Dabei ist der Unterschied zwischen dem



Schubmodul der Serie  $C_n$  (Fläche inklusive Fugen) und jenem der Serie  $C_k$  (Fläche exklusive Fugen) relativ klein, was darauf hindeutet, dass die Reduktion von Serie B auf Serie  $C_n$  (36 %) zu einem Großteil aufgrund des unterschiedlichen Steifigkeitsverhaltens auftritt; die für die Auswertung verwendete Querschnittsfläche hat hingegen nur einen sehr geringen Einfluss auf den Schubmodul (2 %).

Auch hier liegen die  $p$ -Werte entsprechend Tab. 3.9 (auf Seite 129) deutlich unter 0,05. Die Nullhypothese der Gleichheit der Mediane sowie die Nullhypothese der Gleichheit der Mittelwerte können daher abgelehnt werden.

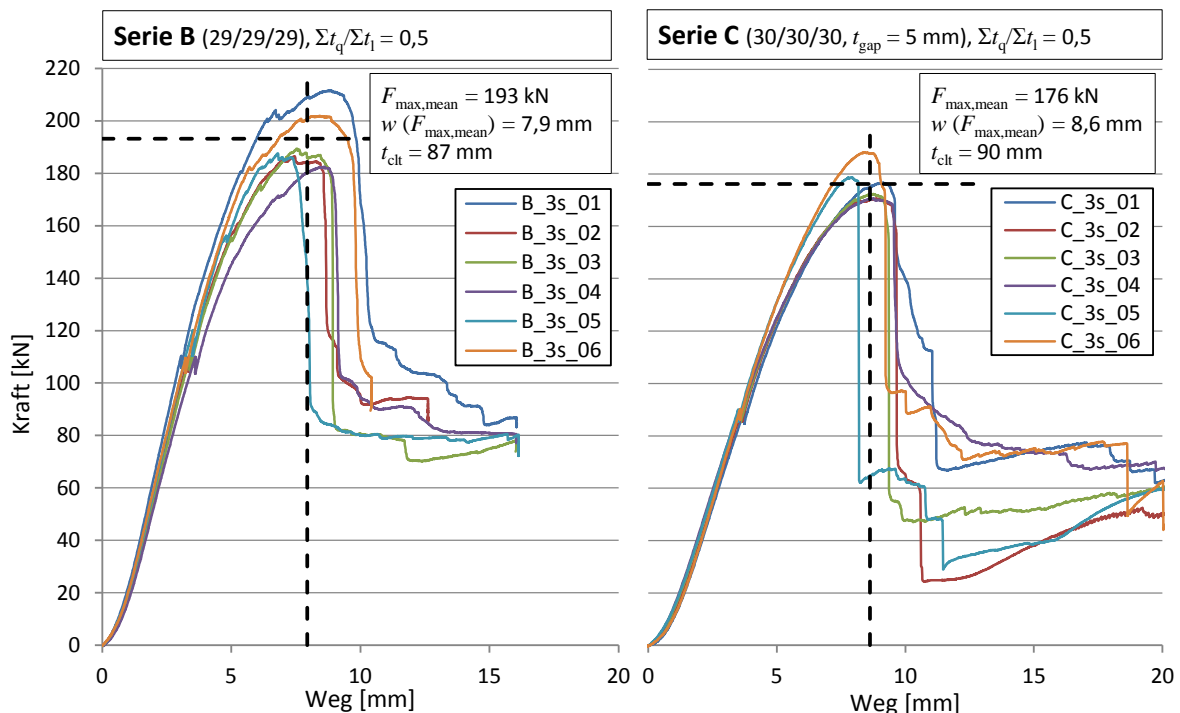


Abb. 4.7: Kraft-Weg-Diagramme der Serien B (links) und C (rechts)

Aus Abb. 4.7 ist zu sehen, dass Serie B im Vergleich zur Serie C eine höhere Tragfähigkeit aufweist und auch ein etwas steiferes Verformungsverhalten zeigt. Der Unterschied zwischen den beiden Serien besteht darin, dass die nebeneinanderliegenden Bretter der Serie C durch 5 mm breite Fugen voneinander getrennt sind, was eine Kraftübertragung an den Schmalseiten verhindert. Den einzigen Kontakt zwischen den Brettern stellen die Klebeflächen dar. Bei der Serie B hingegen liegen die Bretter knirsch aneinander und können so Reibung übertragen. Außerdem ist anzumerken, dass die Produktion von BSP ohne Fugen und ohne jegliche Seitenverklebung nur im Labor möglich ist. Da die Elemente von einem BSP-Hersteller bezogen wurden, kann angenommen werden, dass durch den flächigen Pressdruck übermäßiger Klebstoff von der Klebefläche zum Teil in die Fugen gedrückt wurde und es somit zu einer teilweisen aber nicht definierten Seitenverklebung gekommen ist.

Im linear-elastischen Bereich der Arbeitslinie der Serie B werden die im Bauteil vorherrschenden Drucknormalkräfte aufgrund der Steifigkeitsunterschiede im Bauteilinneren ( $E_{90} = 370 \text{ N/mm}^2$  bzw.  $E_0 = 11.000 \text{ N/mm}^2$  für C24 gemäß EN 338:2009) vorwiegend von den

Brettlagen aufgenommen, die parallel zur Krafrichtung orientiert sind. Nur ein geringer Anteil der Druckkraft, für Serie B etwa  $370/3890 (\cong E_{90}/E_{yM})$ , wird im linear-elastischen Zustand von den Lagen mit Faserverlauf rechtwinklig zur Krafrichtung aufgenommen und kann entlang der Schmalseiten der Längslagen Reibung erzeugen. Dieser Anteil (etwa 3 kN) ist zu gering, die um rund 20 kN höhere Tragfähigkeit der Serie B gegenüber der Serie C zu erklären.

Aufgrund der zunehmenden Verformung der auf Netto-Schub beanspruchten Querlage kann im plastischen Bereich der Arbeitslinie davon ausgegangen werden, dass sich die Querlage aufgrund eines lokalen Stabilitätsversagens der Lastabtragung entzieht. Da die einzelnen Fasern eine zunehmende „S“-Verformung aufgrund der Abscherbeanspruchung aufweisen wird die Druckkraft von der anfänglich steiferen Querlage zu den Schmalseiten der Längslagen umgelagert. Dadurch ist zu erwarten, dass die Drucknormalkraft zu diesem Zeitpunkt trotz geringerem E-Modul zu einem entsprechend größeren Teil auch in den rechtwinklig zur Druckkomponente orientierten Längslagen wirkt und dort mittels Reibung zur Erhöhung der Tragfähigkeit der Serie B beiträgt.

Diese Betrachtung würde jedoch bedeuten, dass im elastischen Anfangszustand nahezu keine Reibung in den Schmalseiten der Serie B wirkt und sich die Serien annähernd gleich verhalten müssten. Aus den Kraft-Weg-Diagrammen lässt sich jedoch erkennen, dass auch im linear-elastischen Bereich der Arbeitslinie deutlich Unterschiede im Steifigkeitsverhalten bestehen. Diese könnten wiederum auf die teilweise vorliegende Seitenverklebung der Serie B zurückgeführt werden, die aufgrund der Gegebenheiten bei der Produktion unvermeidlich ist.

Im Gegensatz zu den Prüfkörpern der Serie B wurde von Brandner et al. (2013) ein Tastversuch an einem Element ohne Fuge und ohne jegliche Seitenverklebung durchgeführt, wobei der Klebstoffeintritt durch das Anbringen eines Klebebands über der Fuge verhindert wurde. Beim Vergleich mit einem zweiten Prüfkörper mit 5 mm Fugenbreite konnte trotz der Vermeidung einer teilweisen Seitenverklebung ein Unterschied im Steifigkeitsverhalten der beiden Prüfkörper beobachtet werden, wobei der Prüfkörper ohne Fugen sich steifer verhielt als jener mit 5 mm Fugenbreite.

Das steifere Verhalten der Serie B gegenüber der Serie C kann also prinzipiell dadurch erklärt werden, dass es bei Serie B zu einer punktuellen Schmalseitenverklebung durch unkontrollierten Klebstoffeintrag in die Fugen kommt. Die Ergebnisse von Brandner et al. (2013) zeigen jedoch, dass auch die Reibung zumindest zu einem geringen Anteil bereits im linear-elastischen Bereich der Arbeitslinie wirkt und zu einer Erhöhung der Steifigkeit beiträgt.

Bei der Betrachtung der Kraft-Weg-Diagramme ist erkennbar, dass im Vergleich zur Serie C bei der Serie B vor dem Erreichen der Maximallast über weite Bereiche kleinere Kraftsprünge auftreten. Diese deuten auf Spannungskonzentrationen und in der Folge stattfindende Lastumlagerungen innerhalb des Systems hin. In diesem Bereich kann außerdem, wie bereits angesprochen, eine zunehmende Beteiligung der Reibung an der Lastabtragung erwartet werden. Serie C weist dagegen einen kontinuierlichen Verlauf der Arbeitslinie auf, was auf ausreichend Verformungsvermögen des Systems aufgrund der 5 mm breiten Fugen hindeutet. Es können hier innerhalb des Systems keine Lastumlagerungen stattfinden.

Die Unterschiede in Tragfähigkeit und Steifigkeit können also auf mehrere verschiedene Einflussfaktoren zurückgeführt werden. Zum einen steht der Serie C eine um den Fugenanteil reduzierte Fläche im Vergleich zur Serie B für die Abtragung der Last zur Verfügung und zum anderen können bei der Serie B auch die Decklagen der Verformung entlang ihrer Schmalseiten entgegenwirken. Dies geschieht einerseits zufolge der teilweisen und unbeabsichtigten Seitenverklebung und andererseits aufgrund des durch zunehmende Verformung aktivierbaren Reibungsanteils.

### 4.2.3 Schichtanzahl

In Abb. 4.8 sind die Ergebnisse für die Serien B, E und G, welche sich durch die Anzahl ihrer Schichten voneinander unterscheiden, dargestellt. Mit der Variation der Schichtanzahl geht gleichzeitig auch eine Veränderung des Aufbauparameters einher, die Parameter Brettstärke ( $t = 30 \text{ mm}$ ), Seitenverklebung (nicht vorhanden) und Fugenbreite ( $t_{\text{gap}} = 0 \text{ mm}$ ) der betrachteten Serien unterscheiden sich aber nicht voneinander.

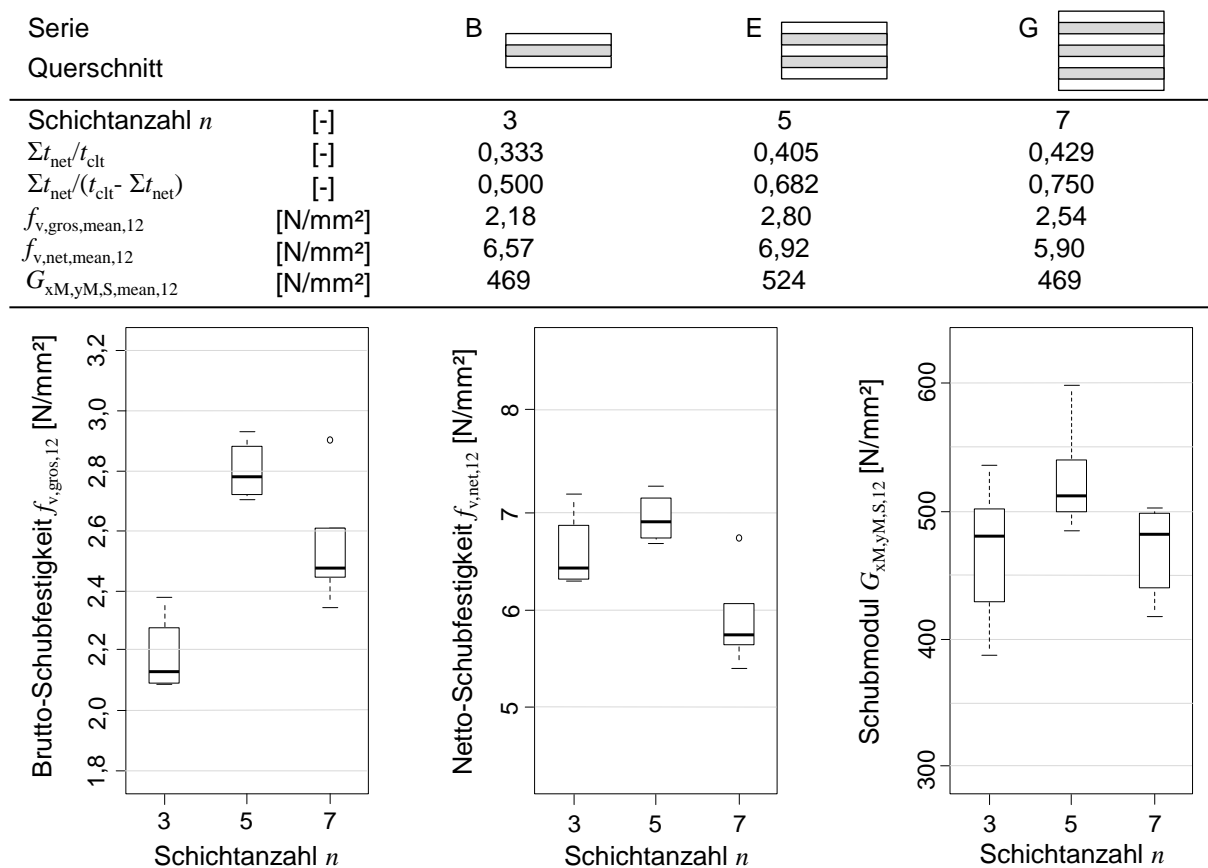


Abb. 4.8: Einfluss des Parameters Schichtanzahl auf die Brutto-Schubfestigkeit  $f_{v,\text{gros},12}$  (links), die Netto-Schubfestigkeit  $f_{v,\text{net},12}$  (mittig) und den Schubmodul  $G_{xM,yM,S,12}$  (rechts)

Zwar zeigt sich von der dreischichtigen Serie B zur fünfschichtigen Serie E eine Zunahme der Brutto-Schubfestigkeit (Abb. 4.8, links), von Serie E auf die siebenschichtige Serie G kann jedoch eine Reduktion beobachtet werden. Die  $p$ -Werte (Tab. 3.5 auf Seite 125) liegen

alle unter dem Grenzwert von 0,05, weshalb die Nullhypothese in allen Fällen abgelehnt werden kann und die Ergebnisse als relevant für die Grundgesamtheit erscheinen.

Anders als bei der Brutto-Schubfestigkeit, liegt die Netto-Schubfestigkeit (Abb. 4.8, mittig) der Serie B höher als jene der Serie G. Dies ist auf den Einfluss des Aufbauparameters zurückzuführen mit dessen Erhöhung auch eine erhöhte Brutto-Schubfestigkeit einher geht (siehe Kapitel 4.2.4). Für die Netto-Schubfestigkeit kann somit bei einer Steigerung von drei auf fünf Schichten ein Anstieg und bei einer Steigerung von fünf auf sieben Schichten eine Reduktion der Festigkeit beobachtet werden. Bei der Gegenüberstellung der Serien B und E ergeben sich entsprechend Tab. 3.7 (auf Seite 126)  $p$ -Werte größer als 0,05, die Nullhypothese der Gleichheit der Mediane sowie jene der Gleichheit der Mittelwerte kann daher nicht abgelehnt werden. In allen anderen Fällen liegen die  $p$ -Werte unter 0,05, wodurch die Nullhypothesen zum betrachteten Signifikanzniveau von 95 % abgelehnt werden können.

Bei der Betrachtung des Schubmoduls können keine großen Unterschiede festgestellt werden. Lediglich die Serie E mit fünf Schichten weist einen etwas höheren Schubmodul als die beiden anderen Serien auf. Die Ergebnisse der Signifikanztests sind in Tab. 3.9 (auf Seite 129) dargestellt. Beim Vergleich der Serien B und E liegen die  $p$ -Werte knapp über, bei Serie E und G knapp unter 0,05. Bei den Serien B und G befinden sich die  $p$ -Werte sehr deutlich über 0,05, wodurch die Nullhypothese der Gleichheit der Mediane und die Nullhypothese der Gleichheit der Mittelwerte nicht abgelehnt werden können. Die Variation der Schichtanzahl von drei auf fünf, sowie von drei auf sieben Schichten hat somit keinen signifikanten Einfluss auf den Schubmodul. Eine Steigerung von fünf auf sieben Schichten hat demzufolge einen signifikanten Einfluss auf den Schubmodul.

#### 4.2.4 Aufbauparameter und Brettdicke

Der Aufbauparameter wurde im Kapitel 2 mit  $\Sigma t_q / \Sigma t_l$  definiert, da aber nicht bei allen Serien die Querlagen für das Schubversagen maßgebend waren, wird er nun mit  $\Sigma t_{net} / (t_{clt} - \Sigma t_{net})$  beschrieben. In Abb. 4.9 ist der Einfluss des Aufbauparameters und der Brettdicke auf die untersuchten Schubkenngrößen dargestellt. Für den Vergleich werden die Serien D, E, F, I und J herangezogen, da diese dieselbe Schichtanzahl aufweisen und auch die Parameter Seitenverklebung (nicht vorhanden) und Fugenbreite ( $t_{gap} = 0$  mm) nicht variieren. Zu beachten ist jedoch, dass nur die Serien E, F, I und J dasselbe Versagen gezeigt haben (Netto-Schubbruch der Querlagen), Serie D jedoch einen Schubbruch der Längslagen aufwies. Weiters ist anzumerken, dass auch die Brettdicke der Querlagen für die einzelnen Serien variiert wurde. So weisen F, I und J eine Brettdicke von 19 mm und die Serien E und D von 30 mm auf. Die für das Netto-Schubversagen maßgebenden Lagen der Serie D wiesen eine mittlere Brettdicke von 18,3 mm auf.

Serie	J	F	I	E	D	
Querschnitt						
$t_{net}$	19	19	19	30	18,3	[mm]
$\Sigma t_{net}/t_{clt}$	0,241	0,257	0,317	0,405	0,462	[-]
$\Sigma t_{net}/(t_{clt} - \Sigma t_{net})$	0,317	0,345	0,463	0,682	0,859	[-]
$f_{v,gros,mean,12}$	2,14	2,29	2,68	2,80	3,13	[N/mm <sup>2</sup> ]
$f_{v,net,mean,12}$	8,98	8,92	8,45	6,92	6,78	[N/mm <sup>2</sup> ]
$G_{xM,yM,S,mean,12}$	432	449	532	524	515	[N/mm <sup>2</sup> ]

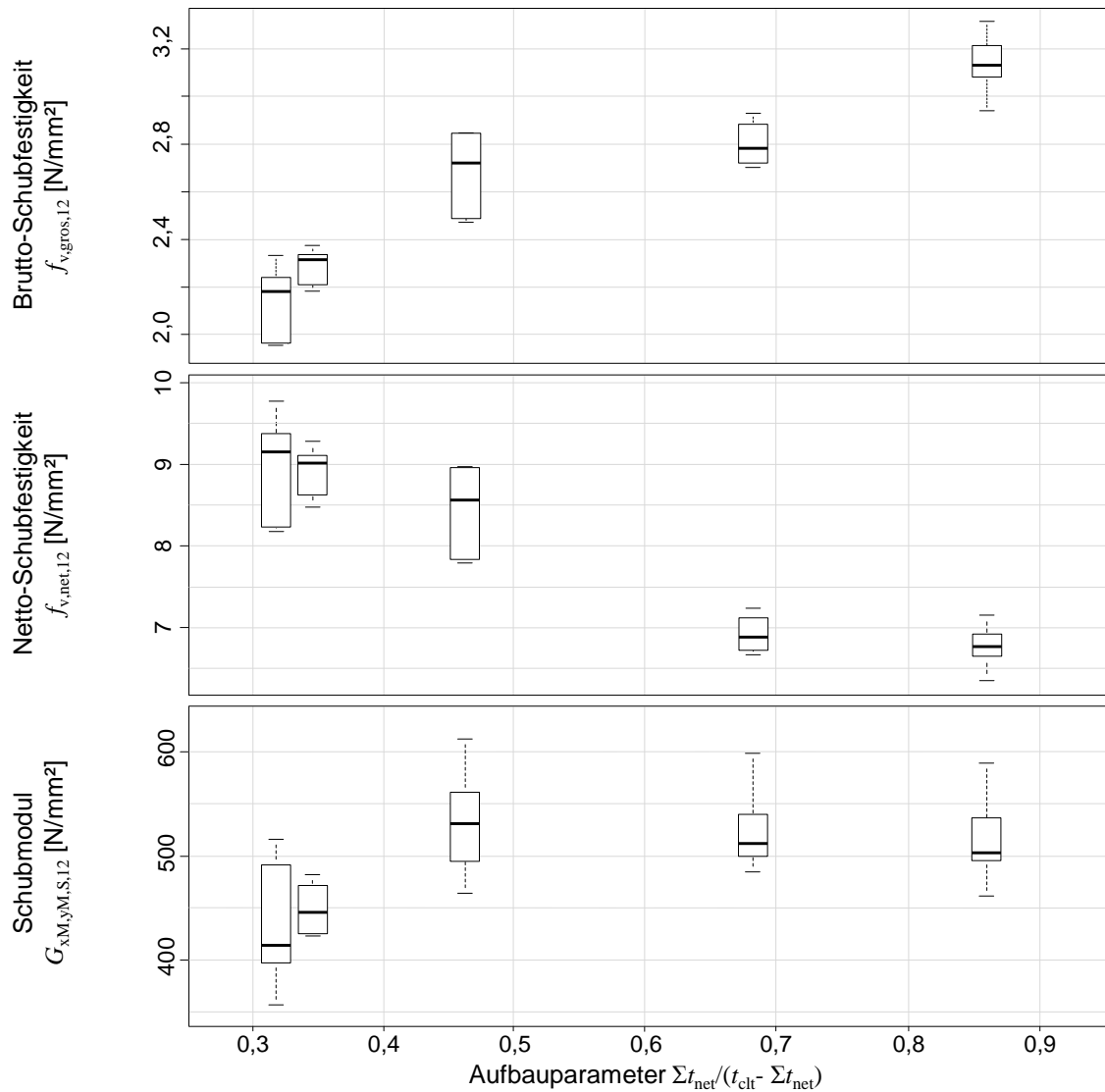


Abb. 4.9: Einfluss des Aufbauparameters und des Parameters Brettdicke auf die Brutto-Schubfestigkeit  $f_{v,gros,12}$  (oben), die Netto-Schubfestigkeit  $f_{v,net,12}$  (mittig) und den Schubmodul  $G_{xM,yM,S,12}$  (unten)

Aus Abb. 4.9 ist ersichtlich, dass es deutliche Unterschiede in der Netto-Schubfestigkeit gibt. Wie schon aus der Masterarbeit von Hirschmann (2011) bekannt, zeigt sich auch hier ein starker Einfluss des Parameters Brettdicke auf die Netto-Schubfestigkeit. So zeigen die Ergebnisse der Signifikanztests (Tab. 3.7 auf Seite 126), dass zwischen den Serien F, I und J ( $t_q = 19$  mm) keine signifikanten Unterschiede bestehen, da die  $p$ -Werte alle über 0,05 liegen

und die Nullhypothese der gleichen Mediane bzw. Mittelwerte somit nicht abgelehnt werden kann. Dasselbe gilt für die Serien D und E, wobei hier zwar die Schichtdicke der Querlagen in etwa übereinstimmt, für das Versagen der Serie D jedoch die Längslagen maßgebend waren.  $p$ -Werte unter 0,05 ergeben sich, wenn man die Serie D und die Serie E jeweils mit den Serien F, I und J vergleicht.

Direkt vergleichen lassen sich die Serien E, F, I und J, da in allen Fällen die Querlagen für das Schubversagen maßgebend waren. Hier kann ein deutlicher Unterschied zwischen Prüfkörpern mit 19 mm und 30 mm dicken Querlagen beobachtet werden. Wie bereits im Rahmen der Literaturrecherche erläutert, können diese Unterschiede auf den Einfluss des Sperreffekts zurückgeführt werden. Durch die gesperrte Struktur von BSP wird die Schubgleitung an der Brettoberfläche einer Lage durch die flächige Verklebung mit einer rechtwinklig dazu orientierten Lage behindert. Dieser Effekt ist an der Brettoberfläche stärker ausgeprägt und nimmt in Richtung der Brettmitte ab. Bei dünneren Lagen kann also ein größerer Anteil der Brettlagendicke aktiviert werden, als bei dickeren. Daher ist mit einer Steigerung der Querlagendicke auch eine Abnahme der Netto-Schubfestigkeit zu erkennen.

Bei einem Vergleich der Serie D mit den Serien F, I und J kann man den Unterschied zwischen einem Schubversagen der Querlagen und einem entsprechenden Versagen der Längslagen erkennen. Betrachtet man nur die Dicke der gebrochenen Lagen ( $t_{\text{net}}$ ), die bei allen genannten Serien etwa gleich ist, müsste die Netto-Schubfestigkeit der Serie D eigentlich auf demselben Niveau liegen, wie jene der Serien F, I und J. Da die maßgebenden Lagen im Fall der Serie D außen und in den anderen Fällen innen liegen, reduziert sich die Festigkeit jedoch beträchtlich. Dies kann wiederum auf den Einfluss des Sperreffektes zurückgeführt werden, da er sich bei einer Innenlage auf zwei, bei einer Außenlage jedoch nur auf einer Brettlagenoberfläche ausprägen kann. Somit kann bei einer Innenlage ein höherer Anteil der Brettlage aktiviert werden als bei einer Außenlage.

Im Folgenden wird abgeschätzt, welcher Anteil der Außenlagen mit der vollen Netto-Schubfestigkeit von 20-mm-Innenlagen angesetzt werden könnte. Geht man davon aus, dass die Mittellage der Serie D dieselbe Netto-Schubfestigkeit entwickeln kann wie die Querlagen der Serien F, I und J, kann für die Mittellage ein  $f_{v,\text{net,mean}}$  von 8,78 N/mm<sup>2</sup> (Mittelwert der Serienmittelwerte von F, I und J) angesetzt werden. Die für die Serie D ermittelte Netto-Schubfestigkeit beträgt 6,78 N/mm<sup>2</sup>.

$$6,78 \cdot (17 + 19 + 19) = 8,78 \cdot (19 + 2 \cdot x) \quad \text{Gl. 4.1}$$

mit

$x$  ... Breite der Außenlagen, die mit der vollen Netto-Schubfestigkeit von 20-mm-Innenlagen angesetzt werden kann.



$$x = \frac{\frac{6,78 \cdot (17 + 19 + 19)}{8,78} - 19}{2} = 11,7 \quad \text{Gl. 4.2}$$

Die Außenlagen können also zu etwa 2/3 ihrer Brettdicken mit der vollen Festigkeit einer Innenlage herangezogen werden. Anders ausgedrückt weisen die Außenlagen nur 2/3 der Wirksamkeit einer Innenlage auf.

Beim Vergleich der Serien D und E fällt auf, dass die Netto-Schubfestigkeiten auf gleichem Niveau liegen, wobei diese im Fall der Serie D auf die 20 mm dicken Längslagen (Mittel- und Außenlagen) und bei der Serie E auf die 30 mm dicken Querlagen (reine Innenlagen) bezogen sind. Die einzige Gemeinsamkeit der beiden Serien besteht in der Dicke der Querlagen von etwa 30 mm. Die Schubspannung in der Querlage der Serie D zum Bruchzeitpunkt lag bei etwa  $\tau_{\text{net,QL,mean,12}} = 5,77 \text{ N/mm}^2$  (bereits um den Querdruckanteil bereinigt). Zum Vergleich, die Netto-Schubfestigkeit der Serie E lag bei  $f_{\text{v,net,mean}} = 6,92 \text{ N/mm}^2$ .

Im obersten Diagramm der Abb. 4.9 ist deutlich erkennbar, dass mit einer Erhöhung des Aufbauparameters prinzipiell auch ein Anstieg der Brutto-Schubfestigkeit einher geht. Der Grund kann darin gesehen werden, dass für das Schubversagen die geringere Summe der in eine Richtung verlaufenden Schichtstärken maßgebend ist und die Netto-Schubfestigkeit über den Aufbauparameter auf die Brutto-Schubfestigkeit umgerechnet wird. Es ist daher ein Anstieg der Brutto-Schubfestigkeit zu verzeichnen, je größer der Anteil der für Netto-Schub maßgebenden Lagen am Gesamtquerschnitt ist.

Beim Vergleich der Serien F und J sowie der Serien E und I liegen die  $p$ -Werte der beiden Tests über 0,05, die Nullhypothesen können daher nicht abgelehnt werden. In den restlichen Fällen ist  $p$  kleiner als 0,05, was zu einer Ablehnung der Nullhypothese führt. Bei einer Steigerung des Aufbauparameters von 0,317 auf 0,345 (bei gleichbleibender Querlagendicke) sowie von 0,463 auf 0,682 (bei gleichzeitiger Variation der Brettdicke der Querlagen von 20 auf 30 mm) ist somit kein signifikanter Einfluss auf die Brutto-Schubfestigkeit gegeben.

Der geringe Unterschied zwischen der Brutto-Schubfestigkeiten von Serie I und Serie E bei stark unterschiedlichen Aufbauparametern von 0,463 (I) und 0,682 (E) kann dadurch erklärt werden, dass die Brutto-Schubfestigkeit abhängig vom Querschnitt des Prüfkörpers aus der Netto-Schubfestigkeit berechnet wird. Diese unterscheiden sich aufgrund des zuvor beschriebenen Einflusses der Brettdicke relativ stark voneinander ( $f_{\text{v,net,mean,E}} = 6,92 \text{ N/mm}^2$  bzw.  $f_{\text{v,net,mean,I}} = 8,45 \text{ N/mm}^2$ ). Der geringe Unterschied in der Brutto-Schubfestigkeit ist also dadurch zu erklären, dass nicht nur der Aufbauparameter, sondern auch die Brettdicke der Querlagen einen Einfluss auf die Brutto-Schubfestigkeit hat.

Ein deutlicher Einfluss des Aufbauparameters bzw. der Brettdicke auf den Schubmodul ist nicht zu erkennen, da sich die Serienergebnisse alle im selben Bereich bewegen und auf einem ähnlichen Niveau liegen wie jene der Serien B (29/29/29) und G (7 x 30 mm).

Hinsichtlich Aufbauparameter kann unter den Prüfkörpern mit dünneren Querlagen (F, I und J) eine leichte Tendenz erkannt werden, wobei mit steigendem Aufbauparameter auch der

Schubmodul leicht ansteigt. Zwar liegen die  $p$ -Werte (Tab. 3.9 auf Seite 129) beim Vergleich der Serien F und J über 0,05, wodurch die Nullhypothesen nicht abgelehnt werden können, jedoch zeigt der Vergleich der Serien F und I  $p$ -Werte unter 0,05. Eine Steigerung des Aufbauparameters von 0,317 auf 0,345 bei gleichbleibender Brettstärke hat daher keinen, eine Steigerung von 0,345 auf 0,463 einen signifikanten Einfluss auf den Schubmodul.

Betrachtet man die Serie E, wäre aufgrund der Zunahme des Aufbauparameters von 0,463 auf 0,682 auch eine Steigerung des Schubmoduls gegenüber der Serie I zu erwarten. Diese kann aber nicht beobachtet werden, was – ähnlich wie bei der Brutto-Schubfestigkeit – auf die gleichzeitig auftretende Steigerung der Brettstärke von 19 auf 30 mm zurückgeführt werden kann, welche demnach einen negativen Einfluss auf den Schubmodul zu haben scheint.

Beim Vergleich der Serien E und D ist es schwierig eine Aussage zu treffen, da sich mit dem Aufbauparameter auch das eingetretene Schubversagen verändert.

## 5 ZUSAMMENFASSUNG UND CONCLUSIO

Im Rahmen der vorliegenden Masterarbeit wurden insgesamt 54 Prüfungen an großformatigen, stützenförmigen BSP-Scheibenelementen nach dem Prüfverfahren von Kreuzinger und Sieder (2013) durchgeführt.

Beim Vergleich der Ergebnisse der vorliegenden Arbeit mit jenen aus früheren Untersuchungen konnte festgestellt werden, dass die Netto-Schubfestigkeitswerte von BSP-Einzelknoten nicht erreicht werden konnten. Die Differenz betrug dabei abhängig von der Parametervariation etwa 10 bis 20 %. Für die Ermittlung von repräsentativen Schubfestigkeitswerten wird daher der Einsatz von Prüfungen an Einzelknoten nicht empfohlen.

Die Prüfungen wurden an neun verschiedenen Serien durchgeführt, wobei diese sich durch die Variation folgender Parameter voneinander unterschieden:

- Seitenverklebung (Ja; Nein),
- Fugenbreite (0; 5 mm),
- Schichtanzahl (3; 5; 7),
- Aufbauparameter (0,32; 0,35; 0,46; 0,68; 0,86) bzw. Brettdicke (19; 30 mm).

Durch die Variation der Parameter konnten nicht nur Unterschiede in den Festigkeits- und Steifigkeitskenngrößen sondern auch im Versagensmechanismus beobachtet werden.

Von den insgesamt neun Serien wurden acht ohne Schmalseitenverklebung hergestellt und zeigten daher großteils ein Schubversagen in den Querlagen. Bei einer dieser acht (Serie D) trat das Schubversagen in den Längslagen auf, da deren Gesamtschichtstärke geringer war als jene der Querlagen. Eine Serie wurde mit Schmalseitenverklebung hergestellt, wodurch ein Längsschubbruch in allen Brettlagen eintreten konnte.

Der Parameter Seitenverklebung hat demnach Einfluss auf den Versagensmechanismus und folglich auch auf die Festigkeits- und Steifigkeitswerte. So weist ein seitenverklebtes Element eine um etwa 75 % höhere Brutto-Schubfestigkeit gegenüber einem entsprechenden Element ohne Seitenverklebung auf und auch für den Schubmodul ergibt sich eine deutliche Erhöhung von rund einem Drittel.

Für seitenverklebte BSP-Scheibenelemente ohne Schwindrisse könnte daher ein Nachweis im Bruttoquerschnitt der BSP-Scheibe geführt werden. Hierfür liegen aus den Untersuchungen der vorliegenden Arbeit charakteristische Festigkeitswerte von  $f_{v,gros,k} = 3,4 \text{ N/mm}^2$  (auf Basis einer Log-Normalverteilung) bzw.  $3,5 \text{ N/mm}^2$  (auf Basis empirischer Daten) vor. Letzterer Wert stimmt mit der Schubfestigkeit von Brettschichtholz entsprechend EN 14080:2013 von  $f_{v,g,k} = 3,5 \text{ N/mm}^2$  ( $k_{cr} = 1,0$ ) überein. Der Schubmodul ergibt sich aufgrund der durchgeführten Prüfungen zu  $G_{mean} = 637 \text{ N/mm}^2$  (ohne Berücksichtigung des Querdruckeinflusses). Hier bestehen ebenfalls nur geringe Abweichungen zu Brettschichtholz, welches entsprechend EN 14080:2013 einen mittleren Schubmodul von  $G_{0,mean} = 650 \text{ N/mm}^2$  aufweist.

Für die Bemessung von seitenverklebten BSP-Scheibenelementen ohne Risse kann die Bemessung daher unter der Voraussetzung einer gleichmäßigen Schubspannungsverteilung

über den Bauteilquerschnitt mit  $f_{v,gros,k} = 3,5 \text{ N/mm}^2$  und  $G_{mean} = 650 \text{ N/mm}^2$  durchgeführt werden.

Im Hinblick auf die Ausführungen von Bogensperger et al. (2010) wird festgehalten, dass die Bemessung von BSP-Scheibenelementen nicht unter der Annahme einer vollständigen Seitenverklebung durchgeführt werden sollte, da vor allem in den äußeren Brettlagen aufgrund klimatischer Veränderungen Schwindrisse innerhalb des Brettquerschnittes zu erwarten sind. Durch zunehmende Rissbildung ist davon auszugehen, dass sich die Schubkenngrößen an die Werte entsprechender BSP-Scheibenelemente ohne Seitenverklebung annähern.

Für die Netto-Schubfestigkeit von BSP-Scheibenelementen ohne Seitenverklebung liegen aus den durchgeführten Prüfungen verschiedene charakteristische Festigkeitswerte vor. Der kleinste Wert lag bei  $f_{v,net,k} = 5,2 \text{ N/mm}^2$  (auf Basis einer Log-Normalverteilung) bzw.  $5,5 \text{ N/mm}^2$  (auf Basis empirischer Daten).

Positive Einflüsse auf die Netto-Schubfestigkeit ergaben sich durch:

- Reduktion der Fugenbreite von 5 auf 0 mm (+12 %)
- Erhöhung der Schichtanzahl von 3 auf 5 (leichte Zunahme, nicht signifikant)
- Reduktion der Schichtanzahl von 7 auf 5 (+15 %)
- Reduktion der Brettdicke von 30 auf 20 mm (+21 %)

Auf Basis der durchgeführten Prüfungen kann eine Netto-Schubfestigkeit  $f_{v,net,k}$  von  $5,2 \text{ N/mm}^2$  als ausreichend sicher betrachtet werden. Dieser Wert ergab sich für sieben-schichtige Elemente ohne Fugen und mit einer Querlagendicke von 30 mm.

Negative Einflüsse auf diesen Festigkeitswert könnten sich jedoch durch eine Kombination ungünstiger Parameter ergeben, beispielsweise für eine Schichtanzahl größer als 7, eine Erhöhung der Schichtdicke der Querlagen auf 40 mm oder die Ausführung von Fugen.

Für eine günstige Kombination der Parameter, zum Beispiel bei einer Schichtanzahl von 5 und einer geringen Schichtdicke der Querlagen von 20 mm oder weniger, sind positive Einflüsse auf den genannten Festigkeitswert zu erwarten.

Der Schubmodul bei den Prüfserien ohne Seitenverklebung sowie ohne Fugen lag im Bereich zwischen  $432$  und  $532 \text{ N/mm}^2$ . Die Werte für drei- bzw. sieben-schichtige Elemente lagen dabei etwa im Mittelfeld bei rund  $470 \text{ N/mm}^2$ . Daher wird für die Bemessung ein Wert für  $G_{mean}$  von  $480 \text{ N/mm}^2$  als repräsentativ erachtet. Bei Elementen mit Fugen sollte dieser Wert auf  $G_{mean} = 300 \text{ N/mm}^2$  herabgesetzt werden.

## 6 LITERATURVERZEICHNIS

### Papers, Bücher, etc.:

---

Andreolli, M., Tomasi, R., Polastri, A. (2012) **Experimental investigation on in-plane behaviour of cross-laminated-timber elements**. CIB-W18/45-12-4, Växjö, Schweden

Andreolli, M., Rigamonti, M., Tomasi, R. (2014) **Diagonal compression test on cross laminated timber panels**. WCTE 2014, Quebec, Kanada

Blaß, H. J., Görlacher, R. (2002) **Zum Trag- und Verformungsverhalten von Brettsperrholz-Elementen bei Beanspruchung in Plattenebene**. Teil 1 in „bauen mit holz“ 11/2002 S 34-41 und Teil 2 in „bauen mit holz“ 12/2002 S 30-34

Blaß, H. J., Flaig, M. (2012) **Stabförmige Bauteile aus Brettsperrholz**. Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Bogensperger, T., Moosbrugger, T., Silly, G. (2010) **Verification of CLT-plates under loads in plane**. WCTE 2010, Riva del Garda, Italien

Bosl, R. (2002) **Zum Nachweis des Trag- und Verformungsverhaltens von Wandscheiben aus Brettlagenholz**. Dissertation, Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen, Universität der Bundeswehr München

Brandner, R. (2012) **Stochastic system actions and effects in engineered timber products and structures**. Dissertation, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz

Brandner, R., Gatterrig, W., Schickhofer, G. (2012) **Determination of shear strength of structural and glued laminated timber**. CIB-W18/45-12-2, Växjö, Sweden

Brandner, R., Gehri, E., Bogensperger, T., Schickhofer, G. (2007) **Determination of modulus of shear and elasticity of glued laminated timber and related examinations**. CIB-W18-40-12-2, Bled, Slovenien

Brandner, R., Bogensperger, T., Schickhofer, G. (2013) **In plane shear strength of cross laminated timber (CLT): test configuration, quantification and influencing parameters**. CIB-W18/46-12-2, Vancouver, Kanada

Dröscher, J., Brandner, R. (2013) **Abschätzung der Scheibenschubfestigkeit mit dem Prüfverfahren nach Kreuzinger und Sieder (2013)**. Forschungsbericht, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz

Feichter, I. (2013) **Spannungs- und Traglastberechnungen an ausgewählten Problemen der Holz-Massivbauweise in Brettsperrholz**. Masterarbeit, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz

- Flaig, M., Blaß, H. J. (2013) **Shear strength and shear stiffness of CLT-beams loaded in plane**. CIB-W18/46-12-3, Vancouver, Kanada
- Gatternig (2012) **Prüftechnische Ermittlung der Schubfestigkeit von Vollholz und Analyse des Größeneinflusses**. Masterarbeit, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz
- Glos, P. (1978) **Zur Bestimmung des Festigkeitsverhaltens von Brettschichtholz bei Druckbeanspruchung aus Werkstoff- und Einwirkungskenngrößen**. Berichte zur Zuverlässigkeitsanalyse der Bauwerke, Heft 35/1978
- Hirschmann, B. (2011) **Ein Beitrag zur Bestimmung der Scheibenschubfestigkeit von Brettsperrholz**. Masterarbeit, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz
- Jeitler, G. (2004) **Versuchstechnische Ermittlung der Verdrehungskenngrößen von orthogonal verklebten Brettlamellen**. Diplomarbeit, Institut für Stahlbau, Holzbau und Flächentragwerke, Technische Universität Graz
- Jöbstl, R. A., Bogensperger, T., Schickhofer, G., Jeitler, G. (2004) **Mechanical behaviour of two orthogonally glued boards**. WCTE 2004, Lahti, Finland
- Jöbstl, R. A., Bogensperger, T., Schickhofer, G. (2008) **In-plane shear strength of cross laminated timber**. CIB-W18/41-12-3, St. Andrews, Kanada
- Kreuzinger, H., Sieder, M. (2013) **Einfaches Prüfverfahren zur Bewertung der Schubfestigkeit von Kreuzlagenholz/Brettsperrholz**. Bautechnik, 90(5):314-316
- Krüger, O. (2010) **Schubverstärkung von Holz mit Holzschrauben und Gewindestangen**. 16. Internationales Holzbau-Forum 2010, Garmisch-Partenkirchen, Deutschland
- Lackner, H. (2009) **Bestimmung der Schubfestigkeit von Vollholzträgern**. Masterprojekt, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz
- Lackner, H. (2011) **Festlegung einer Prüfkfiguration für die Ermittlung der Schubfestigkeit von Vollholz sowie Analyse des Größeneinflusses**. Diplomarbeit, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz
- Neuhaus, F.-H. (1981) **Elastizitätszahlen von Fichtenholz in Abhängigkeit von der Holzfeuchtigkeit**. Dissertation, Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Ruhr-Universität Bochum
- Schickhofer, G. (2001) **Determination of shear strength values for GLT using visual and machine graded spruce laminations**. Technische Universität Graz
- Schickhofer, G., Bogensperger, T., Moosbrugger, T. (Hrsg., 2010) **BSPhandbuch – Holz-Massivbauweise in Brettsperrholz**. 2. Auflage, Verlag der Technischen Universität Graz, ISBN 978-3-85125-109-8



Schickhofer, G. (2006) **Holzbau – Der Roh- und Werkstoff Holz**. Skriptum zur Lehrveranstaltung Baustofflehre GL (VO), WS 2006/2007, Version 1.2, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz

Schickhofer, G. (2006) **Holzbau – Nachweisführungen für Konstruktionen aus Holz**. Skriptum zur Lehrveranstaltung Holzbau (VO + UE), WS 2006/2007, Version 1.2, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz

Schickhofer, G. (1994) **Starrer und nachgiebiger Verbund bei geschichteten flächenhaften Holzstrukturen**. Dissertation, Fakultät für Bauingenieurwesen, Technische Universität Graz

Silly, G. (2010) **Numerische Studien zur Drill- und Schubsteifigkeit von Brettsperrholz (BSP)**. Diplomarbeit, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz

Silly, G. (2014) **Schubfestigkeit der BSP-Scheibe – numerische Untersuchung einer Prüfkonfiguration**. Forschungsbericht, holz.bau forschungs gmbh, Technische Universität Graz

Spengler, R. (1982) **Festigkeitsverhalten von Brettschichtholz unter zweiachsiger Beanspruchung, Teil 1, Ermittlung des Festigkeitsverhaltens von Brett lamellen aus Fichte durch Versuche**. Berichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke, Heft 62, Laboratorium für den konstruktiven Ingenieurbau der TU München

Thiel, A. (2014) **ULS and SLS design of CLT in-plane and out-of-plane**. Präsentation, COST Action FP1004, Trento, Italien

Traetta, G., Bogensperger, T., Moosbrugger, T., Schickhofer, G. (2006) **Verformungsverhalten von Brettsperrholzplatten unter Schubbeanspruchung in der Ebene**. In: T. Moosbrugger, G. Schickhofer, H. Unterwieser, H. Krenn (ed.) Brettsperrholz – Ein Blick auf Forschung und Entwicklung. 5. Grazer Holzbau-Fachtagung (5.GraHFT'06), 29.09.2006, Graz, Österreich

Wallner, G. (2004) **Versuchstechnische Ermittlung der Verschiebungskenngrößen von orthogonal verklebten Brett lamellen**. Diplomarbeit, Institut für Stahlbau, Holzbau und Flächentragwerke, Technische Universität Graz

## **Weblinks:**

---

Österreichisches Institut für Bautechnik (OIB): **Zulassungen**. <http://www.oib.or.at/de/kennzeichnung-und-zulassung-von-bauprodukten/zulassungen> am 14.10.2014

Statista GmbH: **Statistik Lexikon: Definition Signifikanz**. <http://de.statista.com/statistik/lexikon/definition/122/signifikanz/> am 19.08.2014

## **Richtlinien, Normen und Zulassungen:**

---

CUAP Common Understanding of Assessment Procedure (2005) **Solid wood slab element to be used as a structural element in buildings**. ETA request No 03.04/06, Österreichisches Institut für Bautechnik (OIB), Wien, Österreich

DIN 1052:2004-08 **Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken – Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau**. Deutsches Institut für Normung

DIN 4074-1:2003 **Sortierung von Holz nach der Tragfähigkeit – Teil 1: Nadelschnittholz**. Deutsches Institut für Normung

enBR (2007) **Eurocodenahe Bemessungsrichtlinie – Holzbauwerke – Entwurf, Berechnung und Bemessung**. Bearbeitung durch: Krenn, H., Meinhardt, G., Schickhofer, G., holz.bau forschungs gmbh

Entwurf ÖNORM EN 14080:2009-03-15 **Holzbauwerke Brettschichtholz und Balkenschichtholz – Anforderungen**. Österreichisches Normungsinstitut (ON)

ETA-09/0036 (Europäische Technische Zulassung) **MM – BSP**. Inhaber: Mayr-Melnhof, Geltungsdauer: 23.03.2009 – 22.03.2014, Österreichisches Institut für Bautechnik (OIB)

ETA-06/0138 (Europäische Technische Zulassung) **KLH Massivholzplatten**. Inhaber: KLH Massivholz GmbH, Geltungsdauer: 27.07.2006 – 26.07.2011, Österreichisches Institut für Bautechnik (OIB)

FprEN 408:2010 **Holzbauwerke – Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz – Bestimmung einiger physikalischer und mechanischer Eigenschaften**. Schlussentwurf, Deutsche Fassung, April 2010

ÖNORM DIN 4074-1:2012-09-01 **Sortierung von Holz nach der Tragfähigkeit – Teil 1: Nadelschnittholz**. Österreichisches Normungsinstitut (ON)

ÖNORM EN 338:2003-07-01 **Bauholz für tragende Zwecke – Festigkeitsklassen**. Österreichisches Normungsinstitut (ON)

ÖNORM EN 338:2009-12-01 **Bauholz für tragende Zwecke – Festigkeitsklassen**. Österreichisches Normungsinstitut (ON)

ÖNORM EN 384:2010-05-15 **Bauholz für tragende Zwecke – Bestimmung charakteristischer Werte für mechanische Eigenschaften und Rohdichte**. Österreichisches Normungsinstitut (ON)

ÖNORM EN 386:2002-05-01 **Brettschichtholz – Leistungsanforderungen und Mindestanforderungen an die Herstellung**. Österreichisches Normungsinstitut (ON)

ÖNORM EN 408:2012-09-01 **Holzbauwerke – Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz – Bestimmung einiger physikalischer und mechanischer Eigenschaften.** Österreichisches Normungsinstitut (ON)

ÖNORM EN 789:2005-04-01 **Holzbauwerke – Prüfverfahren – Bestimmung der mechanischen Eigenschaften von Holzwerkstoffen.** Österreichisches Normungsinstitut (ON)

ÖNORM EN 1194:1999-09-01 **Holzbauwerke – Brettschichtholz – Festigkeitsklassen und Bestimmung charakteristischer Werte.** Österreichisches Normungsinstitut (ON)

ÖNORM EN 13183-1:2004-02-01 **Feuchtegehalt eines Stückes Schnittholz – Teil 1: Bestimmung durch Darrverfahren.** Österreichisches Normungsinstitut (ON)

ÖNORM EN 14080:2013-08-01 **Holzbauwerke – Brettschichtholz und Balkenschichtholz – Anforderungen.** Österreichisches Normungsinstitut (ON)

ÖNORM EN 14358-2007-04-01 **Holzbauwerke – Berechnung der 5 %-Quantile für charakteristische Werte und Annahmekriterien für Proben.** Österreichisches Normungsinstitut (ON)

## **Computerprogramme**

---

R (2014), Version 3.1.1, 2014-07-10, The R Foundation for Statistical Computing

Tinn-R (2014), GUI for R Language and Environment, Version 3.0.3.6, Under the GNU General Public License – GPL

Microsoft Excel (2010)



## 7 ABBILDUNGSVERZEICHNIS

Abb. 1.1:	Analogiebetrachtung zwischen Holz und Faser-Kunststoff-Verbunden, aus Schickhofer (1994).....	6
Abb. 1.2:	Analogiebetrachtung zwischen Holzwerkstoffen und Faser-Kunststoff-Verbunden, aus Schickhofer (1994).....	7
Abb. 1.3:	Herstellungsprozess von Brettsperrholz, aus Schickhofer et al. (Hrsg., 2010) .....	9
Abb. 1.4:	RVE (Repräsentatives Volumen-Element) und RVSE (Repräsentatives Volumen-Sub-Element), aus Schickhofer et al. (Hrsg., 2010) .....	14
Abb. 1.5:	Scheibenkräfte $n_x$ , $n_y$ und $n_{xy}$ (links) und Dehnsteifigkeiten $D_x$ und $D_y$ (rechts), aus Schickhofer et al. (Hrsg., 2010) .....	15
Abb. 1.6:	Anteile der Schubverzerrung aus den Mechanismen I und II, aus Schickhofer et al. (Hrsg., 2010) .....	16
Abb. 1.7:	Mechanismus I – „Netto-Schub“ (links) und Mechanismus II – „Torsion“ (rechts) in einer gerissenen bzw. nicht seitenverklebten BSP-Scheibe, aus Thiel (2014) .....	17
Abb. 1.8:	Aufteilung der Schubbeanspruchung in die einzelnen Mechanismen anhand des RVSE; Brutto-Schub (links) bei vorhandener Seitenverklebung, Netto-Schub (mittig) und Torsion (rechts) nach Rissbildung bzw. ohne Seitenverklebung; aus Brandner et al. (2013) .....	17
Abb. 1.9:	Schubsteifigkeit $G^*/G_0$ zufolge der durchgeführten FE-Analyse, aus Schickhofer et al. (Hrsg., 2010) .....	19
Abb. 1.10:	Schubsteifigkeit $G^*/G_{0,mean}$ mit und ohne Randeffekte, aus Schickhofer et al. (Hrsg., 2010) .....	21
Abb. 1.11:	Beanspruchung in den Kreuzungsflächen von BSP-Scheiben, aus Blaß und Flaig (2012).....	28
Abb. 1.12:	Abschätzung des maßgebenden Versagensmechanismus von BSP-Scheibenelementen durch Variation der Geometrie $t/a$ , aus Schickhofer et al. (Hrsg., 2010) .....	31
Abb. 1.13:	Brettsperrholz mit Belastung in Scheibenebene, aus der prEN 16351:2013 .....	32
Abb. 1.14:	Schubversuch für BSP mit Belastung in Bauteilebene zur Ermittlung der Netto-Schubfestigkeit, aus der prEN 16351:2013 .....	32
Abb. 1.15:	Schubversuch für BSP mit Belastung in Bauteilebene zur Ermittlung der Torsionsfestigkeit und –steifigkeit, aus der prEN 16351:2013 .....	33
Abb. 1.16:	Schubversuch für BSP mit Belastung in Bauteilebene zur Ermittlung der Schubsteifigkeit, aus der prEN 16351:2013 .....	33
Abb. 1.17:	Versuchsaufbau der aufgelösten Scheibe (links); LIGNOTREND Element Typ Vario 4S (rechts oben) und Lux 4S/n (rechts unten), aus Blaß und Görlacher (2002) .....	34
Abb. 1.18:	Versagensbild (links) und Gegenüberstellung der Schubfestigkeiten aller durchgeführten Prüfungen (rechts), aus Blaß und Görlacher (2002) .....	36
Abb. 1.19:	Prüfkonfiguration zur Bestimmung der Torsionsfestigkeit von BSP-Einzelknoten, aus Jeitler (2004) .....	37
Abb. 1.20:	Mittlere Torsionsfestigkeit der 81 Hauptversuche und Vergleich der Werte nach „polar“ und „torsion“, aus Jeitler (2004) .....	38
Abb. 1.21:	Mittlere Verdrehungsmoduln der 81 Hauptversuche und Vergleich der Werte nach „polar“ und „torsion“, aus Jeitler (2004) .....	38
Abb. 1.22:	Schubspannungsverteilung in der Klebefläche, aus Jöbstl et al. (2004) .....	40
Abb. 1.23:	Prüfkonfiguration nach CUAP (2005) zur Bestimmung der Scheibenschubfestigkeit von Brettsperrholz, aus Jöbstl et al. (2008) .....	41

Abb. 1.24:	Brettsperrholz-Prüfkörper mit orthogonaler (links) und diagonaler (rechts) Struktur, aus Bosl (2002) .....	43
Abb. 1.25:	Versuchsaufbau: Stahlrahmen und BSP-Scheibe (links) und Schubverformung des Prüfkörpers (rechts), aus Bosl (2002) .....	44
Abb. 1.26:	LIGNOTREND Deckentafeln Typ 190, aus Blaß und Görlacher (2002).....	45
Abb. 1.27:	Prüfkörperaufbau unverstärkt (links) bzw. verstärkt (mittig) und Versuchskonfiguration (rechts) nach Traetta et al. (2006).....	46
Abb. 1.28:	Foto (links) und Skizze (rechts) der Prüfkonfiguration von Andreolli et al. (2014).....	47
Abb. 1.29:	Schubversagen parallel zur Faserrichtung und Torsionsversagen der Serie A-3 (links) und Torsionsversagen der Serie A-5 (rechts), aus Andreolli et al. (2012) .....	48
Abb. 1.30:	Torsionsversagen der Serie B-5 (links) und Netto-Schubversagen der Serie C-5 (rechts), aus Andreolli et al. (2012) .....	49
Abb. 1.31:	Foto (links) und Skizze (rechts) der Prüfkonfiguration zur Bestimmung der Rollschubfestigkeit von BSP-Einzelknoten aus Wallner (2004).....	50
Abb. 1.32:	Rollschubversagen (links) und Schubversagen (rechts) aus Wallner (2004) .....	50
Abb. 1.33:	Foto (links) und Skizze (rechts) der Prüfkonfiguration zur Bestimmung der Netto-Schubfestigkeit von BSP-Einzelknoten, aus Jöbstl et al. (2008) .....	52
Abb. 1.34:	Kraft-Verschiebungs-Diagramm der Prüfkonfiguration, aus Jöbstl et al. (2008) .....	53
Abb. 1.35:	Prüfkonfigurationen „EN“ (links) und „CIB“ (rechts), aus Hirschmann (2011) .....	54
Abb. 1.36:	Netto-Schubversagen der Prüfkonfiguration „EN“, aus Hirschmann (2011).....	55
Abb. 1.37:	Ergebnisse „EN“ von Hirschmann (2011): Einfluss der geprüften Parameter, aus Brandner et al. (2013) .....	56
Abb. 1.38:	Mechanisches Modell für Netto-Schubversagen von Brandner et al. (2013): Bruchbild Netto-Schub (links), elastischer Anfangszustand (mittig) und Zustand nach Rissbildung (rechts), aus Feichter (2013) .....	58
Abb. 1.39:	Systemskizze des Prüfverfahrens, aus Kreuzinger und Sieder, 2013 (links) und Verformungsfigur des Prüfkörpers (rechts).....	60
Abb. 1.40:	Spannungen im globalen Koordinatensystem $x$ - $y$ (links) und im lokalen Koordinatensystem $x_M$ - $y_M$ (rechts), aus Kreuzinger und Sieder (2013).....	60
Abb. 1.41:	Arbeitslinien der 3 Versuche, aus Dröscher und Brandner (2013) .....	65
Abb. 1.42:	Netto-Schubbruch der Querlagen des Prüfkörpers 2 (links) und Netto-Schubbruch der Mittellage des Prüfkörpers 3 (rechts), aus Dröscher und Brandner (2013).....	65
Abb. 1.43:	Zusammenfassende Darstellung der Ergebnisse der bisher durchgeführten Untersuchungen zur Netto-Schubfestigkeit $f_{v,net}$ in Abhängigkeit der Brettstärke $t$ .....	67
Abb. 2.1:	Schubbrüche in Abhängigkeit von der Jahrringorientierung und der Brettgeometrie, in Anlehnung an Brandner et al. (2012) .....	71
Abb. 2.2:	4 MN-Vier-Säulenprüfgerüst des LKI (Labor für Konstruktiven Ingenieurbau) .....	72
Abb. 2.3:	Normal- und Schubspannungsverlauf der Spannungen $S_{11}$ ( $\sigma_{xM}$ ), $S_{22}$ ( $\sigma_{yM}$ ) und $S_{12}$ ( $\tau_{xM,yM}$ ) über die Prüfkörperhöhe für den Querschnitt 20/30/20/30/20 ( $D_x = D_y$ ) aus Silly (2014) .....	73
Abb. 2.4:	Systemskizze der Prüfkonfiguration in Anlehnung an Kreuzinger und Sieder (2013) .....	74
Abb. 2.5:	Prüfplan TU Graz .....	75
Abb. 2.6:	Herstellung der Serie A: Verklebung von jeweils drei versetzt angeordneten Brettern (links); Zuschnitt und Anordnung der seitenverklebten Abschnitte (mittig); Klebstoffauftrag auf die Schmalseiten der noch zu verklebenden Fugen (rechts) .....	79
Abb. 2.7:	Herstellung der Serie A: Positionierung der seitenverklebten Abschnitte (links); Fixierung und Anpressung durch Verschraubung (mittig); Flächiger Klebstoffauftrag (rechts) .....	79
Abb. 2.8:	Herstellung der Serie A: Flächige Verklebung der einzelnen Lagen (links); Fertige Prüfkörper (rechts) .....	80



Abb. 2.9:	Herstellung der Serie C: Klebstoffauftrag auf die einzelnen Bretter mittels Klebstoffwalze (links); Auflegen der Bretter direkt in der Hydraulikpresse (rechts) .....	80
Abb. 2.10:	Herstellung der Serie C: Anordnen der zweiten Lage (links); Pressvorgang (rechts) .....	81
Abb. 2.11:	Einbau des Prüfkörpers in die Prüfmaschine (links); Unterlegen dünner Blech- oder Papierstreifen (mittig und rechts) .....	88
Abb. 2.12:	Montage der Dehnungsaufnehmer: Fixierung mit flexiblen Bändern (links); Anordnung als Messkreuz (mittig); Messung der Querdehnung im Auflagerbereich (rechts) .....	89
Abb. 2.13:	Knickhalterung: Positionierung der beiden Stahlrahmen (links); Anbringen der Gewindestangen (mittig); Prüfkörper mit montierter Knickhalterung (rechts) .....	90
Abb. 2.14:	Aus dem zerstörten Prüfkörper herausgeschnittene Darrproben vor dem Trocknen .....	91
Abb. 2.15:	Kraft-Zeit-Diagramm einer Einzelauswertung .....	93
Abb. 2.16:	Weg-Zeit-Diagramm der Dehnungsaufnehmer DD1-1 bis 4 (Messkreuze) einer Einzelauswertung .....	94
Abb. 2.17:	Diagramm über die Steigung der Verformung einer Einzelauswertung .....	95
Abb. 2.18:	Beschreibung des Boxplots .....	104
Abb. 3.1:	Vergleich der Holzfeuchte $u$ anhand von Boxplots, mit Kennzeichnung je nach Ausgangsmaterial .....	109
Abb. 3.2:	Vergleich der Rohdichte $\rho_{12}$ anhand von Boxplots, mit Kennzeichnung je nach Ausgangsmaterial .....	111
Abb. 3.3:	Schubbruch der Querlage(n) bei Prüfkörpern ohne Fugen und ohne Seitenverklebung: Verschiebung entlang der Schmalseiten der Längslagen (links), Herausscheren der Längslagen (mittig und rechts) .....	113
Abb. 3.4:	Verformungen in mehreren Scherfugen der Prüfkörper B_3s_01, E_5s_05, I_5s_04 und J_5s_02 .....	113
Abb. 3.5:	Netto-Schubbruch der Querlagen bei Prüfkörpern ohne Fugen, ohne Seitenverklebung und mit dünnen Querlagen .....	114
Abb. 3.6:	Netto-Schubbruch in der Querlage: Serie J (links) und Serie I (rechts) .....	114
Abb. 3.7:	Längsschubrisse in der Querlage: Serien E (links), B und G (rechts) .....	115
Abb. 3.8:	Schubbrüche in den Längslagen der Prüfkörper B_3s_02 und E_5s_02 .....	115
Abb. 3.9:	Bruchbilder der Serie G: Schubbrüche der Prüfkörper G_7s_01, G_7s_03 und G_7s_05 .....	116
Abb. 3.10:	Kraft-Weg-Diagramme der Serien B (links) und E (rechts) .....	116
Abb. 3.11:	Kraft-Weg-Diagramme der Serien F (links) und I (rechts) .....	117
Abb. 3.12:	Kraft-Weg-Diagramme der Serien J (links) und G (rechts) .....	117
Abb. 3.13:	Bruchbilder der Serie C: geschlossene Fuge (links), Schubbruch in der Querlage (mittig und rechts) .....	118
Abb. 3.14:	Kraft-Weg-Diagramme der Serien B (links) und C (rechts) .....	119
Abb. 3.15:	Herausscheren der Querlagen (links) und Ausknicken (mittig) bzw. Ablösen (rechts) der Decklage der Serie D .....	120
Abb. 3.16:	Ablösen der Decklage (links) und Netto-Schubbruch in der Mittellage (rechts) der Serie D .....	120
Abb. 3.17:	Kraft-Weg-Diagramme der Serien D (links) und E (rechts) .....	121
Abb. 3.18:	Bruchbilder der Serie A: Schubbruch im Brettquerschnitt der Längslage (links); einzelne (mittig) bzw. mehrere (rechts) Längsschubbrüche in der Querlage .....	122
Abb. 3.19:	Schubversagen in der Klebefläche im Bereich des Längsschubbruchs (links) und Ausknicken bzw. Ablösen der Decklage (mittig und rechts) der Serie A .....	122
Abb. 3.20:	Kraft-Weg-Diagramme der Serien A (links) und B (rechts) .....	123
Abb. 3.21:	Vergleich der Bruttoschubfestigkeit $f_{v, \text{gros}, 12}$ anhand von Boxplots für alle Serien und Parametervariationen .....	124

Abb. 3.22:	Vergleich der Netto-Schubfestigkeit $f_{v,net,12}$ anhand von Boxplots für alle Serien und Parametervariationen.....	126
Abb. 3.23:	Vergleichende Darstellung der Ergebnisse der drei unterschiedlichen Schubmodulermittlungen $G_{xM,yM,KS,12}$ (links), $G_{xM,yM,S,12}$ (mittig) und $G_{xM,yM,trans,12}$ (rechts) anhand von Boxplots für alle Serien .....	127
Abb. 3.24:	Vergleich des Schubmoduls nach Silly (2014) $G_{xM,yM,S,12}$ anhand von Boxplots für alle Serien und Parametervariationen.....	128
Abb. 3.25:	Serie F: Vergleich der Steifigkeitswerte für die horizontale Querdehnung im Bereich des Messkreuzes $k_{qd,mitte,12}$ und im Bereich der Lasteinleitung $k_{qd,oben,12}$ anhand von Boxplots (links) und einem Diagramm (rechts) .....	130
Abb. 4.1:	Vergleich der Ergebnisse für die Netto-Schubfestigkeit $f_{v,net}$ mit bisher durchgeführten Untersuchungen an Einzelknoten in Abhängigkeit der Brettdicke $t$ .....	131
Abb. 4.2:	Einfluss des Parameters Seitenverklebung auf die Brutto-Schubfestigkeit $f_{v,gros,12}$ , die Netto-Schubfestigkeit $f_{v,net,12}$ , den Schubmodul $G_{xM,yM,S,12}$ und das Kraft-Weg-Diagramm bis zum Erreichen der Maximallast $F_{max}$ .....	135
Abb. 4.3:	Kraft-Weg-Diagramm eines im Auflagerbereich mit Vollgewindeschrauben verstärkten Vollholzträgers (3-Punkt-Biegeversuch) von Lackner (2009), aus Lackner (2011) .....	136
Abb. 4.4:	Kraft-Weg-Diagramme der Netto-Schubversuche von Hirschmann, 2011 (links) und Jöbstl et al., 2008 (rechts) .....	136
Abb. 4.5:	Kraft-Weg-Diagramme der Serien A (links) und B (rechts).....	137
Abb. 4.6:	Einfluss des Parameters Fugenbreite auf die Brutto-Schubfestigkeit $f_{v,gros,12}$ , die Netto-Schubfestigkeit $f_{v,net,12}$ , den Schubmodul $G_{xM,yM,S,12}$ und das Kraft-Weg-Diagramm bis zum Erreichen der Maximallast $F_{max}$ .....	140
Abb. 4.7:	Kraft-Weg-Diagramme der Serien B (links) und C (rechts) .....	141
Abb. 4.8:	Einfluss des Parameters Schichtanzahl auf die Brutto-Schubfestigkeit $f_{v,gros,12}$ (links), die Netto-Schubfestigkeit $f_{v,net,12}$ (mittig) und den Schubmodul $G_{xM,yM,S,12}$ (rechts) .....	143
Abb. 4.9:	Einfluss des Aufbauparameters und des Parameters Brettdicke auf die Brutto-Schubfestigkeit $f_{v,gros,12}$ (oben), die Netto-Schubfestigkeit $f_{v,net,12}$ (mittig) und den Schubmodul $G_{xM,yM,S,12}$ (unten) .....	145

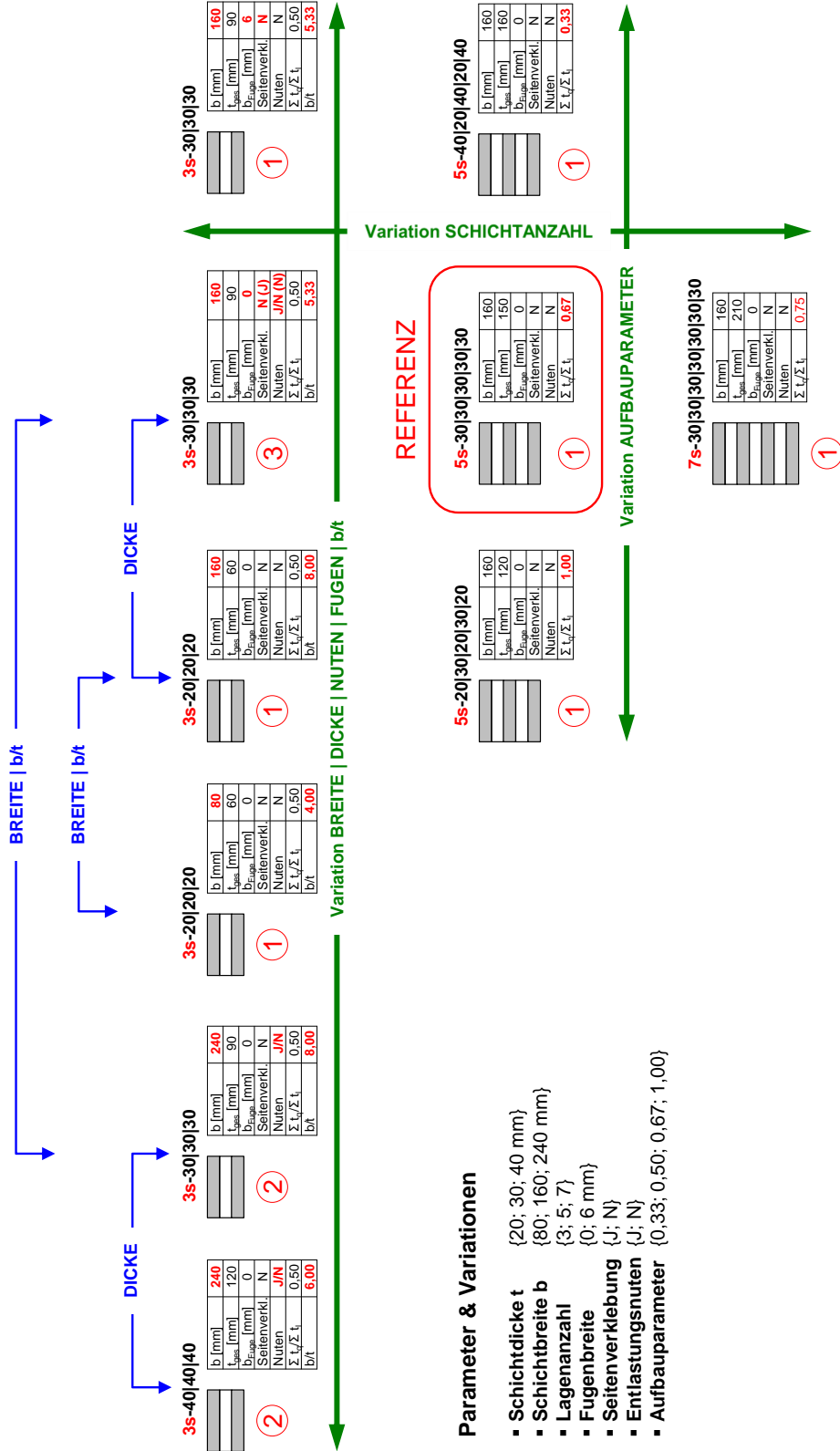
## 8 TABELLENVERZEICHNIS

Tab. 1.1:	Parameter $p$ und $q$ für die Bestimmung von $\alpha_T$ in Abhängigkeit von der Schichtanzahl, aus Silly (2010).....	20
Tab. 1.2:	Effektive Schubsteifigkeit $G^*$ für BSP in Abhängigkeit von der Schichtanzahl, aus Schickhofer et al. (Hrsg., 2010) .....	21
Tab. 1.3:	Bestimmung der ideellen Ersatzdicke $t_i^*$ einer BSP-Scheibe mit $n$ Schichten, aus Bogensperger et al. (2010) .....	25
Tab. 1.4:	Bezeichnung der Prüfserien und Anzahl der Prüfkörper je Serie, aus Jeitler (2004) .....	37
Tab. 1.5:	Verdrehungskenngrößen der 81 Versuche von Jeitler (2004) basierend auf einer Normalverteilung .....	39
Tab. 1.6:	Torsions- und Rollschubfestigkeiten ermittelt an stabförmigen Bauteilen, aus Blaß und Flaig (2012).....	40
Tab. 1.7:	Torsions- und Rollschubfestigkeiten ermittelt an stabförmigen Bauteilen mittels CUAP (2005), aus Flaig und Blaß (2013) .....	41
Tab. 1.8:	Ergebnisse aus den Prüfungen nach CUAP (2005), aus Jöbstl et al. (2008) .....	42
Tab. 1.9:	Ergebnisse aus den Prüfungen nach CUAP (2005), aus Andreolli et al. (2012) .....	42
Tab. 1.10:	Aufbau der Prüfkörper und Ergebnisse von Andreolli et al. (2014) .....	48
Tab. 1.11:	Mittelwerte der Verschiebemoduln, der Schubfestigkeiten im Mittelholzquerschnitt und der Rollschubfestigkeiten in der Klebefuge, aus Wallner (2004).....	51
Tab. 1.12:	Ergebnisse von Jöbstl et al. (2008) .....	53
Tab. 1.13:	Parameter und (teilweise adaptierte) Ergebnisse für die Netto-Schubfestigkeit der Untersuchungen von Hirschmann (2011), aus Brandner et al. (2013) .....	55
Tab. 1.14:	Ergebnisse für die Schubfestigkeit aus Dröscher und Brandner (2013) .....	66
Tab. 2.1:	Geplante Prüfserien und -parameter im Überblick .....	76
Tab. 2.2:	Lieferungen der Firma Hasslacher Norica Timber.....	77
Tab. 2.3:	Adaptierte Prüfserien und -parameter im Überblick.....	78
Tab. 2.4:	Abschätzung der Mittelwerte der Netto-Schubfestigkeit abgeleitet aus Hirschmann (2011).....	81
Tab. 2.5:	Abschätzung der Bruchlasten nach dem Berechnungsverfahren von Kreuzinger und Sieder (2013) .....	83
Tab. 2.6:	Abschätzung der Bruchlasten für Druck in einem Winkel von $45^\circ$ zur Faserrichtung .....	83
Tab. 2.7:	Abschätzung der vertikalen Verformung .....	86
Tab. 2.8:	Abschätzung der Belastungsgeschwindigkeit .....	86
Tab. 3.1:	Ergebnisse der statistischen Auswertung der Holzfeuchte $u$ .....	109
Tab. 3.2:	Ergebnisse der statistischen Auswertung der Rohdichte $\rho_{12}$ .....	110
Tab. 3.3:	Ergebnisse der Signifikanztests für die Rohdichte $\rho_{12}$ .....	111
Tab. 3.4:	Ergebnisse der statistischen Auswertung der Brutto-Schubfestigkeit $f_{v,gros,12}$ .....	124
Tab. 3.5:	Ergebnisse der Signifikanztests für die Mittelwerte bzw. Mediane der Brutto-Schubfestigkeit $f_{v,gros,12}$ .....	125
Tab. 3.6:	Ergebnisse der statistischen Auswertung der Netto-Schubfestigkeit $f_{v,net,12}$ .....	125
Tab. 3.7:	Ergebnisse der Signifikanztests für die Mittelwerte bzw. Mediane der Netto-Schubfestigkeit $f_{v,net,12}$ .....	126
Tab. 3.8:	Ergebnisse der statistischen Auswertung des Schubmoduls $G_{xM,yM,S,12}$ .....	128
Tab. 3.9:	Ergebnisse der Signifikanztests für die Mittelwerte bzw. Mediane des Schubmoduls nach Silly (2014) $G_{xM,yM,S,12}$ .....	129
Tab. 3.10:	Serie F: Gegenüberstellung der Steifigkeitswerte für die horizontale Querdehnung im Bereich des Messkreuzes $k_{qd,mittle,12}$ und im Bereich der Lasteinleitung $k_{qd,oben,12}$ .....	129

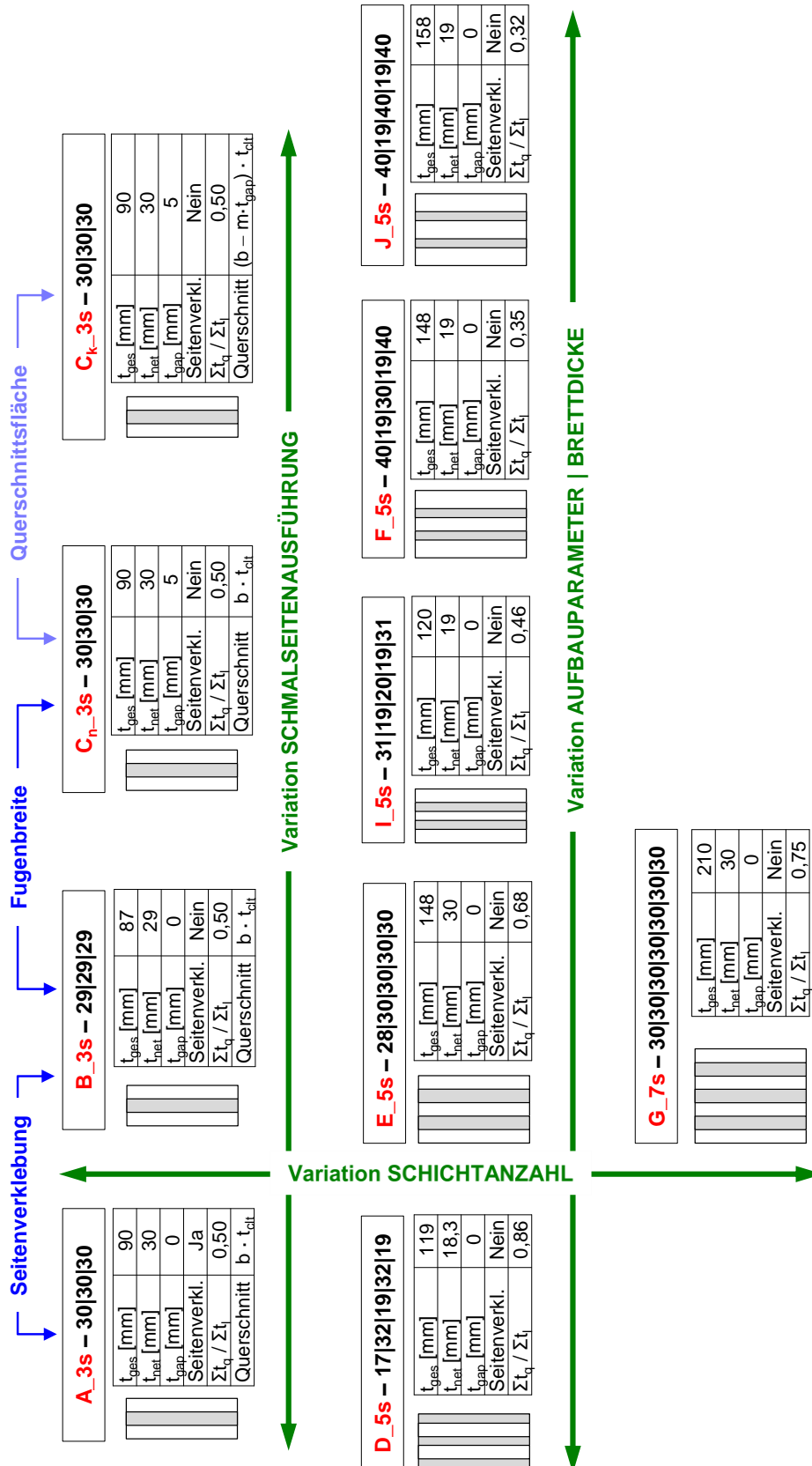


# 9 ANHANG

## 9.1 Gesamter Prüfplan



## 9.2 Adaptierter Prüfplan der TU Graz





Dies ist eine Veröffentlichung des

### **FACHBEREICHS INGENIEURBAUKUNST (IBK) AN DER TU GRAZ**

Der Fachbereich Ingenieurbaukunst umfasst die dem konstruktiven Ingenieurbau nahe stehenden Institute für Baustatik, Betonbau, Stahlbau & Flächentragwerke, Holzbau & Holztechnologie, Materialprüfung & Baustofftechnologie, Baubetrieb & Bauwirtschaft, Hochbau & Industriebau, Bauinformatik und Allgemeine Mechanik der Fakultät für Bauingenieurwissenschaften an der Technischen Universität Graz.

Dem Fachbereich Ingenieurbaukunst ist das Bautechnikzentrum (BTZ) zugeordnet, welches als gemeinsame hochmoderne Laboreinrichtung zur Durchführung der experimentellen Forschung aller beteiligten Institute dient. Es umfasst die drei Laboreinheiten für konstruktiven Ingenieurbau, für Bauphysik und für Baustofftechnologie.

Der Fachbereich Ingenieurbaukunst kooperiert im gemeinsamen Forschungsschwerpunkt „Advanced Construction Technology“. Dieser Forschungsschwerpunkt umfasst sowohl Grundlagen- als auch praxisorientierte Forschungs- und Entwicklungsprogramme.

Weitere Forschungs- und Entwicklungskooperationen bestehen mit anderen Instituten der Fakultät, insbesondere mit der Gruppe Geotechnik, sowie nationalen und internationalen Partnern aus Wissenschaft und Wirtschaft.

Die Lehrinhalte des Fachbereichs Ingenieurbaukunst sind aufeinander abgestimmt. Aus gemeinsam betreuten Projektarbeiten und gemeinsamen Prüfungen innerhalb der Fachmodule können alle Beteiligten einen optimalen Nutzen ziehen.

Durch den gemeinsamen, einheitlichen Auftritt in der Öffentlichkeit präsentiert sich der Fachbereich Ingenieurbaukunst als moderne Lehr- und Forschungsgemeinschaft, welche die Ziele und Visionen der TU Graz umsetzt.

Nummerierungssystematik der Schriftenreihe

S – Skripten, Vorlesungsunterlagen | F – Forschungsberichte  
V – Vorträge, Tagungen | M – Masterarbeiten

Institutskennzahl:

1 – Allgemeine Mechanik | 2 – Baustatik | 3 – Betonbau  
4 – Holzbau & Holztechnologie | 5 – Stahlbau & Flächentragwerke  
6 – Materialprüfung & Baustofftechnologie | 7 – Baubetrieb & Bauwirtschaft  
8 – Hochbau & Industriebau | 9 – Bauinformatik

Fortlaufende Nummer pro Reihe und Institut / Jahreszahl