

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion

Punktgestützte Flächentragwerke aus Brettsperrholz (BSP) – Schubbemessung unter Berücksichtigung von Schubverstärkungen

Dipl.-Ing. Univ. Peter Mestek

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktor-Ingenieurs
genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Oliver Fischer

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Heinrich Kreuzinger (i. R.)
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Stefan Winter
3. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Hans Joachim Blaß
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Die Dissertation wurde am 22. Juni 2011 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen am 31. August 2011 angenommen.

Vorwort

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

Herzlich danken möchte ich Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. H. Kreuzinger, der mir durch die Anstellung am Fachgebiet Holzbau die Möglichkeit für diese Arbeit eröffnete. Sein großes Interesse, die wertvollen Anregungen, seine unermüdliche Gesprächsbereitschaft und schließlich die Übernahme des Hauptreferates habe ich überaus zu schätzen gewusst.

Besonderer Dank gilt auch Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. S. Winter für die Förderung meiner Forschungstätigkeit und die Übernahme des Koreferates. Er motivierte zur aktiven Teilnahme am nationalen und internationalen Wissensaustausch und räumte persönliche Freiheiten sowie ein hohes Maß an Selbstverantwortung ein, was zu einer sehr abwechslungsreichen Tätigkeit führte.

Für die Übernahme des weiteren Koreferates, seine große Hilfsbereitschaft und das rege Interesse am Fortschritt dieser Arbeit bedanke ich mich herzlich bei Univ.-Prof. Dr.-Ing. H. J. Blaß.

Herr Univ.-Prof. Dr.-Ing. O. Fischer führte den Vorsitz bei der Prüfungskommission und sorgte dankenswerterweise für die zügige Abwicklung der damit verbundenen Formalitäten.

Ein weiterer Dank gebührt der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen (AiF), der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung (DGfH) und dem Internationalen Verein für technische Holzfragen (IVTH) für die Förderung experimenteller und theoretischer Untersuchungen.

Darüber hinaus möchte ich mich bei meinen Eltern bedanken, dass sie die Arbeit kritisch durchsahen und bei meiner Doktorfeier für die vielen fränkischen Spezialitäten sorgten.

Abschließend danke ich allen Kolleginnen und Kollegen für das tolle Arbeitsklima und die schönen Erfahrungen, die ich von meiner Zeit am Lehrstuhl in bleibender Erinnerung behalten werde!

München, Oktober 2011

Peter Mestek

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der Schubbemessung von Brettsperrholz (BSP) bei konzentrierter Lasteinleitung und punktuell angeordneten Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben. Für die Schubbemessung im Bereich von Punktstützungen bzw. Einzellasten wird ein vereinfachtes Verfahren zur Ermittlung der maßgebenden Rollschubspannungen unter Verwendung von mitwirkenden Breiten vorgestellt. Experimentelle Untersuchungen bilden die material-mechanische Grundlage, um den Einfluss der Spannungsinteraktionen von Rollschub und Querdruck senkrecht zur Faser zu erfassen. Begleitend zu Bauteilversuchen werden theoretische Modelle entwickelt, um das Tragverhalten von mit Vollgewindeschrauben schubverstärkten Brettsperrholzelementen zu beschreiben. Versuche an Plattenelementen liefern erste Erfahrungen mit Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben bei zweiachsiger Lastabtragung. Abschließend wird ein anhand der Versuchsergebnisse validiertes Bemessungskonzept empfohlen.

Summary

This thesis deals with the shear design of Cross Laminated Timber (CLT) elements stressed by concentrated loads which are locally reinforced by means of self-tapping screws with continuous threads. A simplified model is presented using an effective width for the calculation of the shear stresses in the vicinity of point supports or concentrated loads. Laboratory tests supply material-mechanical principles to determine the interaction of rolling shear stresses and compression perpendicular to the grain. In addition to experimental tests theoretical models are developed to examine the load bearing behaviour of CLT-elements reinforced by self-tapping screws. Preliminary tests with plate elements provide initial experience with these reinforcements under biaxial load transfer. Finally a design concept validated by means of the test results is proposed.

INHALTSVERZEICHNIS

1	Einleitung	1
1.1	Allgemein	1
1.2	Problemstellung und Zielsetzung	2
2	Brettsperrholz – Entwicklung und Stand der Forschung	5
3	Einfluss von Steifigkeitsparametern auf das Tragverhalten	11
3.1	Schubverformung	11
3.1.1	Erfassung der Schubverformung	11
3.1.2	Vereinfachtes Verfahren für den Einfeldträger unter Sinuslast	13
3.1.3	Einfluss der Schubsteifigkeit unter Plattenbeanspruchung	14
3.2	Drillsteifigkeit von BSP-Elementen	21
3.2.1	Theoretisches Modell	22
3.2.2	Prüfkörper und Versuchsaufbau	22
3.2.3	Vergleichsrechnung	25
3.2.4	Auswertung	25
4	Konzentrierte Lasteinleitung in Brettsperrholzkonstruktionen	27
4.1	Balkenelement - einachsige Lastabtragung	27
4.1.1	Vergleich Schubanalogieberechnung mit FEM-Scheibenberechnung	27
4.1.2	Berücksichtigung des Schubeinflusses mittels Beiwert k_{sa}	29
4.1.3	Randspannungen im Stützbereich eines Zweifeldträgers	30
4.2	Plattenelement - zweiachsiger Lastabtragung	33
4.2.1	Einzellast am Plattenelement	33
4.2.2	Punktstützung	43
4.3	Vereinfachtes Verfahren zur Ermittlung der Schubbeanspruchung bei zweiachsiger Lastabtragung	48
4.3.1	Abschätzung der Querkraftverteilung	48
4.3.2	Spannungsermittlung	53
4.3.3	Untersuchung der Lastausbreitung - Kritischer Schnitt	55
4.3.4	Zusammenfassung der Vorgehensweise	63
5	Materialverhalten - Interaktion Rollschub und Querdruck	65
5.1	Voruntersuchungen	69
5.1.1	Schubprüfungen im Holzbau	69
5.1.2	Theoretische Voruntersuchungen zur Prüfkfiguration	70
5.1.3	Zusammenfassung und Wahl der Prüfkörperkonfiguration	74
5.2	Experimentelle Untersuchungen an Kleinversuchen	75
5.2.1	Versuchsaufbau	75
5.2.2	Kalibrierungsversuche	76
5.2.3	Prüfplan - Zusammenstellung der Prüfungen	78
5.2.4	Material und Herstellung	79
5.2.5	Versuchsdurchführung	80
5.2.6	Auswertung	81

5.3	Experimentelle Untersuchungen an Brettsperrholzbauteilen	84
5.3.1	Versuchsaufbau	84
5.3.2	Prüfplan	86
5.3.3	Versuchsdurchführung	87
5.3.4	Auswertung	90
5.4	Einfluss des Fugenabstandes und der Schichtdicke	93
5.5	Allgemeiner Bemessungsansatz	96
6	Schubverstärkungen bei einachsiger Lastabtragung	99
6.1	Experimentelle Untersuchungen	99
6.1.1	Material und Herstellung	101
6.1.2	Versuchskonfiguration	102
6.1.3	Versuchsdurchführung	105
6.1.4	Auswertung und Ergebnisse	108
6.1.5	Versuchsergebnisse - Literaturwerte	111
6.2	Theoretische Untersuchungen	113
6.2.1	Verbundverhalten zwischen Schraube und Brettsperrholz	113
6.2.2	FEM-Tragmodell	127
6.2.3	Fachwerkmodell	137
6.2.4	Analytische Betrachtung - Konstruktive Anisotropie	144
7	Schubtragverhalten bei zweiachsiger Lastabtragung	155
7.1	Material und Herstellung	156
7.2	Umfanggelagerte Platte mit zentrischer Einzellast	156
7.2.1	Theoretische Voruntersuchungen	156
7.2.2	Experimenteller Vorversuch	158
7.2.3	Versuchskonfiguration	160
7.2.4	Versuchsdurchführung	162
7.2.5	Auswertung und FEM-Modellierung	166
7.3	Punktstützung im Eckbereich	172
7.3.1	Versuchskonfiguration	172
7.3.2	Versuchsdurchführung	174
7.3.3	Auswertung und FEM-Modellierung	177
7.4	Zusammenfassung der Auswertungen	181
8	Bemessungskonzept für Schraubenverstärkungen in BSP	185
8.1	Randbedingungen	185
8.2	Einachsige Lastabtragung	185
8.2.1	Bemessungskonzept - Kombiniertes Fachwerkmodell	185
8.2.2	Verifizierung des Bemessungskonzeptes	188
8.3	Punktstützungen oder Einzellasten – zweiachsige Lastabtragung	189
8.3.1	Bemessungskonzept - unverstärkte Elemente	189
8.3.2	Bemessungskonzept - Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben	191
8.3.3	Verifizierung des Bemessungskonzeptes	192
9	Zusammenfassung	195

Literaturverzeichnis	199
Veröffentlichungen	199
Normen und Regelwerke	204
Software	204
Begriffe und Bezeichnungen	205
Anhang	208
Anhang A Einfluss der Schubsteifigkeit	208
Anhang B Untersuchung der Lastausbreitung	209
Anhang C Interaktion Rollschub und Querdruck	211
Anhang D Versuchsdaten Schubverstärkungen	214
Anhang E Modell der Konstruktiven Anisotropie - Eingangsgrößen	224
Anhang F Biaxiale Traglastversuche – Abgleich mit dem Bemessungskonzept	227
Anhang G Zugversuche zu Schraubenkenngößen	235

1 Einleitung

1.1 Allgemein

Traditionell wurde der Werkstoff Holz im Bauwesen für stabförmige Bauteile verwendet, die aus Vollholzquerschnitten bestanden. Das ist insbesondere auf die stoffliche Anisotropie und die damit verbundenen unterschiedlichen Steifig- und Festigkeitseigenschaften parallel und senkrecht zur Faser zurückzuführen. Trotz der Industrialisierung im 19. und zu Beginn des 20. Jahrhunderts blieb es überwiegend bei der traditionellen Verwendung von Holz im Bauwesen. Technische Weiterentwicklungen führten zwar zu ersten industriell gefertigten Holzprodukten, die jedoch weiterhin durch eine unidirektionale Lastabtragung geprägt waren, wie beispielsweise die verleimten Brettschichtträger von Otto Hetzer, beschrieben im Deutschen Reichspatent Nr. 197773 aus dem Jahr 1906 (RUG 1994). Dieses patentierte Verfahren war richtungsweisend für die Entwicklung der heutigen Brettschichtholztechnologie.

Die Herstellung von Holzwerkstoffprodukten lieferte Erfahrungen mit flächigen, auf dem Werkstoff Holz basierenden Plattenelementen. Heute liegt deren überwiegender Anwendungsbereich im Holzrahmen- und Holztafelbau, wo die Holzwerkstoffplatten raumabschließende und aussteifende Funktionen übernehmen. Aber erst die modernen Massivholzsysteme und speziell die Brettsperrholzbauweise ermöglichten ab Mitte der 90-iger Jahre den Einsatz großflächiger Holzelemente, die gleichsam als tragende Platten bzw. Scheiben eingesetzt werden können. Der Querschnittsaufbau von Brettsperrholzelementen ist gekennzeichnet durch orthogonal, flächig miteinander verklebte Brettlagen (siehe Abbildung 1-1). Er unterscheidet sich nicht wesentlich vom Querschnittsaufbau der bereits bekannten und zu den Holzwerkstoffen zählenden Sperrholz- oder Dreischichtplatten.

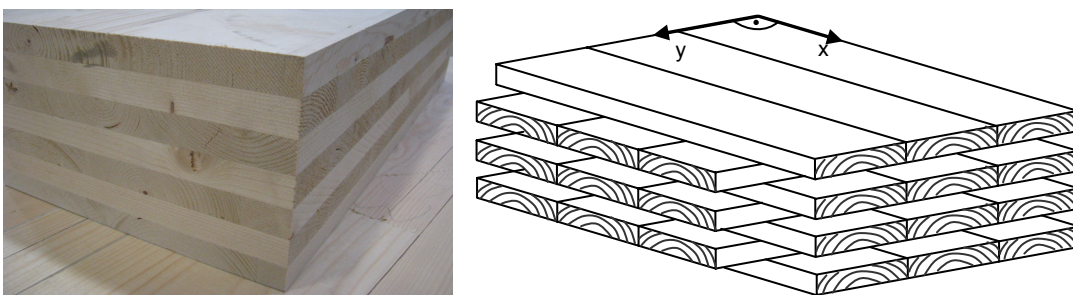


Abbildung 1-1: Brettsperrholzbauteil und schematischer Querschnittsaufbau

Vereinzelt hatte es auch schon Projekte mit tragenden Bauteilen aus kreuzweise verklebten Tischlerplatten gegeben, wie das 1954 erstellte *Maison Jean Prouve* in Nancy vom gleichnamigen französischen Konstrukteur und Designer. Die Brettsperrholzbauweise setzte jedoch neue Maßstäbe hinsichtlich der Abmessungen und der industriellen Fertigung. So sind je nach Herstellungsverfahren Elementbreiten bis 4,8 m und Längen von bis zu 20 m möglich. Bei den Standardanwendungen wird selten eine Gesamtdicke der Elemente von 300 mm überschritten, in Sonderfällen und in Abhängigkeit der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung sind Dicken bis zu 500 mm zulässig.

1.2 Problemstellung und Zielsetzung

Hinsichtlich des Tragverhaltens von Brettsperrholz ist zu berücksichtigen, dass neben der stofflichen Anisotropie jeder einzelnen Brettlamelle zusätzlich eine konstruktive Anisotropie aufgrund des Querschnittsaufbaus aus orthogonal verlaufenden Brettlagen vorliegt. Letztere ermöglicht zwar eine zweiachsige Lastabtragung, aber die lagenweise wechselnden Materialeigenschaften beeinflussen das Verformungsverhalten und die Tragfähigkeit der Elemente. Der geringe Schubmodul senkrecht zur Faser wird als Rollschubmodul G_R bezeichnet und beträgt nur ca. 10 % des Schubmoduls G_{mean} in Faserrichtung. Er bewirkt, dass die Schubverformung fast ausschließlich aus der Verformung der Querlagen resultiert. Dies hat Auswirkungen sowohl auf die Gesamtverformung als auch die Spannungsverteilungen, da besonders unter hohen Schubbeanspruchungen zwischen den Längslagen eine Art nachgiebiger Verbund aufgrund der relativ weichen Schubschichten entsteht (siehe Abbildung 1-2). Auch die Festigkeitswerte der Querlagen sind deutlich niedriger als die der parallel zur Tragrichtung verlaufenden Brettlamellen, mit der Folge, dass Rollschubrisse in den Querlagen zum Schubversagen führen. Im Rahmen der Schubbemessung ist daher in der Regel die Rollschubfestigkeit $f_{R,k}$ maßgebend.

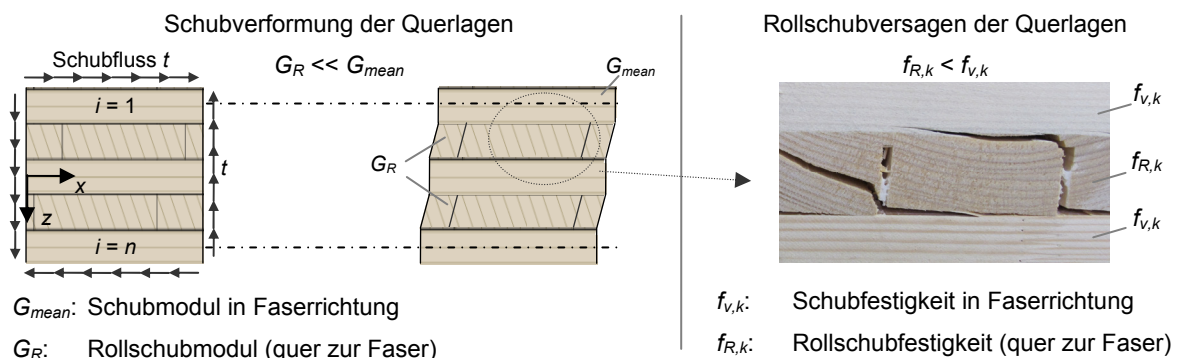


Abbildung 1-2: Schubverformung und Rollschubversagen eines Brettsperrholzelementes

Als Decken eingesetzte Brettsperrholzelemente werden überwiegend linienförmig gelagert und bei der Bemessung wie ein einachsig in Richtung der Decklamellen spannender Plattenstreifen berechnet. Ihr Querschnittsaufbau aus in Haupt- und Nebentragrichtung verlaufenden Brettlagen und die großformatigen Abmessungen ermöglichen auch punktuelle Auflagerkonstruktionen. Während Balkenelemente eine definierte Bauteilbreite besitzen, ist bei der Aktivierung zweiachsiger Tragwirkung von einer Lastausbreitung in Bereichen konzentrierter Beanspruchungen auszugehen (siehe Abbildung 1-3). Da derzeit für den Lastausbreitungswinkel α in Brettsperrholzkonstruktionen keine normativen Angaben vorliegen, werden im Rahmen dieser Arbeit mitwirkende Breiten für die Berechnung der maßgebenden Schubspannungen ermittelt.

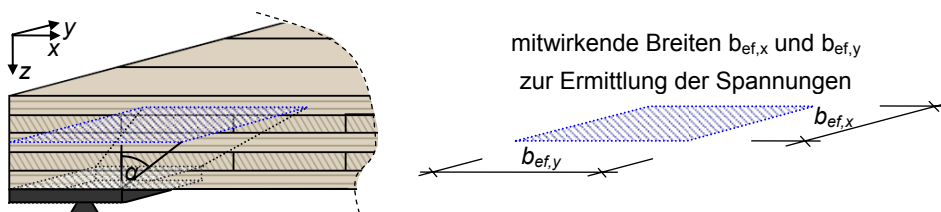


Abbildung 1-3: Lastausbreitung im Brettsperrholz und mitwirkende Breiten

Die konzentrierte Lasteinleitung in Brettsperrholzbauteile führt zu einer Kombination aus hohen Querdruck- und Schubbeanspruchungen (siehe Abbildung 1-4). Der positive Einfluss von Querdruck auf die Schubfestigkeit in Faserrichtung wurde u. a. von SPENGLER (1982) und HEMMER (1984) bestätigt. Für die Interaktion von Rollschub- und Druckspannungen quer zur Faser sind bisher keine Untersuchungen bekannt, daher werden Versuche und theoretische Betrachtungen durchgeführt, um erste Erkenntnisse über eine Steigerung der aufnehmbaren Rollschubbeanspruchung (τ_R) bei gleichzeitigem Querdruck (σ_{90}) zu erhalten.

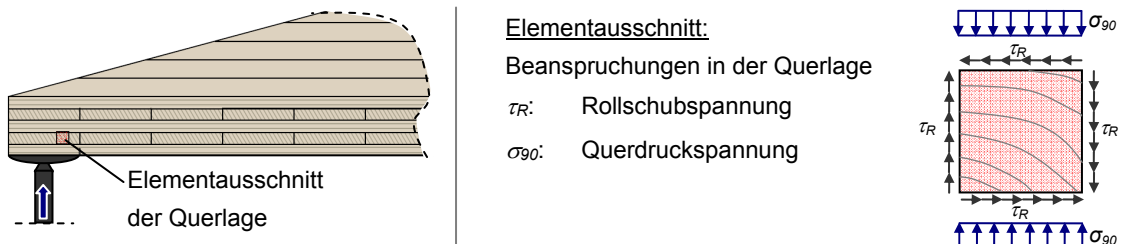


Abbildung 1-4: Interaktion von Rollschub- und Querdruckspannungen im Lasteinleitungsbereich

Im lokalen Bereich der Lasteinleitung sind neben der Auflagerpressung die Schubspannungen nachzuweisen. Für den Fall, dass der Nachweis der Auflagerpressung überschritten ist, liegt zur Erhöhung der Querdrucktragfähigkeit der Lasteinleitungsfläche ein effizientes Verfahren mittels selbstbohrender Vollgewindeschrauben vor (BEJTKA 2005). Dann aber wird bei Systemen, bei denen die Biegebeanspruchung eine untergeordnete Rolle spielt, die Schubbemessung des Brettsperrholzquerschnittes maßgebend. Versuche im Rahmen von Einzelprojekten zeigten, dass sich die Schubtragfähigkeit durch diagonal angeordnete Vollgewindeschrauben (siehe Abbildung 1-5) deutlich verbessern lässt (COLLING & BEDÖ 2007). Derartige Verstärkungen sind jedoch weder in den allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen der Brettsperrholzprodukte noch in der Bemessungsnorm für den Holzbau [DIN 1052] enthalten. Um die geregelte Anwendung dieser Schubverstärkungen zu ermöglichen, wird in der vorliegenden Arbeit ein aus experimentellen und theoretischen Untersuchungen abgeleitetes Bemessungskonzept vorgestellt.

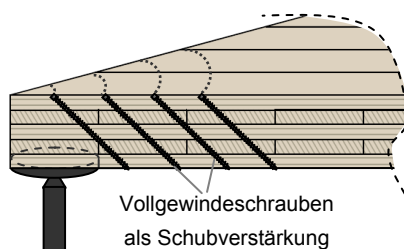


Abbildung 1-5: Schubverstärkung mit Vollgewindeschrauben

Ziel ist es, Grundlagen für die Schubbemessung im Bereich konzentrierter Lasteinleitungen zu ermitteln. Sie sollen auch Angaben zur Bemessung von punktuell angeordneten Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben enthalten. Ausgehend von den geschilderten Problemstellungen ergeben sich in folgenden Themenbereichen neue Erkenntnisse:

- Lastausbreitung im Bereich konzentrierter Beanspruchungen in Brettsperrholzelementen
- Interaktionsverhalten von Rollschub- und Querdruckspannungen
- Modellierung und Bemessung von schubverstärkten Brettsperrholzelemente

2 Brettsperrholz – Entwicklung und Stand der Forschung

Erste baupraktische Erfahrungen mit dem Produkt Brettsperrholz sammelte man in Deutschland ab Mitte der Neunziger Jahre. So entstand zum Beispiel in Aichach ab 1995 mittels Pilotprojekten im Rahmen des bayrischen Modellvorhabens "Sozialer Wohnungsbau in Holz" eine dreigeschossige Wohnanlage aus dem Bauprodukt Brettsperrholz, damals noch unter der firmenspezifischen Bezeichnung "Dickholz" (SCHRÖDER & WIDMANN 1997). Nach der erfolgreichen Durchführung weiterer Pilotprojekte wurde die geregelte Anwendung von Brettsperrholz für tragende Konstruktionen mit der ersten allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung des Instituts für Bautechnik (DIBt) im Dezember 1998 möglich [abZ-9.1-354]. Mit der zunehmenden Attraktivität dieser Bauweise stieg in der Folgezeit nicht nur die Anzahl der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen für Brettsperrholzprodukte verschiedener Hersteller und Herstellungsverfahren, auch wissenschaftliche und technische Fragestellungen wurden im Rahmen von Forschungsarbeiten vermehrt behandelt. Nachfolgend wird eine Auswahl verschiedener Forschungsprojekte bzw. Veröffentlichungen vorgestellt, die im Zusammenhang mit der Modellierung, Berechnung und Bemessung von Brettsperrholzelementen zu nennen sind, weil ihre Ergebnisse überwiegend in normative Regelwerke einfließen bzw. als Stand der Technik angesehen werden. Aufgrund des breiten Anwendungsbereiches erfolgt eine Gliederung in einzelne Teilbereiche. So werden zunächst Arbeiten genannt, die im Kontext mit der Plattentragwirkung von Brettsperrholzelementen stehen, gefolgt von der Scheibentragwirkung und der Verbindungstechnik.

Mit der Entwicklung der Brettsperrholzbauweise und dem Einsatz flächiger Tragelemente traten Spannungskombinationen auf, welche im ursprünglich stark stabförmig geprägten Ingenieurholzbau keine wesentliche Bedeutung hatten und folglich auch nicht in den damals gültigen Bemessungsnormen berücksichtigt wurden. Daher befassten sich KREUZINGER & SCHOLZ (1999) mit der bei Brettsperrholzelementen auftretenden Problematik von Spannungsinteraktionen bei anisotropen Stoffen. Neben dem Vergleich verschiedener Bruchtheorien und Bruchkriterien stellten sie ein Bemessungskonzept auf Grundlage linearer Spannungsinteraktionen zur Diskussion. Darüber hinaus untersuchten KREUZINGER & SCHOLZ (2001) das Schubtragverhalten von Brettsperrholzelementen, unter besonderer Berücksichtigung der rollschubbeanspruchten Querlagen. Wie Simulationsberechnungen belegen, besitzt die Fugenanordnung bzw. das Verhältnis von Brettbreite zur Schichtdicke wesentlichen Einfluss auf die Rollschubfestigkeit der Elemente. Gleichzeitig hängt die Schubverformung des Querschnitts entscheidend von der Verformung der Querlagen ab. Um diese Verformung erfassen zu können, sind Aussagen bezüglich des Rollschubmoduls der Querlagen erforderlich. So stellte GÖRLACHER (2002) ein Verfahren vor, das es ermöglichte, den Rollschubmodul von Holzproben aus der Eigenfrequenz einer Biegeschwingung zu ermitteln. FELLMOSEK & BLAß (2004) griffen dieses Verfahren auf und bestimmten an einer Vielzahl von Probekörpern mittels Eigenfrequenzmessungen den Rollschubmodul. Diesen Untersuchungen zufolge liegt der Rollschubmodul von Fichte üblicherweise im Bereich von 40 N/mm^2 bis 80 N/mm^2 . Ein weiteres Vorhaben, das sich mit der Bestimmung der wesentlichen Steifigkeitseigenschaften von Massivholzplatten beschäftigte und vor allem auf eine

herstellungsbegleitende Qualitätssicherung abzielte, liegt von GÜLZOW ET AL. (2008) vor. Dabei werden zunächst mittels einer experimentellen Modalanalyse Eigenfrequenzen und Eigenformen eines Brettsperrholzelementes gemessen. Anhand einer iterativen Nachlaufrechnung erfolgt anschließend unter Verwendung entsprechender Plattentheorien die Bestimmung einzelner Steifigkeitswerte (GÜLZOW 2008).

Aufgrund der vorliegenden konstruktiven Anisotropie der Querschnitte, resultierend aus den orthogonal verlaufenden Brettlagen, kann nicht wie bei der Bemessung von Vollholz- oder Brettschichtholzbauteilen von einem homogenen Querschnitt ausgegangen werden. Zudem bewirken der geringe Rollschubmodul der Querlagen und der daraus resultierende nachgiebige Verbund der Längslagen, dass in Abhängigkeit von der Belastungsart und den geometrischen Randbedingungen kein ebener Spannungsquerschnitt nach Bernoulli vorliegt. Folglich sind Plattentheorien höherer Ordnung, die die genannten Einflüsse berücksichtigen, zur korrekten Beschreibung des mechanischen Tragverhaltens erforderlich. Für den Spezialfall eines Plattenstreifens unter einachsiger Biegebeanspruchung stellten GUGGENBERGER & MOOSBRUGGER (2006) allgemeine Differentialgleichungen vor und leiteten am Beispiel eines dreilagigen Plattenstreifens die analytische Lösung ab. Die von STÜRZENBECHER ET AL. (2010) verwendeten Laminattheorien ermöglichten dann die Berücksichtigung des biaxialen Tragverhaltens. STÜRZENBECHER ET AL. (2010) vergleichen verschiedene Ansätze mit der theoretisch exakten Lösung und belegen, dass die verwendeten Theorien nicht nur unter Gleichlast, sondern auch bei konzentrierten Beanspruchungen präzise Spannungs- und Verformungsermittlungen zulassen.

Die angesprochenen Plattentheorien sind nur bedingt für die praktische Anwendung geeignet. Folglich mussten für die Bemessung von Brettsperrholzkonstruktionen neue Methoden und Verfahren zur Spannungs- und Verformungsberechnung entwickelt werden. Eines dieser Verfahren, das heute unter der Bezeichnung "Schubanalogieverfahren" geläufig ist, ermöglicht allgemein die Berechnung von nachgiebig miteinander verbundenen Querschnittsteilen und ist auch auf Tragsysteme aus Brettsperrholz anwendbar (KREUZINGER 1999, KREUZINGER 2000). Das Forschungsvorhaben zur Berechnung von Flächentragwerken (KREUZINGER & SCHOLZ 2003) sowie die Dissertation von SCHOLZ (2004) bildeten schließlich die Grundlagen für die Implementierung des Verfahrens der Schubanalogie in den Anhang D.3 der Bemessungsnorm für Holzbauwerke [DIN 1052]. BLAß & GÖRLACHER (2003) erläuterten für Systeme, bei denen die Schubverformung nur eine untergeordnete Rolle spielt, die Vorgehensweise nach der Verbundtheorie. Dabei wird vereinfacht von einem starren Verbund der Längslagen ausgegangen und die Schubverformung vernachlässigt. Dieses Verfahren ist im Anhang D.2 der [DIN 1052] enthalten. Zudem weisen sie daraufhin, dass unter Plattenbeanspruchung, bedingt durch die nebeneinander liegenden Bretter, mit einem Vergütungseffekt zu rechnen und für die Randlamelle kein kombinierter Längs- und Biegespannungsnachweis erforderlich ist. Bestätigt wurden diese Angaben durch die Untersuchungen von JÖBSTL ET AL. (2006) zum Biegetragverhalten von Brettsperrholzelementen. JÖBSTL ET AL. (2006) ermittelten auf Grundlage experimenteller Versuchsergebnisse den Einfluss des Systemeffektes auf die Biegefestigkeit und belegten zudem, dass der Nachweis der Biegerandspannung der Randlamelle eine konservative Bemessung erlaubt. Der von JÖBSTL (2007) veröffentlichte Vorschlag, unter Berücksichtigung des Systemef-

fektes die Biegefestigkeit für den Biegerandspannungsnachweis um 10 % zu erhöhen, fand bereits Eingang in allgemeine bauaufsichtliche Zulassungen (u.a. in [abZ-9.1-559]).

Bei den baupraktisch üblichen Abmessungen werden für Systeme unter Plattenbeanspruchung in der Regel nicht die Spannungsnachweise im Grenzzustand der Tragfähigkeit maßgebend, sondern der vereinfachte Schwingungsnachweis mit einer Durchbiegungsbegrenzung unter quasi-ständiger Einwirkung. Unter quasi-ständiger Einwirkung ist die Verformung unter Berücksichtigung des Langzeitverhaltens zu berechnen. Gemäß des in Tabelle F.2 der [DIN 1052] angegebenen Verformungsbeiwertes k_{def} erfolgt bei der Beurteilung des Langzeitverhaltens keine Unterscheidung zwischen Brettschicht- oder Brettsperrholzbauteilen. Wie jedoch Ergebnisse zu Langzeituntersuchungen zeigten, weisen Brettsperrholzelemente ein ausgeprägtes Kriechverhalten auf und die aus den Langzeitversuchen ermittelten Verformungsbeiwerte für Brettsperrholzbauteile der Nutzungsklassen NKL 1 und NKL 2 liegen im Bereich der Werte von Sperrholz bzw. Furnierschichtholz (JÖBSTL & SCHICKHOFER 2007). Wird der vereinfachte Schwingungsnachweis nicht eingehalten, so sind besondere Untersuchungen zum Schwingungsverhalten zu führen. HAMM & RICHTER (2009) geben in Abhängigkeit verschiedener Konstruktionstypen Anforderungen hinsichtlich des Frequenzkriteriums und der Schwingbeschleunigung an. Sie empfehlen anstelle des im EC 5 [DIN EN 1995-1-1] geforderten Nachweises der Einheitsimpulsgeschwindigkeit, der bei keiner im Rahmen des Vorhabens gemessenen Konstruktion maßgebend wurde, zusätzlich die Überprüfung eines Steifigkeitskriteriums, d.h. die Begrenzung der Durchbiegung infolge einer Einzellast in Feldmitte.

Neben der Verwendung als Deckenelemente unter Plattenbeanspruchung ist der Einsatz von Brettsperrholzelementen auch in tragenden und aussteifenden Wänden möglich. Eine Trennung der Tragfunktionen wie im klassischen Holzrahmenbau, bei dem die vertikalen Lasten den Rippen und die horizontalen Scheibenkräfte den aussteifenden Beplankungen mit Holzwerkstoffplatten zugeordnet werden, ist nicht erforderlich.

Erste theoretische Untersuchungen, die auf das Tragverhalten von Brettsperrholzelementen unter Scheibenbeanspruchung übertragbar sind, wurden von LISCHKE (1985) im Rahmen seiner Dissertation durchgeführt. Darin leitet er anisotrope Werkstoffeigenschaften von Verbundwerkstoffen am Beispiel von Brettlagenholz unter Membran- und Biegebeanspruchung her. Auf diesen Werkstoffkenngrößen sowie der Theorie des Mehrschichtverbundes aufbauend, führte BOSL (2002) numerische Berechnungen an Wandscheiben ohne und mit Öffnungen durch. Zudem zeigte er anhand experimenteller Untersuchungen, dass sich die Scheibenschubsteifigkeit durch diagonal angeordnete Brettlagen deutlich erhöhen lässt. TRAETTA ET AL. (2006) befassten sich ebenfalls mit dem Verformungsverhalten von Brettsperrholzplatten unter Schubbeanspruchung in der Ebene. Die Auswirkungen der Fugen zwischen den Einzelbrettern einer Lage führen unter Ansatz der Gesamtdicke der geprüften Elemente zu einem effektiven Schubmodul, der ca. 30 % des Schubmoduls der vorliegenden Brettware entspricht (TRAETTA ET AL. 2006). Dies zeigt, dass der im Anhang D.2 der [DIN 1052] angegebene Wert von 25 % eine gute Näherung darstellt und eine konservative Verformungsrechnung erlaubt.

Bei Brettsperrholzelementen, deren orthogonale Brettlagen aus Einzelbrettern bestehen, die nicht an den Schmalseiten miteinander verklebt sind, erfolgt die Übertragung von Schubkräften in Elementebene über die Klebeflächen zweier sich kreuzender Bretter. Daraus resultieren in den Klebeflächen der Kreuzungspunkte Torsionsschubspannungen, die bei der Bemessung zu berücksichtigen sind. Gemäß den Untersuchungen von BLAß & GÖRLACHER (2002) beträgt die charakteristische Torsionsschubfestigkeit in diesem Fall $2,5 \text{ N/mm}^2$. Dieser Wert ist auch in den allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen der Brettsperrholzprodukte enthalten und wurde durch weitere Untersuchungen unter Berücksichtigung verschiedener Jahrringlagen bestätigt (JEITLER 2003).

Zusätzlich ist gemäß den allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen der an den einzelnen Brettern anfallende Schubfluss nachzuweisen. Bei Elementen ohne Schmalseitenverklebung muss dies getrennt für die Längs- und Querlagen unter Verwendung der jeweiligen Nettoquerschnittsflächen erfolgen. Derzeit ist dafür die Schubfestigkeit des Rohmaterials gemäß Tabelle F.5 der [DIN 1052] zu verwenden. Die Ergebnisse von theoretischen und experimentellen Untersuchungen lassen jedoch deutlich höhere Schubfestigkeiten erwarten. So ermittelten BOGENSPERGER ET AL. (2010) charakteristische Schubfestigkeiten von über $10,0 \text{ N/mm}^2$. Die deutliche Festigkeitssteigerung ist auf den sich einstellenden Sperreffekt infolge der kreuzweisen Verleimung und der damit verbundenen Unterdrückung von festigkeitsmindernden Querkzugspannungen zurückzuführen. Allerdings resultiert die genannte Festigkeit aus Versuchen an Brettern, die lediglich eine Dicke von 10 mm aufwiesen. Um eine fundierte Grundlage für die Übernahme der Ergebnisse in normative Regelwerke zu schaffen, sind weiterführende Untersuchungen an der TU Graz geplant.

Liegt eine Schmalseitenverklebung der Einzelbretter vor, so vereinfacht sich die Nachweisführung unter horizontaler Schubbeanspruchung in Elementebene. Sowohl zur Verformungsberechnung als auch zum Spannungsnachweis darf die Gesamtquerschnittsdicke unter Verwendung der Materialkennwerte der vorliegenden Brettware angesetzt werden. Der zuvor angesprochene Torsionsschubspannungsnachweis in den Kreuzungsflächen ist nicht erforderlich.

Im Bereich der Verbindungstechnik haben sich selbstbohrende Voll- bzw. Teilgewindeschrauben etabliert, während Anschlüsse mit Stabdübeln oder Dübeln besonderer Bauart nur in Sonderfällen zum Einsatz kommen. Die grundlegenden Parameter, die zur Bestimmung der Tragfähigkeit von Anschlüssen mit selbstbohrenden Holzschrauben in Vollholz- oder Brettschichtholzbauteilen erforderlich sind, wurden von BLAß ET AL. (2006) auf Grundlage umfangreicher Versuche ermittelt. Davon abweichende tragfähigkeitsrelevante Parameter, die sich aufgrund der vorhandenen Fugen und des zu erwartenden Sperreffektes bei der Anwendung von selbstbohrenden Schrauben und Stabdübeln in Brettsperrholzbauteilen ergeben, waren Gegenstand weiterer Forschungsvorhaben (u.a. PIRNBACHER ET AL. 2006, BLAß & UIBEL 2007). Eine anwenderorientierte Zusammenfassung der Ergebnisse und die daraus resultierenden Vorschläge für die Bemessung von stiftförmigen Verbindungsmitteln in Brettsperrholz sind in BLAß & UIBEL (2009) enthalten.

Neben dem Bereich der Verbindungstechnik werden selbstbohrende Vollgewindeschrauben im Ingenieurholzbau vermehrt im Zusammenhang von Verstärkungsmaßnahmen angewendet. So liegen unter anderem Veröffentlichungen zur Erhöhung der Querdruckfestigkeit von Brettschichtholz (COLLING 2000), zu Verstärkungen in querzugbeanspruchten Bereichen (BEJTKA 2003) sowie zur Erhöhung der Tragfähigkeit von Stabdübelverbindungen (BEJTKA 2005) vor. Das volle Potential der Schrauben kommt vor allem dann zum Tragen, wenn die Schrauben axial beansprucht werden. Dies trifft auch auf Schubverstärkungen mit Vollgewindeschrauben zu, da infolge von Schubverformungen der verstärkten Querschnitte in den diagonal angeordneten Schrauben axiale Zugbeanspruchungen entstehen. Der Einfluss von Schrauben und eingedrehten bzw. eingeklebten Gewindestangen auf das Schubtragverhalten von Brettschichtholzquerschnitten war Gegenstand verschiedener Publikationen (u.a. AICHER & SCHRANK 2006, TRAUTZ & KOJ 2008, BLAß & KRÜGER 2010). Erste Erfahrungen zu Schubverstärkungen in Brettsperrholzkonstruktionen wurden im Rahmen von Zustimmungen im Einzelfall und den dafür erforderlichen experimentellen Untersuchungen gesammelt (COLLING & BEDÖ 2007). In einem seit 2008 am Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion der TU München durchgeführten Forschungsvorhaben wurde das Tragverhalten von mit Vollgewindeschrauben verstärkten Brettsperrholzelementen näher betrachtet (MESTEK & WINTER 2011). Diese Untersuchungen bilden die Grundlage für die vorliegende Arbeit.

3 Einfluss von Steifigkeitsparametern auf das Tragverhalten

3.1 Schubverformung

3.1.1 Erfassung der Schubverformung

Die Schubverformung stellt aufgrund der kreuzweisen Anordnung der Brettlagen und den damit verbundenen unterschiedlichen Schubmodulen in den einzelnen Schichten einen komplexen Zusammenhang dar. Bei genageltem Brettsperrholz kommt zudem der nachgiebige Verbund hinzu. Im Anhang D der DIN 1052 [DIN 1052] wird die Schubverformung durch eine Ersatzschubsteifigkeit berücksichtigt. Diese wird an einem Ersatzquerschnitt ermittelt, der die gleiche Schubverformung aufweist wie der tatsächliche Verbundquerschnitt. Der Schubfluss t wird dabei über die Elementhöhe a , die sich aus dem Schwerpunktsabstand der in den jeweiligen Tragrichtungen wirkenden äußersten Lagen ergibt, als konstant angenommen.

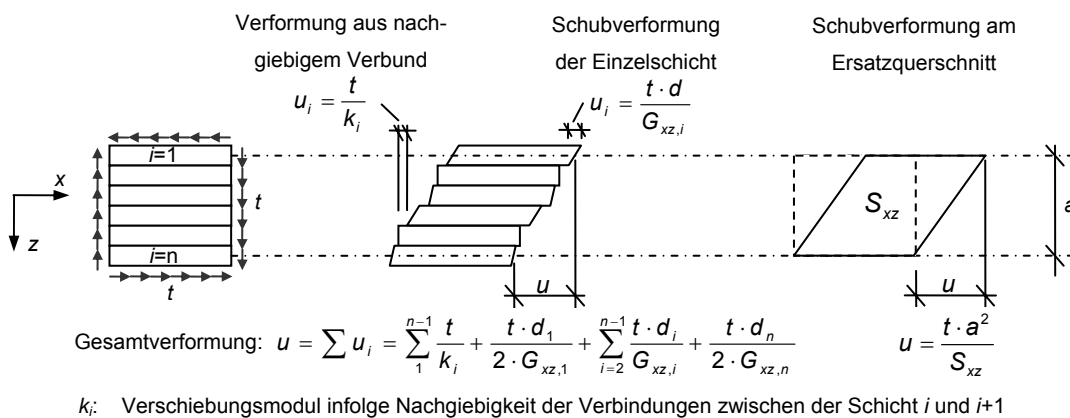


Abbildung 3-1: Schubverformung eines mehrschichtigen Elementes

Durch Gleichsetzen der Gesamtverformung u ergibt sich folgender Term zur Ermittlung der Ersatzschubsteifigkeit S_{xz} :

$$\frac{1}{S_{xz}} = \frac{1}{a^2} \left\{ \sum_{i=1}^{n-1} \frac{1}{k_i} + \frac{d_1}{2 \cdot G_{xz,1}} + \sum_{i=2}^{n-1} \frac{d_i}{G_{xz,i}} + \frac{d_n}{2 \cdot G_{xz,n}} \right\} \quad (\text{Gl. 3-1})$$

Bei geklebtem Brettsperrholz kann die Verbindung benachbarter Brettlagen als starr angenommen werden, weshalb keine Relativverschiebungen zwischen den einzelnen Lagen aus der Nachgiebigkeit der Verbundfuge resultieren. Für Elemente mit ungerader Schichtanzahl n und symmetrischem Querschnitt, deren Einzelschichten Brettware gleicher Dicke und Materialgüte besitzen, kann die Berechnung weiter vereinfacht werden. Gemäß Tabelle F.5 der DIN 1052 [DIN 1052] beträgt für alle Festigkeitsklassen der Rollschubmodul $G_{R,mean}$ 10 % des Schubmoduls G_{mean} in Faserrichtung. Unter den genannten Randbedingungen berechnet sich die Ersatzschubsteifigkeit in Richtung der Decklagen zu:

$$S_{xz} = \frac{2}{11} \cdot (n-1) \cdot d_i \cdot G_{mean} \quad (\text{Gl. 3-2})$$

Alternativ kann aus dem Arbeitssatz ein Schubkorrekturbeiwert κ_n in Abhängigkeit von der Anzahl der Schichten n ermittelt und daraus die Schubsteifigkeit der Elemente bestimmt werden. JÖBSTL (2007) wertet die Schubkorrekturbeiwerte für 3-, 5- und 7-schichtige Brettsperrholzelemente aus. Die Schubsteifigkeit je Meter Breite ergibt sich demnach zu:

$$S_{xz} = G_{mean} \cdot A_{eff,S} = G_{mean} \cdot \frac{1}{\kappa_n} \cdot \sum \left(\frac{G_{i,mean}}{G_{mean}} \cdot d_i \right) \quad (\text{Gl. 3-3})$$

Setzt man diesen Term mit der Ersatzschubsteifigkeit gemäß [DIN 1052] gleich, so kann ein äquivalenter Schubkorrekturbeiwert berechnet werden, der im Folgenden mit $\kappa_{n,DIN}$ bezeichnet wird. Bei symmetrischen Querschnitten, deren Einzelschichten gleiche Schichtdicken aufweisen, beträgt dieser Schubkorrekturbeiwert demnach:

$$\kappa_{n,DIN} = \frac{11}{2 \cdot (n-1)} \cdot \sum \left(\frac{G_{i,mean}}{G_{mean}} \right) \quad (\text{Gl. 3-4})$$

In der [DIN 1052] gilt bei Nadelhölzern unabhängig von der Festigkeitsklasse für das Verhältnis des Schubmoduls in Faserlängsrichtung und rechtwinklig zur Faser das Verhältnis $G_{R,mean}/G_{mean}=0,1$. Wird dies berücksichtigt, so erhält man:

$$\kappa_{n,DIN} = \frac{11}{2 \cdot (n-1)} \cdot \left(\frac{n-1}{20} + \frac{n+1}{2} \right) \quad (\text{Gl. 3-5})$$

In nachfolgender Abbildung sind die nach JÖBSTL (2007) aus dem Arbeitssatz abgeleiteten Schubkorrekturbeiwerte κ_n sowie die äquivalenten Beiwerte $\kappa_{n,DIN}$, gemäß einer Ermittlung aus der Ersatzschubsteifigkeit nach [DIN 1052], angegeben. Der Vergleich zeigt, dass die Schubkorrekturbeiwerte mit Ausnahme bei der Dreischichtplatte sehr gut übereinstimmen. Die Abweichungen resultieren aus der Vereinfachung, dass der Schubfluss t bei der Ermittlung der Ersatzschubsteifigkeit nach [DIN 1052] über die Querschnittshöhe als konstant angenommen wird (siehe Abbildung 3-1). Mit steigender Schichtzahl n nimmt der Einfluss dieser Vereinfachung rasch ab.

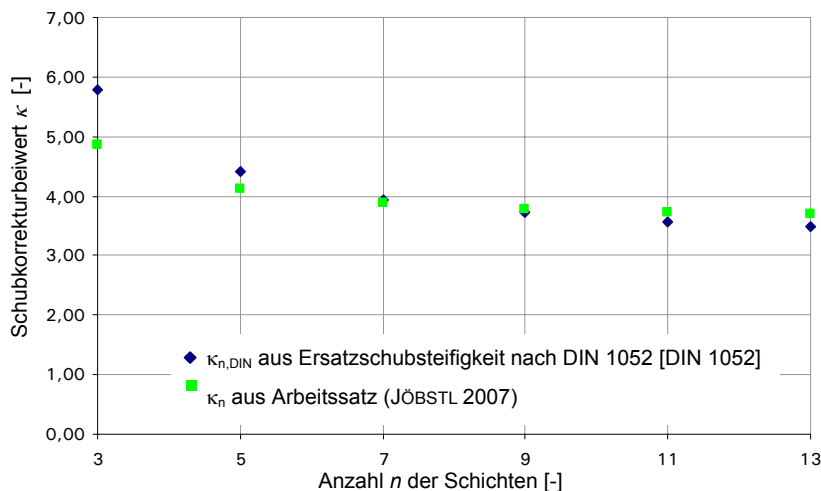


Abbildung 3-2: Schubkorrekturbeiwerte

3.1.2 Vereinfachtes Verfahren für den Einfeldträger unter Sinuslast

Wie von KREUZINGER & SCHOLZ (2003) ausführlich beschrieben, stellt das Verfahren der Schubanalogie eine gute Näherung dar, die Spannungen in den einzelnen Lagen von Brettsperrholzbauteilen zu ermitteln. Liegen in den Querlagen Fugen vor, so darf gemäß [DIN 1052] der Elastizitätsmodul der Querlagen in Haupttragrichtung zu null gesetzt werden. In diesem Fall liefert das Verfahren der Schubanalogie für ein fünflagiges BSP-Element mit symmetrischem Querschnitt die theoretisch exakte Lösung. Bei einem Einfeldträger und sinusförmiger Belastung kann, wie schon in WINTER ET AL. (2008) erläutert, ein Verfahren zur Anwendung kommen, das die Bestimmung der Schnittgrößen der ideellen Ebenen auch ohne Verwendung eines Statikprogramms ermöglicht. Es basiert auf der Ermittlung einer effektiven Biegesteifigkeit. Bei einem Einfeldträger unter Sinuslast beträgt die Durchbiegung w in Feldmitte aus Biege- und Schubverformung:

$$w = \frac{\rho_0 \cdot l^4}{B \cdot \pi^4} + \frac{\rho_0 \cdot l^2}{S \cdot \pi^2} \tag{Gl. 3-6}$$

Unter der Voraussetzung, dass ein schubstarrer Ersatzstab die gleiche Verformung erfährt, kann die effektive Biegesteifigkeit $efEI$ des Ersatzsystems ermittelt werden (siehe Abbildung 3-3). Die effektive Biegesteifigkeit berechnet sich zu:

$$efB = B \cdot \frac{1}{1 + \frac{EI \cdot \pi^2}{S \cdot l^2}} \tag{Gl. 3-7}$$

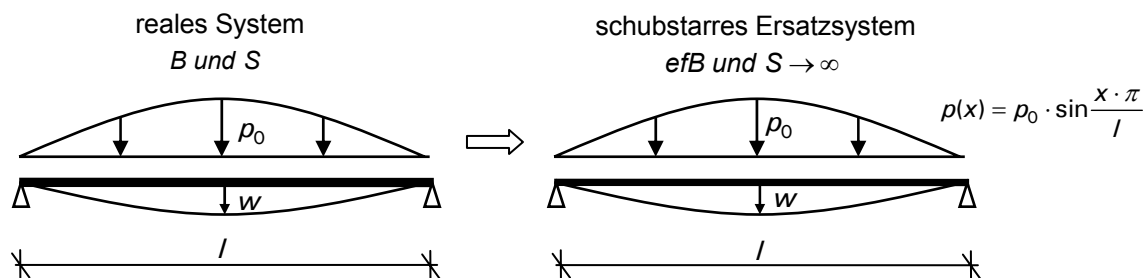


Abbildung 3-3: Ermittlung der effektiven Biegesteifigkeit des Ersatzsystems

Überträgt man diese Vorgehensweise auf das ideelle System nach dem Verfahren der Schubanalogie, so gelten die in Abbildung 3-4 dargestellten Zusammenhänge.

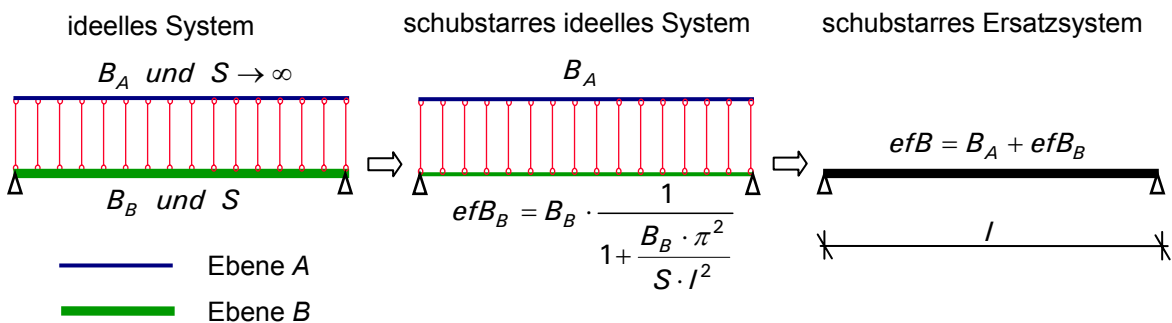


Abbildung 3-4: Effektive Biegesteifigkeit des ideellen Systems

Für die Biegesteifigkeit des schubstarren Ersatzsystems gilt:

$$efB = B_A + efB_B = B_A + B_B \cdot \frac{1}{1 + \frac{B_B \cdot \pi^2}{S \cdot I^2}} \quad (\text{Gl. 3-8})$$

Bei einem System, das aus zwei gekoppelten schubstarren Biegeträgern besteht, verteilen sich die Schnittgrößen im Verhältnis der Biegesteifigkeiten auf die einzelnen Träger. Gleiches gilt für das schubstarre ideale System. Somit können die Schnittgrößen m_d und v_d am Ersatzsystem bestimmt und über das Verhältnis der Biegesteifigkeiten den ideellen Ebenen zugeordnet werden. Die Schnittgrößen in den Ebenen betragen:

$$m_{A,d} = m_d \cdot \frac{B_A}{efB} \quad \text{bzw.} \quad v_{A,d} = v_d \cdot \frac{B_A}{efB} \quad (\text{Gl. 3-9}) \quad \text{und} \quad (\text{Gl. 3-10})$$

$$m_{B,d} = m_d \cdot \frac{efB_B}{efB} \quad \text{bzw.} \quad v_{B,d} = v_d \cdot \frac{efB_B}{efB} \quad (\text{Gl. 3-11}) \quad \text{und} \quad (\text{Gl. 3-12})$$

Die Rückrechnung der Schnittgrößen der ideellen Ebenen auf die Spannungen in den einzelnen Lagen erfolgt analog zur Vorgehensweise der Schubanalogie (KREUZINGER & Scholz 2003).

Für bis zu dreiteilige symmetrische Querschnittsaufbauten stimmt die effektive Biegesteifigkeit mit der nach dem γ -Verfahren ermittelten effektiven Biegesteifigkeit überein. Demnach gilt für ein fünflagiges Brettsperrholz, dessen Einzellamellen nicht an den Schmalseiten miteinander verklebt sind und das somit in Haupttragrichtung ebenfalls einen dreiteiligen symmetrischen Querschnitt aufweist:

$$\underbrace{efB = B_A + efB_B = B_A + B_B \cdot \frac{1}{1 + \frac{B_B \cdot \pi^2}{S \cdot I^2}}}_{efEI \text{ bzw. } efB \text{ nach Schubanalogie}} = EI_A + a^2 \cdot \underbrace{\frac{EA_A \cdot \gamma_1 \cdot EA_B}{EA_A \cdot \gamma_1 + EA_B}}_{efEI \text{ nach } \gamma\text{-Verfahren}} = efEI \quad (\text{Gl. 3-13})$$

Es zeigt sich, dass diese Vorgehensweise für einen Einfeldträger unter sinusförmiger Belastung und mit einem symmetrischen fünflagigen Brettsperrholzquerschnitt (ohne Schmalseitenverklebung) der theoretisch exakten Lösung nach dem γ -Verfahren entspricht. Für den baupraktisch relevanten Fall eines Einfeldträgers unter Gleichlast werden auch für mehrschichtige Elemente gute Näherungen erzielt. Es gelten die gleichen Anwendungsgrenzen wie für das γ -Verfahren.

3.1.3 Einfluss der Schubsteifigkeit unter Plattenbeanspruchung

Bei den betrachteten Systemen handelt es sich um gelenkig gelagerte Einfeldträger unter sinusförmiger Belastung. Für die Ermittlung der Spannungen und Verformungen wird auf die im vorherigen Kapitel erläuterte Vorgehensweise, basierend auf dem Verfahren der Schubanalogie, zurückgegriffen. Da das verwendete Verfahren auch bei einer Gleichstreckenlast eine gute Näherung darstellt, gelten die Schlussfolgerungen der folgenden Untersuchungen analog für Einfeldträger unter Gleichstreckenlast.

Um die Anzahl der variierenden Parameter zu reduzieren, werden im Folgenden nur noch symmetrische Querschnittsaufbauten mit konstanter Einzelschichtdicke d_i berücksichtigt. Die verbleibenden Parameter setzen sich zusammen aus:

- Lagenanzahl n

Die Untersuchung umfasst 5-, 7-, 9- und 11-lagige BSP-Elemente.

- Verhältnis l/d

Betrachtet man unter den gewählten Randbedingungen (symmetrischer Querschnitt, konstante Einzelschichtdicke) den prozentualen Spannungszuwachs in Abhängigkeit des Verhältnisses l/d aus Spannweite l zu Elementdicke d , so besitzt die Einzelschichtdicke d_i keinen Einfluss. Bei baupraktisch relevanten Ausführungen gilt in der Regel: $l/d \geq 20$

- Verhältnis S_{xz}/GA

Die Ersatzschubsteifigkeit S_{xz} nach [DIN 1052] wird in Relation zur Schubsteifigkeit GA eines Vollholzbalkens mit gleicher Querschnittsfläche gesetzt. Dadurch kann auf die Angabe realer Zahlenwerte verzichtet werden (Abbildung 3-5).

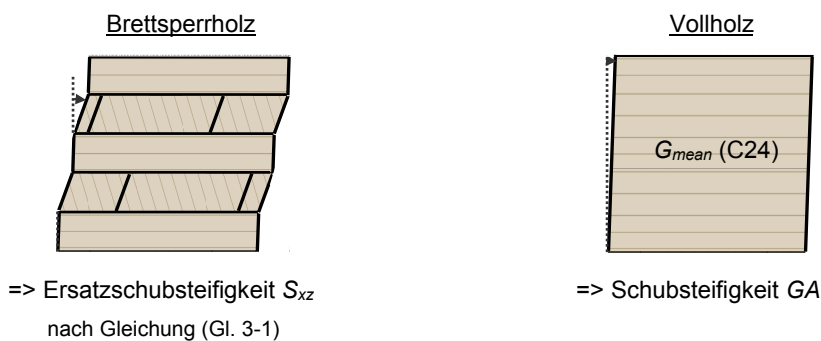


Abbildung 3-5: Ersatzschubsteifigkeit S_{xz} eines Brettsperrholzelementes und Schubsteifigkeit GA eines Vollholzbalkens

3.1.3.1 Normalspannungsverteilung

Der Einfluss der Schubverformung der Querlagen bewirkt einen nachgiebigen Verbund der Längslagen und führt in diesen zu einer Abnahme der Schwerpunktspannung und einer gleichzeitigen Zunahme des Biegespannungsanteils. Aus Gleichgewichtsgründen kommt es damit zwangsläufig zu einem Anstieg der Randspannungen, vor allem in den für die Längsspannungsbemessung maßgebenden Decklagen der Elemente. Dieser Einfluss ist stark von den geometrischen Randbedingungen des jeweils betrachteten Systems wie auch vom Querschnittsaufbau abhängig. Je geringer das Verhältnis aus Spannweite zu Elementdicke bzw. je größer der anteilige Flächeninhalt der Querlagen an der Querschnittsfläche ist, desto ausgeprägter gestaltet sich der Zuwachs der Randspannungen. Daher werden im Nachfolgenden für verschiedene Systeme die Randspannungen unter Berücksichtigung der Schubverformung ermittelt und mit den Randspannungen verglichen, wie sie sich jeweils bei einem schubstarrten Verbund ergeben. Gemäß dem in Kapitel 3.1.2 beschriebenen Verfahren ergeben sich Anteile der Biegespannungen und der Schwerpunktspannungen aus den Biegemomenten der ideellen Ebenen (Indizierung siehe S. 205 ff.):

- Anteil der Biegespannung $\sigma_{m,x,i}$ resultierend aus dem Biegemoment $m_{A,x}$:

$$\sigma_{A,x,i} = \sigma_{m,x,i} = E_{x,i} \cdot \frac{m_{A,x}}{B_{A,x}} \cdot z_i \quad (\text{Gl. 3-14})$$

$$\text{mit} \quad m_{A,x} = m_x \cdot \frac{B_{A,x}}{efB_x} \quad (\text{Gl. 3-15})$$

$$\sigma_{A,x,i} = \sigma_{m,x,i} = m_x \cdot E_{x,i} \cdot \frac{1}{efB_x} \cdot z_i \quad (\text{Gl. 3-16})$$

- Anteil der Schwerpunktspannung $\sigma_{c/t,x,i}$ aus dem Biegemoment $m_{B,x}$:

$$\sigma_{B,x,i} = \sigma_{c/t,x,i} = E_{x,i} \cdot \frac{m_{B,x}}{B_{B,x}} \cdot z_{s,i} \quad (\text{Gl. 3-17})$$

$$\text{mit} \quad m_{B,x} = m_x \cdot \frac{efB_{B,x}}{efB_x} \quad (\text{Gl. 3-18})$$

$$\sigma_{B,x,i} = \sigma_{c/t,x,i} = m_x \cdot E_{x,i} \cdot \frac{efB_{B,x}}{efB_x \cdot B_{B,x}} \cdot z_{s,i} \quad (\text{Gl. 3-19})$$

Für die Randspannungen $\sigma_{R,x,i}$ der einzelnen Lagen gilt:

$$\sigma_{R,x,i} = \sigma_{c/t,x,i} + \sigma_{m,x,i} = m_x \cdot E_{x,i} \cdot \frac{1}{efB_x} \cdot \left(z_i + \frac{efB_{B,x}}{B_{B,x}} \cdot z_{s,i} \right) \quad (\text{Gl. 3-20})$$

Vernachlässigt man die Schubverformung der Querlagen und legt man einen schubstarrn Verbund der Längslagen zugrunde, so gilt für die Randspannungen σ_{R,x,i_starr} :

$$\sigma_{R,x,i_starr} = m_x \cdot E_{x,i} \cdot \frac{1}{B_x} \cdot (z_i + z_{s,i}) \quad (\text{Gl. 3-21})$$

Unabhängig von der Größe der einwirkenden Last, verdeutlicht der Quotient der Randspannung $\sigma_{R,x,i}$ und der Randspannung σ_{R,x,i_starr} bei starrem Verbund den Zuwachs der Längsspannungen in den Längslagen aufgrund der Schubverformung der Querlagen:

$$\frac{\sigma_{R,x,i}}{\sigma_{R,x,i_starr}} = \frac{B_x}{efB_x \cdot (z_i + z_{s,i})} \cdot \left(z_i + \frac{efB_{B,x}}{B_{B,x}} \cdot z_{s,i} \right) \quad (\text{Gl. 3-22})$$

Für die effektiven Biegesteifigkeiten efB_x und $efB_{B,x}$ gelten die Zusammenhänge nach den Gleichungen (Gl. 3-7) und (Gl. 3-8). Durch Umformung erhält man:

$$\frac{\sigma_{R,x,i}}{\sigma_{R,x,i_starr}} = \frac{B_x}{(B_{A,x} + B_{B,x} \cdot \frac{1}{1 + \frac{B_{B,x} \cdot \pi^2}{S_{xz} \cdot l^2}}) \cdot (z_i + z_{s,i})} \cdot \left(z_i + \frac{1}{1 + \frac{B_{B,x} \cdot \pi^2}{S_{xz} \cdot l^2}} \cdot z_{s,i} \right) \quad (\text{Gl. 3-23})$$

Abbildung 3-6 zeigt die nach Gleichung (Gl. 3-23) ermittelten Zusammenhänge der Randspannungen bei einem Verhältnis von $l/d = 20$ in Abhängigkeit des Verhältnisses S_{xz}/GA und der betrachteten Anzahl n an Einzellagen. Da die Ersatzschubsteifigkeit S_{xz} von genageltem BSP im Vergleich zur

Ersatzschubsteifigkeit geklebter BSP-Elemente bzw. zur Schubsteifigkeit GA eines Vollholzbalkens der gleichen Querschnittsfläche sehr gering ausfällt, wird in Abbildung 3-6 eine semilogarithmische Darstellung gewählt.

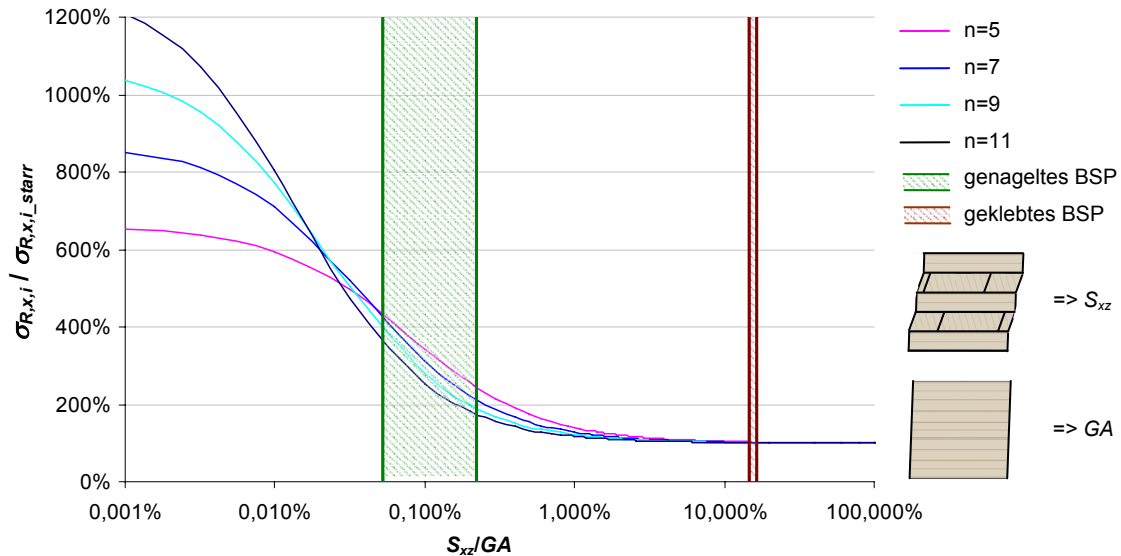


Abbildung 3-6: Verhältnis der Randspannungen, Semilogarithmische Darstellung für $l/d=20$

Bei genageltem BSP liegt der Zuwachs der Randspannungen im Bereich von ca. 80 % bis 350 %. Dies belegt, dass genageltes BSP in jedem Fall unter Berücksichtigung der Schubverformung und des nachgiebigen Verbundes der Längslagen zu bemessen ist. Eine Möglichkeit stellt das in Anhang D.3 der DIN 1052 [DIN 1052] aufgeführte Verfahren der Schubanalogie dar.

Nachfolgende Grafik zeigt wiederum das Verhältnis der Randspannungen unter den gewählten Randbedingungen, wobei diesmal auf eine semilogarithmische Darstellung verzichtet wird. Dadurch ist der Einfluss der Schubverformung auf den Zuwachs der Randspannungen bei geklebtem BSP deutlich ersichtlich.

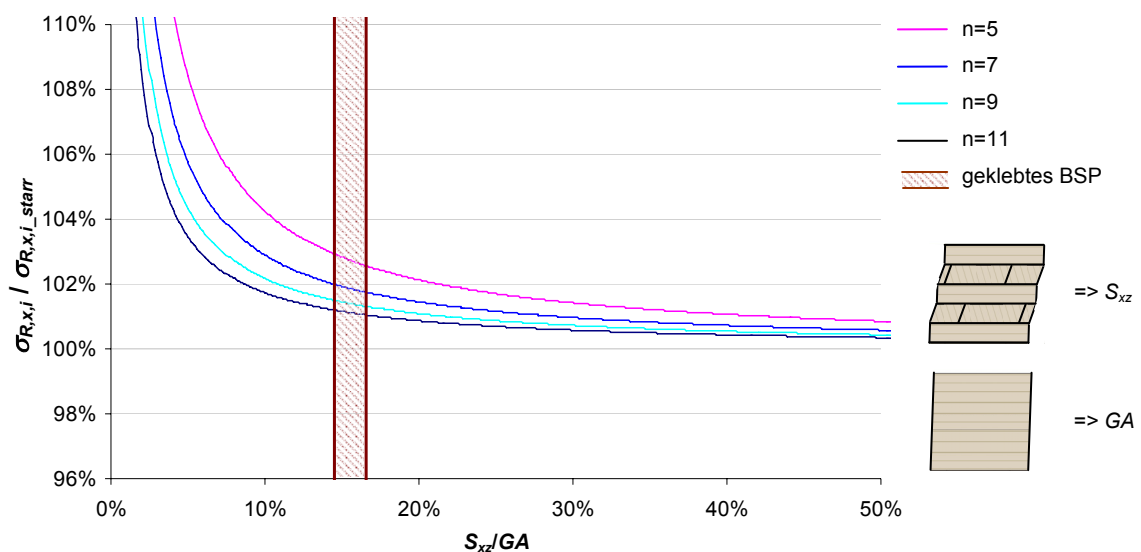


Abbildung 3-7: Verhältnis der Randspannungen, Lineare Darstellung für $l/d=20$

Die Auswertung in Abbildung 3-7 erfolgt bei einem Verhältnis von $l/d = 20$, was in der Regel den unteren Grenzwert für baupraktisch relevante Abmessungen darstellt. Aus den Untersuchungen geht hervor, dass trotz der relativ gedungen gewählten Bauteilabmessungen der Einfluss der Schubverformung bei geklebtem Brettsperrholz nur zu sehr geringen Auswirkungen auf die Spannungsverteilung in den einzelnen Lagen führt. Die Schwerpunkt- und Randspannungen der Decklagen stimmen annähernd mit denen der starren Verbundtheorie überein. Der Zuwachs der Randspannungen liegt unter drei Prozent. Dies gilt für das hier betrachtete System des Einfeldträgers unter Sinuslast. Vergleichsrechnungen mit zunehmendem Verhältniswert l/d bestätigen erwartungsgemäß, dass bei schlanken Systemen der Einfluss der Schubverformung auf die Normalspannungsverteilung abnimmt (vergleiche Anhang A). Gleiches kann aus den Untersuchungen von GUGGENBERGER & MOOSBRUGGER (2006) abgeleitet werden. Im Rahmen von Untersuchungen hinsichtlich der Spannungs- und Verformungsberechnungen von Brettsperrholzplatten unter Biegebeanspruchungen werten sie die analytische Lösung einer Dreischichtplatte für unterschiedliche l/d -Verhältnisse aus und vergleichen die Schnitt- und Verformungsgrößen mit den Ergebnissen der starren Verbundtheorie. Auch die in GUGGENBERGER & MOOSBRUGGER (2006) dargestellten Vergleiche zeigen, dass für baupraktisch relevante Abmessungen mit $l/d \geq 20$ die starre Verbundtheorie ausreichend genaue Ergebnisse liefert.

3.1.3.2 Schubspannungsverteilung

Aufgrund der geringeren Schubfestigkeit quer zur Faser sind bei der Schubbemessung von geklebtem BSP in der Regel die Rollschubspannungen der Querlagen maßgebend. Unter der Annahme, dass keine Schmalseitenverklebung der Querlagen vorliegt, ist nach DIN 1052 [DIN 1052] der Elastizitätsmodul der Querlagen rechtwinklig zur Faserrichtung gleich null zu setzen. Die Rollschubspannungen sind nach dem Verfahren der Schubanalogie somit ausschließlich von der Querkraft der Ebene B abhängig und weisen einen über die Einzelschichtdicke konstanten Verlauf auf. Da die einzelnen Lamellen von genageltem BSP in der Regel ebenfalls nicht an den Schmalseiten miteinander verklebt sind, gelten die folgenden Betrachtungen analog. Die Rollschubspannungen $\tau_{R,x,i}$ berechnen sich gemäß WINTER ET AL. (2008) zu:

$$\tau_{R,x,i} = v_{B,xz} \cdot \frac{1}{B_{B,x}} \cdot \sum_1^{i-1} (E_{x,i} \cdot z_{s,i} \cdot d_i) \quad (\text{Gl. 3-24})$$

mit $v_{B,xz} = v_{xz} \cdot \frac{efB_{B,x}}{efB_x}$ gilt: (Gl. 3-25)

$$\tau_{R,x,i} = v_{xz} \cdot \frac{efB_{B,x}}{efB_x} \cdot \frac{1}{B_{B,x}} \cdot \sum_1^{i-1} (E_{x,i} \cdot z_{s,i} \cdot d_i) \quad (\text{Gl. 3-26})$$

Nach der schubstarreren Verbundtheorie gilt für die Rollschubspannungen τ_{R,x,i_starr} :

$$\tau_{R,x,i_starr} = v_{xz} \cdot \frac{B_{B,x}}{B_x} \cdot \frac{1}{B_{B,x}} \cdot \sum_1^{i-1} (E_{x,i} \cdot z_{s,i} \cdot d_i) \quad (\text{Gl. 3-27})$$

Auch für die Rollschubspannungen kann, unabhängig von der Größe der einwirkenden Last, durch den Quotienten der Rollschubspannung $\tau_{R,x,i}$ und der Rollschubspannung τ_{R,x,i_starr} bei starrem Verbund der Längslagen die prozentuale Abweichung aufgrund der Berücksichtigung der Schubverformung abgeleitet werden.

$$\tau_{R,x,i} / \tau_{R,x,i_starr} = \frac{efB_{B,x} \cdot B_x}{efB_x \cdot B_{B,x}} \quad (\text{Gl. 3-28})$$

Unter Einbeziehung der Zusammenhänge für die effektiven Biegesteifigkeiten $efB_{B,x}$ und efB_x nach den Gleichungen (Gl. 3-7) und (Gl. 3-8) gilt:

$$\tau_{R,x,i} / \tau_{R,x,i_starr} = \frac{B_x}{B_{A,x} \cdot \left(1 + \frac{B_{B,x} \cdot \pi^2}{S_{xz} \cdot l^2}\right) + B_{B,x}} \quad (\text{Gl. 3-29})$$

Die Abbildung 3-8 zeigt das Verhältnis der Rollschubspannungen in semilogarithmischen Maßstab und in Abhängigkeit des Verhältnisses S_{xz}/GA . Die Kurvenverläufe belegen, dass bei genageltem BSP unter Vernachlässigung der Schubverformung und des nachgiebigen Verbundes die Rollschubspannung und somit auch der Schubfluss, der durch die Verbindungsmittel übertragen werden muss, überschätzt werden, was aus Gleichgewichtsgründen in den Längslagen zu einer Unterschätzung der Schubbeanspruchung führen würde.

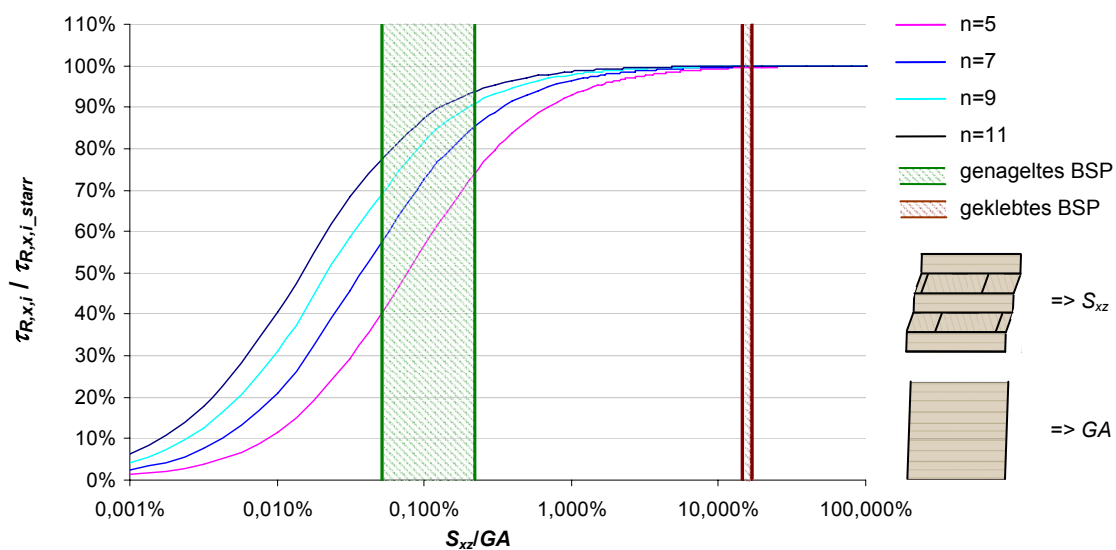
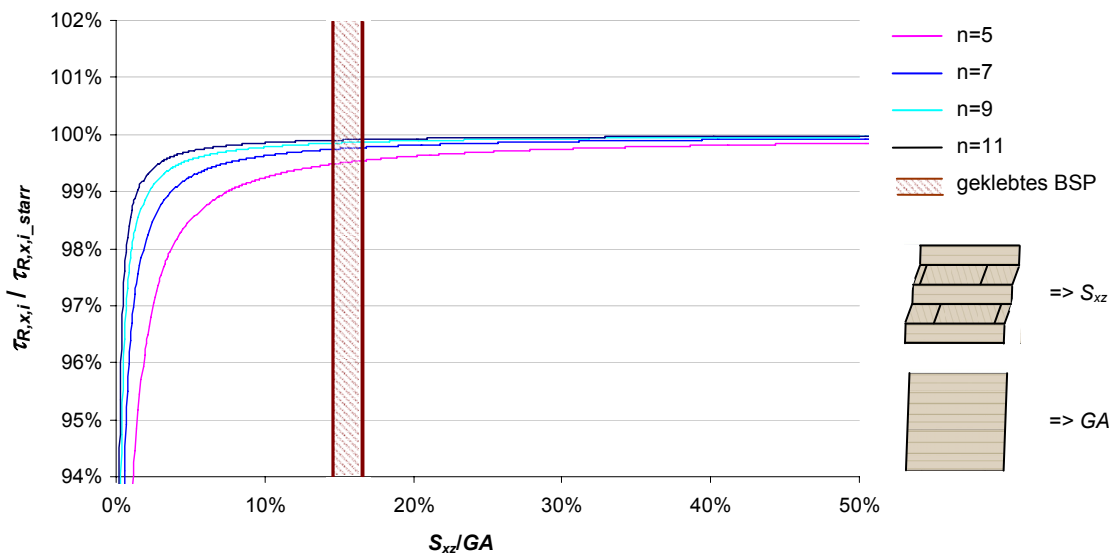


Abbildung 3-8: Verhältnis der Rollschubspannungen, Semilogarithmische Darstellung für $//d=20$

Die Darstellung der Kurvenverläufe im linearen Maßstab in Abbildung 3-9 verdeutlicht, dass bei geklebtem BSP die Abweichungen der Rollschubspannungen zwischen einer schubstarreren Berechnung und einer Berechnung unter Berücksichtigung der Schubverformung und des nachgiebigen Verbundes bereits bei einem Verhältnis von $//d = 20$ unter 0,5 % liegt. Somit liefert die Ermittlung der Beanspruchungen nach der schubstarreren Verbundtheorie am System des Einfeldträgers unter Sinus- bzw. unter Gleichstreckenlast für die Schubbemessung von geklebtem BSP ausreichend genaue Ergebnisse.

Abbildung 3-9: Verhältnis der Rollschubspannungen, lineare Darstellung für $l/d=20$

3.1.3.3 Gesamtverformung

Nachfolgend wird der Einfluss der Schubverformung auf die Gesamtverformung w untersucht. Beim Einfeldträger unter Sinuslast beträgt die Durchbiegung unter Berücksichtigung der Schubsteifigkeit:

$$w = \frac{p_0 \cdot l^4}{efB_x \cdot \pi^4} = \frac{p_0 \cdot l^4}{(B_{A,x} + B_{B,x} \cdot \frac{1}{1 + \frac{B_{B,x} \cdot \pi^2}{S_{xz} \cdot l^2}}) \cdot \pi^4} \quad (\text{Gl. 3-30})$$

Folglich gilt für den schubstarreren Träger:

$$w_{starr} = \frac{p_0 \cdot l^4}{(B_{A,x} + B_{B,x}) \cdot \pi^4} \quad (\text{Gl. 3-31})$$

Das Verhältnis der Gesamtverformungen führt zu folgendem Zusammenhang:

$$w / w_{starr} = \frac{B_{A,x} + B_{B,x}}{B_{A,x} + B_{B,x} \cdot \frac{1}{1 + \frac{B_{B,x} \cdot \pi^2}{S_{xz} \cdot l^2}}} \quad (\text{Gl. 3-32})$$

Aus dem Diagramm in Abbildung 3-10 lässt sich der prozentuale Anstieg der Gesamtverformung w im Vergleich zum schubstarreren Bauteil für verschiedene l/d -Verhältnisse ablesen. Dabei erfolgt die Darstellung des nach Gleichung (Gl. 3-32) ermittelten Verhältniswertes der Verformungen, wie schon in den vorherigen Kapiteln, in Abhängigkeit der in Relation zur Schubsteifigkeit GA eines Vollholzbalkens gesetzten Ersatzschubsteifigkeit S_{xz} . Die Ober- bzw. Untergrenzen der Füllflächen beschreiben den Verformungszuwachs von symmetrisch aufgebautem fünfplagigen bzw. elfplagigen Brettsperrholz.

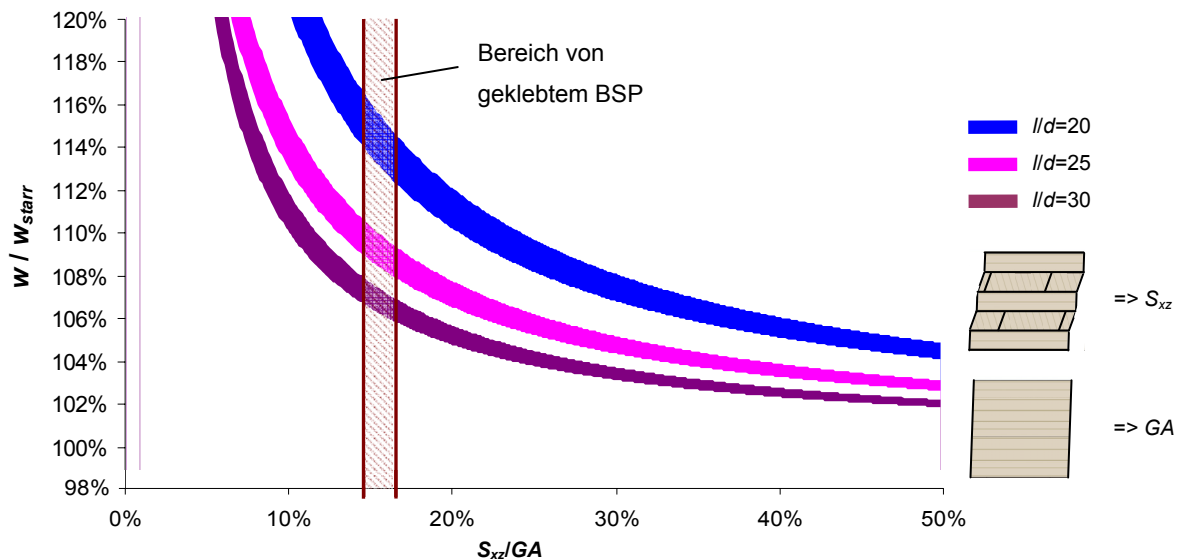


Abbildung 3-10: Verhältnis der Verformungen

Bei geklebten BSP-Elementen beträgt der Zuwachs der Gesamtverformung zwischen 7 % und 17 %. Auf die Darstellung des Verformungszuwachses von genageltem BSP wird in Abbildung 3-10 verzichtet, da dieser in Bereichen von über 500 % liegt. Es zeigt sich, dass für die Nachweise im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit die Schubverformungen sowohl bei genageltem als auch bei geklebtem BSP zu berücksichtigen sind.

3.2 Drillsteifigkeit von BSP-Elementen

Im Gegensatz zu Betrachtungen am Balkenelement muss bei Plattenelementen zusätzlich die Verdrehung und somit die Drillsteifigkeit beachtet werden. Die Berücksichtigung der Drillsteifigkeit von Brettsperrholzelementen, deren Brettlagen an den Schmalseiten miteinander verklebt sind, ist in Abschnitt D.2 der DIN 1052 [DIN 1052] geregelt. Für die Drillsteifigkeiten der einzelnen Ebenen je Meter Plattenbreite gilt:

$$B_{xy}^A = \sum G_{xy,i} \cdot d_i^3 / 6 \quad (\text{Gl. 3-33})$$

$$B_{xy}^B = \sum 2 \cdot G_{xy,i} \cdot d_i \cdot z_{s,i}^2 \quad (\text{Gl. 3-34})$$

Ist keine Verklebung an den Schmalseiten der Brettlagen vorhanden, so wird die Drillsteifigkeit geringer angesehen und darf näherungsweise gleich null gesetzt werden. Um das tatsächliche Tragverhalten dieser Elemente unter Drillbeanspruchung in Simulationsberechnungen wiedergeben zu können, wurden in WINTER ET AL. (2008) die nachfolgend beschriebenen experimentellen Untersuchungen und theoretischen Überlegungen an Drei- und Fünfschichtplatten durchgeführt.

3.2.1 Theoretisches Modell

Bei einem quadratischen Plattenelement unter idealer Drillbeanspruchung stellt sich das in Abbildung 3-11 dargestellte Verformungsbild ein. Es kommt zu einem Abheben bzw. Absenken der jeweils diagonal gegenüberliegenden Eckbereiche. Parallel zu den Elementkanten liegende Plattenstreifen bleiben eben und weisen keine Biegeverformungen auf. Da die Verformungsfigur ausschließlich aus der Verdrehung des Elementes aufgrund der Drillmomente resultiert, gilt dieses Verhalten auch für orthotrope Platten.

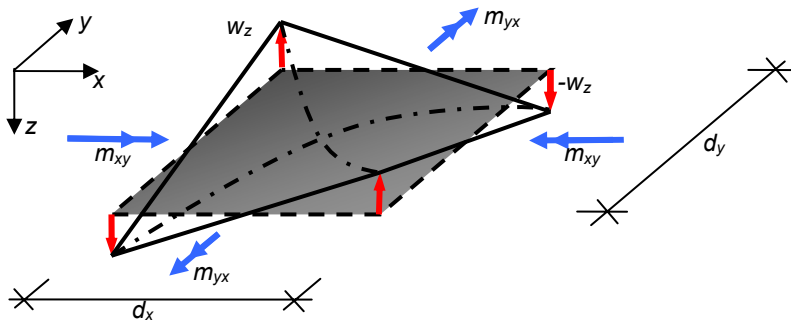


Abbildung 3-11: Plattenelement unter reiner Drillbeanspruchung

Eine vergleichbare Verformungsfigur lässt sich durch ein Trägerrostmodell abbilden, welches im einfachsten Fall aus zwei gekreuzten Trägern besteht. Kräftepaare in z -Richtung, die an den Enden von biege- und schubsteifen Kragarmen angreifen, können die Drillmomente ersetzen. Die Hauptträger erhalten die jeweiligen Plattensteifigkeiten in x - bzw. in y -Richtung. Wird der Träger in x -Richtung drillweich ausgeführt, so muss man dem Träger in y -Richtung die volle Drillsteifigkeit und Drillbeanspruchung zuweisen, um das gleiche Verformungsbild zu erhalten (siehe Abbildung 3-12).

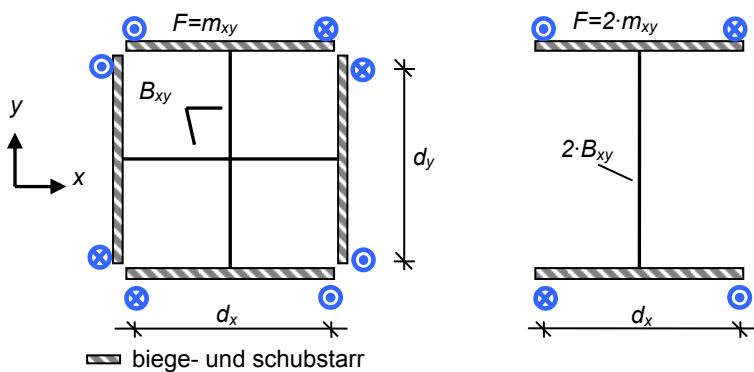


Abbildung 3-12: Trägerrost unter Drillbeanspruchung

3.2.2 Prüfkörper und Versuchsaufbau

Das beschriebene theoretische Modell entspricht einer quadratischen Platte, die an drei Ecken gehalten und an der freien Ecke senkrecht zur Plattenebene durch eine Einzellast belastet wird. In Anlehnung daran wurden Untersuchungen an quadratischen Prüfkörpern mit einer Kantenlänge von 1,20 m durchgeführt. Es wurden je zwei Prüfkörper einer Fünfschicht- und einer Dreischichtplatte

geprüft. Die Herstellung erfolgte gemäß [abZ-9.1-501] im Vakuumverfahren mit einem Melaminklebstoff. Es lag keine Verklebung der Schmalseiten der einzelnen Bretter vor. Die Lamellen der Festigkeitsklasse C24 (Fichte) besaßen eine Breite von ca. 200 mm und wiesen in den Drittelpunkten Entlastungsnuten auf. Folgende Querschnittsaufbauten wurden geprüft:

- Fünfschichtplatte $d = 5 \times 17 \text{ mm} = 85 \text{ mm}$
(Prüfkörperbezeichnung: Drill_1 85, Drill_2 85)
- Dreischichtplatte $d = 3 \times 27 \text{ mm} = 81 \text{ mm}$
(Prüfkörperbezeichnung: Drill_3 81, Drill_4 81)

An den festen Auflagern sowie an den Lasteinleitungspunkten dienten quadratische Stahlplatten mit einer Kantenlänge von 120 mm zur Lastverteilung. Um eine freie Verdrehung der Prüfkörper zu ermöglichen wurden unter den Stahlplatten Kalotten angeordnet (siehe Abbildung 3-13). Die Kräfteinleitung erfolgte über einen hydraulischen Prüfzylinder. Bei der Versuchsdurchführung des Prüfkörpers Drill_1 85 betrug der maximal mögliche Weg des Prüfzylinders 50 mm, bei den nachfolgenden Prüfkörpern 150 mm. Die vertikalen Verformungen der Prüfkörper wurden an den festen Auflagern sowie am Lastangriffspunkt mit Wegaufnehmern gemessen. Die bei der Durchführung der Versuche gemessene Holzfeuchte der Brettsperrholzelemente betrug ca. 11,5 %. In nachfolgender Abbildung ist die Versuchsanordnung schematisch dargestellt.

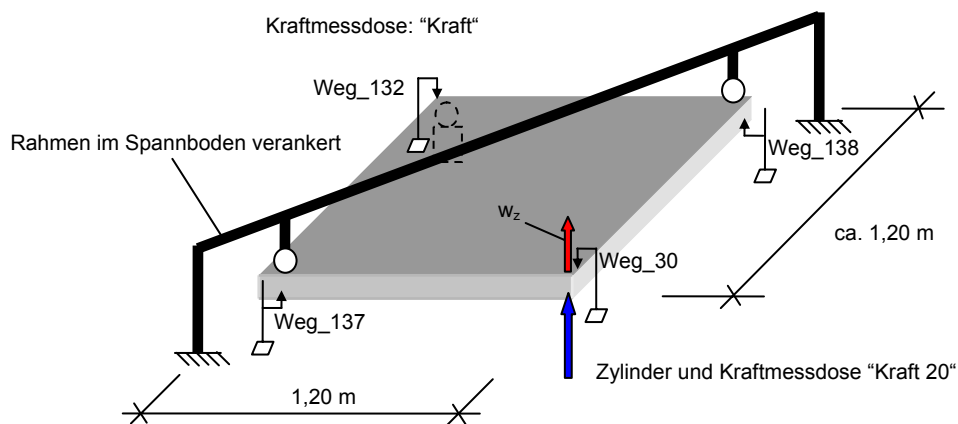


Abbildung 3-13: Versuchsaufbau

Die Prüfkörper wurden gemäß dem zuvor beschriebenen Versuchsaufbau in der Prüfeinrichtung angeordnet. Dabei wurden die Prüfkörper zunächst diagonal auf den Kraftmessdosen aufgelagert und anschließend der Stahlträger auf dem Brettsperrholzelement kraftschlüssig eingebaut. Der Stahlträger wies ein Eigengewicht von 130 kg auf. Nach Abschluss des Einbaus der Prüfkörper erfolgte die Eichung der Messinstrumente. In den Eckbereichen, an denen die Platte von oben gehalten war, dienten Holzklötze für den Versagensfall als Schutz der Wegaufnehmer. Diese kamen während der gesamten Versuchsdurchführung nicht in Berührung mit den Prüfkörpern und behinderten somit weder Verformungen noch Verdrehungen der Elemente.

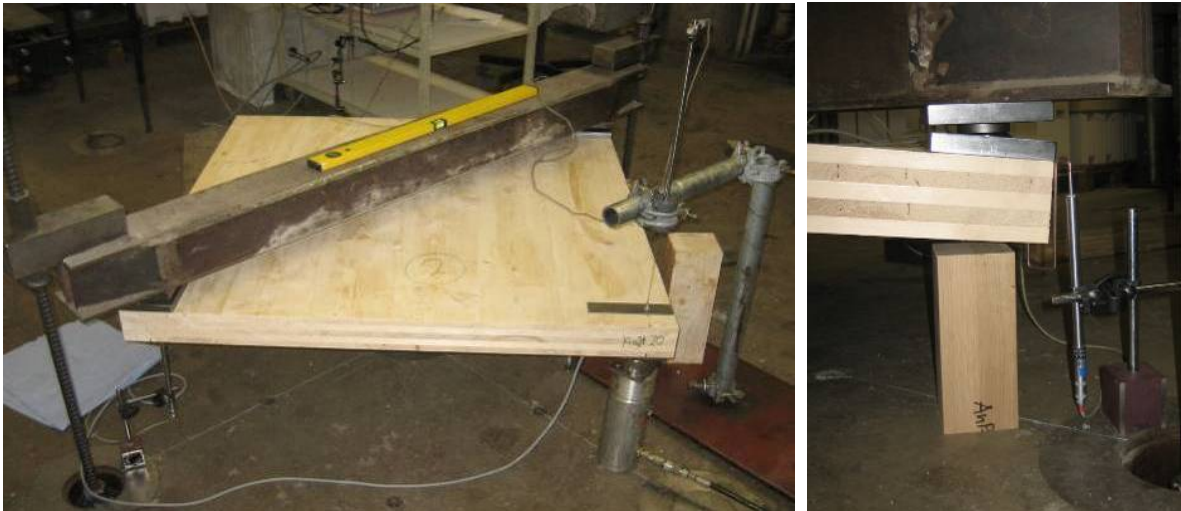


Abbildung 3-14: Prüfeinrichtung und Auflagerausbildung, Kalotten für freie Verdrehung

In Abbildung 3-15 sind je ein Prüfkörper der Fünf- und Dreischichtplatten im verformten Zustand dargestellt. Die Verdrillung der Prüfkörper ist deutlich zu erkennen. Es bestätigt sich der Grundgedanke des theoretischen Modells, dass eine derartige Eckbelastung nur Drill- und keine Biegebeanspruchungen hervorruft. Die parallel zu den Elementkanten liegenden Plattenstreifen bleiben eben und weisen keine Biegeverformungen auf.

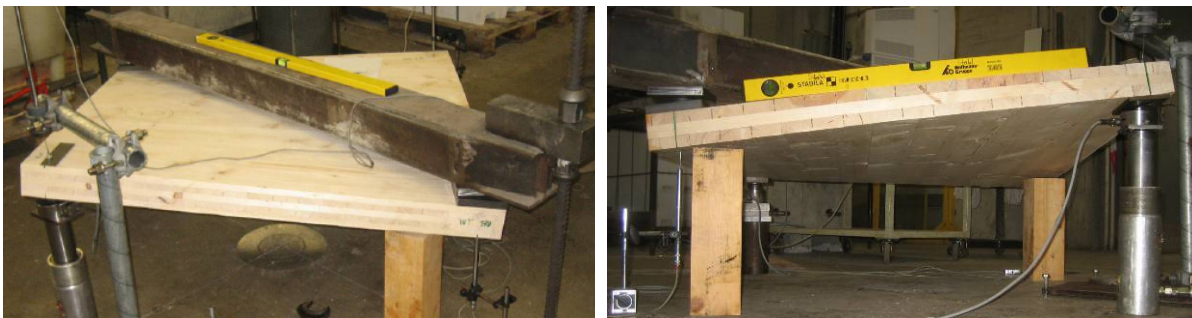


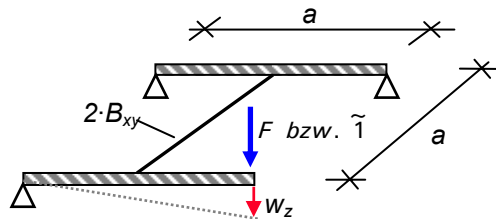
Abbildung 3-15: Verdrillung der Prüfkörper

Bei keinem der Prüfkörper wurde ein endgültiges Versagen erreicht. Ausschlaggebend für den Abbruch des jeweiligen Versuches war stets der maximal ausgenutzte Weg des Prüfzylinders.

Die relativen vertikalen Verformungen w_z der einzelnen Prüfkörper am Ort der Lasteinleitung gegenüber den festen Auflagern wurden in Abhängigkeit der gemessenen Prüfzylinderkraft (Kraft 20) in den Lastverformungsdiagrammen angetragen (siehe Kapitel 3.2.4). An den festen Auflagerpunkten aufgenommene, geringfügige Verformungen wurden bei der Bestimmung der relativen Verformung berücksichtigt.

3.2.3 Vergleichsrechnung

Wie zuvor beschrieben lässt sich das System unter Berücksichtigung der entsprechenden Steifigkeiten auf ein Trägerrostmodell reduzieren und daran die Verformung berechnen.



$$M_T = F \cdot a$$

$$\tilde{M}_T = \tilde{\gamma} \cdot a$$

$$B_{xy} = a \cdot d^3 / 6 \cdot G_{xy}$$

▬ biege- und schubstarr

Abbildung 3-16: Verformungsermittlung

Die Verformung kann über den Arbeitssatz bestimmt werden:

$$w_z = \int \frac{M_T \cdot \tilde{M}_T}{2 \cdot B_{xy}} \cdot dx = F \cdot a^2 \cdot \frac{3}{d^3 \cdot G_{xy}} \quad (\text{Gl. 3-35})$$

Die Herleitung der Verformung am Plattenelement liefert das gleiche Ergebnis. Es gelten folgende Steifigkeitsverhältnisse:

$$EI_x = EI_y \quad (\text{Gl. 3-36})$$

$$G = E / 2 \quad (\text{Gl. 3-37})$$

$$K = E \cdot d^3 / 12 = G \cdot d^3 / 6 \quad (\text{Gl. 3-38})$$

Das Drillmoment am Plattenelement beträgt:

$$m_{xy} = K \cdot w^{l0} \quad (\text{Gl. 3-39})$$

$$F = 2 \cdot m_{xy} \quad (\text{Gl. 3-40})$$

Somit ergibt sich die Verformung w_z aus den Geometrieverhältnissen:

$$w_z = w^{l0} \cdot a^2 = F \cdot a^2 \cdot \frac{3}{d^3 \cdot G_{xy}} \quad (\text{Gl. 3-41})$$

Dieses vereinfachte Modell berücksichtigt keine Verformungen durch Schub aus Querkraft. Daher wurde das Tragverhalten der Prüfkörper zusätzlich nach dem Verfahren der Schubanalogie berechnet. Die nach diesen beiden Methoden ermittelten Verformungen sind in den Lastverformungsdiagrammen in Kapitel 3.2.4 angegeben.

3.2.4 Auswertung

In den nachfolgenden Lastverformungsdiagrammen sind die Lastverformungskurven der Bauteilveruche und die Ergebnisse nach der vereinfachten schubstarrten Berechnung bzw. nach dem Verfahren der Schubanalogie aufgeführt. Die Betrachtung erfolgt getrennt für die Prüfkörper der Fünfschichtplatte und der Dreischichtplatte (Abbildung 3-17). Zum Vergleich ist das Lastniveau angegeben, das rechnerisch zu einer Schubbeanspruchung im Bereich der charakteristischen Schubfestigkeit führt.

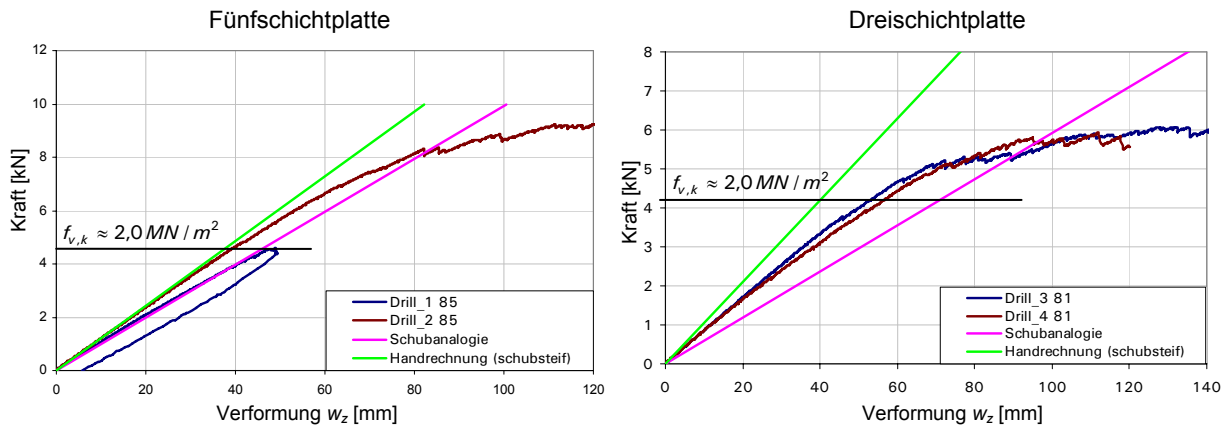


Abbildung 3-17: Lastverformungsdiagramme

Aus den Ergebnissen lassen sich folgende Schlussfolgerungen ziehen:

- Die vereinfachte schubstarre Berechnung am theoretischen Modell liefert nur für die Fünfschichtplatte bei geringem Lastniveau übereinstimmende Ergebnisse. Im Lastbereich über der charakteristischen Festigkeit sowie bei der Dreischichtplatte sind die versuchstechnisch gemessenen Verformungen deutlich größer.
- Die berechneten Verformungen nach dem Verfahren der Schubanalogie erzielen vor allem für die Fünfschichtplatte gute Übereinstimmungen. Die Dreischichtplatten verhalten sich dagegen steifer als es die Simulationsberechnung nach dem Verfahren der Schubanalogie erwarten lässt. Dies liegt daran, dass in Nebentragsrichtung gemäß der Theorie der Schubanalogie nur die Mittellage wirksam ist.

Die Versuchsergebnisse zeigen, dass die Fugen an den nicht verklebten Schmalseiten der Brettplatten nur geringen Einfluss auf die Schubverzerrung, resultierend aus der Verdrillung der Plattenelemente, besitzen. Die Drillsteifigkeit kann näherungsweise unter Vernachlässigung des Fugeneinflusses nach (Gl. 3-33) und (Gl. 3-34) ermittelt werden. Bei stark drillbeanspruchten Bauteilen, sollte die Berechnung der Schnitt- und Verformungsgrößen unter Berücksichtigung der Schubverformung erfolgen.

4 Konzentrierte Lasteinleitung in Brettsperrholzkonstruktionen

4.1 Balkenelement - einachsige Lastabtragung

4.1.1 Vergleich Schubanalogieberechnung mit FEM-Scheibenberechnung

Die Auswirkungen der Ersatzschubsteifigkeit auf die Spannungsverteilung im Bereich konzentrierter Lasteinleitung wurden anhand einer Berechnung nach dem Verfahren der Schubanalogie (SA) sowie mittels einer Berechnung an FEM-Scheibenelementen untersucht. Die Betrachtung erfolgte an einem fünfplagigen BSP-Balken-Element ($b=1.0$ m), das einachsig spannte und mit einer Einzellast in Feldmitte belastet war. Die Dicke der einzelnen Lagen betrug 30 mm und die Lamellen besaßen die Materialkennwerte von C 24 (Tabelle F.5 der [DIN 1052]). Es wurde angenommen, dass keine Verklebung der Schmalseiten der Brettlamellen vorlag und somit wurde gemäß [DIN 1052] der Elastizitätsmodul der Querlagen in Haupttragrichtung zu null gesetzt. Der Berechnung lag ein zweidimensionales Ersatzmodell zugrunde.

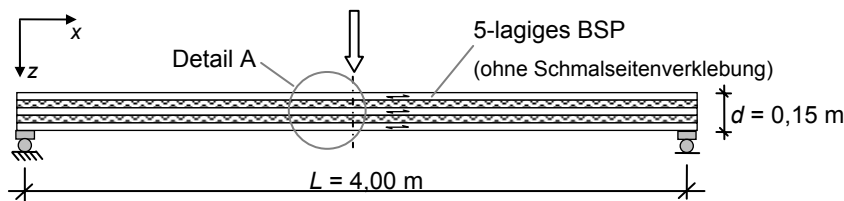


Abbildung 4-1: System

Zunächst wurde eine linear elastische FEM-Scheibenberechnung mit dem Programm Sofistik durchgeführt. Die finiten Elemente wurden manuell mittels vierknotigen, quadratischen „quad“-Elementen erzeugt. Die Auswertung der Spannungen erfolgte in einer Reihe von Schnitten im Einflussbereich der Lasteinleitung. Parallel wurden die Schnittgrößen am Ersatzmodell gemäß der Schubanalogie ermittelt und auf die Spannungen in den einzelnen Lagen rückgerechnet.

4.1.1.1 Längsspannungen

Nachfolgende Abbildung zeigt die Biegespannungsverläufe der beiden Berechnungen. Es ist zu beachten, dass für eine übersichtliche Darstellung ein verzerrter Maßstab gewählt wurde. Die Abweichungen zwischen den Ergebnissen der Schubanalogie und der Scheibenberechnung liegen unter zwei Prozent. Im unmittelbaren Bereich der Lasteinleitung ist der Einfluss der Schubverformung der Querlagen ersichtlich. Es kann nicht nach der Bernoulli-Hypothese von einem ebenen Querschnitt ausgegangen werden (siehe Abweichung der Spannungsverläufe der Decklagen von der roten Linie in Abbildung 4-2) und es kommt lokal zu Spannungsspitzen der Randspannung. Dieser Einfluss klingt jedoch rasch ab. Der Spannungsverlauf im äußersten Schnitt, ca. $5/3 \cdot d$ von der Systemmitte/Lasteinleitung entfernt, weist bereits einen annähernd ebenen Verlauf auf (siehe Übereinstimmung der Spannungsverläufe der Decklagen mit der roten Linie in Abbildung 4-2), sodass hier auch die starre Verbundtheorie ausreichend genaue Ergebnisse liefert.

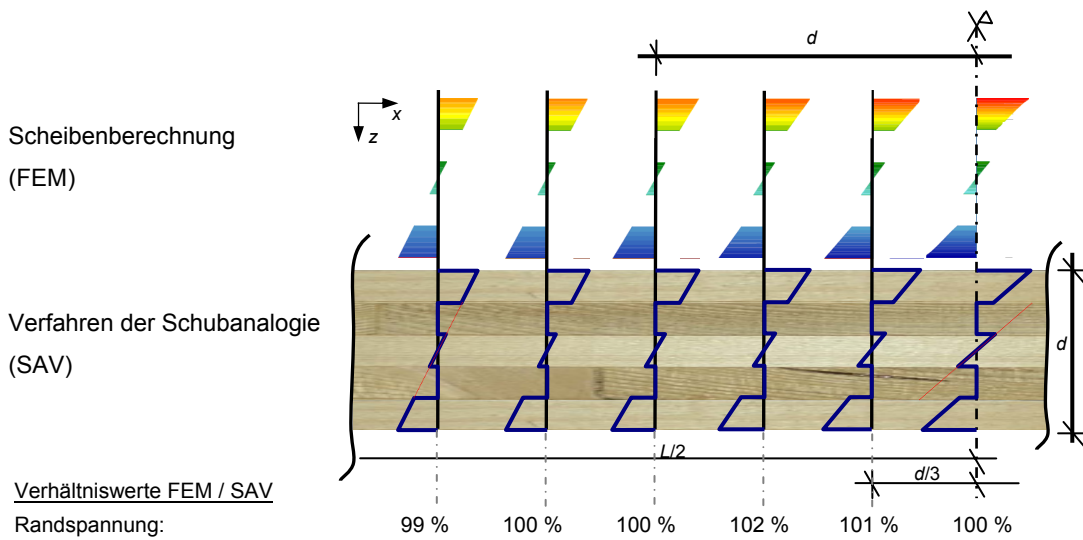


Abbildung 4-2: Längsspannungsverteilung in verschiedenen Schnitten

4.1.1.2 Schubspannungen

Vergleicht man die Schubspannungsverläufe, die sich nach den jeweiligen Berechnungsverfahren ergeben, so weisen die Verteilungen qualitative Ähnlichkeiten auf. Eine Ausnahme bilden die Spannungsverläufe im Schnitt unmittelbar neben der Lasteinleitung. Dieser Unterschied resultiert aus der Modellierung der Lasteinleitung der FEM-Scheibenberechnung. Um Extremwerte bei der Normalspannungsverteilung zu vermeiden, erfolgte die Belastung über die auf der Mittelachse liegenden Elementknoten durch Einzellasten (siehe Abbildung 4-4). Folglich erzeugt die kontinuierliche Lasteinleitung in diesem Bereich einen annähernd konstanten Schubspannungsverlauf.

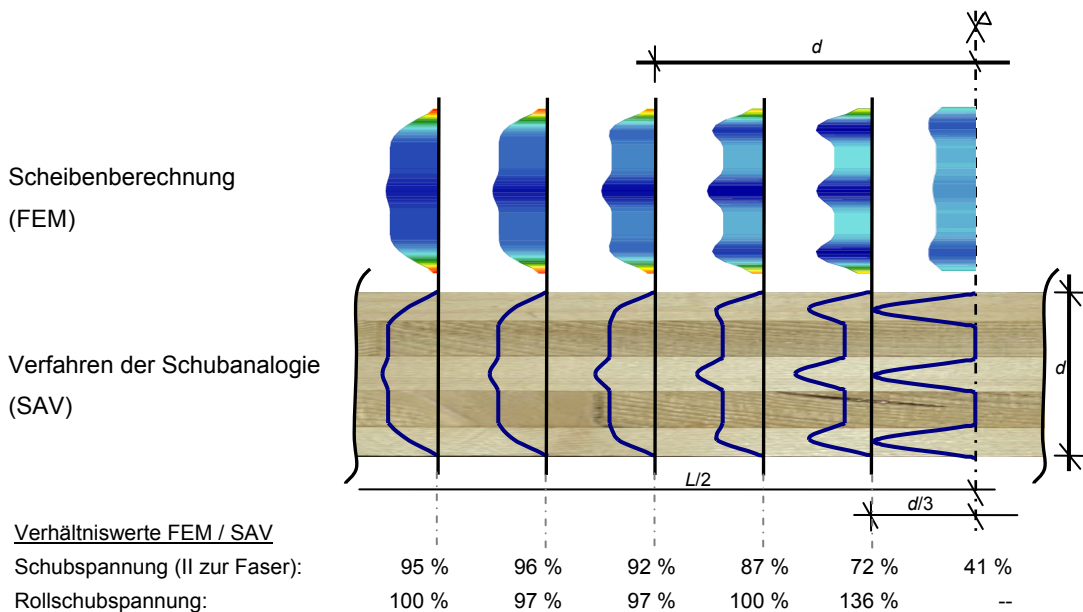


Abbildung 4-3: Schubspannungsverteilung in verschiedenen Schnitten

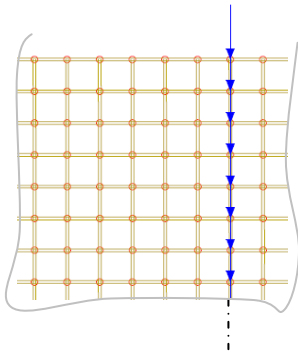


Abbildung 4-4: Modellierung der Lasteinleitung

Im Gegensatz dazu, tritt die Schubspannung nach dem Verfahren der Schubanalogie nur in den zur Spannrichtung parallelen Lagen auf. Dies muss nach der Theorie so sein, da gemäß der Schubanalogie der Träger *A* schubsteif ist und die Schubverformung des Querschnittes nur durch den Träger *B* wiedergegeben wird. Die Schubanalogie kann im unmittelbaren Lasteinleitungsbereich also nicht den tatsächlichen Schubspannungsverlauf wiedergeben. Doch bereits im Abstand der Bauteildicke d von der Lasteinleitung liegt der Unterschied der Rollschubspannungen, die in der Regel für die Schubbemessung maßgebend sind, unter 3 %.

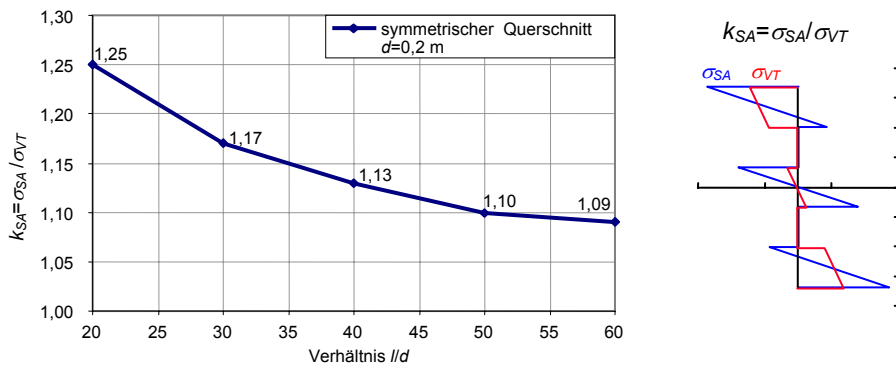
Die Betrachtungen zeigen, dass am Ort der konzentrierten Lasteinleitung aufgrund der Schubverformung Spannungsspitzen bei den Längsspannungen auftreten. Diese können rechnerisch nur unter Berücksichtigung der Schubverformung erfasst werden. Die für die Schubbemessung maßgebende Rollschubspannung erreicht erst in einem gewissen Abstand von der Lasteinleitung ihren Maximalwert.

4.1.2 Berücksichtigung des Schubeinflusses mittels Beiwert k_{SA}

Um Erkenntnisse über den Einfluss der Schubverformung auf den Zuwachs der Normalspannungen im Lasteinleitungsbereich zu gewinnen, erfolgten Vergleichsrechnungen an Einfeldträgern mit Einzellasten in Feldmitte. Dabei wurden die Spannungen gemäß der starren Verbundtheorie (σ_{VT}) mit denen der Schubanalogie (σ_{SA}) verglichen. Es handelte sich stets um symmetrische Querschnitte mit konstanter Dicke d_i der Einzellagen. Die variierenden Parameter waren:

- Verhältnis l/d aus Spannweite l zu Plattendicke d
- Anzahl der Lagen n

Aus den Ergebnissen wurde der Beiwert k_{SA} ermittelt, der das Verhältnis der Spannungen nach den unterschiedlichen Berechnungsmethoden beschreibt.

Abbildung 4-5: Beiwert k_{SA}

Der in Abbildung 4-5 dargestellte Verlauf des Beiwertes k_{SA} in Abhängigkeit des $//d$ -Verhältnisses wurde für eine Plattendicke von 0,2 m ermittelt. Vergleichsrechnungen zeigen, dass sich generell mit abnehmender Plattendicke geringfügig kleinere Verhältniswerte ergeben. Jedenfalls stellt das Verhältnis von Spannweite zur Elementdicke den entscheidenden Einflussparameter dar. Die Anzahl n der Schichten spielt bei symmetrischen Querschnitten nur eine untergeordnete Rolle. Der Beiwert k_{SA} in Abbildung 4-5 beschreibt die Zunahme der Randspannungen aufgrund des lokal schubweichen Tragverhaltens. Er ermöglicht, ohne ein Statikprogramm zu verwenden, die Berechnung der Randspannungen unter Berücksichtigung der Schubverformung. Dazu sind die Randspannungen nach der starren Verbundtheorie zu ermitteln und anschließend mit dem Beiwert k_{sa} zu multiplizieren:

$$\sigma_{SA} = \sigma_{VT} \cdot k_{SA} \quad (\text{Gl. 4-1})$$

Da das zuvor beschriebene Verfahren von einem Ersatzmodell mit einachsiger Lastabtragung abgeleitet wurde, ist es nur anwendbar auf Systeme und Belastungen, die auf ein zweidimensionales System reduziert werden können. Dies gilt beispielsweise für ein Deckenelement mit einer Linienlast senkrecht zu den Decklamellen. Treten jedoch Einzellasten an flächigen BSP-Elementen auf, so kann aufgrund der zweiachsigen Lastabtragung die Reduktion des Systems nur unter Ansatz einer mitwirkenden Breite erfolgen. Hierzu liegen bisher keine ausreichenden Untersuchungen vor.

4.1.3 Randspannungen im Stützbereich eines Zweifeldträgers

Brettsperrholzelemente werden in der Regel als einachsig gespannte Bauteile ohne Berücksichtigung der Nebentragsrichtung bemessen. Gleiches gilt für Durchlaufsysteme unter Gleichlast, die ebenfalls auf ein ebenes Tragsystem reduziert werden können. Dabei ist zu beachten, dass die Auflagerkraft des Mittelauflegers wie eine Einzellast in entgegengesetzte Richtung der eigentlichen Belastung wirkt. Wie die vorherigen Betrachtungen von Beanspruchungen durch Einzellasten gezeigt haben, ist bei der Spannungsermittlung die Schubverformung im Bereich von konzentrierter Lasteinleitung zu berücksichtigen. Dies trifft auch für den Bereich des Mittelauflegers zu, in dem der Einfluss der Schubverformung ebenfalls zu einem Anstieg der Randnormalspannungen führt. Die Zunahme der Randspannung fällt jedoch deutlich größer aus als bei einer gewöhnlichen Einzellast. Das liegt an der Überlagerung der Einwirkung aus der Gleichlast und der Punktstützung des Mittelauflegers.

Das durch die Auflagerkraft des Mittellagers erzeugte Moment, ist größer als das eigentliche Stützmoment an dieser Stelle (Abbildung 4-6). Somit vergrößert sich der Einfluss der Schubverformung.

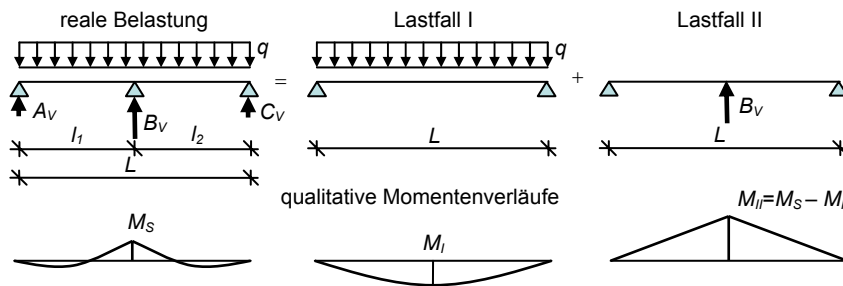
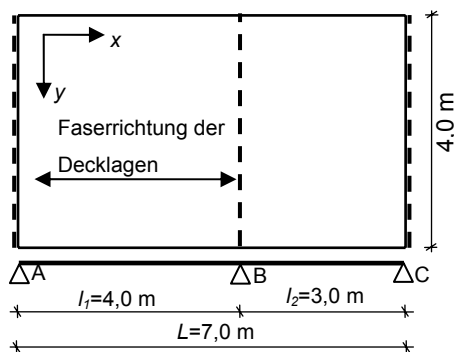


Abbildung 4-6: Ermittlung der Randspannungen am Stützmoment

Die Zunahme der Randnormalspannung im Bereich des Mittellaufers kann auch am Zweifeldträger mit dem in Kapitel 4.1.2 abgeleiteten Beiwert k_{SA} beschrieben werden. Die Spannungen sind getrennt für die Einwirkungen aus der Gleichlast und der in Gegenrichtung wirkenden Auflagerkraft an einem Einfeldträger der Gesamtsystemlänge L zu ermitteln und anschließend zu überlagern (vergleiche Abbildung 4-6: Superposition von Lastfall I und II). Die Spannungen werden nach der starren Verbundtheorie berechnet, wobei im Lastfall II der Einfluss der Schubverformung durch den Beiwert k_{SA} zu berücksichtigen ist.

In WINTER ET AL. (2008) werden für das in Abbildung 4-7 dargestellte Deckensystem eines Zweifeldträgers unter Flächenlast die Randspannungen im Bereich des Mittellaufers nach unterschiedlichen Verfahren ermittelt:

- Verbundtheorie (schubstarr)
- Verwendung des Beiwertes k_{SA}
- Verfahren der Schubanalogie



Fünfschichtplatte

- geklebtes BSP
- keine Schmalseitenverklebung
- Belastung $q_d = 5,0 \text{ kN/m}^2$
- Lamellengüte C 24
- Elementdicke $d = 0,135 \text{ m}$
- Dicke der Einzellege $d_f = 0,027 \text{ m}$

- - - gelenkige Lagerung

Abbildung 4-7: Zweifeldsystem unter Gleichlast

Eine ausführliche Beschreibung der Rechenschritte ist in WINTER ET AL. (2008) enthalten. In nachfolgender Tabelle sind die nach den jeweiligen Verfahren ermittelten maximalen Randspannungen im Bereich des Mittellaufers aufgeführt.

Tabelle 4-1: Aus Stützmoment resultierende Randspannungen

Verfahren	Berücksichtigung der Schubverformung		
	schubstarr	Beiwert k_{SA}	Schubanalogie
Randspannung $\sigma_{s,d}$ [MN/m^2]	3,38	4,96	4,83

Die Ergebnisse verdeutlichen, dass der Einfluss der Schubverformung keineswegs vernachlässigt werden darf. Die gute Übereinstimmung der maximalen Randspannungen unter Berücksichtigung der Schubverformung zeigt, dass auch im Stützbereich von Zweifeldträgern der Anstieg der Randnormalspannungen, aufgrund des Einflusses der Schubverformung, durch den Beiwert k_{SA} (vergl. Kapitel 4.1.2) näherungsweise beschrieben werden kann.

Bei den zuvor ermittelten Spannungen wurde stets von einem punktuellen, starren Auflager ausgegangen, was zu einem spitz zulaufenden Momentenverlauf über dem Mittelaflager führt. Tatsächlich liegt das Deckenelement jedoch nicht punktuell auf, sondern die Auflagerbreite entspricht der Dicke des stützenden Wandelementes. Auch die starre Lagerung spiegelt nicht die Realität wider, da sich aufgrund der Querpressung im Auflagerbereich und der Dehnsteifigkeit der Wandscheibe eine gewisse elastische Bettung einstellt. Die genannten Randbedingungen führen zu Momentenumlagerungen. Nach DIN 1052 [DIN 1052] dürfen Umlagerungen von Biegemomenten rechtwinklig zur Stabachse bei der Bemessung berücksichtigt werden. Die maximale Umlagerung des Stützmomentes ist gemäß Abs. 8.1 (6) [DIN 1052] auf 10 % der Größe des Ausgangsmomentes begrenzt. Um die Umverteilung bei der Schnittgrößenberechnung zu erfassen, wurde das System nochmals nach dem Verfahren der Schubanalogie berechnet. Dabei wurde anstelle einer starren eine elastische Lagerung auf einer Innenwand modelliert. Die elastische Lagerung wurde aus der Dehnsteifigkeit einer fünfplagigen Innenwand der Dicke 0,10 m ($d_f=0,02$ m) für eine gängige Wandhöhe von 2,80 m berechnet und mittels Einzelfedern im Auflagerfläche modelliert.

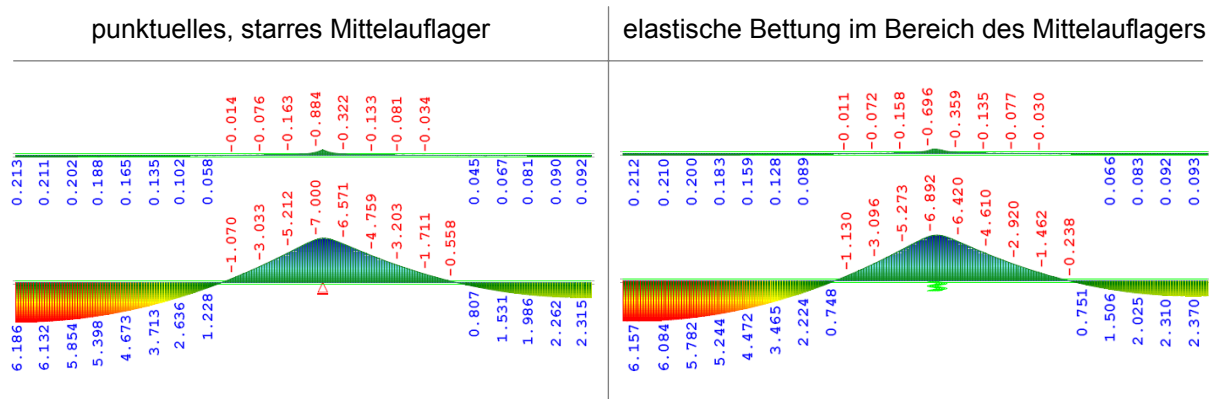


Abbildung 4-8: Momentenverläufe der Träger A und B bei unterschiedlicher Lagerung [kNm]

Aus der Berechnung geht hervor, dass sich die elastische Lagerung am Mittelaflager vor allem bei der Momentenverteilung im Träger der Ebene A bemerkbar macht. Die aus den Schnittgrößen der Abbildung 4-8 ermittelte maximale Randspannung der Decklage unter Berücksichtigung der elastischen Bettung beträgt:

$$\sigma_{s,d} = 4,27 \text{ MN} / \text{m}^2 \quad (\text{Gl. 4-2})$$

Die Abminderung der Randspannung im Vergleich zur punktuellen, starren Lagerung liegt bei ca. 12 %. Dies entspricht der Größenordnung der gemäß Abs. 8.1 (6) [DIN 1052] vorgeschlagenen pauschalen Momentenumlagerung von 10 % der Größe des Ausgangsmomentes.

4.2 Plattenelement - zweiachsiger Lastabtragung

4.2.1 Einzellast am Plattenelement

Die Untersuchungen im Kapitel 4.1.1 zeigen, dass bei Systemen, die ausschließlich eine einachsige Lastabtragung aufweisen und somit auf zweidimensionale Balkensysteme reduziert werden können, die Schubanalogieberechnung und die FEM-Scheibeberechnung hinsichtlich der Längs- und Schubspannungsverläufe übereinstimmende Ergebnisse liefern. In den folgenden Kapiteln werden nun die Auswirkungen der räumlichen Lastausbreitung, also der Aktivierung der zweiachsigen Lastabtragung, auf die Spannungsverteilungen untersucht. Zu diesem Zweck wurden die Längs- und Schubspannungen an einem einachsig gespannten Brettsperrholzelement ermittelt, das in Feldmitte von einer Einzellast beansprucht wurde. Die Systemabmessungen sind in Abbildung 4-9 dargestellt. Die Berechnung erfolgte analog dem Verfahren der Schubanalogie mittels einer Trägerrostberechnung sowie durch eine Simulation mit Kontinuums-elementen im FEM-Programm Ansys.

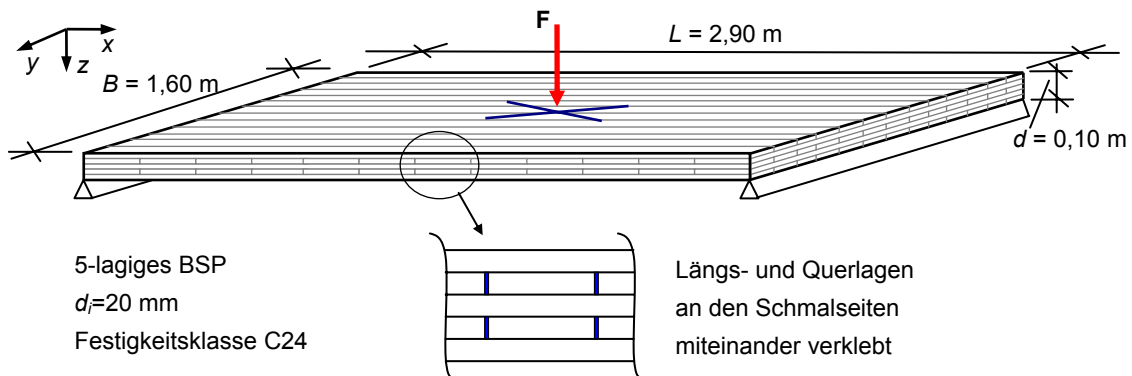


Abbildung 4-9: BSP-Element unter Einzellast (globale Koordinatenrichtung)

Da in Abhängigkeit vom Herstellungsverfahren die einzelnen Lamellen an den Schmalseiten miteinander verklebt sein können, gemäß den allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen aber auch Fugen zwischen den Brettlamellen von bis zu 6,0 mm erlaubt sind, wurden beide Ausführungsvarianten berücksichtigt. Auf die Unterschiede, die sich dabei für die gewählten Berechnungsverfahren ergeben, wird in den folgenden Kapiteln genauer eingegangen.

4.2.1.1 Berechnung nach dem Verfahren der Schubanalogie (SAV)

Nach dem Verfahren der Schubanalogie wird der reale Verbundquerschnitt in einen ideellen Rechenquerschnitt transformiert und die Berechnung an einem ideellen System durchgeführt. Die Modellierung der Auflager sowie der Beanspruchungen muss entsprechend den realen Bedingungen durchgeführt werden. Eine ausführliche Beschreibung der Vorgehensweise ist in KREUZINGER & SCHOLZ (2003) zu finden. Der ideelle Rechenquerschnitt besteht bei auf Biegung beanspruchten Systemen aus zwei Trägern, bzw. wie bei der hier vorliegenden räumlichen Betrachtung aus zwei Ebenen, deren Verformungen miteinander gekoppelt sind. Prinzipiell können die Ebenen sowohl mittels Flächen- als auch Stabelementen in Berechnungsprogrammen beschrieben werden. Die Vorteile von Trägerrostsystemen liegen im geringeren Rechenaufwand und der in der Regel einfacheren

Implementierung der Kopplungsbedingungen, weshalb auch in der vorliegenden Berechnung ein Trägerrostmodell gewählt wurde. Bei dieser Vorgehensweise ist die Genauigkeit der Lösung unter anderem von der Wahl des Rasterabstandes des Rostsystems abhängig. Er sollte dabei maximal so groß gewählt werden, dass die vorhandenen Randbedingungen, wie Abmessungen von punktuellen Auflagerungen oder Lasteinleitungsflächen von Einzellasten, wiedergegeben werden können. Im vorliegenden Fall wurde ein vergleichsweise feines Raster von 33,3 mm gewählt. Dieses ermöglichte es, die Einzellast nicht über eine einzige, sondern über neun in einem quadratischen Bereich angeordnete Knotenlasten aufzubringen und dadurch Spannungsspitzen im Lasteinleitungsbereich zu reduzieren. Damit betrug die Lasteinleitungsfläche $0,1 \times 0,1 \text{ m}^2$, was einer in der Praxis gängigen Abmessung entspricht.

Wie bereits erwähnt, können Brettsperrholzelemente sowohl mit als auch ohne Verklebung an den Schmalseiten gefertigt werden. In Abhängigkeit vom Herstellungsverfahren und der Brettabmessungen kommen auch Einzelbretter mit Entlastungsnuten parallel zur Faserrichtung zur Verwendung. Da die Auswirkungen auf das Tragverhalten nahezu identisch sind, werden Entlastungsnuten im Folgenden wie Fugen zwischen Einzelbrettern bei nicht vorhandener Schmalseitenverklebung betrachtet. Liegt keine Schmalseitenverklebung vor, muss dies bei der Berechnung berücksichtigt werden. Gemäß [DIN 1052] darf in diesem Fall der E-Modul quer zur Faserrichtung der betrachteten Schicht gleich null gesetzt werden. Damit ergaben sich für Bretter der Festigkeitsklasse C24 die in Tabelle 4-2 aufgeführten Materialparameter zur Steifigkeitsermittlung nach dem Verfahren der Schubanalogie. Die Steifigkeitswerte des ideellen Systems sind in Tabelle 4-3 zusammengefasst. Kennwerte, die sich bei der Berechnung mit Fugen bzw. Entlastungsnuten ändern, sind entsprechend gekennzeichnet.

Tabelle 4-2: Materialparameter für die Steifigkeitsermittlung

Schicht i	d_i [mm]	$E_{i,x}$ [MN/m ²]	$E_{i,y}$ [MN/m ²]	$G_{i,xz}$ [MN/m ²]	$G_{i,yz}$ [MN/m ²]	$G_{i,xy}$ [MN/m ²]
1,3,5	20	11000	370 / 0*	690	69	690
2,4	20	370 / 0*	11000	69	690	690

* Brettsperrholz mit Fugen

Tabelle 4-3: Steifigkeitswerte des ideellen Systems

x-Richtung		y-Richtung		Einheit
B_x^A	0,022	B_y^A	0,015	[MNm ² /m]
B_x^B	0,710 / 0,704*	B_y^B	0,200 / 0,176*	[MNm ² /m]
S_x^B	10,036	S_y^B	10,036	[MN/m]
B_{xy}^A	0,005	B_{yx}^A	0,005	[MNm/m]
B_{xy}^B	0,110	B_{yx}^B	0,110	[MNm/m]

* Brettsperrholz mit Fugen

4.2.1.2 Berechnung mit Volumenmodell (Ansys)

Für die Kontinuumsberechnung wurde das Finite-Element-Programm Ansys [ANSYS] gewählt. Die einzelnen Arbeitsschritte der Modellierung, Element- und Materialzuweisung, Vernetzung, Berechnung und Auswertung wurden über eine Textfile-Eingabedatei auf Basis der ANSYS Parametric Design Language (APDL) gesteuert. Diese Methode ermöglicht im Gegensatz zur Verwendung der graphischen Benutzeroberfläche durch parametrisierte Eingabedateien Systemparameter zu ändern und dadurch den Einfluss verschiedener Randbedingungen schnell und variabel zu überprüfen. Die Modellbildung des Brettsperrholzkörpers erfolgte nach der Solid-Modelling-Methode, bei der dreidimensionale Objekte durch die Kombination einfacher geometrischer Grundkörper kreiert und mittels Boole'scher Operationen (Verschneidung, Addition, Subtraktion,...) modifiziert werden können. Der Vorteil der Solid-Modelling-Methode liegt darin, dass untergeordnete Größen automatisch generiert werden, das heißt bei der Erstellung von Volumenkörpern entstehen automatisch die zugehörigen Knotenpunkte, Linien und Flächen.

Bei der Generierung des Modells, der Berechnung und anschließenden Auswertung kann man die vorhandenen Symmetrieebenen des Systems nutzen. Dadurch reduzieren sich die Anzahl der Volumenelemente und damit der benötigte Speicherbedarf sowie die erforderliche Rechenzeit. Den in den Symmetrieebenen liegenden Flächen müssen keine speziellen Auflagerbedingungen zugeordnet werden, denn die Implementierung der Symmetrieebenen geschieht im Programm ANSYS automatisch infolge der Attributszuweisung „SYM“. Der Kontinuumsberechnung lag das in Abbildung 4-10 dargestellte Viertelsystem zugrunde.

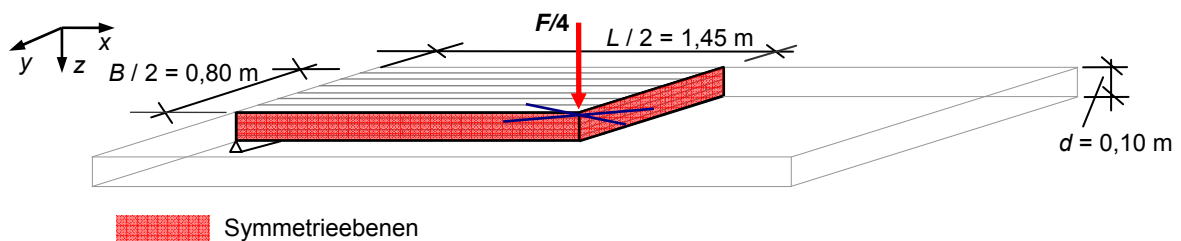


Abbildung 4-10: BSP-Element unter Einzellast, Symmetriebedingungen

Zunächst wurde ein Strukturmodell erstellt, das den entsprechenden Abmessungen und Formen der betrachteten Brettsperrholzplatte entsprach. Für den Fall, dass die Brettlamellen nicht an den Schmalseiten miteinander verklebt waren und somit Fugen vorlagen, war es notwendig jede Lamelle einzeln abzubilden. Sowohl die Lamellen in Haupt- als auch in Nebentragrichtung besaßen eine Breite von 95 mm, die Fugen zwischen den Brettern 5,0 mm. Bei der Variante einer fugenfreien Ausführung modellierte man nicht die Einzelbretter, sondern direkt die übereinanderliegenden Schichten. Die Klebefugen wurden nicht explizit berücksichtigt, sondern ein starrer Verbund der Schichten angenommen. Die automatische Generierung des FE-Netzes auf Basis des Strukturmodells erfolgte unter Verwendung von Elementen des Typs „SOLID187“ [ANSYS]. Dabei handelt es sich um ein zehnknotiges Tetraeder Volumenelement mit quadratischer Ansatzfunktion, das die erforderlichen strukturellen Eigenschaften aufweist (Abbildung 4-11). Die Generierung des Netzes wurde so ge-

steuert, dass im Lasteinleitungsbereich, in dem im weiteren Verlauf die Spannungen ausgewertet wurden, eine feinere Netzstruktur als in den übrigen Bereichen vorlag.

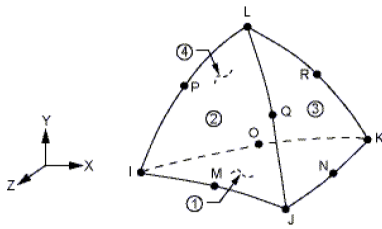


Abbildung 4-11: Elementtyp „SOLID187“ [ANSYS]

Im Rahmen der Spannungsbetrachtungen am Balkenelement in Kapitel 4.1.1 wurde bereits die Problematik von Einzellasten und den daraus resultierenden Extremwerten bei FEM-Berechnungen deutlich. Wie bei den Scheibenelementen entstehen auch bei der Modellierung des betrachteten Systems mit Volumenelementen im Bereich der Lasteinleitung Unstetigkeitsstellen, die zu Extremwerten in der Spannungsverteilung führen. Um diese zu reduzieren, wurde die Einzellast nicht an der Oberfläche der Brettsperrholzplatte aufgebracht, sondern wie auch bei der Schubanalogieberechnung ein Lasteinleitungsbereich angenommen. Zu diesem Zweck wurde in Feldmitte ein Zylinder mit einem Durchmesser von 0,10 m modelliert. Da aus Symmetriegründen die Berechnungen nur an einem Viertel des Gesamtsystems erfolgten, entstand der in Abbildung 4-12 dargestellte Ausschnitt des Zylinders. Den im Bereich des Zylinders liegenden Elementen wurde eine Masse zugewiesen, die im Zusammenhang mit der gewählten Beschleunigung den Betrag der vorliegenden Einzellast ergab.

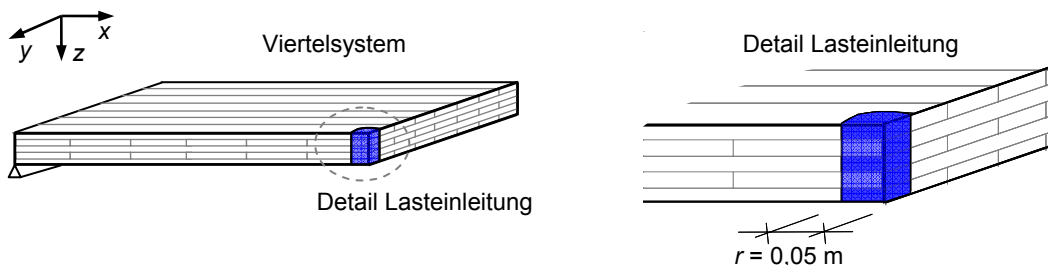


Abbildung 4-12: Lastmodellierung

4.2.1.3 Auswertung der Spannungsverläufe

Die Abbildung 4-13 zeigt die Lage der Schnitte im Bereich der Lasteinleitung, an denen die Längs- und Schubspannungen ausgewertet werden. Zu beachten ist, dass die Schnitte $x_2 - x_2$ und $x_4 - x_4$ bzw. $y_2 - y_2$ und $y_4 - y_4$ durch Fugen in den jeweiligen Querlagen verlaufen. Der Abstand der Schnitte untereinander beträgt jeweils die halbe Elementdicke. Die Spannungsermittlung erfolgt sowohl anhand der FEM-Berechnung (Ansys) unter Verwendung von Volumenelementen als auch nach dem Verfahren der Schubanalogie (SAV) an einer Trägerrostberechnung.

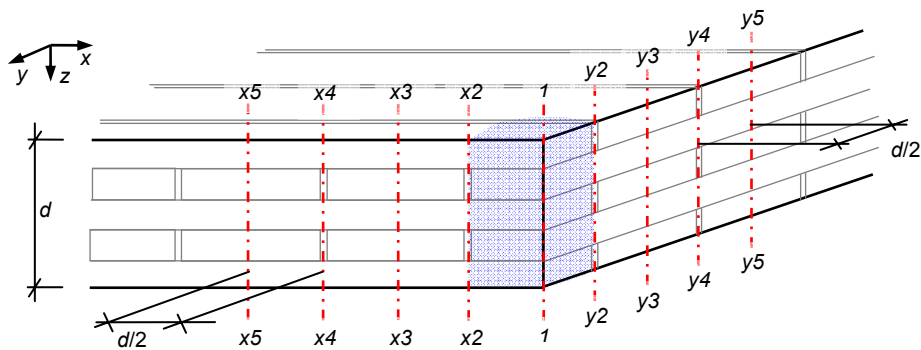


Abbildung 4-13: Betrachtete Schnitte im Bereich der Lasteinleitung

In den nachfolgenden Abbildungen sind die Auswertungen zunächst für fugenfreies und anschließend für die Variante mit Fugen bzw. Entlastungsnuten enthalten. Neben dem qualitativen Vergleich der Spannungsverteilungen ermöglichen die angegebenen Verhältniswerte der maximalen Längsspannungen, Schubspannungen in Faserrichtung und der Rollschubspannungen zusätzlich eine quantitative Aussage hinsichtlich der auftretenden Abweichungen. Da die Querkräfte und somit auch die Schubspannung theoretisch gegen unendlich gehen, wird auf eine Auswertung der Schubspannungen im Zentrum der Lasteinleitung (Schnitt 1 – 1) verzichtet.

BSP ohne Fugen

Die Auswertungen bestätigen die Ergebnisse der Betrachtungen am Balkenelement. Während bei den Längsspannungen sehr gute Übereinstimmungen sowohl beim qualitativen Verlauf als auch bei den Maximalwerten auftreten, ergeben sich bei der maximalen Rollschubspannung an der Grenze der Lasteinleitungsfläche (Abstand $d/2$ von der Symmetrieachse) deutliche Unterschiede. Diese resultieren neben den unterschiedlichen Modellierungen der Lasteinleitung aus der Tatsache, dass bei dem Verfahren der Schubanalogie die gesamte Ersatzschubsteifigkeit des Querschnitts der Ebene B zugewiesen und die Ebene A schubstarr ausgeführt wird. Somit ergeben sich bei ausreichend feinem Rasterabstand unter einer Einzellast nur Querkräfte in der schubstarreren Ebene A und dies führt zu parabelförmigen Schubspannungen in den einzelnen Schichten. Rollschubspannungen treten dagegen nicht auf. Allerdings betrifft dies nur den unmittelbaren Bereich der Lasteinleitung, denn bereits im Abstand d von der Symmetrieachse liegen annähernd identische Verläufe vor. Dies trifft sowohl auf die Haupt- als auch die Nebentragrichtung zu.

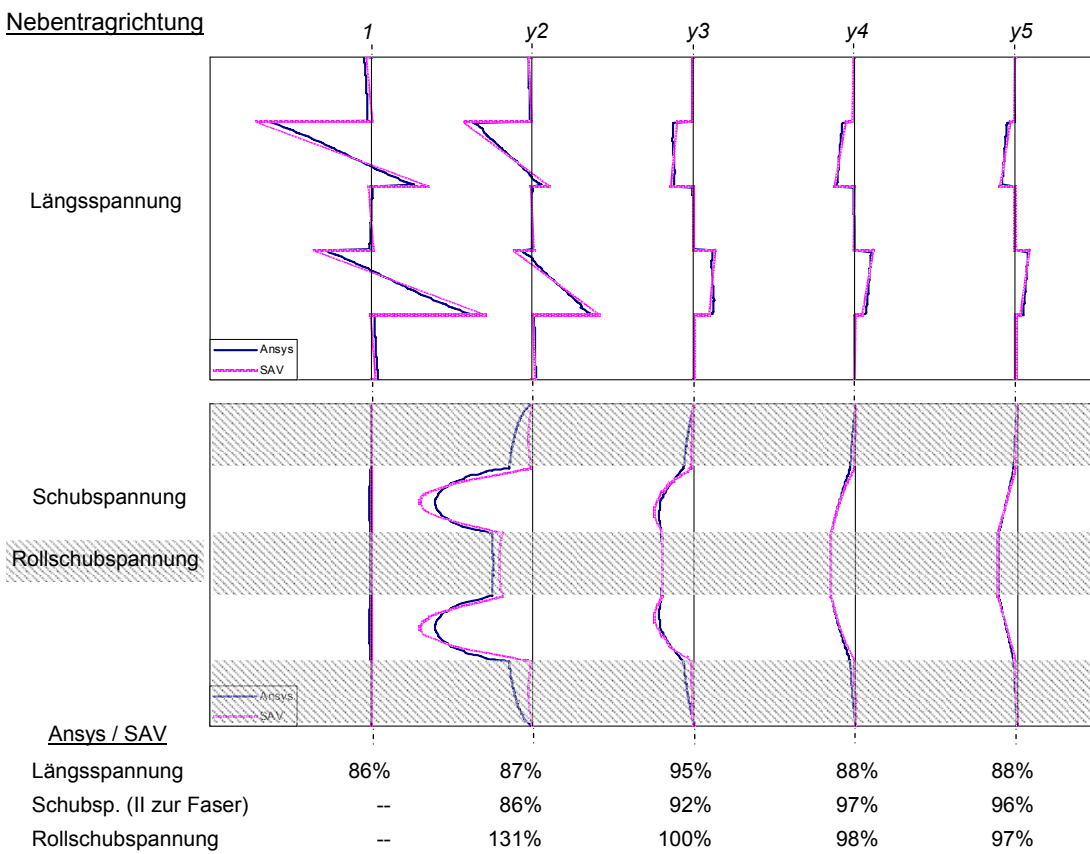
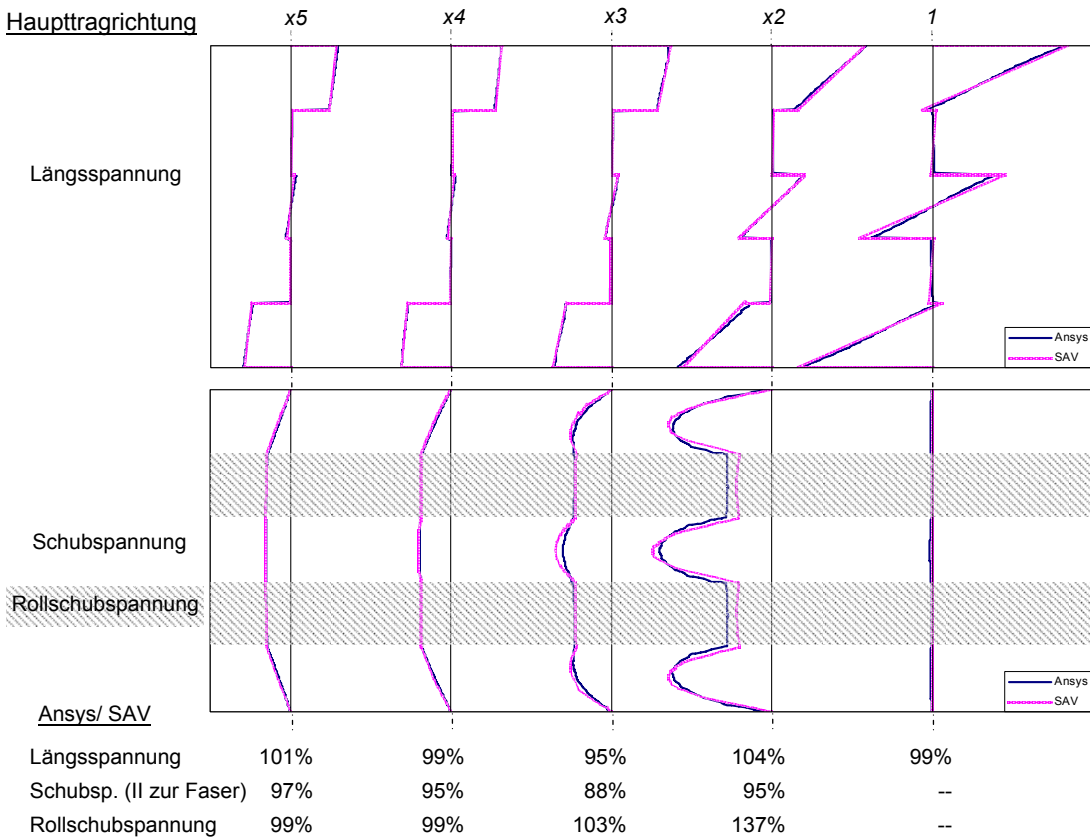


Abbildung 4-14: Vergleich der Längs- und Schubspannung – BSP ohne Fugen

Ein weiterer unerwarteter Effekt ist bei beiden Berechnungsverfahren festzustellen. In Nebentragrichtung treten zunächst die typischen Längsspannungsverteilungen auf. Mit zunehmendem Abstand von der Lasteinleitung kommt es jedoch zu einem Umschlagen (= Vorzeichenwechsel) des Biegeanteils, was zu Maximalwerten an den Innenseiten der Schichten führt.

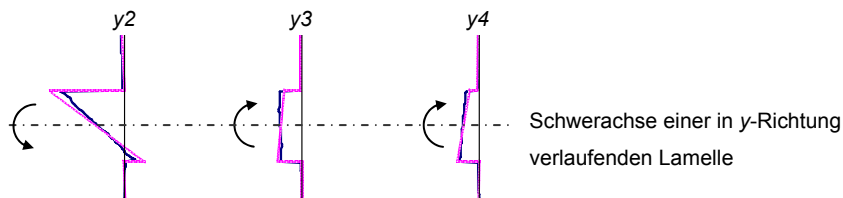


Abbildung 4-15: Vorzeichenwechsel des Biegeanteils (Längsspannung in Nebentragrichtung, fugenfreies BSP)

Dieser Vorgang kann anhand des Verformungsverhaltens eines einseitig unendlich langen, elastisch gebetteten Balkens beschrieben werden. Denn die einzelnen Stäbe des Trägerrostes in Nebentragrichtung können als elastisch gebettet angesehen werden, wobei sich die elastische Bettung aus der Biegesteifigkeit der Träger in Haupttragrichtung ergibt. Beim elastisch gebetteten Träger kann der Verlauf des Biegemomentes infolge einer Einzellast anhand folgender Funktion beschrieben werden.

$$f_{(\kappa)} = (\cos \kappa - \sin \kappa) \cdot \kappa^{-\kappa} \quad (\text{Gl. 4-3})$$

Auf den Beiwert κ , der sich aus der Biegesteifigkeit des Trägers, der elastischen Bettung sowie der Laufvariable x ergibt, wird an dieser Stelle nicht näher eingegangen. Am Ort der Lasteinleitung gilt:

$$x = 0 \quad \text{bzw.} \quad \kappa = 0 \quad (\text{Gl. 4-4})$$

Graphisch dargestellt beschreibt die Funktion $f_{(\kappa)}$ den in Abbildung 4-16 dargestellten Verlauf.

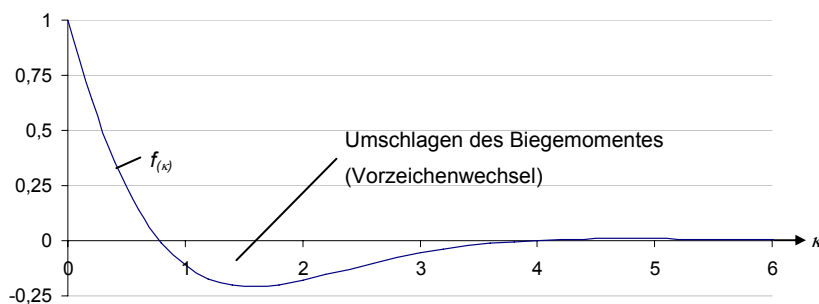


Abbildung 4-16: Graphische Darstellung der Funktion $f_{(\kappa)}$

BSP mit Fugen

Die in den Fugen verlaufenden Schnitte weisen zwangsläufig Abweichungen in den Spannungsverteilungen auf. Nach dem Verfahren der Schubanalogie besitzen die Fugen unmittelbaren Einfluss auf die Biegesteifigkeit der Querlagen, nicht jedoch auf die Schubsteifigkeit. Es findet also über die gesamte Elementlänge eine Schubübertragung in den Querlagen statt. Folglich sind nach dem Verfahren der Schubanalogie die Auswirkungen auf die Spannungsverteilungen unter Berücksichtigung der Fugen vernachlässigbar gering.

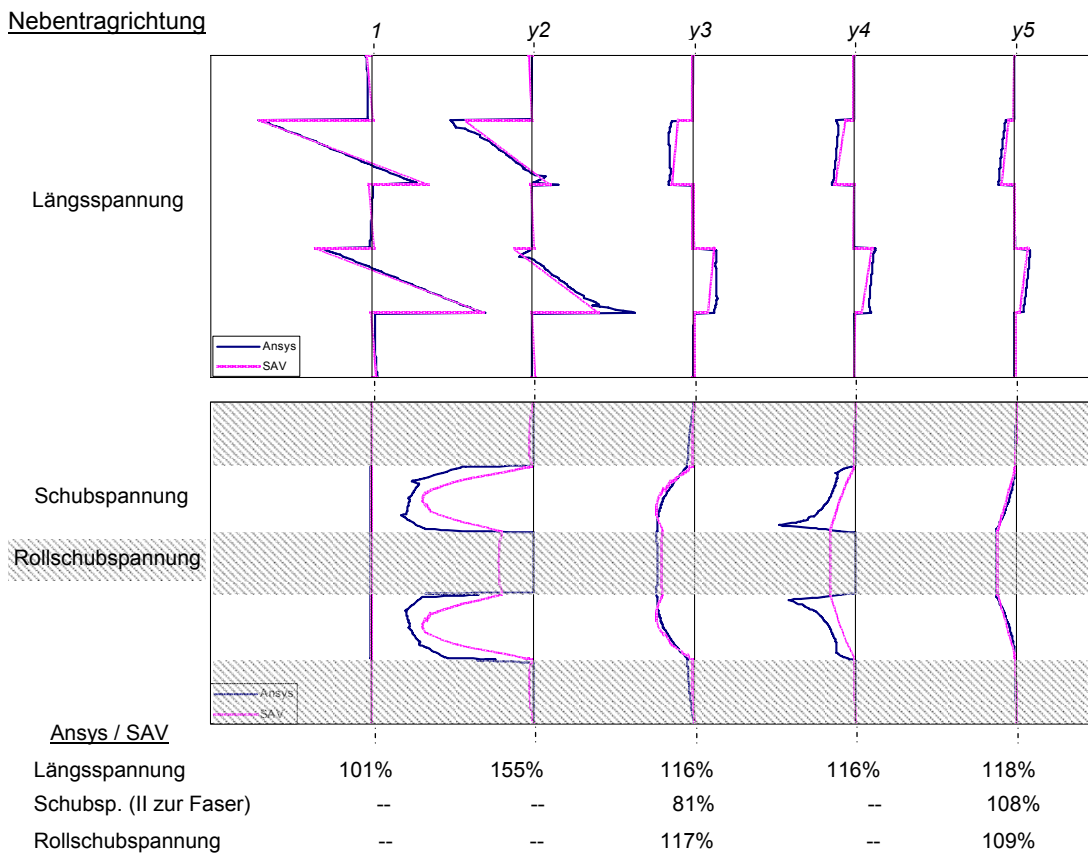
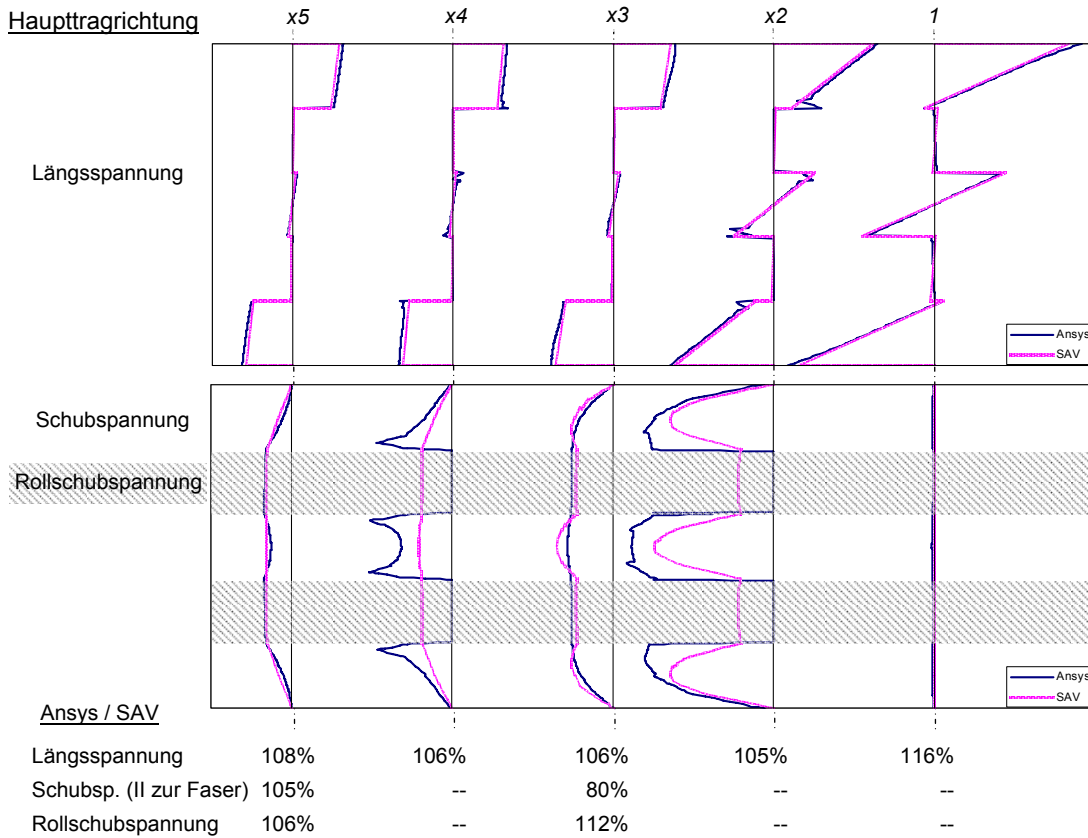


Abbildung 4-17: Vergleich der Längs- und Schubspannung – BSP mit Fugen

Im Gegensatz dazu wird beim FEM-Modell mit Volumenelementen jede einzelne Fuge für sich berücksichtigt. Aus Gleichgewichtsgründen ergeben sich daher bei der Ansys-Berechnung im Bereich der Fugen erhöhte Schubspannungen in den durchgehenden, faserparallelen Längslagen. Begleitend treten in den Randbereichen der Längslagen, an die Fugen angrenzend, aufgrund der vorhandenen Unstetigkeitsstellen sowohl Schub- als auch Längsspannungsspitzen auf.

Auffällig ist zudem, dass es bei der Ausführung mit Fugen zwischen Einzelbrettern in den fugenlosen Bereichen zu einer Abnahme der Schubspannungen parallel zur Faser kommt. Da an den freien Rändern der Fugen keine Schubspannungen auftreten, müssen die Spannungen über die Längslagen umgeleitet werden. Dieser Zustand kann dadurch simuliert werden, dass bei einem fugenfreien Brettsperrholzelement an den Rändern der Stellen, wo sich Fugen befinden würden, Schubspannungen in entgegengesetzter Richtung zur eigentlichen Schubkraft aufgebracht werden. Durch die Superposition dieses Zustandes mit dem eigentlichen Spannungszustand heben sich die Schubspannungen an den Rändern der Fugen auf und es kommt zu einer Spannungsumlagerung. Nachfolgende Abbildungen zeigen am Ausschnitt eines Brettsperrholzelementes den Lastfall „Fugenschub“ sowie die sich einstellenden Schubspannungen in ausgewählten Schnitten. Daraus ist ersichtlich, dass es in den ungestörten Bereichen zwischen den Fugen tatsächlich zu einer Schubspannung kommt, die der äußeren Belastung entgegenwirkt. Weitere Betrachtungen zum Fugeneinfluss auf die Schubspannungen sind unter anderem in KREUZINGER & SCHOLZ (2001) zu finden.

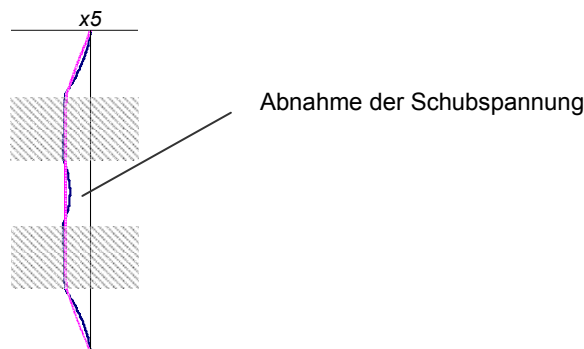


Abbildung 4-18: Brettsperrholz mit Fugen - Abnahme der Schubspannung in der Mittellage

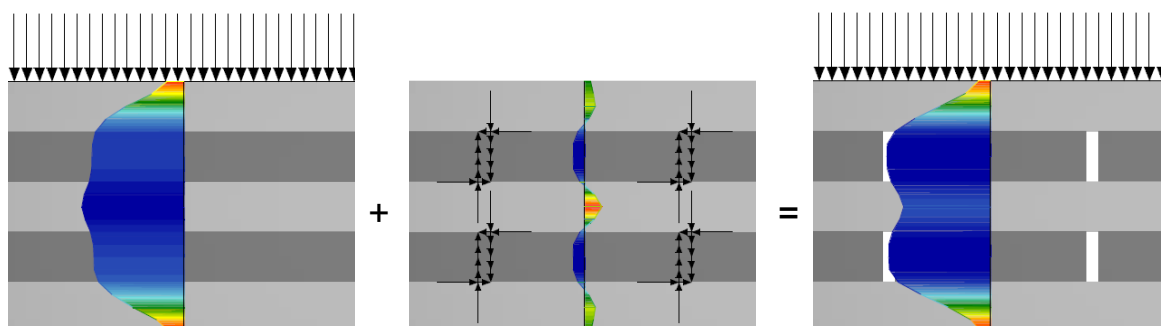


Abbildung 4-19: Superposition der Schubspannungen

Zusätzlich besitzen die Fugen auch Einfluss auf die Längsspannungsverteilungen. Zur Verdeutlichung werden in Abbildung 4-20 die Ergebnisse in Haupttragrichtung der FEM-Berechnungen für die Ausführungsvarianten mit bzw. ohne Fugen einander gegenübergestellt. Wie zu erwarten kommt es insgesamt zu einem Anstieg der Beanspruchungen. Diese resultieren zum einen aus den reduzierten Nettoquerschnittsflächen (in diesem Fall ca. 95 % gegenüber dem fugenfreien BSP) und zum anderen aus den Spannungsumlagerungen im Bereich der Fugen. Die Zunahme der Beanspruchungen beträgt für die gewählten Randbedingungen im Mittel ca. 10 %. Auch wenn diese stark vom jeweiligen Fugenabstand, der Fugenbreite und der Brettstärke abhängt kann der ermittelte Wert als Richtgröße betrachtet werden. Laut den allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen sind auch geringere Abstände der Entlastungsnuten zulässig, allerdings wurde die Fugenbreite mit 5,0 mm relativ groß gewählt und zudem der ungünstige Fall angenommen, dass die Fugen in den jeweiligen Querlagen stets auf gleicher Höhe liegen.

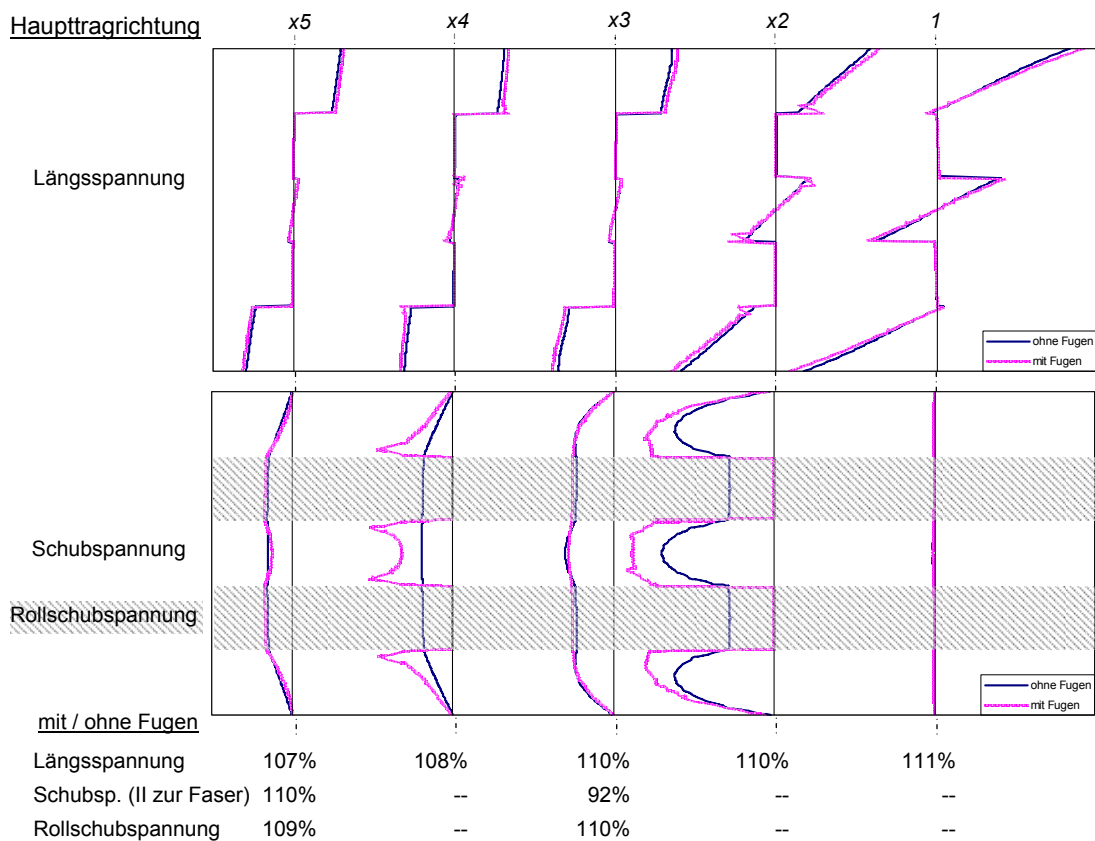


Abbildung 4-20: Fugeneinfluss auf Spannungsverteilung bei Kontinuumsberechnungen

4.2.1.4 Zusammenfassung

Die Ergebnisse bestätigen, dass generell die Spannungsermittlung bei konzentrierten Beanspruchungen von Brettsperrholzelementen anhand beider vorgestellter Verfahren möglich ist. Allerdings ist zu berücksichtigen, dass das Verfahren der Schubanalogie die Zunahme der Beanspruchung aufgrund des Fugeneinflusses nicht abbilden kann. Diese Tatsache besitzt jedoch keinen unmittelbaren Einfluss auf die Schubbemessung, da die Rollschubfestigkeiten der einzelnen Brettsperrholzprodukte im Rahmen von Zulassungsversuchen ermittelt werden und somit die Auswirkungen der Fugen

in den charakteristischen Festigkeitswerten bereits enthalten sind. Die Biegefestigkeiten der Elemente hingegen werden nicht versuchstechnisch ermittelt, sondern bei der Biegebemessung sind die Festigkeits- und Steifigkeitskennwerte anzusetzen, die für Brettschichtholz aus Lamellen der verwendeten Sortier- bzw. Festigkeitsklasse gelten. Um die Zunahme der Längsspannungen aufgrund des Fugeneinflusses bei punktuellen Belastungen zu berücksichtigen, erscheint es ausreichend, auf den Ansatz des Systembeiwertes k_f zu verzichten, da er bei der Biegebemessung unter Plattenbeanspruchung eine Erhöhung der Festigkeitswerte bis zu 10 % zulässt.

4.2.2 Punktstützung

Konzentrierte Beanspruchungen treten jedoch nicht nur in Form externer Einzellasten auf, sondern stellen sich auch im Bereich punktueller Auflagerungen von Flächenelementen ein. Anhand nachfolgender Vergleichsrechnungen wird überprüft, ob im Bereich von Punktstützungen ausgeprägte Störbereiche hinsichtlich der Schubverteilung entstehen.

4.2.2.1 Im Eckbereich

Durch die Anordnung der Punktstützung im Eckbereich kann die Betrachtung der Schubspannungen in einem Bereich des Plattenelementes erfolgen, an dem nur sehr geringe Biegebeanspruchungen vorliegen. Es besteht somit keine Beeinflussung aufgrund von Normalspannungen. Die Berechnung für eine Gleichlastbeanspruchung erfolgte auf Basis des in Kapitel 4.2.1.2 erläuterten Volumenmodells mit dem FEM-Programm ANSYS. Wie in Abbildung 4-21 dargestellt, wurden wiederum die Symmetrieeigenschaften des Systems genutzt und die Simulationsberechnung nur an einem Viertel des Gesamtsystems durchgeführt. Das Grundsystem bestand aus einem quadratischen Brettsperrholzelement mit einer Kantenlänge von 3,0 m. Zusammen mit der Elementdicke d , die unabhängig von der Lagenanzahl 0,1 m beträgt, führt dies zu einem Verhältnis aus Spannweite zu Elementdicke von $L / d = 30$. Die Auflagerung erfolgte über in den Elementecken angeordnete quadratische Stahlplatten, deren Mittelpunkt an der Unterseite lediglich in z-Richtung gehalten war. Dies ermöglichte an den Auflagern horizontale Verschiebungen in Elementebene sowie Verdrehungen um alle drei Achsen. Zwischen der Stahlplatte und dem Brettsperrholzelement befand sich eine relativ biege- und schubweiche Schicht, die durch ihre Materialeigenschaften mit einem Elastomerlager vergleichbar ist. Fugen bzw. Entlastungsnuten wurden bei der Modellierung nicht berücksichtigt, da deren Auswirkungen bereits im vorherigen Kapitel untersucht wurden. Das Element wurde mit einer Gleichlast von $4,0 \text{ kN/m}^2$ beansprucht.

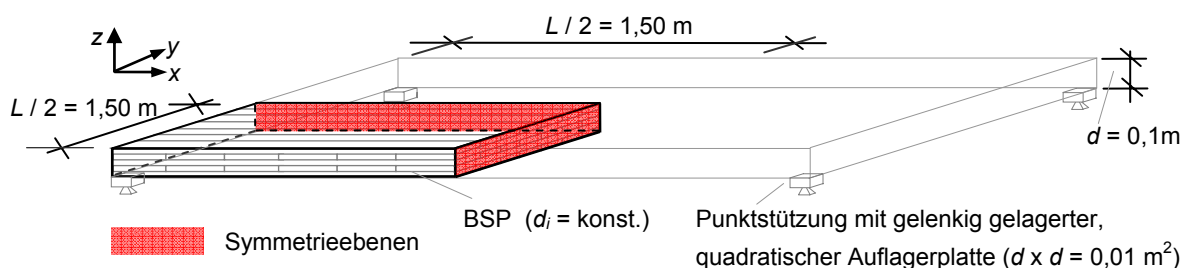


Abbildung 4-21: Punktgestütztes BSP-Element unter Gleichlastbeanspruchung, Symmetriebedingungen

Die nachfolgenden Abbildungen zeigen für ein fünfschichtiges Brettsperrholzelement eine Auswahl von Spannungsverläufen, die an den Plattenrändern im Bereich des Auflagers getrennt für die x - z -Ebene und die y - z -Ebene dargestellt sind. Die Auswertung entlang der vertikalen Schnitte verdeutlicht, dass die Schubspannungen im Übergangsbereich zum Auflager von der ideal angenommenen Spannungsverteilung abweichen. Sie nehmen zur Plattenunterseite hin, vor allem in den parallel zur betrachteten Tragrichtung verlaufenden Brettlagen, deutlich zu. In den Querlagen ist dagegen keine überproportionale Zunahme der für die Bemessung maßgebenden Rollschubspannungen festzustellen. Dies belegen die Verläufe der Rollschubspannungen in den horizontalen Schnitten. In Haupttragrichtung wird nur die Spannungsverteilung in der unteren Querlage dargestellt, da in dieser die höheren Rollschubspannungen vorliegen. In Nebentragrichtung (y -Richtung) ergeben sich geringfügig höhere Rollschubspannungen als in Haupttragrichtung.

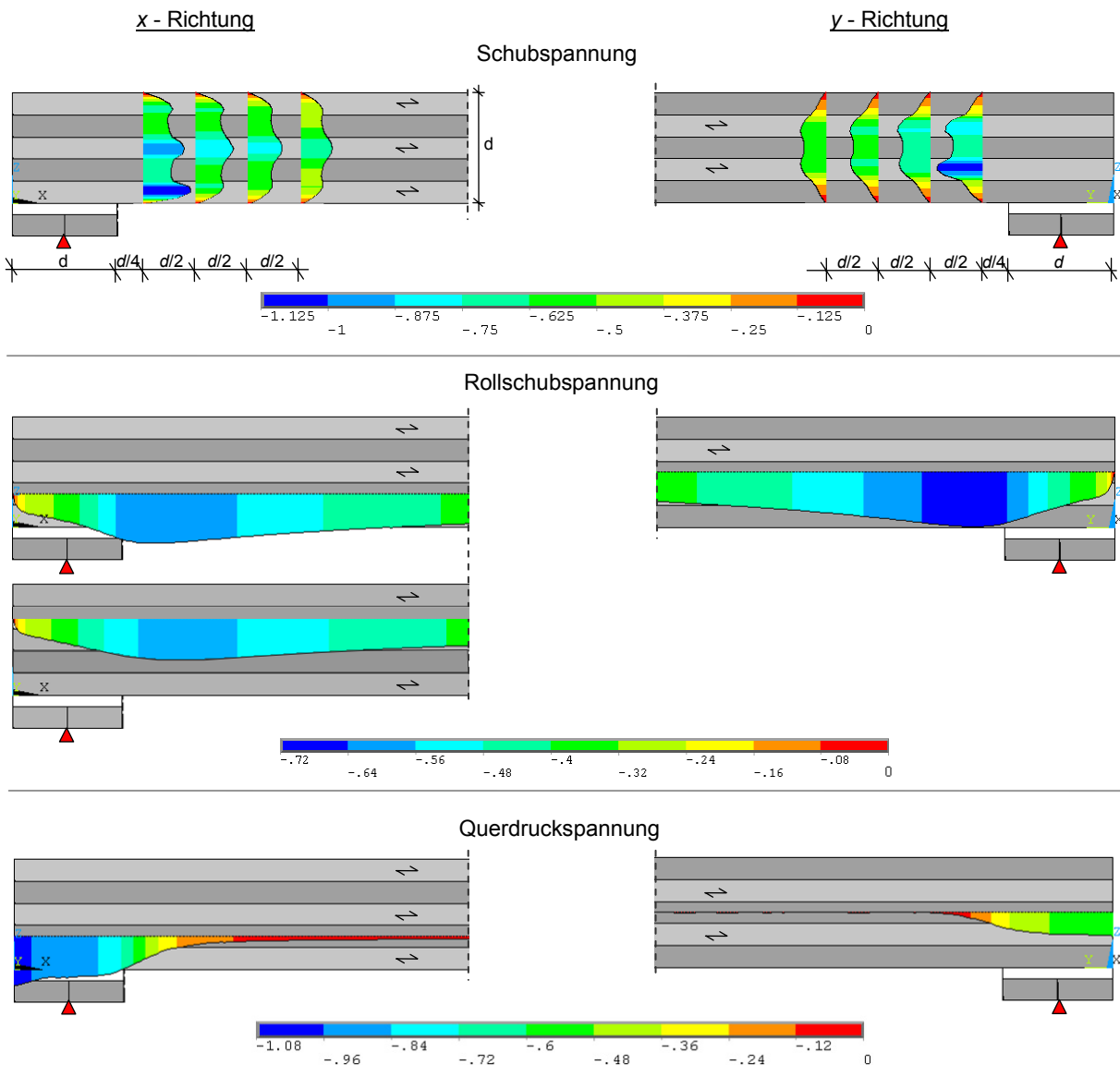


Abbildung 4-22: Spannungen im Bereich der Punktstützung [N/mm^2]

Die maximalen Rollschubspannungen treten jeweils in einem Abstand von ca. $d/4$ bis $d/2$ vor dem Auflagerrand auf, nehmen im Bereich der Auflagerfläche aber rasch ab. Neben den Rollschubspannungen sind in den theoretisch maßgebenden horizontalen Schnitten zusätzlich die Spannungen senkrecht zur Faser abgebildet. Im Bereich der Auflagerfläche liegt eine relativ konstante Verteilung der Querdruckspannung vor, die außerhalb des Auflagers rasch abnimmt. Dennoch kommt es im Bereich der maximalen Rollschubspannungen zu einer Überlagerung mit Querdruckspannungen.

Zum Vergleich sind in Abbildung 4-23 die Spannungsverteilungen an einem siebenlagigen Brettsperrholzelement dargestellt. Für das System gelten die zuvor beschriebenen Angaben.

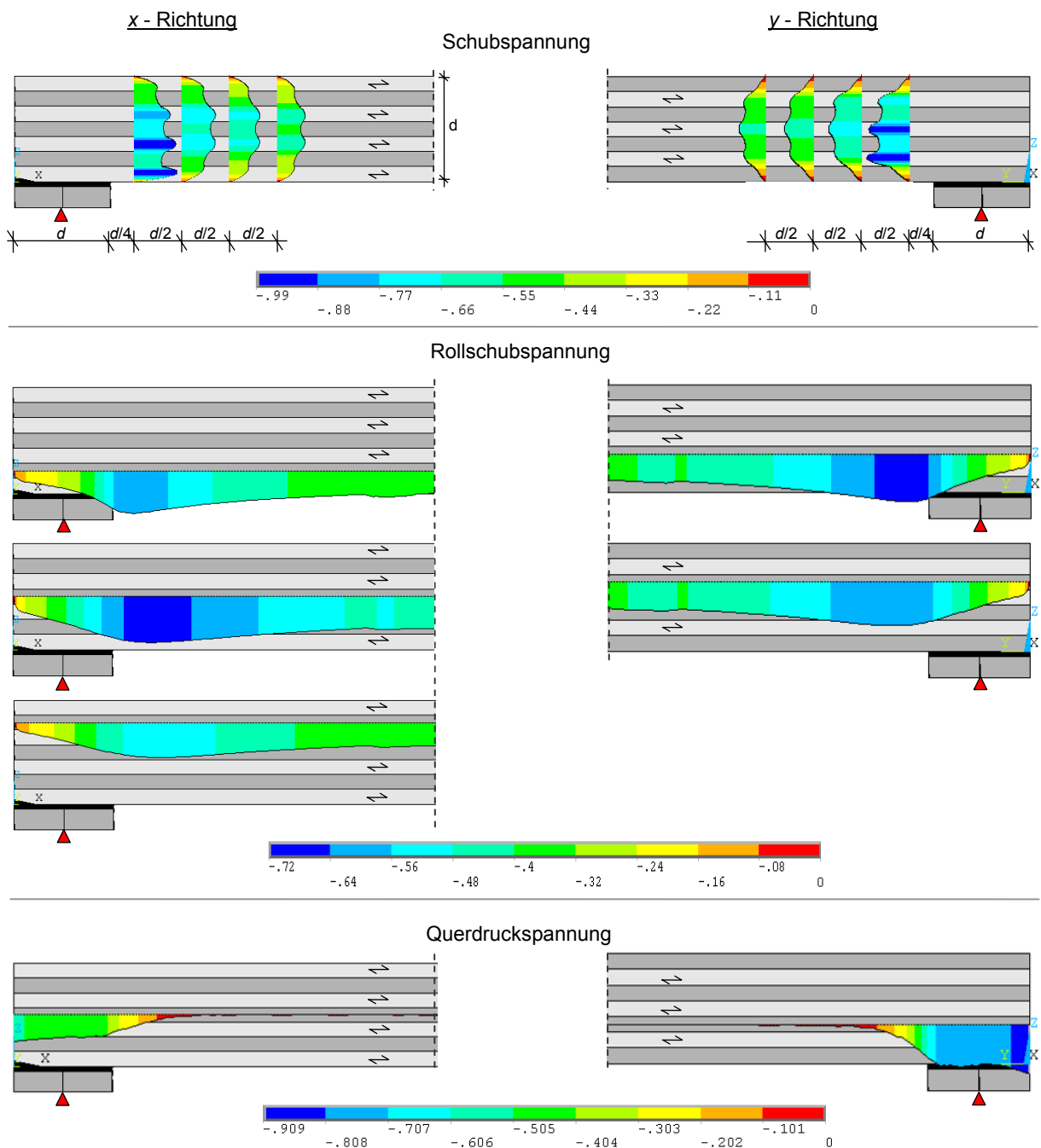
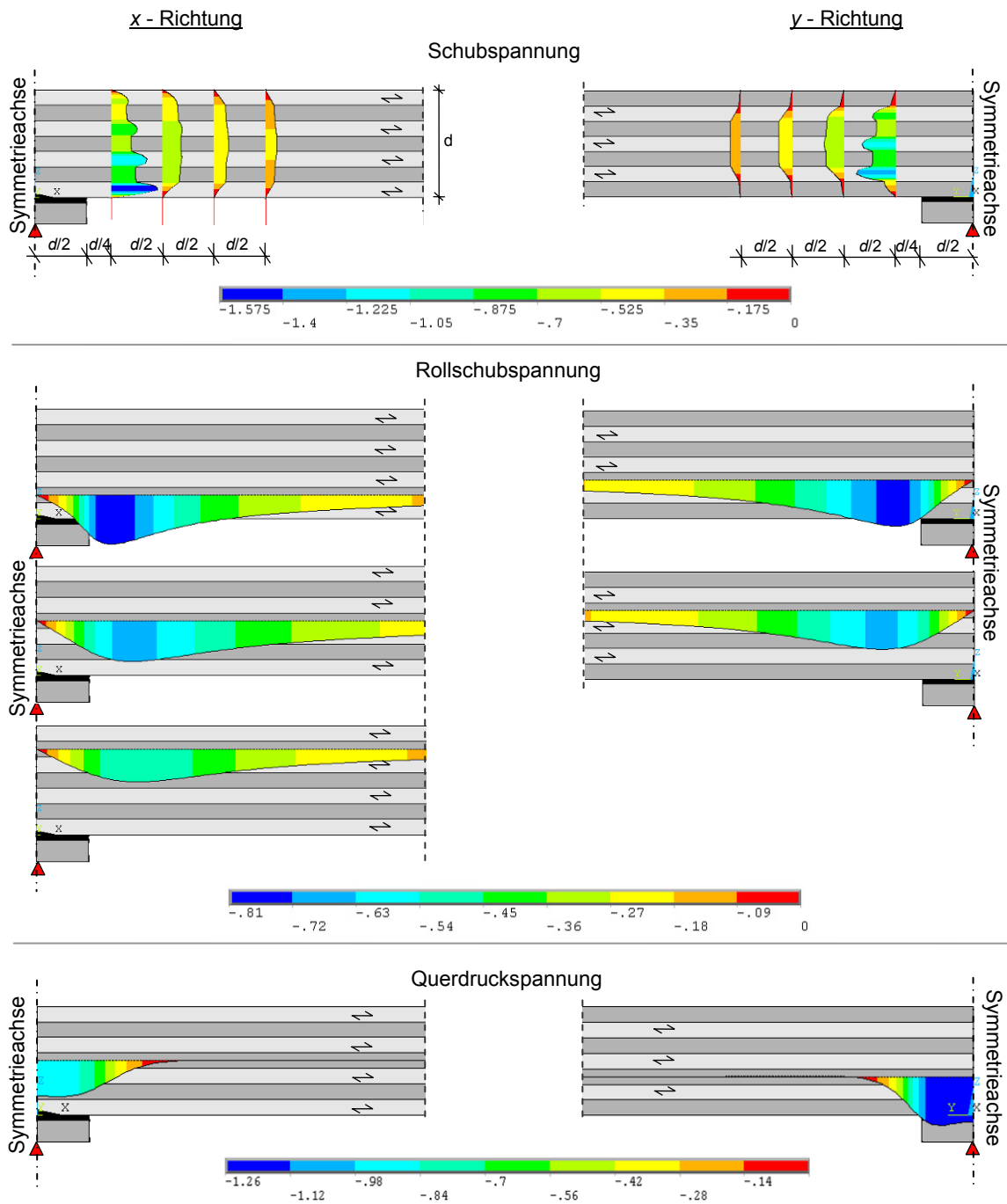


Abbildung 4-23: Spannungen im Bereich der Punktstützung [N/mm^2]

Abbildung 4-25: Spannungen im Bereich der zentralen Punktstützung [N/mm^2]

Auch für die zentrale Punktstützung wurden die Querdruckspannungen in den theoretisch maßgebenden Querlagen dargestellt. Es zeigt sich, dass die Querdruckspannungen wiederum mit zunehmendem Abstand vom Auflagerrand rasch abnehmen. Dennoch ist im Bereich der maximalen Rollschubspannungen eine Spannungsinteraktion zu beobachten. Diese und ihre Auswirkungen auf die Rollschubfestigkeit sind in Kapitel 5 näher erläutert.

4.3 Vereinfachtes Verfahren zur Ermittlung der Schubbeanspruchung bei zweiachsiger Lastabtragung

4.3.1 Abschätzung der Querkraftverteilung

Im Gegensatz zu linear gelagerten Plattenelementen existieren derzeit für punktgestützte Brettsperrholzkonstruktionen bzw. durch Einzellasten beanspruchte Plattenelemente keine Berechnungshilfen oder -tabellen, die eine schnelle Vorbemessung ermöglichen. So muss für die Schubbemessung zunächst die Verteilung der Querkräfte in Haupt- und Nebentragsrichtung ermittelt werden, um daraus die maßgebenden Schubspannungen berechnen zu können. Im Folgenden werden unterschiedliche Aspekte und Einflussparameter auf die Querkraftverteilung untersucht und daraus Vorschläge für die Abschätzung der Schubbeanspruchungen abgeleitet. Eine ausführliche Beschreibung ist in MESTEK & WINTER (2011) enthalten.

4.3.1.1 Grundlagen und Systemmodellierungen für Vergleichsrechnungen

Im Bereich konzentrierter Lasteinleitungen (Punktstützungen oder Einzellasten) treten bei FEM-Berechnungen mit Flächen- oder Volumenelementen Extremwerte bzw. Spannungsspitzen auf. Um diese zu vermeiden, bieten sich für die Berechnung Trägerrostsyste an, da sie eine automatische Mittelung der auftretenden Spannungen und Kräfte in Abhängigkeit des gewählten Rasters der Träger ermöglichen. Das Raster ist so anzuordnen, dass die Plattengeometrie sowie die Auflagerungs- oder Lasteinleitungsbedingungen entsprechend modelliert werden können. Der Trägerabstand sollte die Elementdicke nicht überschreiten, damit eine ausreichende Genauigkeit der Berechnung gewährleistet ist. Bei den im Rahmen der Untersuchungen durchgeführten Berechnungen betrug der Trägerabstand unabhängig von den betrachteten Plattengeometrien 0,1 m. So lag er an der unteren Grenze der in der Praxis üblicherweise verwendeten Querschnittsdicken für Plattenbeanspruchungen sowie Mindestquerschnittsabmessungen von Stützen und den damit verbundenen Auflagerflächen.

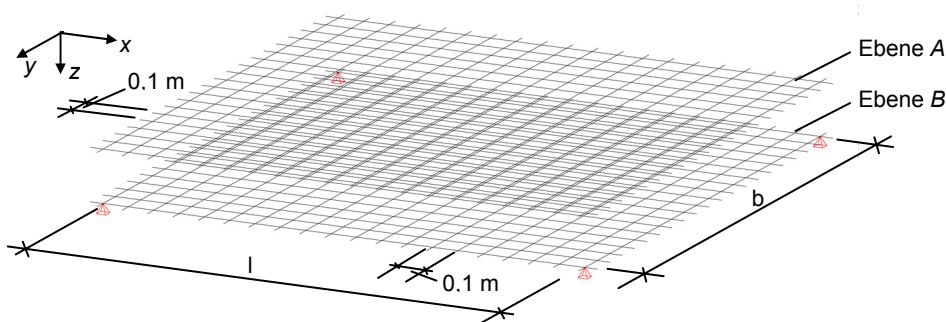


Abbildung 4-26: Systemskizze einer Trägerrostberechnung nach dem Verfahren der Schubanalogie für ein in den Eckbereichen punktgestütztes Element (Koppelbedingungen nicht dargestellt)

Den Simulationsberechnungen mit dem FEM-Programm der Firma Sofistik [Sofistik 2010] lagen folgende Eingangsgrößen bzw. Annahmen zugrunde:

- Die erforderlichen Steifigkeitswerte wurden gemäß Anhang D.3 der [DIN 1052] ermittelt. Es gelten die Materialkennwerte für Brettlamellen der Festigkeitsklasse C 24 (Tabelle F.5 der [DIN 1052]). Demnach beträgt der Rollschubmodul 10 % des Schubmoduls in Faserrichtung.
- Bei allen Berechnungen wurde vereinfacht davon ausgegangen, dass die einzelnen Brettlamellen nicht an den Schmalseiten miteinander verklebt sind. Das bedeutet, dass gemäß [DIN 1052] in den einzelnen Schichten der Elastizitätsmodul rechtwinklig zur Faserrichtung gleich null zu setzen ist.
- Die Elastizitäts- und Schubmodule der Brettlamellen im globalen Koordinatensystem (Abbildung 4-26) sind in nachfolgender Tabelle zusammengefasst.

Tabelle 4-4: Elastizitäts- und Schubmodule in MN/m² bezogen auf globale Koordinaten

Schicht <i>i</i>	$E_{i,x}$ [MN/m ²]	$E_{i,y}$ [MN/m ²]	$G_{i,xz}$ [MN/m ²]	$G_{i,yz}$ [MN/m ²]
Längslagen	11000	0	690	69
Querlagen	0	11000	69	690

- Den Berechnungen lag ein linear elastisches Materialgesetz zugrunde.
- Die Lasteinleitung erfolgte über Knotenlasten in den Kreuzungspunkten der Träger.

Infolge der zweiachsigen Lastabtragung bei Punktstützungen sind die Plattenquerschnitte primär geeignet, die nicht zu große Steifigkeitsunterschiede in Haupt- und Nebentragrichtung aufweisen. Bei Brettsperrholz gilt dies am ehesten für Querschnittstypen, deren einzelne Schichten lagenweise orthogonal zueinander angeordnet sind und sowohl in Haupt- als auch in Nebentragrichtung die gleichen Dicken besitzen (Typ I in Abbildung 4-27). Üblicherweise haben die Hersteller auch Plattentypen in ihrem Sortiment, die hinsichtlich einer unidirektionalen Lastabtragung optimiert sind, also in Haupttragrichtung größere Bretticken (Typ II in Abbildung 4-27) oder mehrere parallel verlaufende Brettlagen aufweisen (Typ III in Abbildung 4-27). Die Bezeichnungen d_x bzw. d_y geben dabei die Schichtdicken in Haupt- und Nebentragrichtung an, unabhängig davon ob sie aus einer oder mehreren parallelen Brettlagen bestehen.

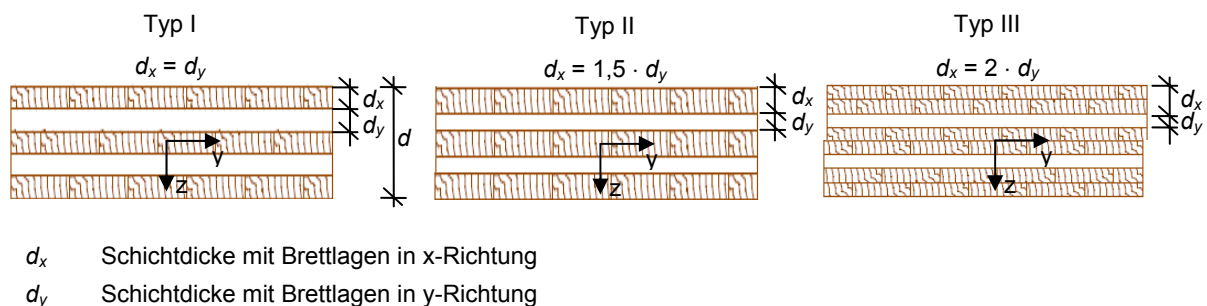


Abbildung 4-27: Querschnittstypen – Schnitt senkrecht zur Haupttragrichtung

Um die große Bandbreite möglicher Aufbauten einzuschränken, beziehen sich die folgenden Erwägungen nur auf die in Abbildung 4-27 dargestellten Querschnittstypen. Im Rahmen der Simulationsberechnungen wurden verschiedene Einflussgrößen auf die Verteilung der Querkräfte untersucht. Nachfolgend sind diese Parameter und deren betrachtete Grenzbereiche aufgeführt.

- Elementdicke d : $0,10 \text{ m} < d < 0,22 \text{ m}$
- Verhältnis der Spannweiten l/b : $1 < l/b < 3$ (siehe Abbildung 4-28 bzw. Abbildung 4-32)
- Anzahl der Lagen n : $5 < n < 11$

4.3.1.2 Punktueller Auflager im Eckbereich – Querkraftverteilung

Zunächst wurde ungeachtet der spezifischen Schubspannungsverteilung aufgrund des lagenweisen Aufbaus von Brettsperrholzelementen untersucht, wie sich die Quer- bzw. Auflagerkraft in Haupt- und Nebentragsrichtung aufteilt. Deshalb ist vorerst die Summe der Querkräfte in den jeweiligen Richtungen (V_{xz} bzw. V_{yz} in Abbildung 4-28) entscheidend und nicht deren Verteilung auf die Ebenen A und B des ideellen Systems nach dem Verfahren der Schubanalogie.

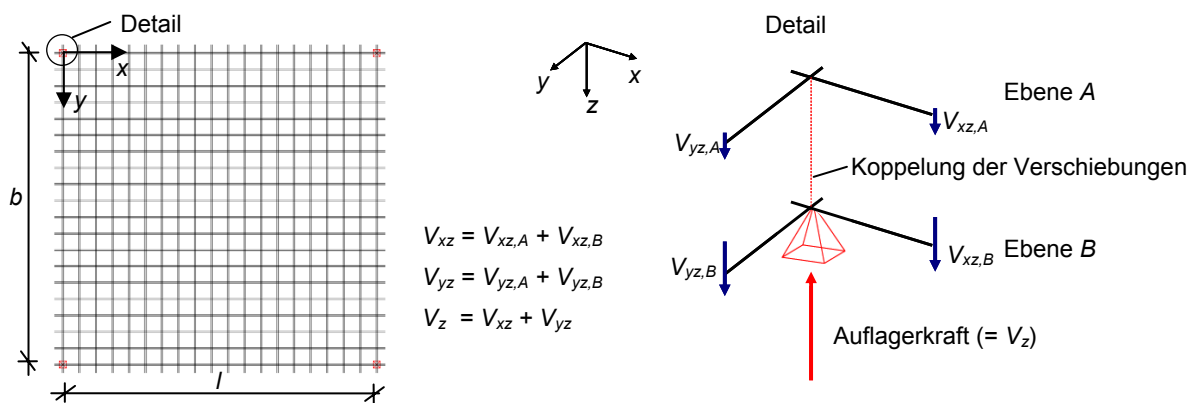


Abbildung 4-28: Querkraftverteilung

In Abbildung 4-28 erfolgt der Schnitt zur Bestimmung der Querkraftverteilung direkt am Auflager. Vergleichsrechnungen zeigen, dass sich bei einer um einen Rasterabstand versetzten Schnittführung, wie in Abbildung 4-29 dargestellt, die Summen der Querkräfte in Haupt- und Nebentragsrichtung nur unwesentlich verändern.

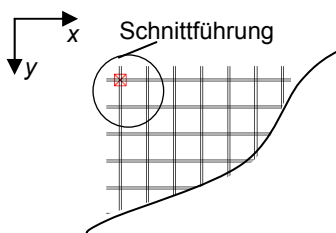


Abbildung 4-29: Alternative Schnittführung

Die Untersuchungen zeigen, dass bei in den Eckbereichen punktgstützten Brettsperrholzelementen die Verteilung der Querkräfte im Auflagerbereich in Haupt- und Nebentragsrichtung von der Anzahl der vorhandenen Schichten und dem Verhältnis der Schichtdicken der jeweiligen Tragsrichtungen abhängt. Andere Einflüsse, wie die Elementdicke und die Spannweiten, können vernachlässigt werden. Die Ergebnisse der statischen Berechnungen lassen sich durch Regressionskurven beschreiben. Dies erfolgt in Abhängigkeit von der Anzahl der Schichten für die zuvor untersuchten Querschnittstypen und den damit verbundenen Verhältniswerten der Schichtdicken. Demnach kann die Querkraft V_{xz} in Haupttragsrichtung wie folgt bestimmt werden:

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

$$V_{xz} \approx 0,67 \cdot n^{-0,1} \cdot V_z \quad (\text{Gl. 4-5})$$

- Für ein Schichtdickenverhältnis von $d_x / d_y = 1,5$ (Querschnittstyp II)

$$V_{xz} \approx 0,72 \cdot n^{-0,1} \cdot V_z \quad (\text{Gl. 4-6})$$

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

$$V_{xz} \approx 0,75 \cdot n^{-0,1} \cdot V_z \quad (\text{Gl. 4-7})$$

mit: n : Anzahl der Schichten

V_z : Summe der Querkräfte = Auflagerkraft

Abbildung 4-30 zeigt, dass die aus den statischen Berechnungen ermittelten Querkraftverteilungen sowie die dazugehörigen Regressionskurven (gestrichelte Darstellung) eine gute Übereinstimmung aufweisen. Auf die Ermittlung von Regressionsgeraden für die Querkraft V_{yz} in Nebentragrichtung wurde verzichtet, da sich diese aus dem Gleichgewicht der vertikalen Kräfte ergibt.

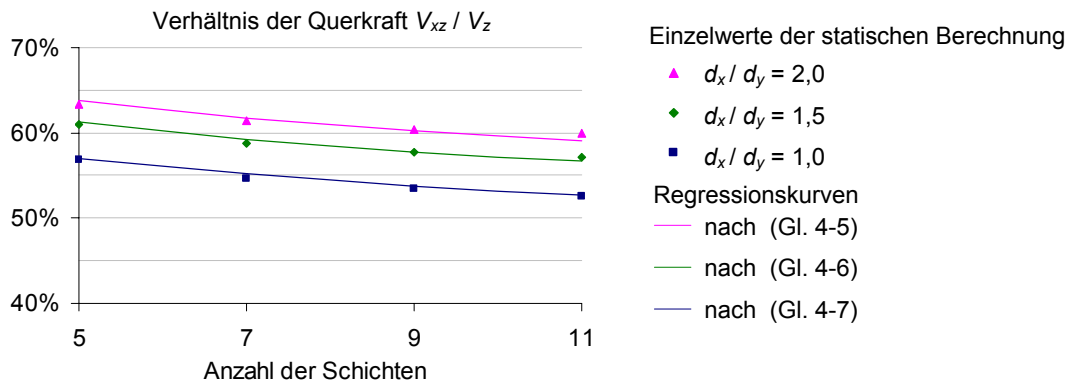


Abbildung 4-30: Prozentualer Anteil der Querkraft in x-Richtung von der Gesamtquerkraft V_z

4.3.1.3 Einzellast in Feldmitte – Querkraftverteilung

Für den Fall der Einzellast in Feldmitte wurde zunächst überprüft, ob die in Abbildung 4-31 dargestellten Auflagervarianten Einfluss auf die Querkraftverteilung im unmittelbaren Bereich der Einzellast besitzen. Die Berechnungen belegten, dass dies nicht der Fall ist. Die anschließende Parameterstudie erfolgte daher stets anhand der Auflagervariante a) gemäß Abbildung 4-31.

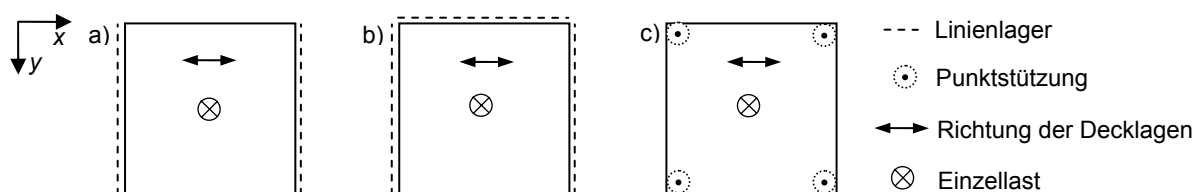


Abbildung 4-31: Auflagervarianten

Den Vergleichsrechnungen lagen, analog zur Vorgehensweise im vorherigen Kapitel, die Angaben und Annahmen gemäß Kapitel 4.3.1.1 zugrunde. Ermittelt wurde die Summe der Querkräfte in den

jeweiligen Richtungen je Schnittufer (V_{xz} bzw. V_{yz} in Abbildung 4-32), aber nicht deren Verteilung auf die Ebenen A und B des ideellen Systems nach dem Verfahren der Schubanalogie.

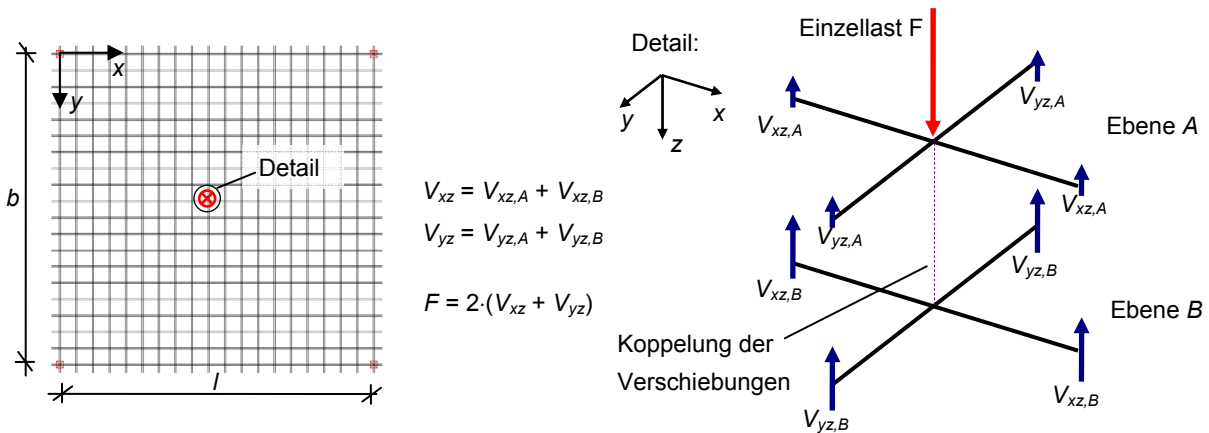


Abbildung 4-32: Querkraftverteilung bei einer Einzellast in Feldmitte

Auch in diesem Fall hängt die Verteilung der Querkräfte in Haupt- und Nebentragsrichtung fast ausschließlich von der Anzahl der Lagen und dem Verhältnis der Einzelschichtdicken ab. Die Elementdicke, das Verhältnis der Spannweiten sowie die betrachteten Lagerungsbedingungen wirken sich nur unmerklich aus. Unter Verwendung von Regressionskurven lässt sich der Anteil der Querkraft in Haupttragsrichtung wie folgt beschreiben:

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

$$V_{xz} \approx 0,33 \cdot n^{-0,1} \cdot F \quad (\text{Gl. 4-8})$$

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

$$V_{xz} \approx 0,39 \cdot n^{-0,1} \cdot F \quad (\text{Gl. 4-9})$$

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

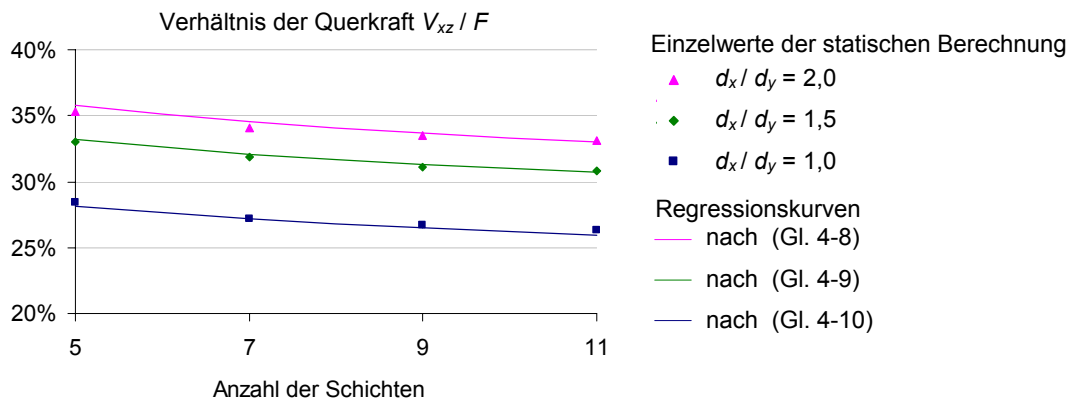
$$V_{xz} \approx 0,42 \cdot n^{-0,1} \cdot F \quad (\text{Gl. 4-10})$$

mit: n : Anzahl der Schichten

F : Einzellast

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

$$V_{yz} = 0,5 \cdot F - V_{xz} \quad (\text{Gl. 4-11})$$

Abbildung 4-33: Prozentualer Anteil der Querkraft in x-Richtung infolge der Einzellast F

4.3.2 Spannungsermittlung

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

$$\tau_{R,xz_D.3} = \frac{V_{B,xz}}{a} \quad (\text{Gl. 4-12})$$

mit $V_{B,xz}$: Querkraft der Ebene B nach dem Verfahren der Schubanalogie (je Meter)
 a : Schwerpunktabstand der Deckschichten

Diese vereinfachte Berechnung geht davon aus, dass sich die Schubspannung ausschließlich in den Deckschichten aufbaut und über die übrigen Schichten konstant verläuft. Allerdings liefert die Gleichung (Gl. 4-12) eine exakte Lösung nur für Drei- und Fünfschichtplatten ohne Schmalseitenverklebung. Erhöht man die Anzahl der Schichten, so nimmt die Abweichung von der exakten Berechnung auf der unsicheren Seite liegend deutlich zu. Nachfolgend wird sie für Brettsperrholzelemente ermittelt, bei denen die Dicken der Einzelschichten in Haupt- und Nebentragrichtung ein festes Verhältnis besitzen. Die Fehlerberechnung wird hier nur für ein siebenlagiges Element vorgestellt, die Vorgehensweise für andere Schichtanzahlen verläuft analog.

Die allgemeine Gleichung für die Rollschubspannung in der Schicht i lautet:

$$\tau_{R,xz} = V_{B,xz} \cdot \frac{ES_{xz,i}}{B_{B,x}} \quad (\text{Gl. 4-13})$$

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

$$ES_{xz} = \sum_{i=1}^{i=(n-1)/2} (E_{x,i} \cdot z_{s,i} \cdot d_i) \quad (\text{Gl. 4-14})$$

$$B_{B,x} = \sum_{i=1}^{i=n} (E_{x,i} \cdot z_{s,i}^2 \cdot d_i) \quad (\text{Gl. 4-15})$$

$$d_y = k \cdot d_x \quad (\text{Gl. 4-16})$$

Die maximale Rollschubspannung eines siebenlagigen Brettsperrholzes ohne Schmalseitenverklebung beträgt somit:

$$\begin{aligned}\tau_{R,xz} &= V_{B,xz} \cdot \frac{\sum_{i=1}^{i=(n-1)/2} (E_{x,i} \cdot z_{s,i} \cdot d_i)}{\sum_{i=1}^{i=n} (E_{x,i} \cdot z_{s,i}^2 \cdot d_i)} \\ &= V_{B,xz} \cdot \frac{E_{x,i} \cdot d_x^2 \cdot [(3/2 \cdot k + 3/2) + (1/2 \cdot k + 1/2)]}{2 \cdot E_{x,i} \cdot d_x^3 \cdot [(3/2 \cdot k + 3/2)^2 + (1/2 \cdot k + 1/2)^2]}\end{aligned}\quad (\text{Gl. 4-17})$$

Nach Umformung erhält man:

$$\tau_{R,xz} = \frac{V_{B,xz}}{\frac{5}{2} \cdot d_x \cdot (k+1)} = \frac{V_{B,xz}}{\frac{5}{2} \cdot (d_x + d_y)} \quad (\text{Gl. 4-18})$$

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

$$\tau_{R,xz_D.3} = \frac{V_{B,xz}}{a} = \frac{V_{B,xz}}{3 \cdot (d_x + d_y)} \quad (\text{Gl. 4-19})$$

Also beträgt das Verhältnis der tatsächlichen Rollschubspannung zur Abschätzung:

$$\tau_{R,xz} / \tau_{R,xz_D.3} = \frac{6}{5} = 120\% \quad (\text{Gl. 4-20})$$

Das Diagramm in Abbildung 4-34 zeigt das Verhältnis der maximalen Rollschubspannungen nach der exakten Berechnung (Gl. 4-13) und der vereinfachten Berechnung (Gl. 4-12) in Abhängigkeit von der Anzahl der Schichten. Es verdeutlicht, dass die vereinfachte Berechnung lediglich für drei- und fünflagige Elemente verwendet werden kann, denn bereits bei sieben Brettlagen ergibt sich eine Abweichung von 20 %. Theoretisch konvergiert das Verhältnis bei unendlich vielen Schichten gegen 1,5. Dieser Wert resultiert aus dem Vergleich von einer sich dann einstellenden, parabelförmigen Schubspannungsverteilung mit einer über den Querschnitt konstanten Schubspannung.

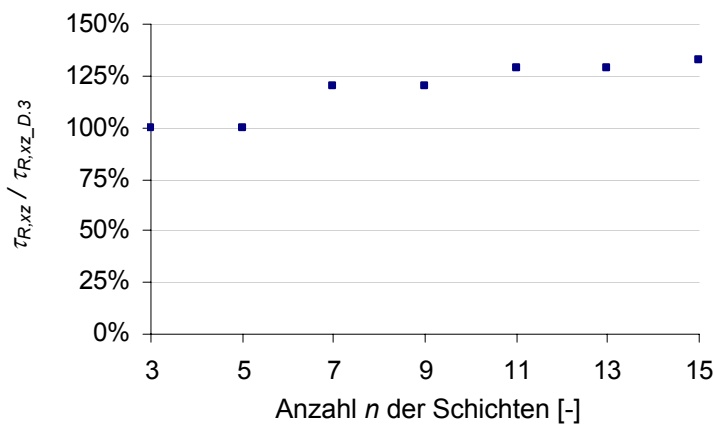


Abbildung 4-34: Abweichung der Rollschubspannungen

In die exakte Berechnung der Rollschubspannungen nach (Gl. 4-13) fließt die Querkraft $v_{xz,B}$ der Ebene B nach dem Verfahren der Schubanalgie ein. Vergleichsrechnungen belegen, dass die Er-

mittlung der Rollschubspannungen nach der starren Verbundtheorie bezogen auf das Verfahren der Schubanalogie konservative Ergebnisse liefert (MESTEK & WINTER, 2011). Folglich darf die Querkraft $v_{xz,B}$ in (Gl. 4-13) vereinfacht nach der starren Verbundtheorie, also aus dem Verhältnis der Biegesteifigkeiten der Ebene A und der Ebene B, bestimmt werden. Da allerdings die Eigenanteile der Biegesteifigkeiten (Ebene A) eines Brettsperrholzelementes in der Regel unter 3 % liegen, kann zur Abschätzung der Rollschubspannung anstelle der Querkraft $v_{xz,B}$ der Ebene B die Gesamtquerkraft v_{xz} verwendet werden. Für Querschnittstypen, bei denen die Einzelschichten in Haupt- und in Nebentragsrichtung jeweils gleiche Dicken aufweisen, lässt sich (Gl. 4-13) somit zu den nachfolgend angegebenen Berechnungsgleichungen umformen. Die Haupttragsrichtung verläuft parallel zu den Decklagen und wird durch den Index „x“ gekennzeichnet.

$$\tau_{R,xz} = \frac{v_{xz}}{k_{R,x} \cdot (d_x + d_y)} \quad \text{mit } d_x \text{ und } d_y \text{ gemäß Abbildung 4-27} \quad (\text{Gl. 4-21})$$

$$\tau_{R,yz} = \frac{v_{yz}}{k_{R,y} \cdot (d_x + d_y)} \quad (\text{Gl. 4-22})$$

Tabelle 4-5: Beiwerte $k_{R,x}$ und $k_{R,y}$ [-]

Anzahl der Schichten n	5	7	9	11
Beiwert $k_{R,x}$	2,00	2,50	3,33	3,89
Beiwert $k_{R,y}$	1,00	2,00	2,50	3,33

Die angegebenen Gleichungen sind anwendbar sowohl für Beanspruchungen durch Gleichlasten als auch durch konzentrierte Lasten. Dabei muss allerdings beachtet werden, dass die Querkraft je Meter Elementbreite einzusetzen ist. Im Bereich konzentrierter Lastenleitung ist folglich eine mitwirkende Breite zur Bestimmung der Querkraft je Meter erforderlich. Weitere Untersuchungen sind im nächsten Kapitel enthalten.

4.3.3 Untersuchung der Lastausbreitung - Kritischer Schnitt

In den Gleichungen (Gl. 4-21) und (Gl. 4-22) ist zur Ermittlung der maßgebenden Rollschubspannung die Querkraft je Meter Elementbreite einzusetzen. Die Angabe der Schnittkräfte in dieser Einheit wird üblicherweise bei Berechnungen von flächigen Systemen verwendet. Im Gegensatz zu Konstruktionen, bei denen die Lastabtragung überwiegend einachsiger erfolgt, also Tragsystemen unter gleichförmigen Belastungen und Linienlagern, wird bei Punktstützungen oder Einzellasten eine zweiachsige Lastabtragung aktiviert. Die Schnittgrößen und die daraus resultierenden Spannungen müssen somit entweder mittels gängiger Statikprogramme oder unter Berücksichtigung mitwirkender Breiten ermittelt werden. So existieren für Flachdecken aus Stahlbeton verschiedene Tabellenwerke, die die Bestimmung der Lastverteilungsbreiten unter Punkt-, Linien- und Rechtecklasten ermöglichen. Diese sind teilweise gebunden an die Anordnung konstruktiver Querbewehrung.

Auch in der [DIN 1052] existieren Angaben zu mitwirkenden Breiten, diese beziehen sich jedoch auf wirksame Beplankungsbreiten von Tafелеlementen. Da es sich zum einen um vergleichsweise dünne

Holzwerkstoffbekleidungen handelt und zum anderen die ermittelten wirksamen Breiten in erster Linie für die Biegebemessung herangezogen werden, sind diese nicht übertragbar auf die Schubbemessung massiver Brettsperrholzquerschnitte. Gerade im Zusammenhang mit der Schubbemessung im Bereich lokal konzentrierter Lasten erscheint es naheliegender, auf den Ansatz eines kritischen Rundschnittes zurückzugreifen, um in Anlehnung an den Nachweis auf Durchstanzen von punktgestützten Flachdecken im Stahlbetonbau die maßgebende Rollschubspannung zu ermitteln. Abbildung 4-35 zeigt die schematischen Zusammenhänge zwischen den mitwirkenden Elementbreiten und den Schnittkräften infolge einer zentrischen Punktstützung.

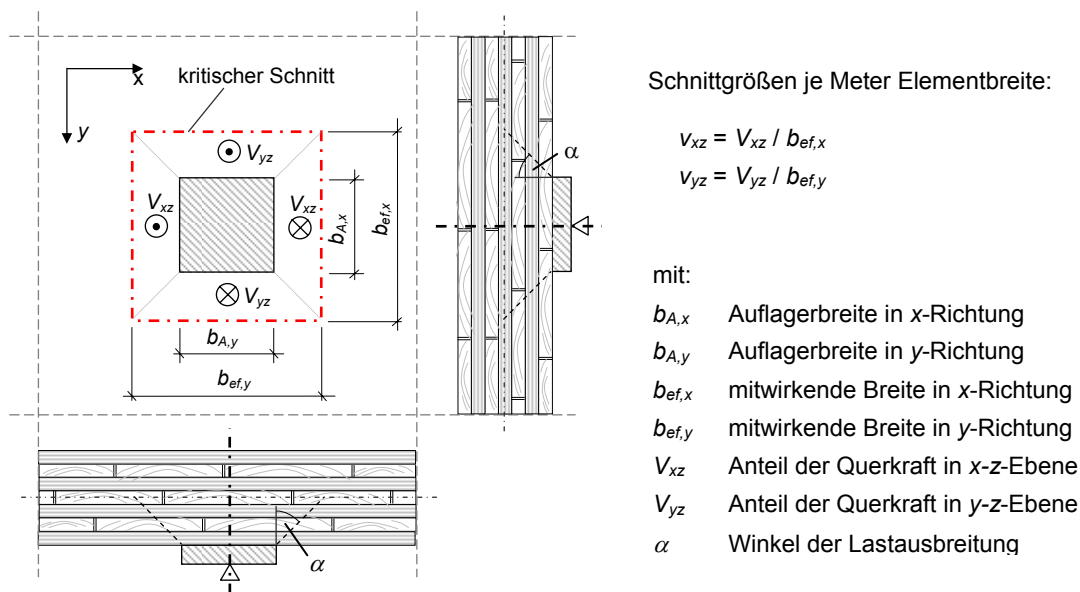


Abbildung 4-35: Schematische Darstellung eines kritischen Schnittes bzw. mitwirkender Breiten $b_{ef,x}$ und $b_{ef,y}$

Im Rahmen dieser Arbeit wurden verschiedene Ansätze hinsichtlich der Lastausbreitung und der Ermittlung des kritischen Schnittes untersucht. Ziel dabei war es, eine unkomplizierte Berechnung einer mitwirkenden Breite zu ermöglichen und gleichzeitig viele Systemparameter abzudecken. Eine Auswahl der betrachteten Varianten wird in Abbildung 4-36 vorgestellt. Die Nachweisführung direkt entlang des Lasteinleitungsrandes (Variante I) stellt sicherlich die konservativste Herangehensweise dar. In Variante II wurde, ungeachtet der unterschiedlichen Lastausbreitungen parallel und senkrecht zur Faser, ein Lastausbreitungswinkel von 45° bis zur Unterkante der maßgebenden Lage angenommen. Die Unterkante wurde gewählt, da in den Querlagen in der Regel eine annähernd konstante Rollschubspannung vorliegt. Im Gegensatz zu den ersteren berücksichtigt die Variante III eine Lastausbreitung parallel zur Faser unter einem Winkel von 45° und vertikal zur Faser von 15° . Abschließend wurde die Möglichkeit untersucht, die Lastausbreitung bis zur Schwerachse des Gesamtquerschnittes unter dem Winkel α unabhängig von der Faserrichtung der Lagen zutreffend zu beschreiben (Variante IV). Der Vorteil gegenüber den zuvor genannten Varianten liegt darin, dass die Lastausbreitung unter einem einheitlichen Winkel α bis zur Schwerachse des Querschnitts erfolgt und somit in Haupt- und Nebentragsrichtung unter der Voraussetzung einer quadratischen Auflagerplatte identische mitwirkende Elementbreiten vorliegen.

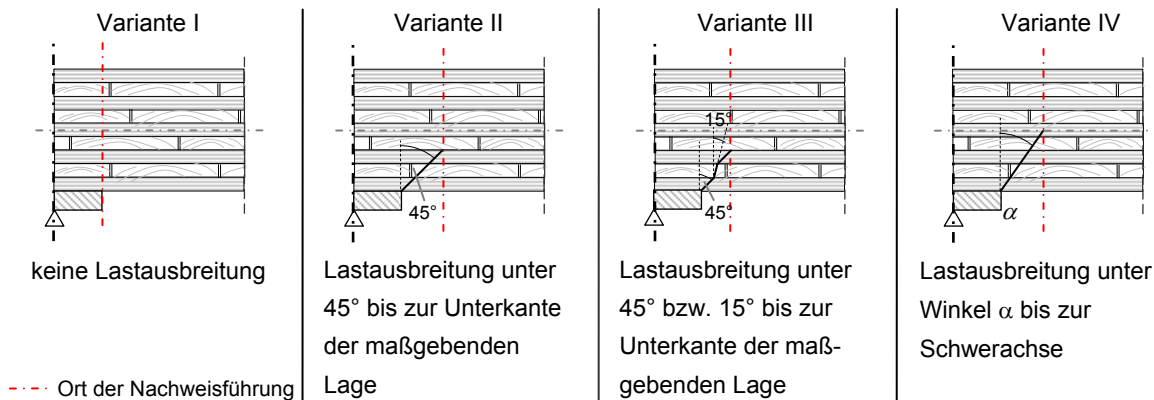


Abbildung 4-36: Untersuchte Varianten zur Berücksichtigung der Lastausbreitung

Für die nachfolgend erläuterten Systeme und Querschnittsaufbauten wurden gemäß dem in Kapitel 4.3.1 genannten Verfahren die Querkräfte in Haupt- und Nebentragsrichtung ermittelt. Die Querkraft V_{xz} in Haupttragsrichtung je Schnittufer beträgt somit:

- Zentrische Einzellast bzw. zentrische Punktstützung

$$V_{xz} \approx 0,33 \cdot n^{-0,1} \cdot F \quad (\text{Gl. 4-23})$$

- Punktstützung im Eckbereich

$$V_{xz} \approx 0,67 \cdot n^{-0,1} \cdot F \quad (\text{Gl. 4-24})$$

mit: n : Anzahl der Schichten

F : Einzellast bzw. Auflagerkraft

Die Querkraft V_{yz} in Nebentragsrichtung ergab sich jeweils aus dem Gleichgewicht der vertikalen Kräfte. Anschließend erfolgte unter Berücksichtigung der verschiedenen Ansätze zur Bestimmung der mitwirkenden Elementbreiten $b_{ef,x}$ bzw. $b_{ef,y}$ die Berechnung der Rollschubspannungen in den maßgebenden Lagen:

$$\tau_{R,xz} = \frac{V_{xz} / b_{ef,x}}{k_{R,x} \cdot (d_x + d_y)} \quad \text{mit } k_{R,x} \text{ und } k_{R,y} \text{ gemäß Tabelle 4-5} \quad (\text{Gl. 4-25})$$

$$\tau_{R,yz} = \frac{V_{yz} / b_{ef,y}}{k_{R,y} \cdot (d_x + d_y)} \quad \text{Einzelschichtdicken } d_x \text{ bzw. } d_y \quad (\text{Gl. 4-26})$$

Die aus diesem vereinfachten Verfahren resultierenden Ergebnisse wurden mit parallel durchgeführten FEM-Berechnungen verglichen. Um die zweiachsige Lastabtragung zu berücksichtigen erfolgte dies an FE-Modellen mit Volumenelementen.

Im Rahmen der Untersuchungen wurden die nachfolgend aufgeführten Grundsysteme unter Berücksichtigung der dargestellten Symmetriebedingungen betrachtet:

- Zentrische Einzellast mit quadratischer Auflagerplatte

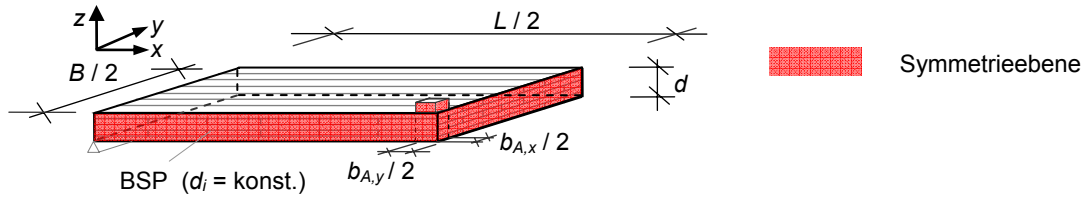


Abbildung 4-37: Zentrische Einzellast, Symmetriebedingungen

- Zentrische Punktstützung unter Gleichlastbeanspruchung

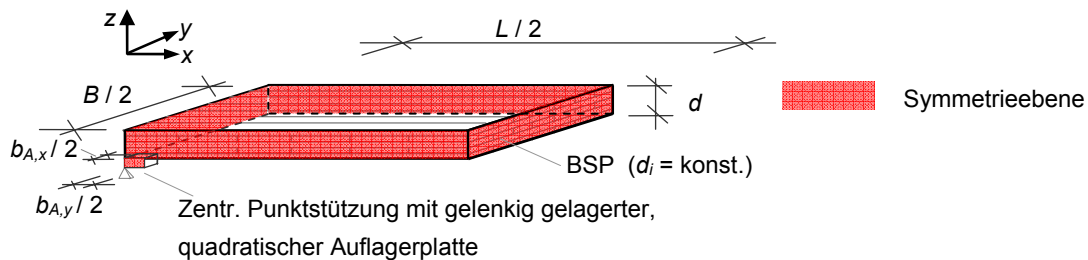


Abbildung 4-38: Zentrische Punktstützung, Symmetriebedingungen

- Punktstützung im Eckbereich unter Gleichlastbeanspruchung

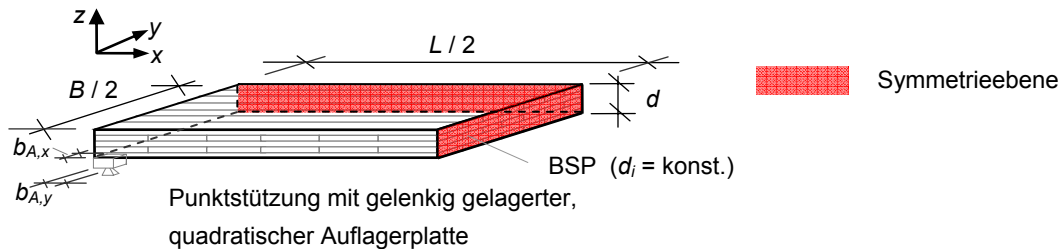


Abbildung 4-39: Punktstützung im Eckbereich, Symmetriebedingungen

Bei allen Berechnungen galten folgende Randbedingungen:

- Verhältnis $L / d = B / d = 30$
- Quadratische Lasteinleitung bzw. Auflagerfläche $b_{A,x} = b_{A,y}$
- Konstante Einzelschichtdicke d_i

Die jeweils variierenden Parameter der einzelnen Grundsysteme waren:

- Anzahl der Lagen n : $n = 5 \dots 7 \dots 9 \dots 11$
- Verhältnis $b_{A,x} / d$: $b_{A,x} / d = 1,0 \dots 1,5 \dots 2,0$

Entscheidend für die Bemessung sind die maximalen Rollschubspannungen in den Schwerachsen der theoretisch maßgebenden Querlagen getrennt für die Haupt- und Nebentragsrichtung. Abhängig von der Anzahl der Lagen kann es theoretisch vorkommen, dass in der jeweilig betrachteten Tragsrichtung nicht eine, sondern zwei Querlagen identische, maßgebende Rollschubspannungen aufwei-

sen (siehe Abbildung 4-40). In diesem Fall wurden die sich in den FEM-Berechnungen einstellenden Rollschubspannungen der zwei entsprechenden Lagen gemittelt und mit den Ergebnissen des vereinfachten Verfahrens verglichen.

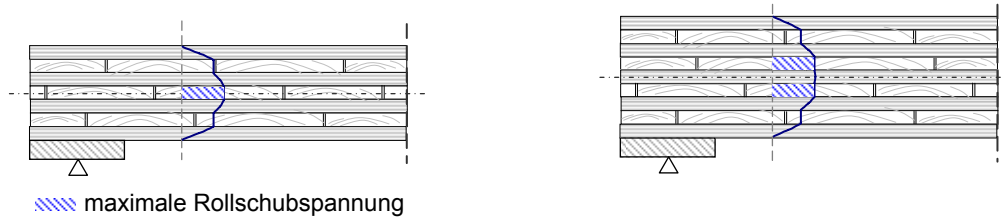
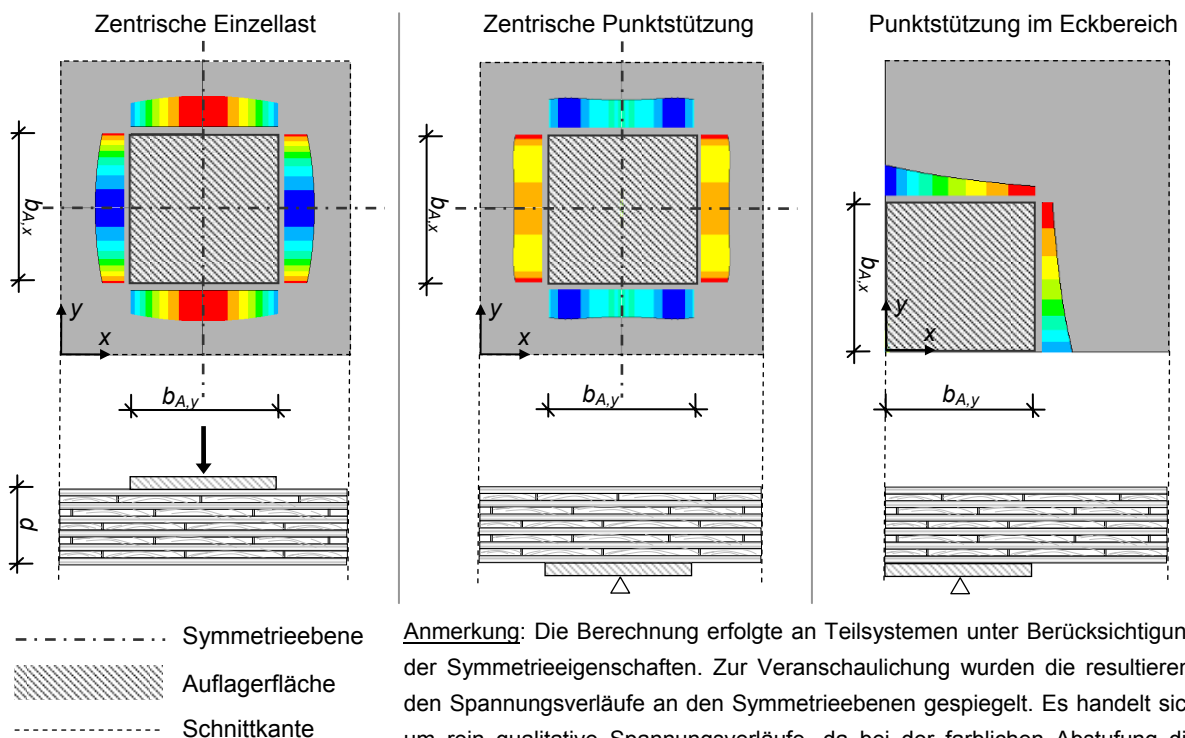


Abbildung 4-40: Maximale Rollschubspannungen

Im Rahmen des vereinfachten Verfahrens wird eine konstante Schubspannung im Bereich der mitwirkenden Elementbreite vorausgesetzt. Die Ergebnisse der FEM-Berechnung zeigen, dass diese Annahme für die zentrische Punktstützung bzw. Einzellast näherungsweise anwendbar ist. Bei Punktstützungen im Eckbereich tritt jedoch zum Plattenrand hin eine deutliche Zunahme der Spannungen auf, so dass in diesem Fall keine konstante Schubspannungsverteilung entlang des Auflagerandes vorliegt. Um dies zu verdeutlichen sind in nachfolgender Abbildung die qualitativen Rollschubspannungen entlang der Auflager- bzw. Lasteinleitungsränder in den maßgebenden Schichten der jeweiligen Tragrichtungen dargestellt.



Anmerkung: Die Berechnung erfolgte an Teilsystemen unter Berücksichtigung der Symmetrieeigenschaften. Zur Veranschaulichung wurden die resultierenden Spannungsverläufe an den Symmetrieebenen gespiegelt. Es handelt sich um rein qualitative Spannungsverläufe, da bei der farblichen Abstufung die Vorzeichen der Spannungen nicht korrekt wiedergegeben werden. Auch ist die Farbskala zwischen den einzelnen Systemen nicht vergleichbar

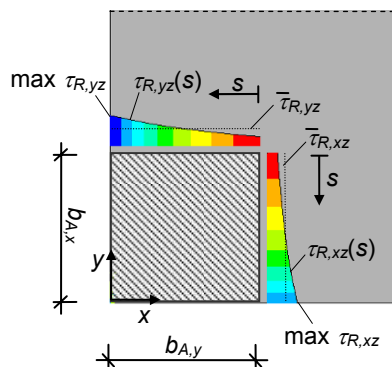
Abbildung 4-41: Qualitative Verläufe der Rollschubspannungen am Auflagerrand in den maßgebenden Lagen

Die Ergebnisse der Parameterstudie zeigen, dass sich bei der Punktstützung im Eckbereich der Zuwachs der Rollschubspannungen zur Außenkante hin mit steigendem Verhältnis von Auflagerbreite zu Elementdicke erhöht. Da das vereinfachte Verfahren von einer konstanten Schubspannungsverteilung entlang des Auflagerrandes ausgeht, wurde ein Beiwert k_A ermittelt, der den veränderlichen Schubspannungsverlauf bei Punktstützungen im Eckbereich berücksichtigt (siehe Abbildung 4-42). Zu diesem Zweck wurden die Schubspannungen entlang der jeweiligen Auflagerränder integriert und anschließend deren Mittelwerte berechnet:

$$\bar{\tau}_{R,xz} = \frac{1}{b_{A,x}} \cdot \int_0^{b_{a,y}} \tau_{R,xz}(s) \cdot ds \quad (\text{Gl. 4-27})$$

$$\bar{\tau}_{R,yz} = \frac{1}{b_{A,y}} \cdot \int_0^{b_{a,y}} \tau_{R,yz}(s) \cdot ds \quad (\text{Gl. 4-28})$$

Der Beiwert k_A beschreibt das Verhältnis der maximalen Rollschubspannung am Plattenrand zu der entlang des Auflagerrandes gemittelten Rollschubspannung. Die Anzahl der vorhandenen Lagen und die betrachtete Tragrichtung besitzen nur einen unwesentlichen Einfluss auf die Spannungszunahme im Randbereich. Somit wurden in Abhängigkeit des Verhältnisses der Auflagerbreite $b_{A,x}$ bzw. $b_{A,y}$ zur Elementdicke d die in Abbildung 4-42 dargestellten Werte für den Beiwert k_A festgelegt.



$$k_A = \frac{\max \tau_{R,yz}}{\bar{\tau}_{R,yz}}$$

$$k_A = \frac{\max \tau_{R,xz}}{\bar{\tau}_{R,xz}}$$

Beiwert k_A [-]

$b_{A,i}/d$	k_A
1,0	1,35
1,5	1,50
2,0	1,65

$i = x$ bzw. y

Abbildung 4-42: Beiwerte k_A zur Berücksichtigung des veränderlichen Schubspannungsverlaufes

Um die maximalen Rollschubspannungen am Plattenrand zu erhalten sind die nach dem vereinfachten Verfahren ermittelten Rollschubspannungen mit dem Beiwert k_A zu multiplizieren. Folglich wurden bei Punktstützungen im Eckbereich die Gleichungen (Gl. 4-29) und (Gl. 4-30) für die Berechnung der maximalen Rollschubspannungen verwendet:

$$\tau_{R,xz} = \frac{V_{xz} / b_{ef,x}}{k_{R,x} \cdot (d_x + d_y)} \cdot k_A \quad \text{mit } k_{R,x} \text{ und } k_{R,y} \text{ gemäß Tabelle 4-5} \quad (\text{Gl. 4-29})$$

$$\tau_{R,yz} = \frac{V_{yz} / b_{ef,y}}{k_{R,y} \cdot (d_x + d_y)} \cdot k_A \quad \text{Einzelschichtdicken } d_x \text{ bzw. } d_y \quad (\text{Gl. 4-30})$$

Wie die Ergebnisse der Parameterstudie zeigen, werden unter Berücksichtigung der Lastausbreitung nach Variante IV (siehe Abbildung 4-36) bei einem Lastausbreitungswinkel $\alpha = 35^\circ$ bis zur Schwerachse des Elementes die besten Übereinstimmungen mit den Ergebnissen der FEM-Berechnungen erzielt. Eine Bemessung unmittelbar am Auflagerrand (Variante I) liegt zwar deutlich auf der sicheren

Seite, führt jedoch zu unwirtschaftlichen Ergebnissen. Unter Verwendung der Variante II, also bei einer Lastausbreitung unter einem Winkel von 45° bis zur Unterkante der maßgebenden Lage, kann es für neun- und elflagige Elemente zu einer Unterschätzung der maximalen Rollschubspannungen von bis zu 10 % kommen. Die in Variante III berücksichtigte Lastausbreitung parallel zur Faser unter einem Winkel von 45° und vertikal zur Faser von 15° liefert im Vergleich zur bevorzugten Variante IV, vor allem bei den Querschnittsaufbauten mit wenig Brettlagen, unwirtschaftlichere Ergebnisse. Sie ist zudem vergleichsweise aufwendig bzw. fehleranfällig und somit für die praktische Anwendung nicht zu empfehlen.

Die nachfolgenden Diagramme vergleichen die Rollschubspannungen nach dem vereinfachten Verfahren (τ_R) unter Berücksichtigung der Lastausbreitung nach Variante IV (Lastausbreitung unter einem Winkel von 35° bis zur Schwerachse des Querschnitts) mit den maximalen Rollschubspannungen der FEM-Berechnungen ($\tau_{R,FEM}$). Die entsprechenden Diagramme, die die Ergebnisse der Varianten I bis III denen der FEM-Berechnungen gegenüberstellen, sind im Anhang B enthalten.

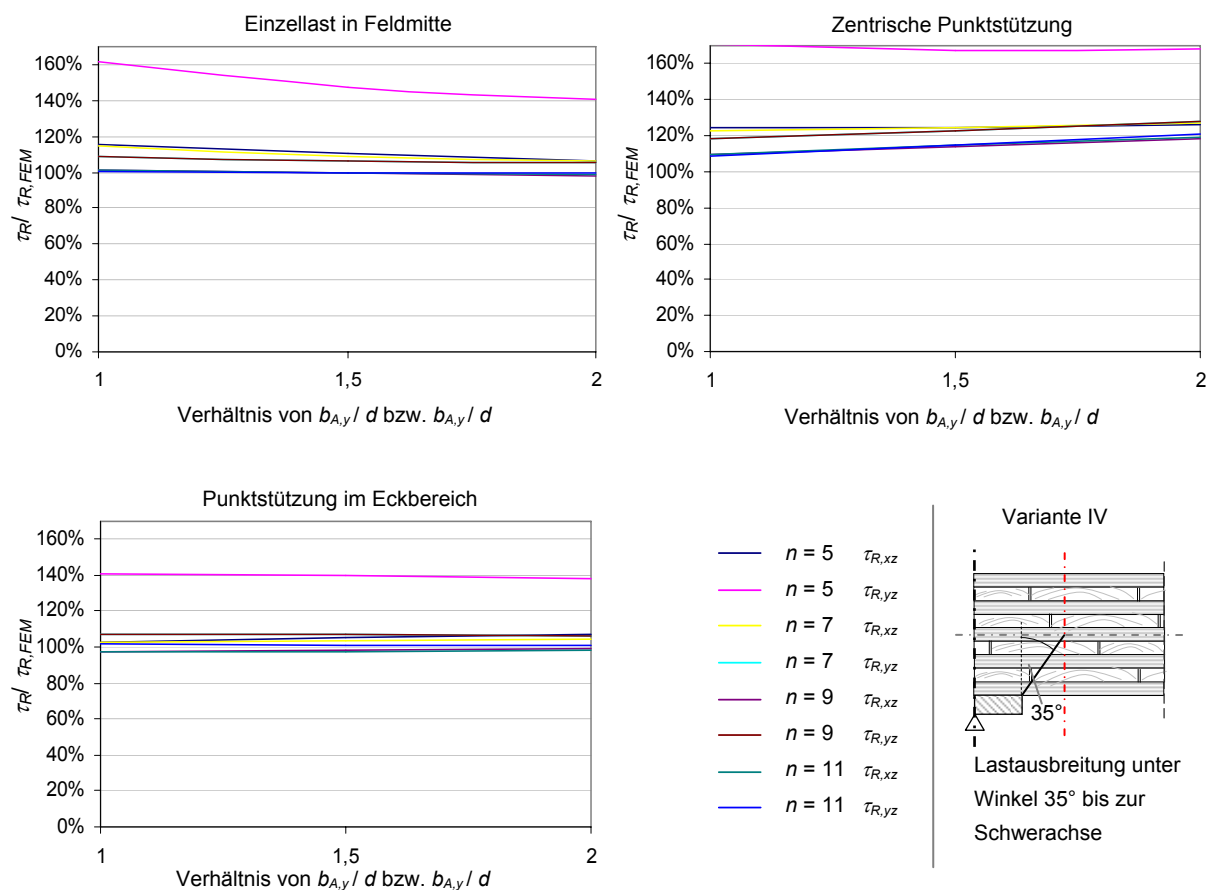


Abbildung 4-43: Vergleich des vereinfachten Verfahrens mit der FEM-Berechnung – Variante IV

Die Diagramme verdeutlichen, dass die Ermittlungen der Rollschubspannungen nach dem vereinfachten Verfahren gegenüber einer FEM-Berechnung in der Regel auf der sicheren Seite liegen. Die maximale Unterschätzung der Rollschubspannungen tritt bei der Punktstützung im Eckbereich auf und beträgt 3 %. Ansonsten liegen die Überschätzungen bei diesem System unter 7 % und für eine

Einzellast in Feldmitte unter 15 %. Im Bereich der zentrischen Punktstützung fallen für große Verhältniswerte von vorhandener Auflagerfläche zur Elementdicke die Abweichungen mit bis zu 28 % etwas höher aus.

Bei dieser Wertung sind die Rollschubspannungen in Nebentragrichtung von fünfplagigen Brettsperrholzelementen nicht berücksichtigt. Diese liegen systemübergreifend mit Abweichungen von ca. 40 % bis ca. 70 % deutlich über den zuvor genannten Grenzen. Das liegt daran, dass bei einem fünfplagigen Brettsperrholzelement ohne Schmalseitenverklebung in Nebentragrichtung nach der Theorie der Schubanalogie nur ein dreilagiger Restquerschnitt als tragend angesehen wird. Folglich wird im Rahmen des vereinfachten Berechnungsverfahrens von einem Schubspannungsverlauf ausgegangen, der in den Decklagen des Restquerschnittes linear ansteigt und in der Mittellage einen konstanten Wert aufweist. Dies ist gleichbedeutend mit einer konstanten Schubspannung zwischen den Schwerachsen der beiden Decklagen des Restquerschnitts, also im Bereich einer statischen Höhe, die der zweifachen Einzelschichtdicke entspricht (siehe Abbildung 4-44). Gemäß der ebenfalls dargestellten FEM-Berechnung bauen sich jedoch schon in den Decklagen des Gesamtquerschnittes Schubspannungen auf. Nimmt man also in Anlehnung an die FEM-Berechnung einen annähernd konstanten Verlauf über die gesamte Höhe des Restquerschnitts an, so vergrößert sich die statische Höhe bereits um 50 %, was zu einer deutlichen Reduktion der maximalen Schubspannung führt. Dies zeigt, wie sensibel gerade der dreilagige Restquerschnitt auf eine Veränderung der statisch berücksichtigten Querschnittshöhe reagiert.

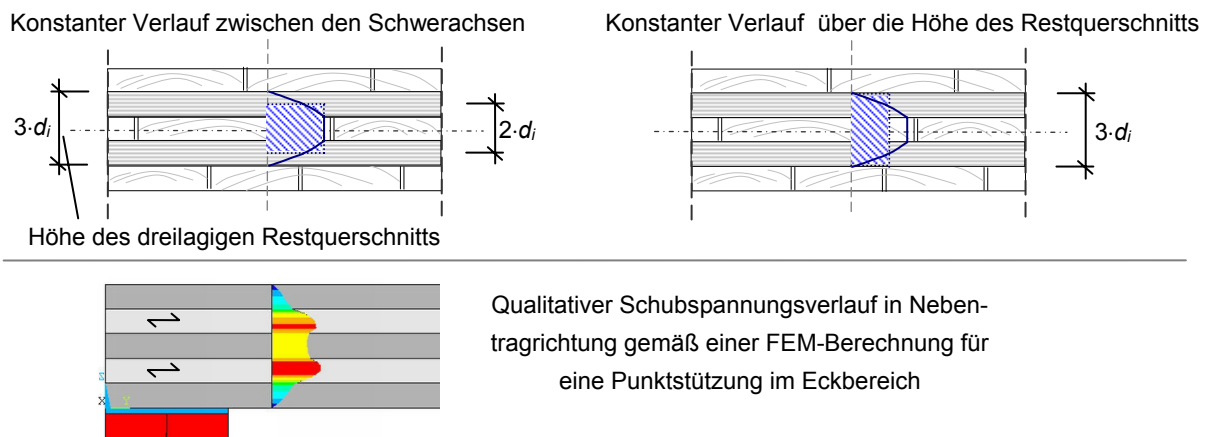


Abbildung 4-44: Schematische Schubspannungsverteilungen eines 5-lagigen Elementes in Nebentragrichtung

Die Untersuchungen belegen, dass für die betrachteten Systeme die Querkräfte nach den Gleichungen (Gl. 4-23) und (Gl. 4-24) ermittelt und daraus die maximalen Schubspannungen berechnet werden können. Dabei darf eine Lastausbreitung unter einem Winkel von 35° bis zur Schwerachse des Brettsperrholzelementes angesetzt werden. Bei einer Punktstützung im Eckbereich ist gemäß der vereinfachten Berechnungsmethode die Abweichung der tatsächlich vorhandenen Schubspannung, die entlang des Auflagerandes veränderlich ist, zum konstant angenommenen Schubspannungsverlauf mit dem Beiwert k_A nach Abbildung 4-42 zu berücksichtigen.

4.3.4 Zusammenfassung der Vorgehensweise

Das nachfolgende Schema fasst das vereinfachte Verfahren zur Ermittlung der Rollschubspannungen für zentrisch oder in den Eckbereichen punktgestützte bzw. durch eine Einzellast in Feldmitte belastete Tragsysteme zusammen. Es ist auf Brettsperrholzelemente anwendbar, die einen symmetrischen Querschnitt mit konstanten Einzelschichtdicken ($d_x = d_y$), mindestens fünf und maximal elf Schichten sowie quadratische Lasteinleitungs- bzw. Auflagerflächen besitzen.

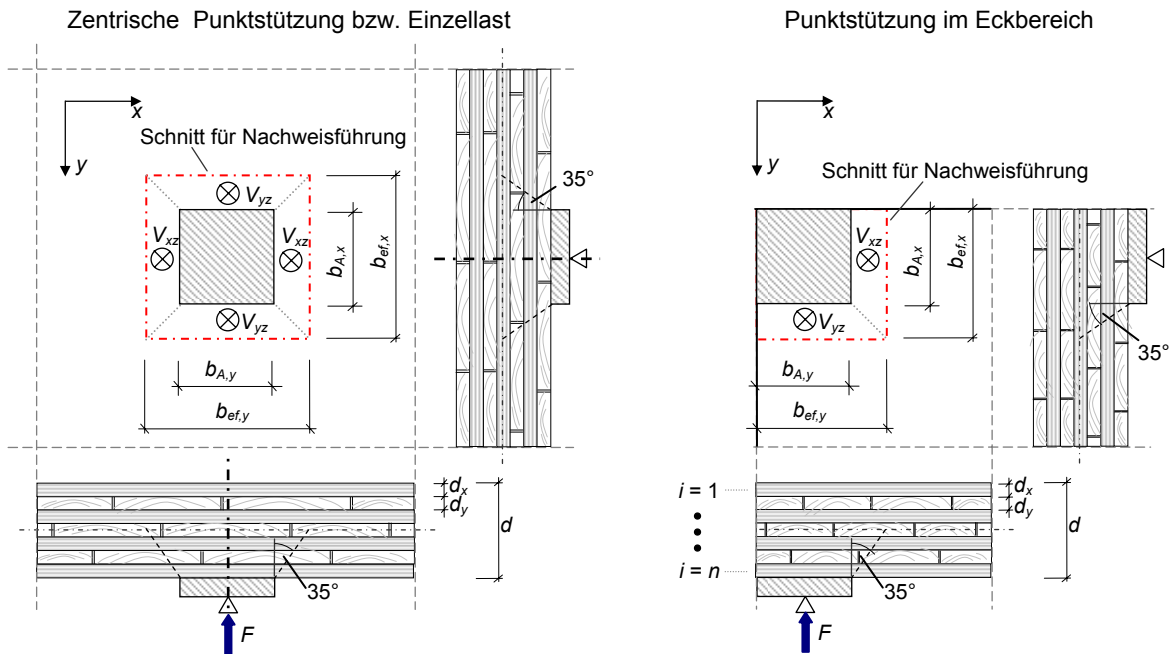


Abbildung 4-45: Geometrische Zusammenhänge und Ermittlung der mitwirkenden Breiten $b_{ef,x}$ und $b_{ef,y}$

Tabelle 4-6: Ermittlung der Rollschubspannungen

System		Zentrische Punktstützung bzw. Zentrische Einzellast	Punktstützung im Eckbereich
Querkraft	x-Richtung	$V_{xz} \approx 0,33 \cdot n^{-0,1} \cdot F$	$V_{xz} \approx 0,67 \cdot n^{-0,1} \cdot F$
	y-Richtung	$V_{yz} \approx 0,5 \cdot F - V_{xz}$	$V_{yz} \approx F - V_{xz}$
mitwirkende Breite	x-Richtung	$b_{ef,x} = b_{A,x} + d \cdot \tan 35^\circ$	$b_{ef,x} = b_{A,x} + d / 2 \cdot \tan 35^\circ$
	y-Richtung	$b_{ef,y} = b_{ef,x}$	$b_{ef,y} = b_{ef,x}$
Rollschubspannung	x-Richtung	$\tau_{R,xz} = \frac{V_{xz} / b_{ef,x}}{k_{R,x} \cdot (d_x + d_y)}$	$\tau_{R,xz} = \frac{V_{xz} / b_{ef,x}}{k_{R,x} \cdot (d_x + d_y)} \cdot k_A$
	y-Richtung	$\tau_{R,yz} = \frac{V_{yz} / b_{ef,y}}{k_{R,y} \cdot (d_x + d_y)}$	$\tau_{R,yz} = \frac{V_{yz} / b_{ef,y}}{k_{R,y} \cdot (d_x + d_y)} \cdot k_A$

Tabelle 4-7: Beiwerte $k_{R,x}$ und $k_{R,y}$ [-]

Anzahl der Schichten n	5	7	9	11
$k_{R,x}$	2,00	2,50	3,33	3,89
$k_{R,y}$	1,00	2,00	2,50	3,33

Tabelle 4-8: Beiwerte k_A [-]

$b_{A,x}/d$ bzw. $b_{A,y}/d$	$\leq 1,0$	$\leq 1,5$	$\leq 2,0$
Beiwert k_A	1,35	1,50	1,65

5 Materialverhalten - Interaktion Rollschub und Querdruck

Die Untersuchungen zu den Spannungsverteilungen im vorigen Kapitel belegen, dass sich in den aus Punktstützungen oder Einzellasten resultierenden Lasteinleitungsbereichen neben hohen Schub- auch Querdruckbeanspruchungen einstellen. Dieser Effekt tritt verstärkt auf bei zusätzlichen Schubverstärkungen durch Vollgewindeschrauben. Um Querdruck im Brettsperrholz zu erzeugen, sind die Vollgewindeschrauben so anzuordnen, dass sich unter Schubbeanspruchung eine Zugkraft in der Schraube einstellt. Das Tragverhalten derartiger verstärkter Brettsperrholzelemente kann durch ein Fachwerkmodell beschrieben werden. Bei diesem werden die Zugkräfte der Diagonalen durch die Vollgewindeschrauben aufgenommen, während sich im Holzquerschnitt Druckstreben unter einem zunächst noch unbekanntem Winkel α ausbilden. In den Querlagen kommt es zu einer Überlagerung von Rollschubbeanspruchung in Streifenlängsrichtung und Druckbeanspruchung quer zur Faser (siehe Abbildung 5-1).

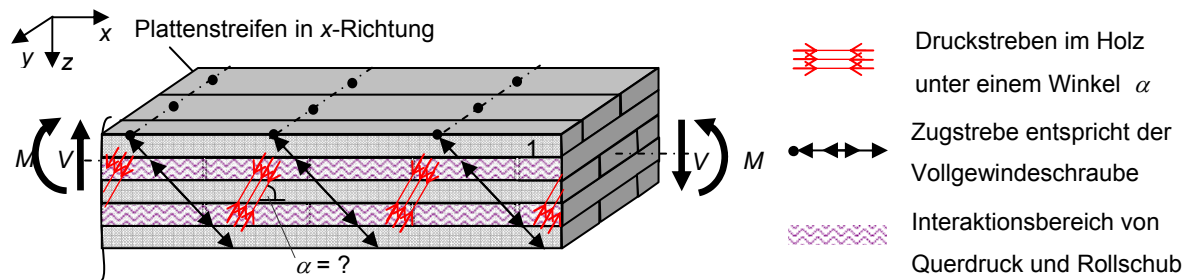


Abbildung 5-1: Fachwerkmodell eines schubverstärkten Brettsperrholzelementes

Der positive Einfluss von Querdruckbeanspruchung auf die Schubfestigkeit in Faserrichtung ist bekannt und war Gegenstand verschiedener Untersuchungen. So führte HEMMER (1984) mehraxiale Belastungsversuche an Prüfkörpern aus Weißtanne durch. An den röhrenförmigen Prüfkörpern, deren Faserrichtung parallel zur Zylinderachse verlief, wurden durch die Kombinationen aus Längskräften, Innen- bzw. Außendrücken sowie Torsionsmomenten verschiedene Spannungsinteraktionen erzeugt (siehe Abbildung 5-2).

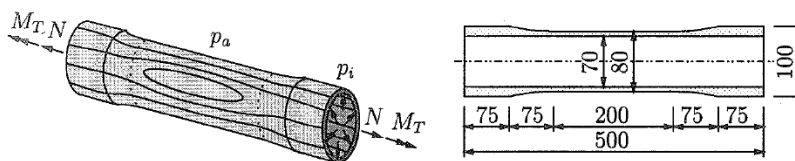
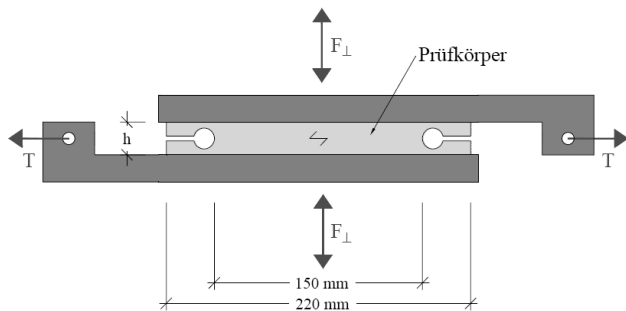


Abbildung 5-2: Versuchsanordnung nach HEMMER (1984), aus EBERHARDSTEINER (2002)

Im Gegensatz zu HEMMER (1984), der sich mit verschiedenen Spannungsinteraktionen beschäftigte, beschränkte sich SPENGLER (1982) auf die Untersuchung der Schubfestigkeit von Fichtenholz unter kombinierter Schub- und Querdruck- bzw. Querzugbeanspruchung. Die im Rahmen der Untersuchung verwendete Versuchsanordnung ist in Abbildung 5-3 schematisch dargestellt. Die Einleitung der Scherkraft in die Prüfkörper erfolgte über flächig verklebte Lasteinleitungsglaschen. Um Span-

nungsspitzen in den Randbereichen zu vermeiden, wurden die Prüfkörper in der Wirkungslinie der Scherkraft mit Schlitz und Bohrungen (Durchmesser 15 mm) versehen.



mit:

$$22 \text{ mm} \leq h \leq 32 \text{ mm}$$

$$80 \text{ mm} \leq b \leq 140 \text{ mm}$$

(b : Prüfkörperbreite \perp zur dargestellten Ebene)

Abbildung 5-3: Versuchsanordnung nach SPENGLER (1982), aus BLAß & KRÜGER (2010)

Das nachfolgende Diagramm zeigt die in den Versuchen von SPENGLER (1982) ermittelten Schubfestigkeitswerte in Faserrichtung in Abhängigkeit der aufgetragenen Querspannung und die daraus von BLAß & KRÜGER (2010) ermittelte Regressionskurve. Die Zunahme der Schubfestigkeit bei kombinierter Querdruckbeanspruchung ist deutlich zu erkennen. BLAß & KRÜGER (2010) griffen im Rahmen des AiF-Forschungsvorhabens „Schubverstärkung von Holz mit Holzschrauben und Gewindestangen“ die Ergebnisse von SPENGLER (1982) auf, um das Tragverhalten von schubverstärkten Brett-schicht-holzbauteilen zu beschreiben. Die Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben bzw. Gewindestangen waren dabei derart angeordnet, dass sie im Belastungsfall auf Zug beansprucht wurden und somit, analog zum Fachwerkmodell in Abbildung 5-1, in den Brett-schicht-holzbauteilen Druckspannungen senkrecht zur Faser erzeugten.

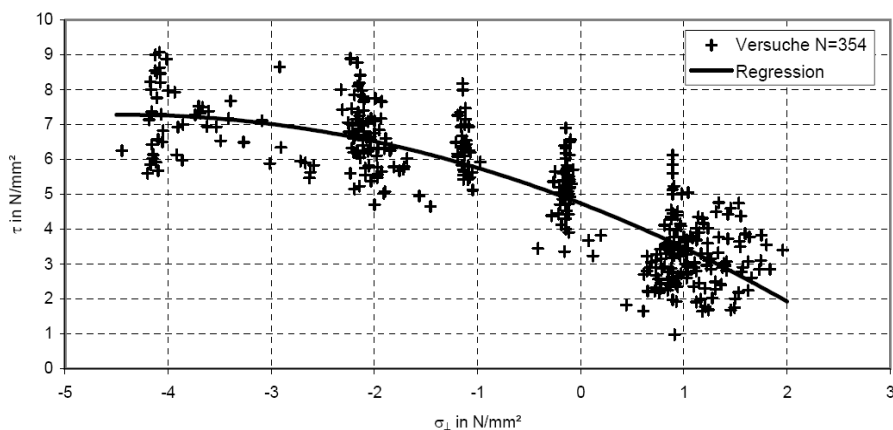


Abbildung 5-4: Spannungsinteraktion von Schub in Faserrichtung und Querdruck, aus BLAß & KRÜGER (2010)

Auch in Bemessungsnormen findet das Interaktionsverhalten Berücksichtigung. So gibt die Schweizer Bemessungsnorm für Holzbauwerke [SIA 265] für die kombinierte Beanspruchung aus Schub in Faserrichtung und Normalkraft senkrecht zur Faser folgende Nachweisführung vor:

$$\left(\frac{f_{c,90,d} + \sigma_{90,d}}{f_{c,90,d} + f_{t,90,d}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_d}{f_{v,d}} \right)^2 \left[1 - \left(\frac{f_{c,90,d}}{f_{c,90,d} + f_{t,90,d}} \right)^2 \right] \leq 1 \quad (\text{Gl. 5-1})$$

mit: $\sigma_{90,d} = \sigma_{t,90,d}$ bei Querkzugbeanspruchung
 $\sigma_{90,d} = -\sigma_{c,90,d}$ bei Querdruckbeanspruchung

Dem in der [SIA 265] verankerten Interaktionsverhalten liegen keine Versuchswerte zugrunde, vielmehr resultiert der Kurvenverlauf aus einer Interpolation zwischen den beiden bekannten Stützstellen der reinen Querkzug- und Schubbeanspruchung sowie einer Extrapolation für den Querdruckbereich. Die Interaktion ist in Abhängigkeit der Ausnutzungsgrade in Abbildung 5-5 graphisch dargestellt.

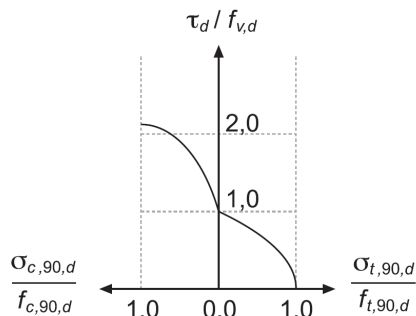


Abbildung 5-5: Interaktion von Querdruck und Schub [SIA 265]

Auffällig ist, dass bei Erreichen der maximalen Querdruckfestigkeit gleichzeitig die maximale Schubbeanspruchung auftreten kann, die ungefähr um das Zweifache größer ist als ohne Querdruck. Werkstoffmechanisch könnte man erwarten, dass die maximale Querdruckbeanspruchung zum Versagen führt und somit auch keine weiteren Beanspruchungen aufgenommen werden können. Folglich müsste die Interaktionslinie die x-Achse schneiden, also bei dem Wert $\sigma_{c,90,d}/f_{c,90,d}=1,0$, wie es auch im Bereich der Querkzugfestigkeit ($\sigma_{t,90,d}/f_{t,90,d}=1,0$) der Fall ist. Verschiedene Untersuchungen zeigen jedoch, dass bei Spannungsinteraktionen Beanspruchungen aufgenommen werden können, die die Festigkeitswerte der einzelnen Spannungskomponenten übersteigen. HÄBERLE (2004) veranschaulichte diesen Effekt am Beispiel unidirektionaler Faserverbundwerkstoffe anhand des in Abbildung 5-6 dargestellten schematischen Bruchkriteriums. Die Punkte A, B, C und D bilden die Schnittpunkte des Bruchkriteriums auf den jeweiligen Achsen ab und stellen gleichzeitig die Festigkeitswerte und die charakteristischen Versagensformen unter der jeweiligen einaxialen Beanspruchung dar. Die Grafik verdeutlicht, dass beispielsweise unter biaxialer Druckbeanspruchung (Bereich zwischen den Punkten B und D) höhere Spannungen vom Werkstoff aufgenommen werden können als es unter einaxialer Beanspruchung möglich wäre. Betrachtet man die einaxiale Druckbeanspruchung in Richtung der Faserbündel (Punkt B), so wird das Versagen unter anderem durch das Ausknicken von Faserbündeln hervorgerufen. Aus mechanischer Sicht erscheint es sinnvoll, dass dieses Ausknicken durch eine seitliche Druckbeanspruchung, also quer zu den Fasern, teilweise behindert werden kann. Dadurch kommt es zu einer Zunahme der einaxialen Druckfestigkeit in Faserrichtung. Dies bestätigt, dass eine Beanspruchungsinteraktion nicht zwangsläufig zu einer Abminderung der Festigkeit führen muss, sondern dass sie sich durchaus positiv auf einzelne Festigkeitskomponenten auswirken kann.

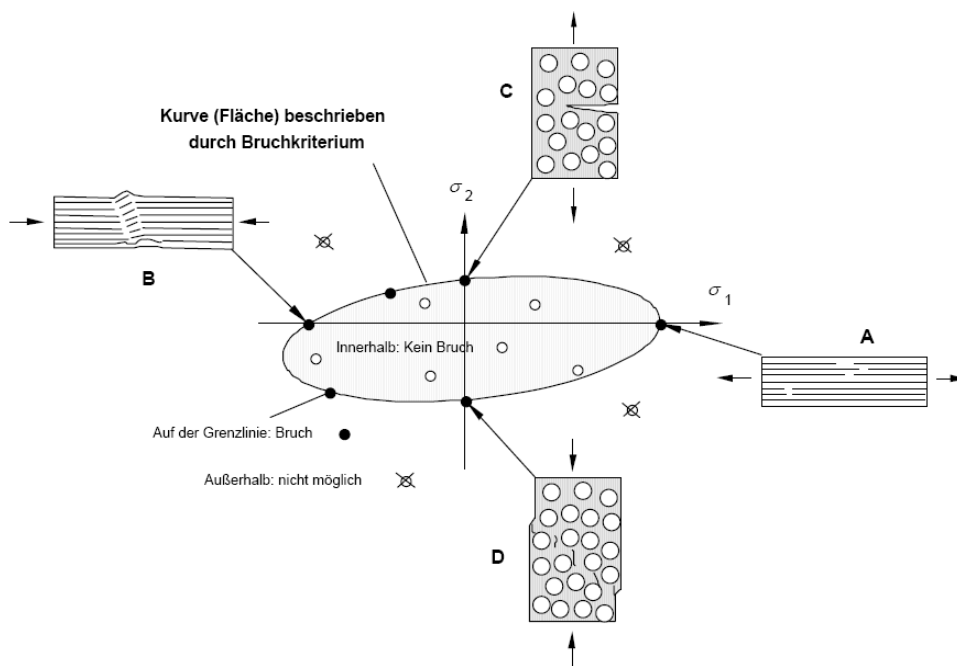


Abbildung 5-6: Schematische Darstellung einer Spannungsinteraktion, aus HÄBERLE (2004)

Im Bereich des Werkstoffes Holz hat sich EBERHARDSTEINER (2002) intensiv mit Spannungsinteraktionen und entsprechenden Bruchkriterien beschäftigt. Er leitete unter Verwendung von Festigkeitswerten aus biaxialen Spannungsuntersuchungen an fehlerfreien Holzproben und des Bruchkriteriums von TSAI & WU (1971) Interaktionsdiagramme für Spannungen in radialer, tangentialer und longitudinaler Richtung ab.

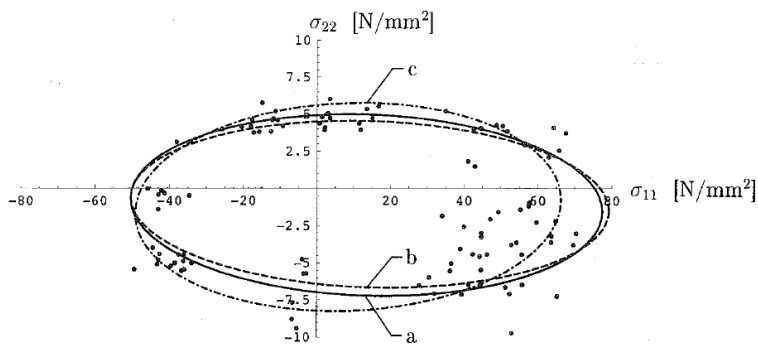


Abbildung 5-7: Spannungsinteraktion, aus EBERHARDSTEINER (2002)

Für die Interaktion von Rollschub und Druck- bzw. Zugspannungen quer zur Faser sind dem Autor keine Untersuchungen bekannt, es wurde jedoch ebenfalls eine Steigerung der aufnehmbaren Rollschubbeanspruchung bei gleichzeitigem Querdruck erwartet. Daher wurden im Rahmen des Forschungsvorhabens MESTEK & WINTER (2011) weiterführende theoretische Überlegungen und experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Diese werden in den nachfolgenden Kapiteln ausführlich erläutert.

5.1 Voruntersuchungen

5.1.1 Schubprüfungen im Holzbau

Neben den schon genannten, aus Forschungsvorhaben bekannten Versuchsaufbauten existieren in den Regelwerken, die den Holzbau betreffen, verschiedene Prüfverfahren zur Ermittlung von Schub- bzw. Scherfestigkeiten. Während sich die Norm [DIN 52187] mit Scherfestigkeit in Faserrichtung von Holzproben befasst, sind in der [DIN CEN/TS 14966] „orientierende Prüfverfahren an kleinen Prüfkörpern für einige mechanische Eigenschaften“ angegeben (siehe Abbildung 5-8). Die in den genannten Normen enthaltenen Verfahren sind im Wesentlichen identisch, beziehen sich jedoch auf fehlerfreie, würfelförmige Kleinproben mit Kantenlängen von ca. 50 mm. Gleiches gilt für das Verfahren der [DIN EN 392], bei dem an aus Bohrkernen bzw. Prüfstäben gewonnenen Kleinproben die Scherfestigkeit der Leimfugen von Brettschichtholz überprüft wird. Aufgrund der geringen Abmessungen erscheinen die Verfahren ungeeignet hinsichtlich einer kombinierten Scherprüfung bei gleichzeitiger, gezielter Querdruckbeanspruchung.

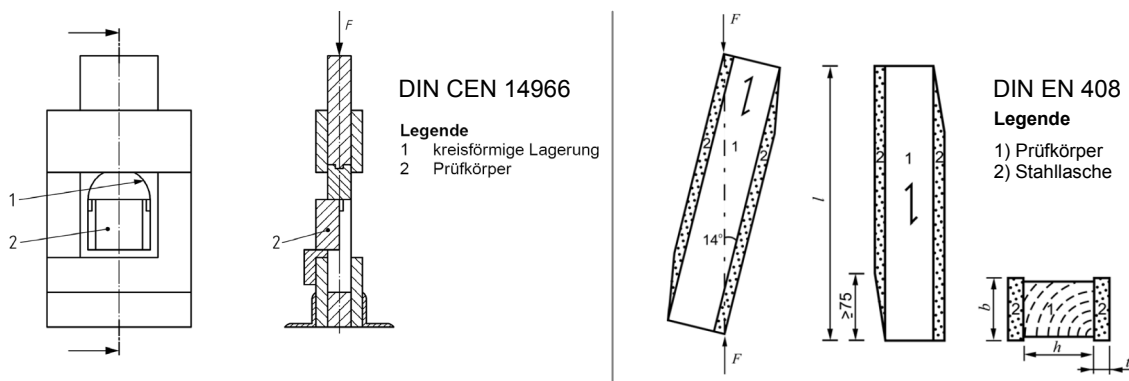


Abbildung 5-8: Prüfvorrichtung nach [DIN CEN/TS 14966] bzw. nach [DIN EN 408]

Ein weiteres, ebenfalls in Abbildung 5-8 dargestelltes Verfahren zur Bestimmung der Scherfestigkeit in Faserrichtung ist in der [DIN EN 408] enthalten. Über seitlich aufgeklebte Stahllaschen erfolgt eine konstante Lasteinleitung in den Prüfkörper. Die Prüfung erfolgt unter einem Winkel von 14° gegen die Vertikale geneigt, wobei die Wirkungslinie der äußeren Scherkraft durch den Schwerpunkt des Prüfkörpers verläuft. Neben der Scherkraft tritt zusätzlich eine Kraftkomponente quer zur Scherfläche auf, die bei dem angegebenen Neigungswinkel von 14° ca. 25 % der Scherkraft beträgt. Die Abmessungen des Prüfkörpers fallen mit einer Länge l von ca. 300 mm und einer Dicke h von ca. 55 mm deutlich größer aus als bei den zuvor genannten Verfahren. Das Verhältnis der Prüflänge zur Dicke liegt mit $l/h \approx 5,5$ in der Größenordnung der Verhältnisse von Brettbreite zur Brettstärke von Bretttafeln, die üblicherweise zur Herstellung von Brettsperrholz verwendet werden. Somit bietet sich das in der [DIN EN 408] enthaltene Verfahren ebenfalls zur Ermittlung der Rollschubfestigkeit an.

5.1.2 Theoretische Voruntersuchungen zur Prüfkfiguration

In Anlehnung an das zuvor erläuterte Prüfverfahren der [DIN EN 408] wurden verschiedene Prüfkfigurationen im Hinblick auf die Ermittlung der Rollschubfestigkeit untersucht. Das Verfahren sollte es ermöglichen, neben der Scherbeanspruchung auf Rollschub τ_R gleichzeitig eine gezielte Querdruckbeanspruchung σ_{90} senkrecht zur Scherfläche aufbringen zu können (siehe Abbildung 5-9).

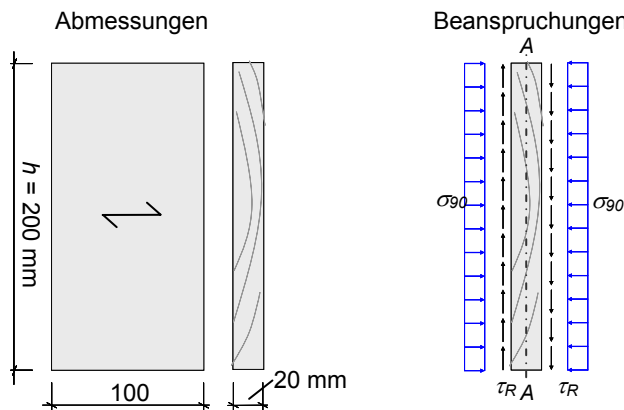


Abbildung 5-9: Abmessungen und Beanspruchungen des Prüfkörpers

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

- Neigungswinkel α zwischen der Scherfläche A-A und der Prüflast (siehe Tabelle 5-1)
- Material der Krafteinleitungslaschen
- Geometrie der Krafteinleitungslaschen

Tabelle 5-1 und Tabelle 5-2 enthalten eine Auswahl der untersuchten Varianten hinsichtlich möglicher Geometrieverhältnisse und Materialbeschaffenheiten, getrennt für den Neigungswinkel von 10° bzw. 6° . Die aufgebrachte Last wurde so gewählt, dass sich unter der Annahme einer konstanten Schubspannungsverteilung jeweils eine fiktive Schubspannung $\tau_{R,0}$ von $2,5 \text{ N/mm}^2$ einstellt. Für die aufgeführten Varianten wurden jeweils die Verläufe der Schubspannungen τ_R entlang der Scherfläche A-A (siehe Abbildung 5-9) sowie die Spannungen σ_{90} senkrecht dazu ermittelt. Die Angabe der Rollschubspannung τ_R im Schwerpunkt der Scherfläche dient der Abschätzung inwieweit die vereinfachte Annahme einer konstanten Schubspannungsverteilung zutreffend ist.

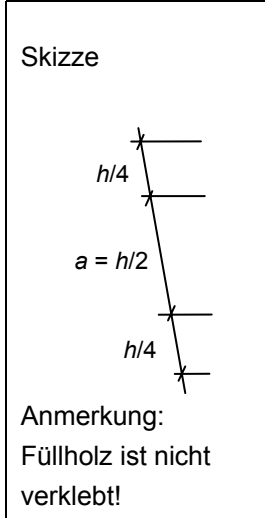
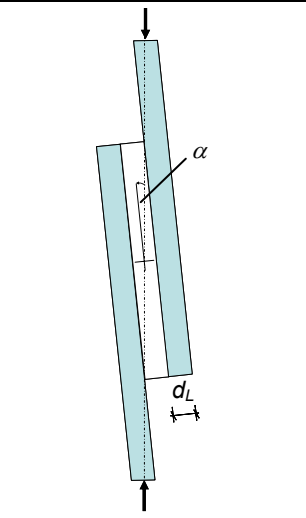
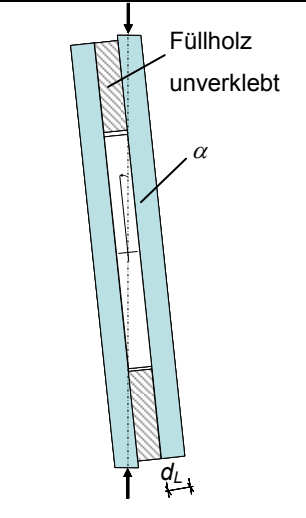
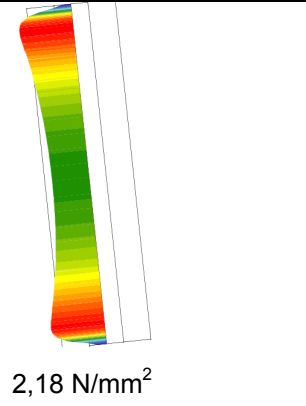
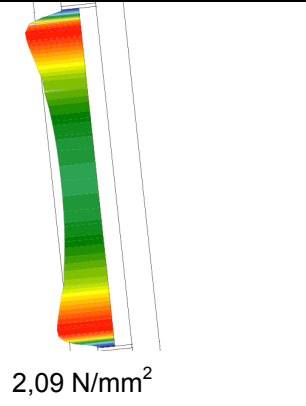
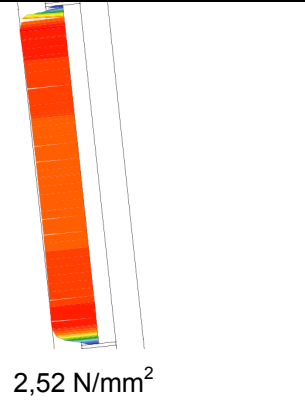
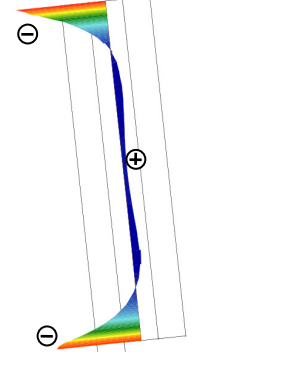
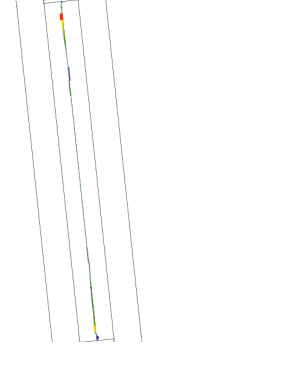
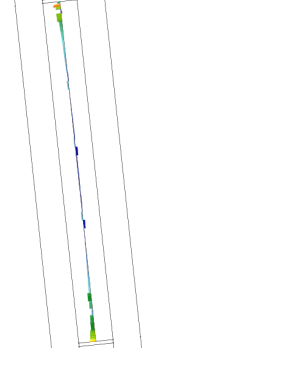
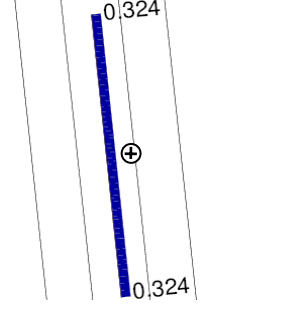
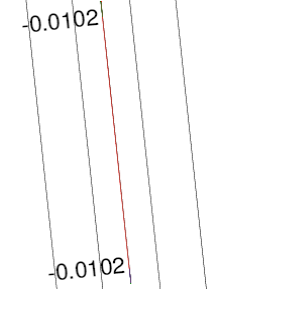
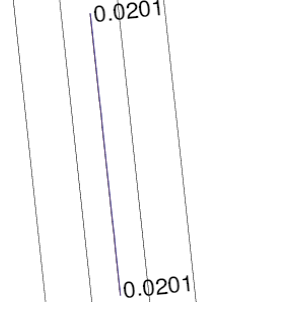
Auf die Angabe von Spannungswerten senkrecht zur Scherfläche wird verzichtet, da speziell im Lasteinleitungsbereich Spannungsspitzen auftreten, diese aber keine relevanten Aussagen hinsichtlich des Schubtragverhaltens zulassen. Vielmehr ist der Spannungsverlauf im mittleren Bereich der Scherfläche von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

Anmerkung: Beim Vergleich der Spannungsverläufe ist der normierte Linienabtrag (= Abstand von der Schnittachse) entscheidend – die Farbskala kann nicht zum Vergleich herangezogen werden.

Tabelle 5-1: Vergleich der Prüfkfigurationen für einen Neigungswinkel $\alpha = 10^\circ$

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

Tabelle 5-2: Vergleich der Prüfkongfigurationen für einen Neigungswinkel $\alpha = 6^\circ$

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

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

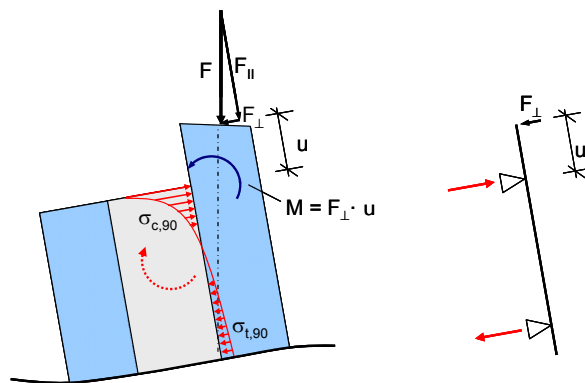


Abbildung 5-10: Schematische Darstellung des Lasteinleitungsbereiches

Wie die Spannungsverläufe senkrecht zur Scherfuge der Variante *E* in Tabelle 5-2 bestätigen, werden mit zunehmendem Laschenüberstand die beschriebenen Auswirkungen auf das Tragverhalten ausgeprägter. Einzig bei Stahllaschen ist dies nicht zu beobachten, was vermutlich daran liegt, dass aufgrund der vergleichsweise großen Biegesteifigkeit das Biegemoment in erster Linie vom Stahlquerschnitt aufgenommen wird. Gleichzeitig werden die sich in der Fuge einstellenden geringen Querspannungen durch die vertikal zur Scherfuge wirkenden Kraftkomponenten überdrückt.

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

- Der konstanteste Schubspannungsverlauf tritt bei der Lasteinleitung über Stahllaschen auf. Allerdings wird dieser begleitet von einem fast linear veränderlichen Querspannungsverlauf. Da somit keine Bereiche mit annähernd konstanter Querspannung vorhanden sind, ist die am Versagensort vorherrschende Querspannung nur schwer abschätzbar.
- Mit zunehmender Dicke der Lasteinleitungslaschen steigt der Laschenüberstand und führt zu den zuvor beschriebenen Querspannungen. Um die Zunahme des Laschenüberstandes zu vermeiden, besteht die Möglichkeit, die Last nicht in der Schwerachse der Laschen, sondern über eine reduzierte Auflagerfläche einzuleiten wie bei Variante *D* ausgeführt. Da aber auch in

diesem Fall eine exzentrische Lasteinleitung in die Laschen vorliegt, führt dies zu keiner wesentlichen Verbesserung des Tragverhaltens. Folglich ist es ausreichend, die Laschen gerade so dick auszuführen wie es für die Lasteinleitung erforderlich ist.

- Auf die in der [DIN EN 408] vorgeschriebenen Abschrägungen der Laschen kann verzichtet werden. Der Vergleich der Schub- und Querspannungen der Varianten A und C ergibt keine wesentlichen Unterschiede. Vergleichsrechnungen zeigen, dass dies auch für die hier nicht weiter untersuchte Ausführung mit Stahllaschen zutrifft.

Es ist davon auszugehen, dass mit geringerem Neigungswinkel der Einfluss der rechtwinklig zur Scherfläche wirkenden Kraftkomponente abnimmt. Da die maximale Brettbreite aufgrund der handelsüblichen Abmessungen festgelegt ist, führt ein geringerer Neigungswinkel zwangsläufig zu einem größeren Laschenüberstand und somit zu den zuvor geschilderten negativen Einflüssen auf die Spannungsverläufe (siehe Variante E in Tabelle 5-2). In der Absicht die Einflüsse des großen Laschenüberstandes zu minimieren, aber dennoch die Vorteile des geringen Neigungswinkels zu nutzen, wurden die Varianten F und G untersucht. Um zu verhindern, dass sich das in Abbildung 5-10 gezeigte Biegemoment in den Laschen einstellt, wurden die Laschen beidseitig verlängert und dazwischen Füllhölzer angeordnet. Da die Füllhölzer nicht verklebt sind, können sie nur Spannungen senkrecht zur Systemachse und keine Schubspannungen übertragen. In der FEM-Simulation wurde dies dadurch realisiert, dass dem Material der Füllhölzer ein verschwindend geringer Schubmodul zugewiesen wurde. Sind die Laschen aus Holz, so stellen sich zwar tatsächlich vernachlässigbare Spannungen senkrecht zur Scherfläche ein, allerdings liegt im Vergleich zu den übrigen Varianten kein konstanter Schubspannungsverlauf vor. Anders verhält sich dies bei einer Ausführung mit Stahllaschen. Diese Variante vereint die Vorteile eines konstanten Schubspannungsverlaufes bei gleichzeitig vernachlässigbaren Spannungen senkrecht zur Scherfläche.

5.1.3 Zusammenfassung und Wahl der Prüfkörperkonfiguration

Generell können durch die Varianten A bis D bei einem Neigungswinkel von 10° relativ konstante und somit zufriedenstellende Schubspannungsverläufe erzielt werden. Der zusätzliche Materialaufwand bei einer Ausführung mit dickeren Laschen (Variante D) bzw. der erhöhte Arbeitsaufwand zum Abschrägen der Laschen (Variante C) ist nicht gerechtfertigt. Die annähernd linear veränderlichen Spannungen quer zur Scherfläche aber auch der zum Verkleben von Holz und Stahl erforderliche Mehraufwand, z.B. Sandstrahlen der Stahloberfläche, sprechen gegen eine Ausführung mit Stahllaschen (Variante B). Aufgrund der ausführlich beschriebenen negativen Auswirkung des Laschenüberstandes entfällt die Variante E. Gleiches gilt für die Variante F mit Füllholz und Hartholzlaschen, die zwar fast keine Spannungen senkrecht zur Scherfläche, dafür aber einen relativ stark veränderlichen Schubspannungsverlauf aufweist. Die günstigsten Spannungsverläufe sind bei einer Ausführung mit Füllholz und Stahllaschen zu beobachten. Allerdings ist es fraglich, ob bei der Versuchsdurchführung trotz fehlender Verklebung der Füllhölzer tatsächlich eine Schubübertragung über die Füllhölzer ausgeschlossen werden kann. Hinzu kommt, dass ein Großteil der Prüfkörper mit einer

externen Vorspannvorrichtung versehen werden soll, die ein gezieltes Aufbringen von Querdruckspannungen in der Scherfläche ermöglicht. Auch in diesem Fall ist die Verteilung des Querdrucks zwischen den Füllhölzern und dem tatsächlichen Prüfkörper ungewiss. Hinzu kommt der erhöhte Material- und Arbeitsaufwand für die Herstellung, die in Anbetracht der Ungewissheiten nicht gerechtfertigt erscheinen.

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

5.2 Experimentelle Untersuchungen an Kleinversuchen

5.2.1 Versuchsaufbau

Die abschließend gewählte Prüfanordnung entspricht der zuvor untersuchten Variante A und ist in Abbildung 5-11 dargestellt. Die Breite des Prüfkörpers beträgt 100 mm, damit ergibt sich eine zu prüfende Scherfläche von $100 \times 200 \text{ mm}^2$. Wie im vorherigen Kapitel erläutert, stellen sich aufgrund der Schrägstellung und des Laschenüberstandes im mittleren Bereich der Scherfläche geringe Querspannungen ein, was bei der Auswertung der Versuchsdaten zu berücksichtigen ist.

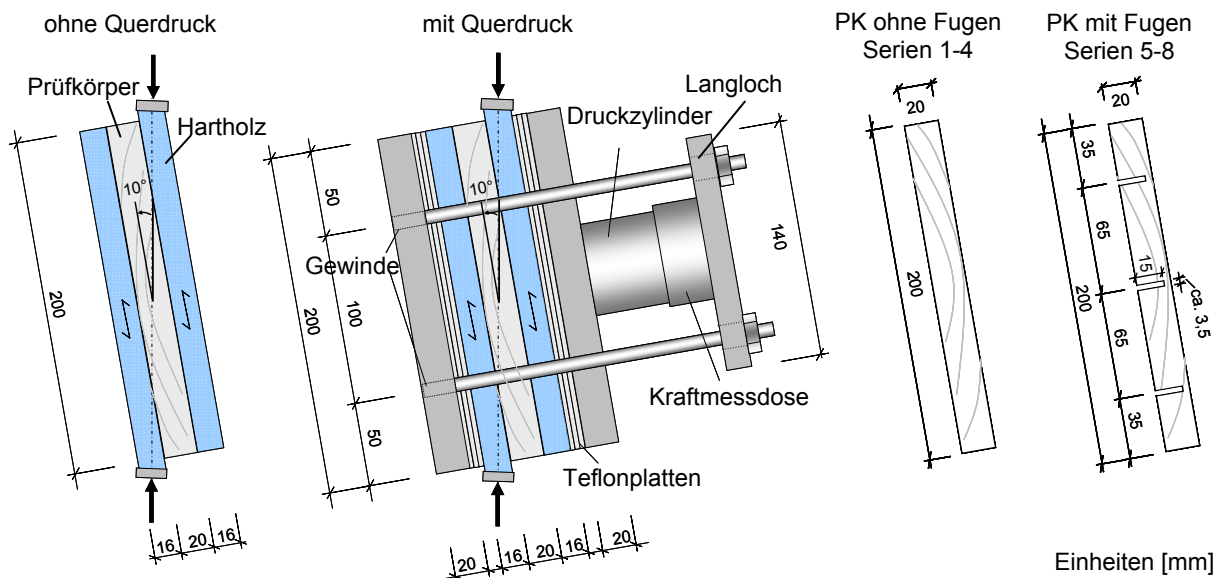


Abbildung 5-11: Versuchsanordnung ohne bzw. mit externer Vorspanneinrichtung

Bei den Prüfkörpern, die neben der reinen Scher- noch eine planmäßige Querdruckbeanspruchung erfahren, erfolgt die Lasteinleitung quer zur Scherfläche über außen liegende Stahlplatten. Diese sind über vier Gewindestangen, die seitlich am Prüfkörper vorbeigeführt werden sowie über die Kopfplatte miteinander gekoppelt. Durch den eingebauten hydraulischen Druckzylinder und die

Kraftmessdose kann während der Prüfung gezielt Querdruck aufgebaut und überprüft werden. Um zu vermeiden, dass die Stahlkonstruktion einen Teil der Scherkräfte überträgt, sind zwischen den Stahlplatten und den Hartholzlaschen jeweils drei Teflonplatten angeordnet. Dadurch wird die Reibung minimiert und eine Schubverformung des Prüfkörpers zugelassen.

5.2.2 Kalibrierungsversuche

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

In einer ersten Versuchsreihe wurde die Haftkraft ermittelt, die notwendig ist, um die verwendeten Teflonplatten in Abhängigkeit des aufgetragenen Querdrucks zum Gleiten zu bringen. Dazu wurden die zuvor schon verwendeten sechs Teflonplatten in die Prüfeinrichtung eingebaut, wobei die mittleren zwei, über die die Lasteinleitung erfolgt, einen Überstand von ca. 5 mm aufwiesen (Versuchsreihe I in Abbildung 5-12). Gemessen wurden lediglich der Maschinenweg u und die Maschinenkraft F . Da sich zwei Gleitflächen einstellen, entsprechen die Haftkräfte bzw. die Gleitreibungskräfte je Gleitfläche, unter der Annahme einer gleichmäßigen Verteilung, näherungsweise 50 % der aufgetragenen Zylinderkraft. Die Bestimmung der Haft- bzw. Gleitreibungskräfte erfolgte jeweils für die bei den eigentlichen Rollschubversuchen geplanten Vorspannkräfte.

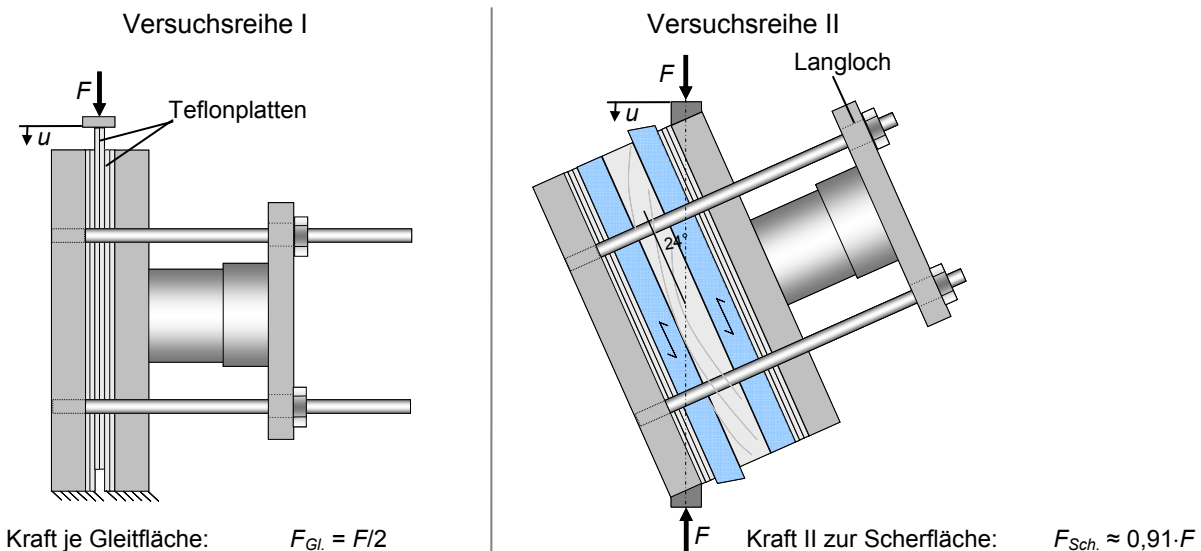


Abbildung 5-12: Kalibrierungsversuche

In der zweiten Versuchsreihe wurde der Rahmen der Vorspanneinrichtung einer Scherbeanspruchung unterzogen. Die Lasteinleitung erfolgte unter Verwendung entsprechender Auflagerhölzer unter einem Winkel von ca. 24° an den Stirnseiten der Stahlplatten, die später zur gleichmäßigen Verteilung des Querdruckes dienten. Aufgrund des Winkels stellt sich eine parallel zu den Teflonplat-

ten wirkende Scherkraft von ca. 91 % der aufgebrachtten Zylinderkraft ein. Die Versuchsaufbauten beider Versuchsreihen sind in Abbildung 5-12 dargestellt.

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

$$F_{Rah.} = F_{Sch.} - F_{Gl.} \quad (\text{Gl. 5-1})$$

Nachfolgend sind die Versuchsanordnungen dargestellt. In Abbildung 5-13 (c) ist der Versatz aufgrund der sich einstellenden Gleitfuge zwischen den Teflonplatten zu erkennen.

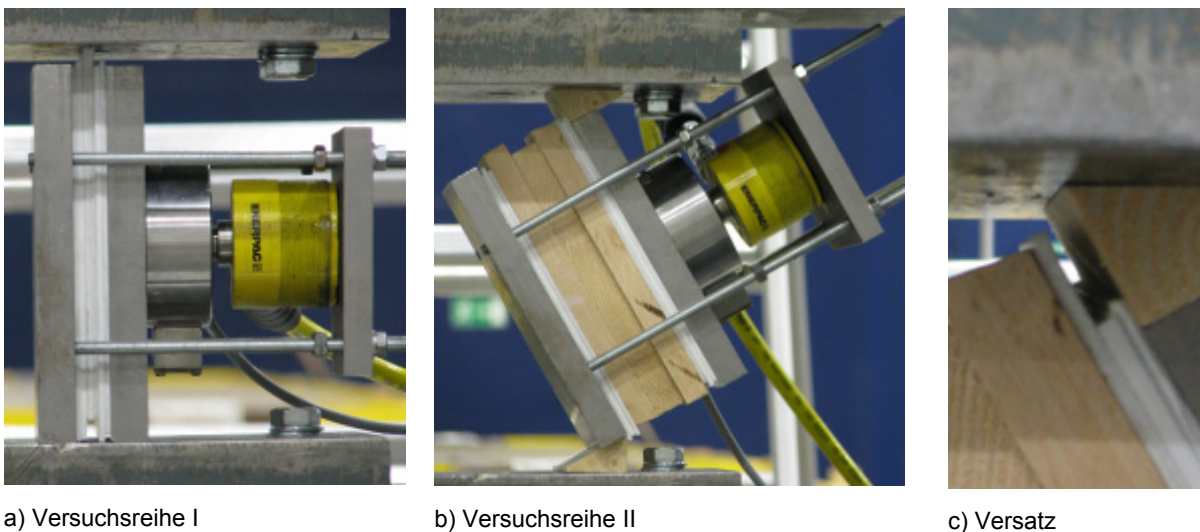


Abbildung 5-13: Typische Versagensbilder

Die Abbildung 5-14 zeigt die Ergebnisse der Kalibrierungsversuche beider Versuchsreihen. In den Lastverformungskurven sind die zuvor erläuterten Zusammenhänge zwischen der aufgebrachtten Maschinenkraft F und der Kraft $F_{Gl.}$ in der Gleitfläche der Versuchsreihe I sowie $F_{Sch.}$ der Versuchsreihe II bereits enthalten. Die unterschiedlichen Steigungen und die damit verbundenen Maschinenwege der beiden Versuchsreihen ergeben sich aus den Steifigkeitsunterschieden der Lasteinleitungsstrukturen. Die Kurven steigen jeweils bis zum Erreichen der maximalen Haftkraft an und sinken anschließend auf das annähernd konstante Lastniveau der Gleitreibungskraft während der Gleitphase ab.

Die Lastverformungskurven zeigen, dass sich bei den unterschiedlichen Vorspanngraden die in den jeweiligen Versuchsreihen ermittelten Haft- und Gleitreibungskräfte in etwa auf gleichem Niveau befinden. Die Scherkraft $F_{Sch.}$ der Versuchsreihe II entspricht näherungsweise jeweils der in der Gleitfuge der Versuchsreihe I wirkenden Kraftkomponente $F_{Gl.}$. Somit findet nach (Gl. 5-1) keine nennenswerte Übertragung von Scherkräften über den Rahmen der Vorspanneinrichtung statt. Daher wurde bei der Auswertung der Versuchsergebnisse die Übertragung von Scherkräften durch die Rahmenkonstruktion der Vorspanneinrichtung vernachlässigt und die auftretenden Rollschubspannungen aus dem parallel zur Scherkraft wirkenden Anteil der Prüfkraft ermittelt.

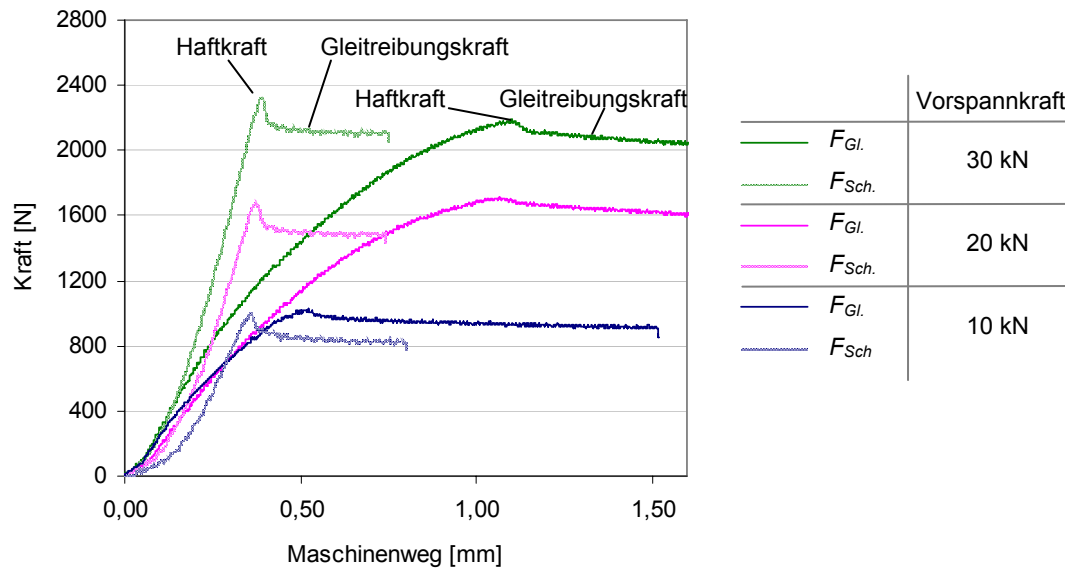


Abbildung 5-14: Lastverformungsdiagramm der Kalibrierungsversuche

5.2.3 Prüfplan - Zusammenstellung der Prüfungen

Primäres Ziel ist es, Aufschlüsse über den Querdruckeinfluss auf die Rollschubfestigkeit zu erhalten. Aufgrund der relativ geringen Anzahl von Prüfkörpern steht daher nicht der versuchstechnisch ermittelte Wert der Rollschubfestigkeit im Vordergrund, sondern die Veränderung der Festigkeit bezogen auf den gleichzeitig wirkenden Querdruck. Um die Streuung zu minimieren, wird aus den einzelnen Brettern jeweils ein Prüfkörper je Prüfserie entnommen (Abbildung 5-15). Bei der anschließenden Auswertung können somit die Festigkeitswerte der Prüfkörper eines Brettes, die neben der Scher auch eine Querdruckbeanspruchung erfahren, in Referenz zur Rollschubfestigkeit des Prüfkörpers aus dem gleichen Brett unter reiner Scherbeanspruchung gesetzt werden. Die Prüfkörper der Serien "5" bis "8" erhalten zusätzlich Fugen, um deren Einfluss auf die Rollschubfestigkeit zu überprüfen.

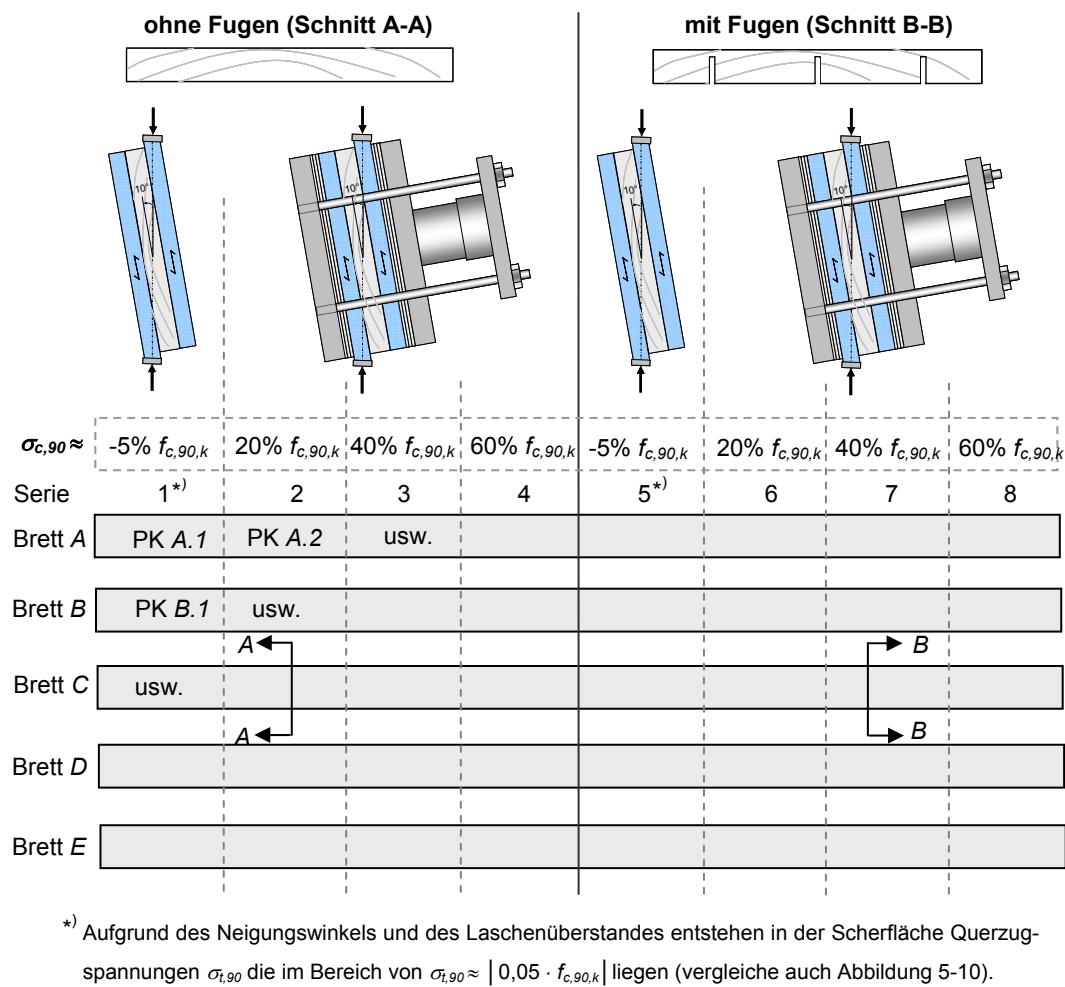


Abbildung 5-15: Zusammenstellung der Prüfkörper

5.2.4 Material und Herstellung

Zunächst wurden ca. 20 Bretter der Sortierklasse S10 (manuelle Sortierung nach [DIN 4074-1] im Produktionsbetrieb der Firma Gebrüder Heißeherer) technisch auf eine Holzfeuchte von etwa 12 % getrocknet und anschließend auf eine Breite von 200 mm und eine Dicke von 20 mm zugeschnitten bzw. gehobelt. Fünf der Bretter bildeten die Rohkörper, aus denen die einzelnen Prüfkörper hergestellt wurden. Bei der Auswahl wurde darauf geachtet, dass die Bretter überwiegend astfreie Bereiche, nur geringe Faserabweichungen und liegende Jahrringverläufe aufwiesen (siehe Abbildung C-1 im Anhang C). Hierdurch sollten möglichst einheitliche Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften der einzelnen Prüfkörper eines Brettes erreicht werden. Aus den gewählten Rohkörpern wurden jeweils acht Prüfkörper (ein Prüfkörper je Serie) zugeschnitten und ihre Rohdichtewerte ermittelt. Der Mittelwert der Rohdichte lag bei $465,6 \text{ kg/m}^3$, die Einzelwerte sind im Anhang C.1 aufgeführt (Tabelle C-1). Anschließend wurden auf der Formatkreissäge in die Prüfkörper der Serien "5" bis "8" Nuten eingeschnitten. Diese sollten die Entlastungsnuten bzw. Fugen simulieren, die in Abhängigkeit des Herstellungsverfahrens zur Anwendung kommen können. Die Abmessungen und Anordnung der Nuten sind der Abbildung 5-11 zu entnehmen.

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

5.2.5 Versuchsdurchführung

Eine einseitig angeordnete Kalotte sowie Hartgummistreifen auf den Lasteinleitungsflächen dienten dazu, gegebenenfalls vorhandene Fertigungstoleranzen auszugleichen und somit ein Verkanten der Prüfkörper in der Prüfeinrichtung zu vermeiden. Alle Versuche wurden weggesteuert mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit des Prüfzylinders von 1,0 mm/min gefahren. Zunächst wurden die Prüfungen an den Prüfkörpern der Referenzserien "1" und "5", wie im Prüfplan in Abbildung 5-15 dargestellt, ohne zusätzliche Querdruckbeanspruchung durchgeführt. Bei den übrigen Serien wurde über die externe Vorspanneinrichtung stufenweise der in der Scherfuge wirkende Querdruck erhöht. Die jeweils extern aufgebrachte Vorspannkraft und die daraus resultierende Querdruckspannung $\sigma_{c,90,ext}$ sind in Tabelle 5-3 aufgeführt.

Tabelle 5-3: Externe Vorspannkraft und Querdruckspannung

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

Alle Versuche wurden bis zum Bruch der Prüfkörper gefahren. In der Regel lag der Holzfaserteil der Bruchfläche bei annähernd 100 %. Vereinzelt fehlflächen in der Verklebung wurden aufgenommen und bei der weiteren Auswertung, d.h. der Schubspannungsermittlung in der Scherfläche, von der Bruchfläche abgezogen. Die maximalen Bruchlasten sowie die aufgebrachte Vorspannkraft der einzelnen Prüfkörper sind im Anhang C aufgeführt. Bei den Prüfkörpern ohne Fugen kam es entweder zu einem Abscheren quer zu den Jahrringen oder entlang eines Jahrringes. Das Versagen stellte sich in der Regel im mittleren Bereich der Scherfläche ein. Bei den Prüfkörpern ohne externe Vorspannung war nach dem Rollschubversagen und dem damit verbundenen Auftreten eines Risses quer zur Scherfläche, häufig ein reiverschlussähnliches Querzugversagen entlang der Klebstoffugen zu beobachten (siehe a) in Abbildung 5-16). Typische Versagensbilder sind nachfolgend dargestellt.



a) Versagen quer zu den Jahringen und anschließendes Aufreißen

b) Versagen entlang eines Jahringes

c) Versagen quer zu den Jahringen

Abbildung 5-16: Typische Versagensbilder

Anders verhielt es sich bei den Prüfkörpern mit Fugen. Hier trat in der Regel ein Versagen in den Eckbereichen der Fugen auf, in denen sich aufgrund der Schubverformung Querdzugspannungen einstellten. Dies war zu erwarten und deckt sich mit den Ergebnissen der FEM-Simulation.

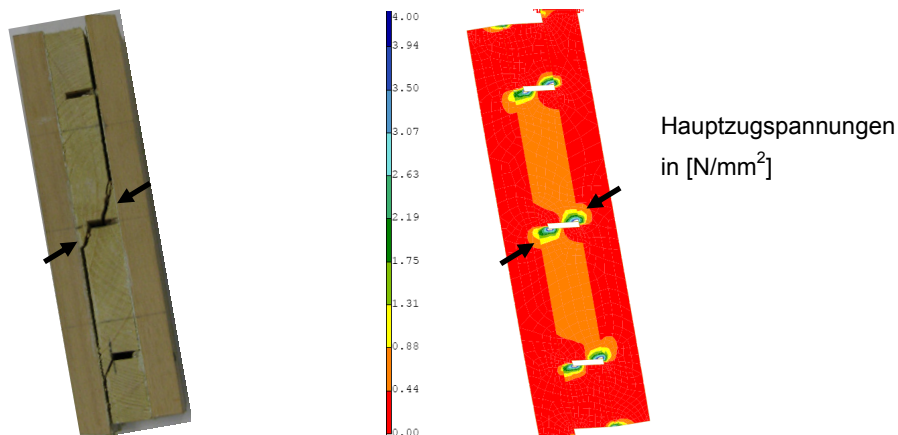


Abbildung 5-17: Vergleich eines Versagensbildes mit der FEM-Simulation

5.2.6 Auswertung

Wie bereits in Kapitel 5.1.2 erläutert, stellten sich bei den Prüfkörpern infolge des Laschenüberstandes in den Randbereichen der Scherfläche konzentrierte Querdruck- und im Mittelbereich (etwa zwischen den Viertelpunkten) relativ konstant verteilte Querdzugspannungen ein. Der Betrag dieser Querdzugspannung $\sigma_{t,90}$ ist abhängig von der aufgetragenen Scherkraft. Deshalb wurde getrennt für die einzelnen Prüfkörper die Querdzugspannung $\sigma_{t,90}$ für deren Bruchlast ($\max F$) ermittelt. Wie die Versuchsergebnisse zeigen, stellt sich das Versagen in der Regel im Mittelbereich der Scherfläche ein. Daher wird bei der weiteren Auswertung angenommen, dass sich die im Versagensfall wirkende

resultierende Spannung $\sigma_{90,Res}$ senkrecht zur Scherfläche aus der Superposition der externen Vorspannung $\sigma_{c,90,ext}$ und der Querspannung $\sigma_{t,90}$ aufgrund der Geometrieverhältnisse der Prüfkörper ergibt. Bei der Berechnung der Rollschubfestigkeiten in Tabelle 5-4 wurde vereinfacht eine konstante Verteilung der Rollschubspannung angenommen. Eine graphische Darstellung der Ergebnisse ist in Abbildung C-2 im Anhang C enthalten.

Tabelle 5-4: Rollschubfestigkeit f_R und resultierende Spannung $\sigma_{90,Res}$ senkrecht zur Scherfläche in $[N/mm^2]$

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

In Abbildung 5-18 sind die aus den Bruchlasten ermittelten Rollschubfestigkeiten, getrennt für die Prüfkörper mit bzw. ohne Fugen, sowie die zugehörigen Regressionskurven dargestellt. Den Regressionskurven für die Rollschubfestigkeit f_R in N/mm^2 liegen folgende Gleichungen zugrunde ($\sigma_{90,Res}$ in N/mm^2):

- Prüfkörper ohne Fugen:

$$f_R = 0,04 \cdot \sigma_{90,Res}^2 - 0,25 \cdot \sigma_{90,Res} + 2,15 \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,10 \quad (\text{Gl. 5-2})$$

- Prüfkörper mit Fugen:

$$f_R = -0,38 \cdot \sigma_{90,Res}^2 - 0,80 \cdot \sigma_{90,Res} + 1,65 \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,19 \quad (\text{Gl. 5-3})$$

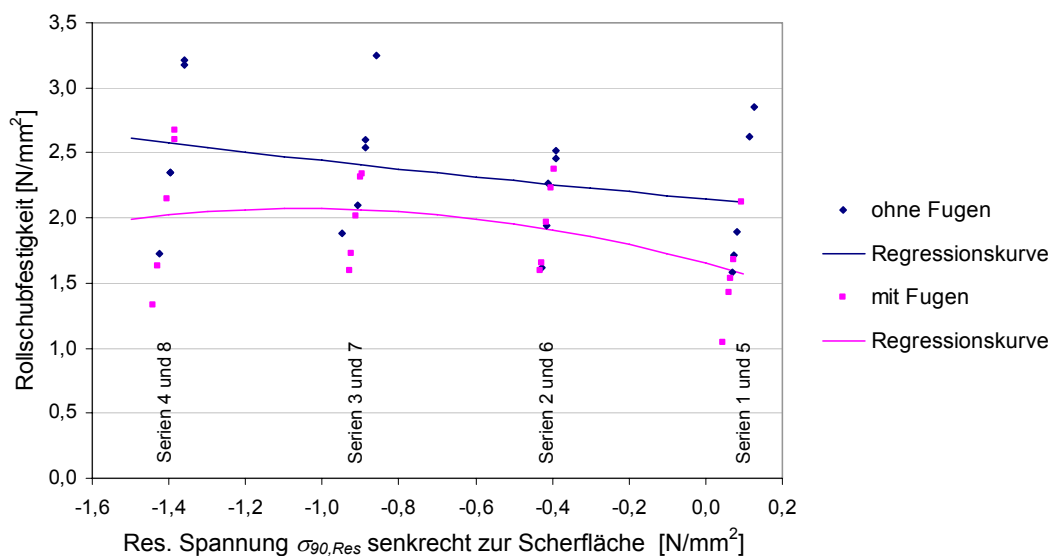


Abbildung 5-18: Einzelwerte der Rollschubfestigkeit und Regressionskurven

Die Auswirkungen der in den Eckbereichen der Fugen auftretenden Querkzugspannungen (siehe Abbildung 5-17) auf die Rollschubfestigkeit spiegeln sich in den unterschiedlichen Festigkeitsniveaus der Versuchsreihen wider. So liegen die Mittelwerte der Prüfkörper mit Fugen stets unter denen der vergleichbaren Prüfkörper ohne Fugen.

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

Tabelle 5-5: Referenz-Rollschubfestigkeiten [N/mm^2]

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

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

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

In Abbildung 5-19 sind die Auswertungen der Versuchsergebnisse, analog der zuvor beschriebenen Vorgehensweise nach (Gl. 5-4), sowie die zugehörigen Regressionskurven enthalten. Den Regressionskurven des Beiwertes $k_{R,90}$ liegen folgende Gleichungen zugrunde ($\sigma_{90,Res}$ in N/mm^2):

- Prüfkörper ohne Fugen:

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

- Prüfkörper mit Fugen:

$$k_{R,90} = -0,27 \cdot \sigma_{90,Res}^2 - 0,56 \cdot \sigma_{90,Res} + 1,00 \quad [-] \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,50 \quad (\text{Gl. 5-6})$$

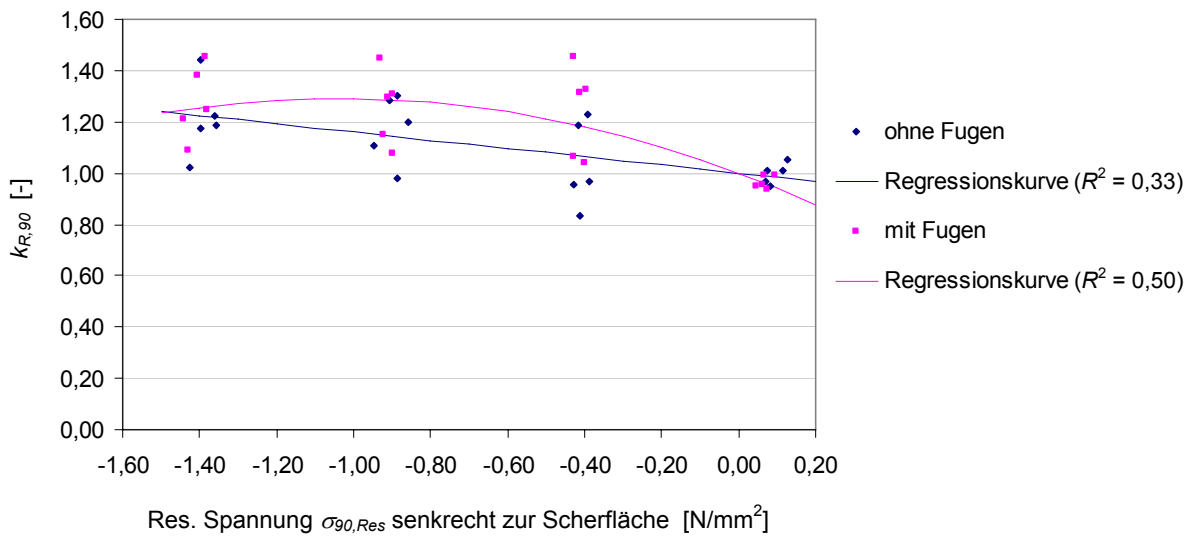


Abbildung 5-19: Beiwert $k_{R,90}$ in Abhängigkeit der resultierenden Spannung senkrecht zur Scherfläche

Die Bestimmtheitsmaße der Regressionskurven zeigen, dass durch die Auswertung der Festigkeitsänderungen infolge kombinierter Beanspruchung aus Rollschub und Querdruck der Prüfkörper der einzelnen Bretter eine bessere Korrelation mit den Versuchsergebnissen erreicht werden kann, als durch die alleinige Betrachtung der ermittelten Rollschubfestigkeiten. Die Ergebnisse belegen zudem, dass in dem betrachteten Interaktionsbereich von Rollschub und Querdruck die Rollschubfestigkeit tendenziell ansteigt. Bei den Prüfkörpern mit Fugen ist die Erhöhung wesentlich ausgeprägter, da die in den Eckbereichen der Fugen auftretenden Querkzugspannungen (siehe Abbildung 5-17) durch die externe Vorspannung teilweise überdrückt werden können. Wie den Regressionskurven zu entnehmen ist wird bei einem Querdruck von ca. 1,0 N/mm² eine Festigkeitssteigerung von ca. 30 % erreicht. Allerdings machen die vergleichsweise großen Streuungen der Versuchsergebnisse weitere Untersuchungen erforderlich.

5.3 Experimentelle Untersuchungen an Brettsperrholzbauteilen

5.3.1 Versuchsaufbau

Ergänzend zu den zuvor beschriebenen Kleinversuchen wurden zur Untersuchung des Interaktionsverhaltens von Rollschub und Querdruck zusätzliche Versuche an Brettsperrholzbauteilen durchgeführt. Dies erfolgte anhand von Schubversuchen an einem um 10° gegen die Vertikale geneigten Schubelement (siehe Abbildung 5-20). In diesem Fall war es nicht erforderlich die Scherkraft über außen aufgeleimte Hartholzlaschen aufzubringen, sondern es konnte sich der Querschnittsaufbau von Brettsperrholz zu Nutze gemacht werden. Es wurde ein siebenlagiges Brettsperrholzelement gewählt, so dass die Einleitung der Scherkraft jeweils über Druckkontakt annähernd parallel zur Faser in die Längslagen der Prüfkörper erfolgte. Aus der Scherkraft resultiert in der Mittellage eine Rollschubbeanspruchung senkrecht zur Faser. Da die Versuche in Anlehnung an die Prüfungen zu Schubverstärkungen mit Vollgewindeschrauben durchgeführt wurden, sind ausführliche Erläuterun-

gen zu den Hintergründen des Versuchsaufbaus sowie zu den sich in der Scherfuge einstellenden Spannungsverläufen in Kapitel 6.1 enthalten. Gleiches gilt für das Material, den Querschnittsaufbau sowie die Herstellung der Rohkörper.

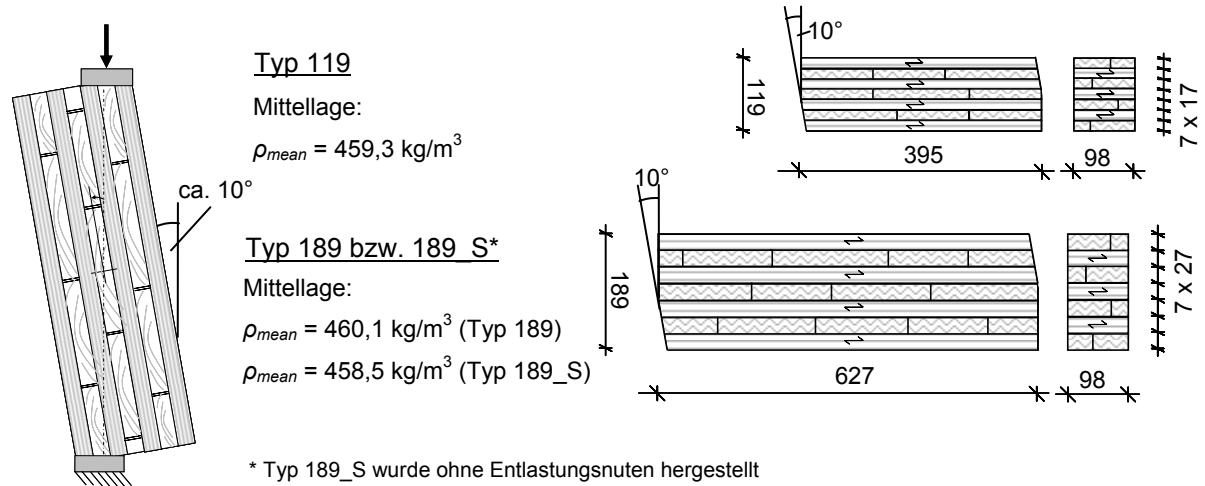


Abbildung 5-20: Versuchsordnung und geprüfte Querschnittstypen, Abmessungen in [mm]

Ebenso wie bei den Kleinversuchen wurde zur Ermittlung von Referenz-Rollschubfestigkeiten eine Versuchsserie je Querschnittstyp ohne externe Vorspannung durchgeführt. Bei den Prüfkörpern, die neben der reinen Scher- noch eine planmäßige Querdruckbeanspruchung erfahren, wurde das Prinzip der externen Vorspannvorrichtung der Kleinversuche übernommen (siehe Abbildung 5-21). Diesmal erfolgte die Lasteinleitung quer zur Scherfläche nicht über außen liegende Stahlplatten, sondern wegen der größeren Abmessungen und Kräfte sowie zur besseren Verteilung der Kräfte über HEA 100 Stahlprofile nach [DIN 1025-3]. Um ein Aufstehen der Stahlprofile in der Versuchseinrichtung zu vermeiden, erhielten die Profile jeweils auf der Seite der Lasteinleitung einen Anschnitt von 10° . Die Vorspannkraft wurde über seitlich an den Prüfkörpern vorbei geführte Gewindestangen sowie entsprechende Kopfplatten in die Stahlprofile eingeleitet. Zur Regulierung der Vorspannkraft wurden wiederum ein hydraulischer Druckzylinder sowie eine Kraftmessdose zwischengeschaltet. Auch bei diesen Versuchsserien waren zur Reibungsminimierung Teflonplatten zwischen den Stahlprofilen und dem Prüfkörper angeordnet. Da die Kalibrierungsversuche in Kapitel 5.2.2 gezeigt haben, dass über die Vorspanneinrichtung nur ein vernachlässigbar geringer Anteil der Scherkraft übertragen werden kann, wird im Rahmen dieser Untersuchungen auf Kalibrierungsversuche verzichtet.

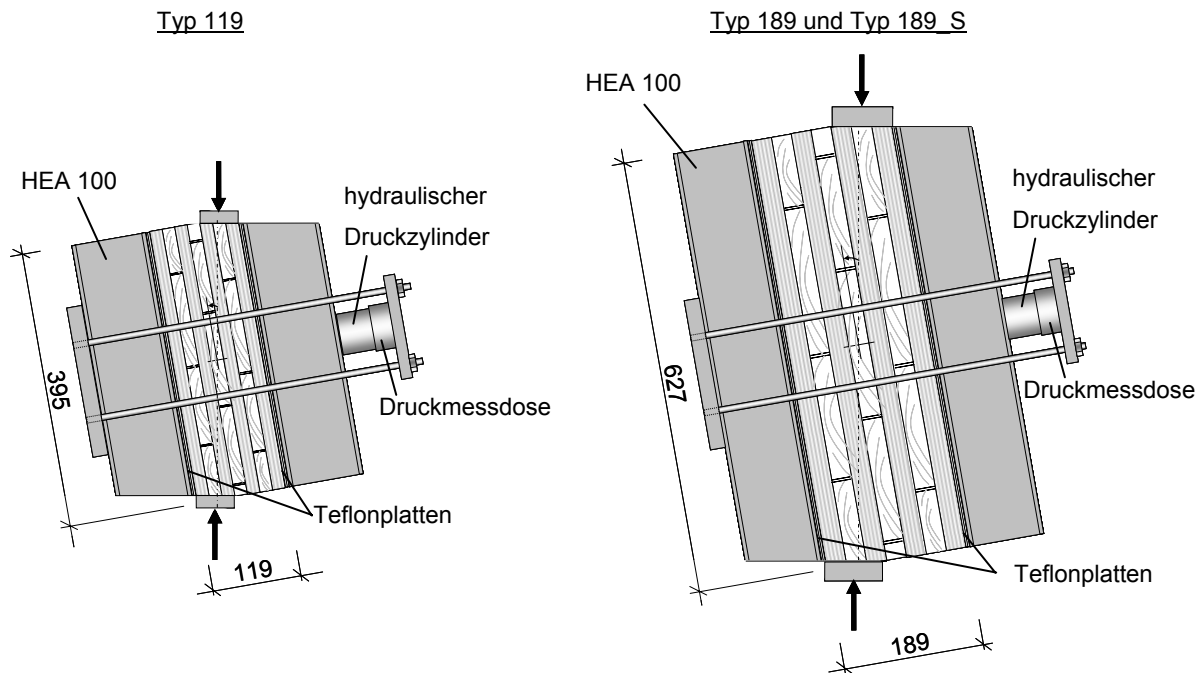
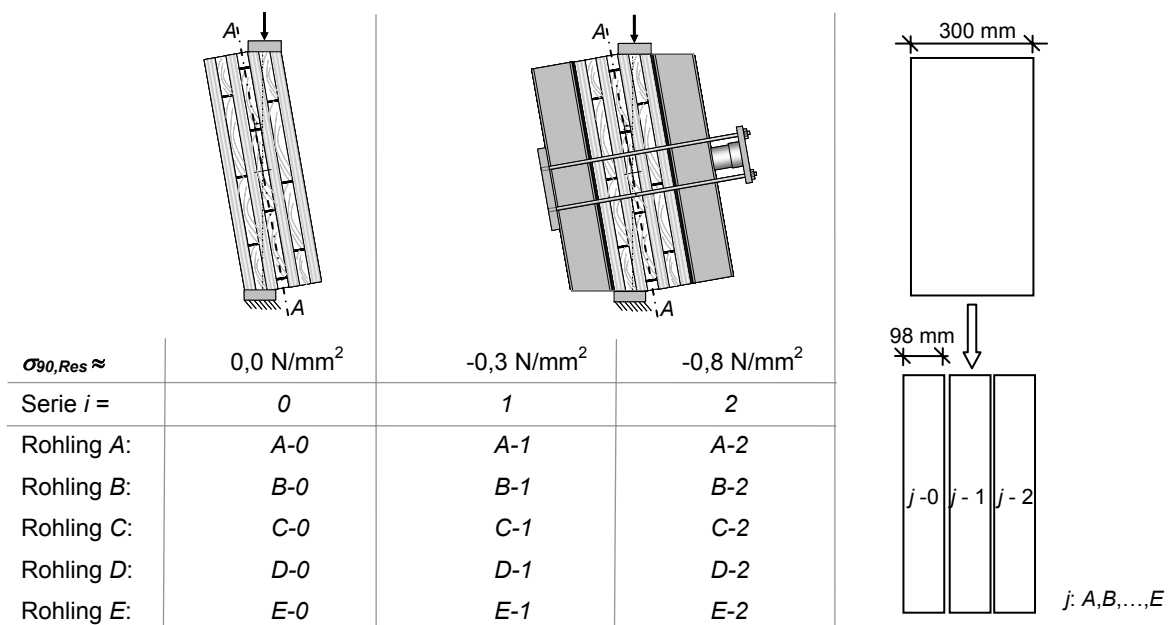


Abbildung 5-21: Prüfkörper mit externer Vorspanneinrichtung

5.3.2 Prüfplan

Die Rohlinge der einzelnen Prüfkörper stammten aus den Versuchsserien zu den Schubverstärkungen (Kapitel 6) und wiesen eine Elementbreite von 300 mm auf. Im Rahmen der Untersuchungen zum Interaktionsverhalten von Rollschub und Querdruck wurden je Querschnittstyp fünf Rohlinge parallel zu den Decklagen in jeweils drei Prüfkörper aufgetrennt. Abzüglich der Schnitffugen verblieben Querschnittsbreiten von ca. 98 mm (siehe Abbildung 5-22). Um die Streuung zu minimieren wurde in Anlehnung an die Kleinversuche von den Rohlingen jeweils ein Prüfkörper je Prüfserie entnommen. Anhand der Versuche ohne zusätzliche Querdruckbeanspruchung wurden für die einzelnen Rohlinge Referenzwerte für die Rollschubfestigkeiten ermittelt. Anschließend konnten die Rollschubfestigkeiten aus den Versuchsserien mit externer Querdruckbeanspruchung mit den Referenzwerten verglichen und die Steigerungen der Rollschubfestigkeit in Abhängigkeit der Querdruckbeanspruchung ermittelt werden. Abbildung 5-22 zeigt eine Zusammenstellung der Prüfungen und der gewählten Querdruckbeanspruchungen. Diese ergaben sich aus FEM-Simulationen und liegen im Bereich der zu erwartenden Querdruckspannungen, resultierend aus Schubverstärkungen mit Vollgewindeschrauben. Der dargestellte Prüfplan gilt analog für die im Rahmen dieser Untersuchungen betrachteten Querschnittstypen.



Anmerkung:

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

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

Abbildung 5-22: Zusammenstellung der Prüfkörper

5.3.3 Versuchsdurchführung

Die Versuche wurden weggesteuert mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit des Prüfzylinders von 1,0 mm/min gefahren. Zunächst erfolgten die Prüfungen an den Prüfkörpern ohne externe Querdruckbeanspruchung. Bei den übrigen Serien wurde über die externe Vorspanneinrichtung der in der Scherfuge wirkende Querdruck eingestellt. Die jeweils vorgesehene, resultierende Querdruckspannung $\sigma_{90,Res}$ in der Scherfuge und die dafür erforderliche Vorspannkraft sind in Tabelle 5-6 aufgeführt.

Tabelle 5-6: Querdruckspannung und benötigte Vorspannkraft

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



Abbildung 5-23: Versuchsdurchführung Querschnittstyp 119



Abbildung 5-24: Versuchsdurchführung Querschnittstyp 189

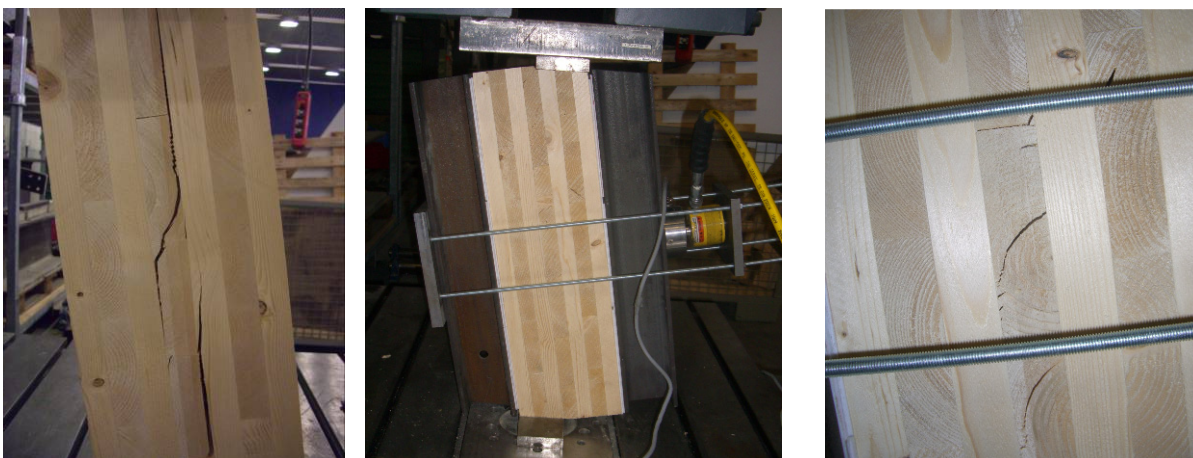


Abbildung 5-25: Versuchsdurchführung Querschnittstyp 189_S

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

Tabelle 5-7: Maximalwerte und Mittelwerte der Prüflasten - Typ 119

Typ 119-		j = A ■ B ■ C ■ D ■ E ■					Mittelwerte
Serie i	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m ²]	max F_{ij} [kN]	max F_{ij} [kN]	max F_{ij} [kN]	max F_{ij} [kN]	max F_{ij} [kN]	max F_{mean} [kN]
i = 0	0,00	53,0	51,7	55,5	60,5	63,5	56,8
i = 1	≈ -0,33	55,3	54,9	55,9	62,7	62,0	58,1
i = 2	≈ -0,84	73,8	66,7	66,8	70,1	79,8	71,4

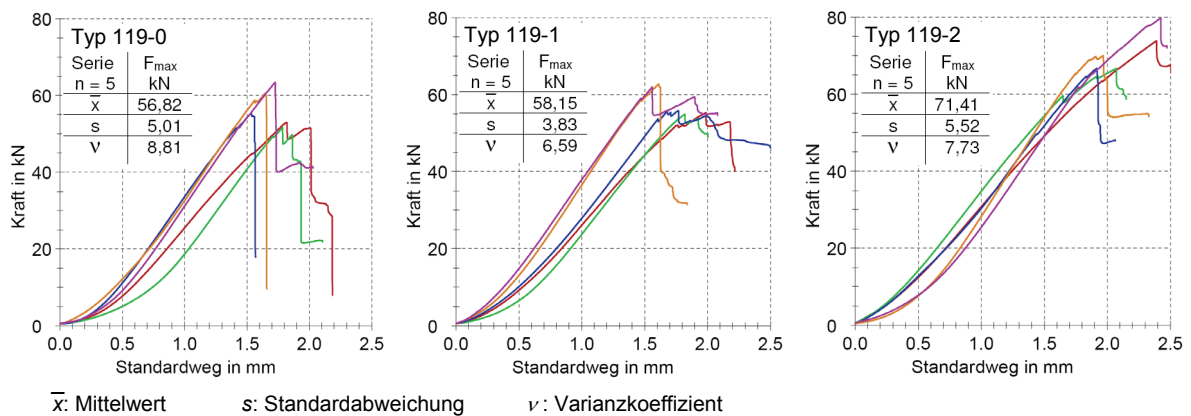


Abbildung 5-26: Lastverformungskurven – Typ 119

Tabelle 5-8: Maximalwerte und Mittelwerte der Prüflasten - Typ 189

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

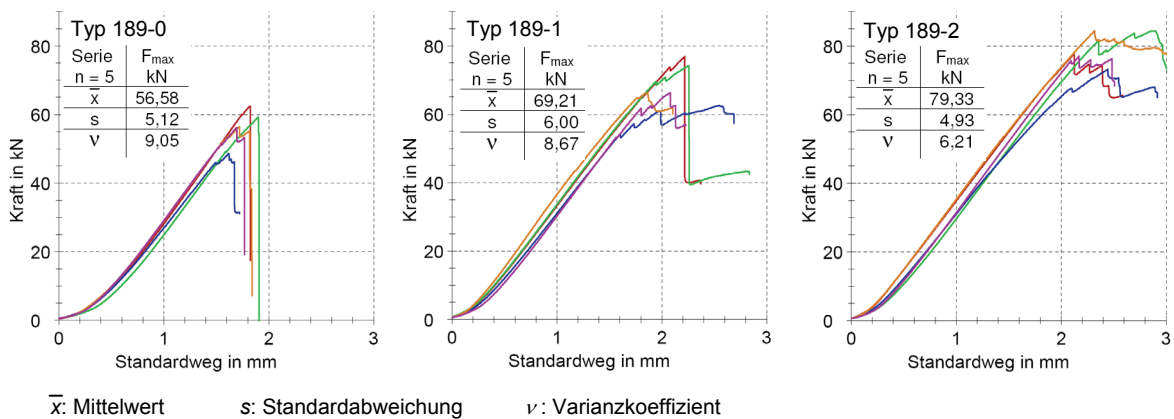


Abbildung 5-27: Lastverformungskurven – Typ 189

Tabelle 5-9: Maximalwerte und Mittelwerte der Prüflasten - Typ 189_S

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

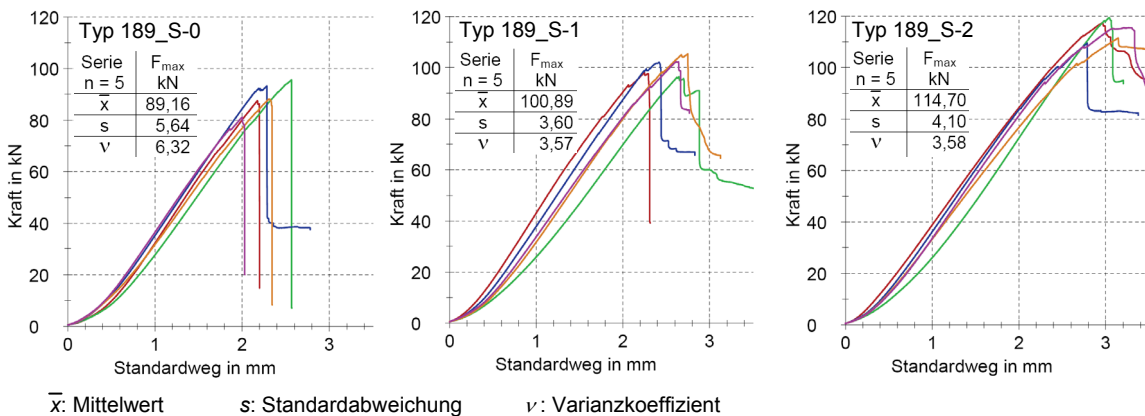


Abbildung 5-28: Lastverformungskurven – Typ 189_S

5.3.4 Auswertung

Bei der Ermittlung der Rollschubfestigkeiten wird von einem konstanten Schubspannungsverlauf in der Scherfuge ausgegangen und nur der parallel zur Scherfuge wirkende Anteil der Scherkraft berücksichtigt. Die Querdruckspannungen ergeben sich aus den geometrischen Abmessungen der einzelnen Prüfkörper und der während des Versuches gemessenen Querdruckspannkraft. Aufgrund des Neigungswinkels existiert zwar eine Kraftkomponente der aufgetragenen Scherkraft senkrecht zur Scherfläche der Mittellage, allerdings zeigen FEM-Simulationen, dass aus der Lasteinleitung in erster Linie im Randbereich Querdruckspannungsspitzen resultieren, die mit zunehmendem Abstand von der Lasteinleitung rasch abnehmen (Abbildung 5-29). Im mittleren Bereich der Scherfläche können die aufgrund des Neigungswinkels auftretenden Spannungen senkrecht zur Scherfläche vernachlässigt werden. Die Einzelwerte der Querdruckspannungen sowie die Aufzeichnungen der Vorspannkraft während der Versuchsdurchführung sind in MESTEK & WINTER (2011) enthalten.

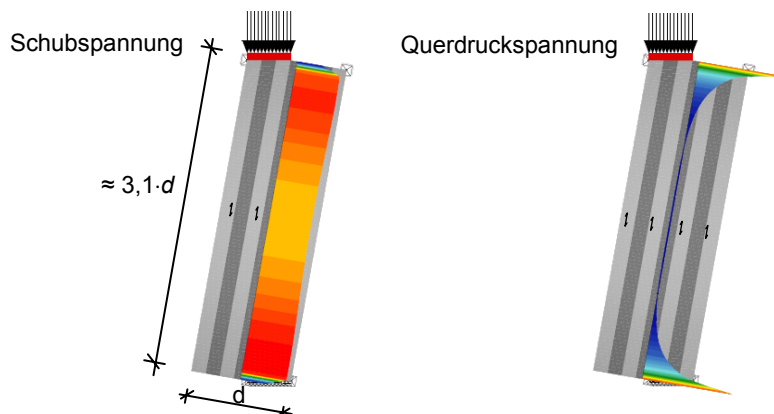


Abbildung 5-29: Qualitative Schubspannungs- und Querdruckverläufe

Die statistische Auswertung und eine graphische Darstellung der aus den Prüflasten ermittelten Rollschubfestigkeiten sind im Anhang C.2 enthalten. Die nachfolgende Tabelle zeigt die Mittelwerte der Rollschubfestigkeiten.

Tabelle 5-10: Mittelwerte der Rollschubfestigkeiten

Elemente		Typ 119- <i>i</i>		Typ 189- <i>i</i>		Typ 189_S- <i>i</i>	
Serie <i>i</i>	$\sigma_{90,Res}$ [MN/m ²]	$f_{R,mean,i}$ [MN/m ²]	COV [-]	$f_{R,mean,i}$ [MN/m ²]	COV [-]	$f_{R,mean,i}$ [MN/m ²]	COV [-]
<i>i</i> = 0	0,00	1,47	7,8%	0,90	9,1%	1,42	6,3%
<i>i</i> = 1	≈ -0,30	1,52	7,3%	1,10	8,7%	1,61	3,6%
<i>i</i> = 2	≈ -0,80	1,84	6,9%	1,27	6,2%	1,83	3,6%

Die Abstände zwischen den Fugen bzw. Entlastungsnuten der Querlagen sind bei den Querschnittstypen "Typ 189" und "Typ 119" identisch. Folglich liegt aufgrund der größeren Einzelschichtdicke beim "Typ 189" ein geringeres Verhältnis aus Fugenabstand zu Schichtdicke vor. Wie zu erwarten, wirkt sich dies negativ auf die Rollschubfestigkeit der Querlagen aus und spiegelt sich in den unterschiedlichen Festigkeitsniveaus der einzelnen Serien in Abbildung 5-30 wider. Zudem zeigt sich, dass sich bei den Prüfkörpern des Elementtyps "Typ 189" im Gegensatz zu denen des "Typ 119" bereits bei relativ geringen Querdruckspannungen von ca. 0,30 N/mm² deutliche Steigerungen der Rollschubfestigkeiten einstellen. Da bei der Versuchsreihe "Typ 189_S" keine Entlastungsnuten in den Querlagen vorhanden sind, liegen die ermittelten Rollschubfestigkeiten über denen der vergleichbaren Querschnittselemente mit Entlastungsnuten ("Typ 189"). Die ermittelten Festigkeitswerte der einzelnen Versuchsreihen und die zugehörigen Regressionskurven sind in Abbildung 5-30 zusammengefasst.

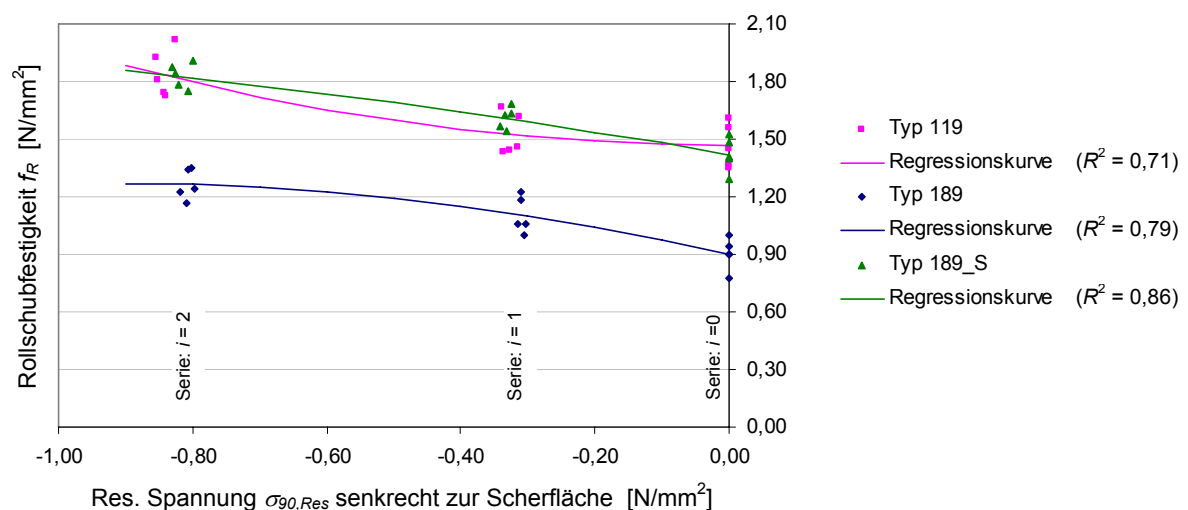


Abbildung 5-30: Einzelwerte der Rollschubfestigkeit für Typ 119, Typ 189 und Typ 189_S

Den in Abbildung 5-30 dargestellten Regressionskurven für die Rollschubfestigkeit f_R in N/mm² liegen folgende Gleichungen zugrunde ($\sigma_{90,Res}$ in N/mm²):

- Typ 119:

$$f_R = -0,51 \cdot \sigma_{90,Res}^2 + 1,47 \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,71 \quad (\text{Gl. 5-7})$$

- Typ 189:

$$f_R = -0,42 \cdot \sigma_{90,Res}^2 - 0,79 \cdot \sigma_{90,Res} + 0,90 \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,79 \quad (\text{Gl. 5-8})$$

- Typ 189_S:

$$f_R = -0,14 \cdot \sigma_{90,Res}^2 - 0,61 \cdot \sigma_{90,Res} + 1,42 \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,86 \quad (\text{Gl. 5-9})$$

Die Bestimmtheitsmaße belegen, dass im Vergleich zu den Kleinversuchen in Kapitel 5.2 wesentlich geringere Streuungen bei den Versuchsergebnissen auftreten. Allerdings ist zu berücksichtigen, dass die Bestimmtheitsmaße aufgrund der vorliegenden, stark separierten Punktwolken wesentlich durch die Streuung der Versuchswerte innerhalb der einzelnen Punktwolken beeinflusst werden. Die Ursache der im Vergleich zu den Kleinversuchen geringeren Streuung liegt in den größeren Elementabmessungen der Brettspertholzprüfkörper und dem sich einstellenden Vergütungseffekt. In den Querlagen der Elemente kommt es zu Spannungsumlagerungen, so dass nicht die Rollschubfestigkeit des vermeintlich schwächsten Brettes der Querlage maßgeblich ist. Dennoch liegt der Fokus, wie auch schon bei der Auswertung der Kleinversuche in Kapitel 5.2.6, nicht auf den ermittelten Festigkeitswerten, sondern vielmehr auf der relativen Änderung der Rollschubfestigkeit in Abhängigkeit des Querdrucks. Um den Einfluss der streuenden Materialeigenschaften zu reduzieren, erfolgt diese Betrachtung getrennt für die einzelnen Rohlinge "A" bis "E". Als Referenzwert der Rollschubfestigkeit werden die in den Prüfserien ohne zusätzliche Querdruckbeanspruchung ermittelten Festigkeiten gewählt. Analog zu den Kleinversuchen lässt sich die Veränderung der Rollschubfestigkeit im Bezug zur Referenzfestigkeit durch den Beiwert $k_{R,90}$ wie folgt beschreiben.

$$k_{R,90} = \frac{f_{R,i,j}}{f_{R,i=0,j}} \quad \text{für } i = 1, 2 \quad \text{und mit } j = A, \dots, E \quad (\text{Gl. 5-10})$$

In Abbildung 5-31 sind die Auswertungen der Versuchsergebnisse analog zur beschriebenen Vorgehensweise nach (Gl. 5-10) sowie die zugehörigen Regressionskurven enthalten.

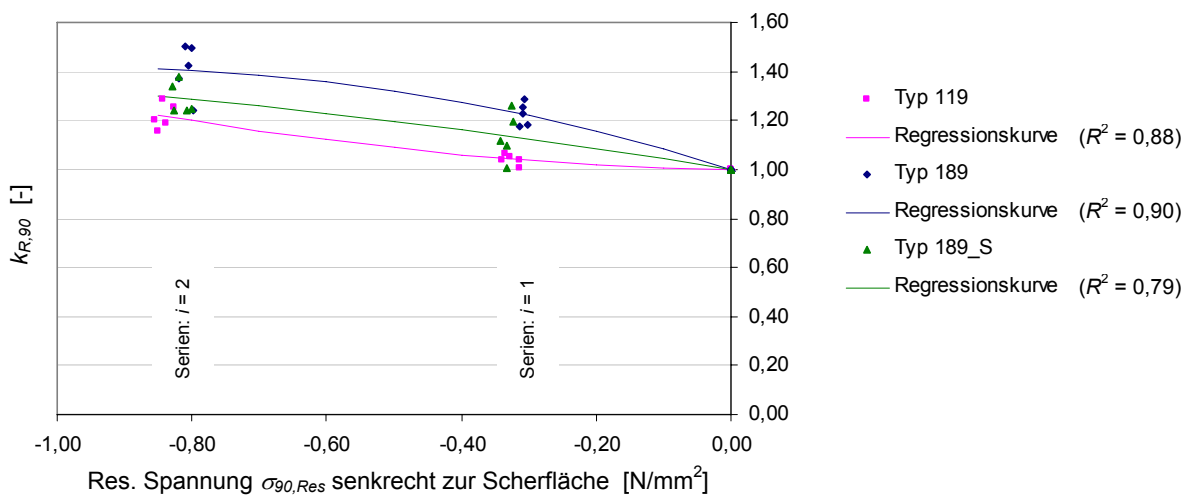


Abbildung 5-31: Beiwert $k_{R,90}$ in Abhängigkeit der resultierenden Spannung senkrecht zur Scherfläche

Den Regressionskurven für den Beiwert $k_{R,90}$ liegen folgende Gleichungen zugrunde ($\sigma_{90,Res}$ in N/mm^2):

- Typ 119:

$$k_{R,90} = 0,25 \cdot \sigma_{90,Res}^2 - 0,05 \cdot \sigma_{90,Res} + 1,00 \quad [-] \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,90 \quad (\text{Gl. 5-11})$$

- Typ 189:

$$k_{R,90} = -0,44 \cdot \sigma_{90,Res}^2 - 0,86 \cdot \sigma_{90,Res} + 1,00 \quad [-] \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,88 \quad (\text{Gl. 5-12})$$

- Typ 189_S:

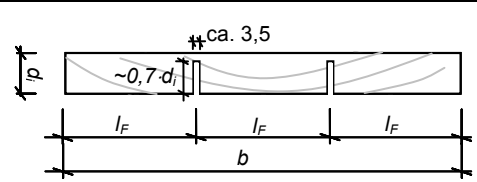
$$k_{R,90} = -0,10 \cdot \sigma_{90,Res}^2 - 0,44 \cdot \sigma_{90,Res} + 1,00 \quad [-] \quad \text{Bestimmtheitsmaß } R^2 = 0,79 \quad (\text{Gl. 5-13})$$

5.4 Einfluss des Fugenabstandes und der Schichtdicke

Wie die in den Versuchen ohne Querdruckbeanspruchung ermittelten Einzelwerte der Rollschubfestigkeitswerte zeigen, nimmt mit abnehmendem Verhältnis l_F / d_i von Fugenabstand l_F zu Schichtdicke d_i die Rollschubfestigkeit ab. Befinden sich in den Querlagen Fugen bzw. Entlastungsnuten, so wird das Versagen der Querlagen nicht durch eine reine Schubbeanspruchung erzeugt, sondern durch eine kombinierte Beanspruchung aus Rollschub und Querdrukbeanspruchung senkrecht zur Faser (siehe auch Abbildung 5-17). Bei kleinen Verhältniswerten von Fugenabstand zu Elementdicke treten die Querdrukbeanspruchungen ausgeprägter auf und reduzieren somit die Rollschubfestigkeit der Brettsperrholzelemente. In der nachfolgenden Tabelle sind für die Prüfkörper aus den Bauteilversuchen an Brettsperrholzelementen sowie aus den Kleinversuchen (KV) die Verhältniswerte l_F / d_i und jeweils die Mittelwerte der Rollschubfestigkeiten ohne zusätzlicher Querdruckbeanspruchung aufgeführt.

Tabelle 5-11: Rollschubfestigkeiten der Referenzserien ($i = 0$)

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



Dies stimmt tendenziell mit den theoretischen Untersuchungen in KREUZINGER & SCHOLZ (2001) überein. SCHOLZ untersucht anhand nicht linearer Berechnungen das Schubtragverhalten von Brettsperrholzelementen und leitet daraus einen Reduktionsfaktor k_{Red} für die Rollschubfestigkeit unter Berücksichtigung der Fugegeometrie ab. Unter Verwendung der Variablen gemäß Tabelle 5-11 gilt für k_{Red} :

$$k_{Red} = 1 - \left(\frac{d_i}{l_F} \cdot 2 \cdot \sin \left(\frac{l_F}{d_i} \cdot 6 \right) \right) \quad (\text{Gl. 5-14})$$

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

Ein ähnlicher Vergleich für die untersuchten Brettsperrholzelemente ist nur bedingt möglich. Zwar wurden die Elemente vom "Typ 189_S" ohne Entlastungsnuten und mit Schmalseitenverklebung hergestellt, doch zeigte sich während der Versuchsdurchführung, dass die Schmalseitenverklebung nicht als tragfähig angesetzt werden kann, da teilweise Fugen vorhanden waren bzw. keine ausreichenden Festigkeiten der Klebefugen an den Schmalseiten vorlagen. Somit ist der in Tabelle 5-11 aufgeführte Verhältniswert von Fugenabstand (=Brettbreite b) zu Elementdicke anzunehmen. Hinzu kommt, dass die Elemente in verschiedenen Produktionsverfahren und den damit verbundenen unterschiedlichen Pressdrücken während der Verklebung hergestellt wurden. Auffällig ist allerdings, dass der Reduktionsbeiwert k_{Red} für die hier untersuchten Geometrieverhältnisse nahezu unverändert bei ca. 79 % liegt. Auch die graphische Darstellung des Reduktionsbeiwertes zeigt, dass sich dieser im Bereich der üblicherweise vorliegenden Geometrieverhältnisse kaum verändert und ca. 80 % beträgt.

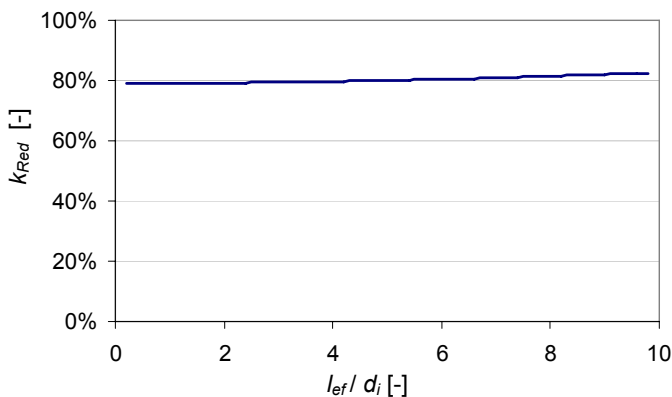


Abbildung 5-32: Reduktionsbeiwert k_{Red} nach KREUZINGER & SCHOLZ (2001)

Aus der Tabelle 5-11 geht jedoch hervor, dass die Rollschubfestigkeit der Elemente vom "Typ 189" nur ca. 63 % der Festigkeit vom "Typ 189_S" besitzt. Es erscheint unwahrscheinlich, dass dieser Unterschied ausschließlich aus den verschiedenen Herstellungsverfahren und Materialeigenschaften resultiert, zumal beide Querschnittstypen jeweils identische Einzelschichtdicken von 27 mm und eine mittlere Rohdichte von ca. 460 kg/m^3 aufwiesen. Folglich ist davon auszugehen, dass mit sinkendem Verhältniswert des Fugenabstandes zur Schichtdicke die Rollschubfestigkeit deutlicher abfällt als nach den numerischen Berechnungen von KREUZINGER & SCHOLZ (2001) zu erwarten ist.

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

Dass die Rollschubfestigkeit wesentlich vom Verhältniswert l_F / d_i der Querlagen abhängt, zeigt die Tatsache, dass sich trotz unterschiedlicher Schichtdicken bei ähnlichen Verhältniswerten von l_F / d_i vergleichbare Rollschubfestigkeiten einstellen. Wie der Tabelle 5-11 zu entnehmen ist, liegen ohne zusätzliche Querdruckbeanspruchungen die Rollschubfestigkeiten der Versuchsserien "Typ 119" und "Typ 189_S" in derselben Größenordnung. Dies gilt auch unter Berücksichtigung von gleichzeitig wirkenden Querdruckbeanspruchungen. Um dies zu verdeutlichen, sind im nachfolgenden Diagramm die Ergebnisse der Serien "Typ 119" und "Typ 189_S" in einer Versuchsreihe zusammengefasst.

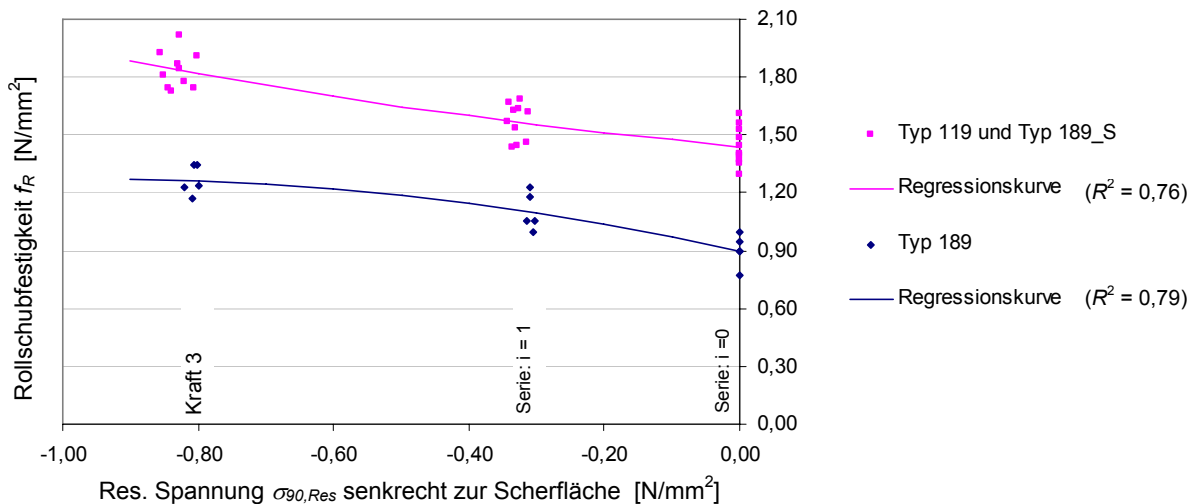


Abbildung 5-33: Einzelwerte der Rollschubfestigkeit

Wie schon angedeutet, lassen die Ergebnisse den Schluss zu, dass das Verhältnis von Fugenabstand l_F zur Einzelschichtdicke d_i nicht nur die Rollschubfestigkeit, sondern auch das Interaktionsverhalten beeinflussen. Nachfolgend dargestellt sind die aus den Versuchen ermittelten Regressionskurven, getrennt für die Kleinversuche und die Brettsperrholzelemente vom "Typ 189" bzw. "Typ 189_S". Die in den einzelnen Diagrammen verglichenen Prüfserien besitzen jeweils gleiche Einzelschichtdicken. Die Kurvenverläufe in Abbildung 5-34 belegen, dass bei konstanter Einzelschichtdicke mit abnehmendem Verhältnis von l_F / d_i der Einfluss des Querdruckes auf die Rollschubfestigkeit zunimmt.

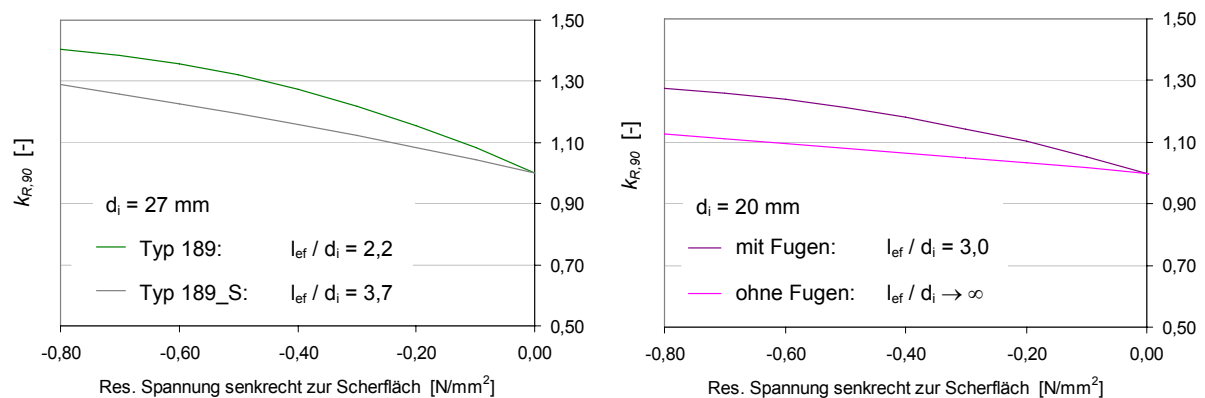


Abbildung 5-34: Vergleich der Trendlinien für den Beiwert $k_{R,90}$

5.5 Allgemeiner Bemessungsansatz

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

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

$$\tau_{R,d} \leq k_{R,90} \cdot f_{R,d} \quad (\text{Gl. 5-15})$$

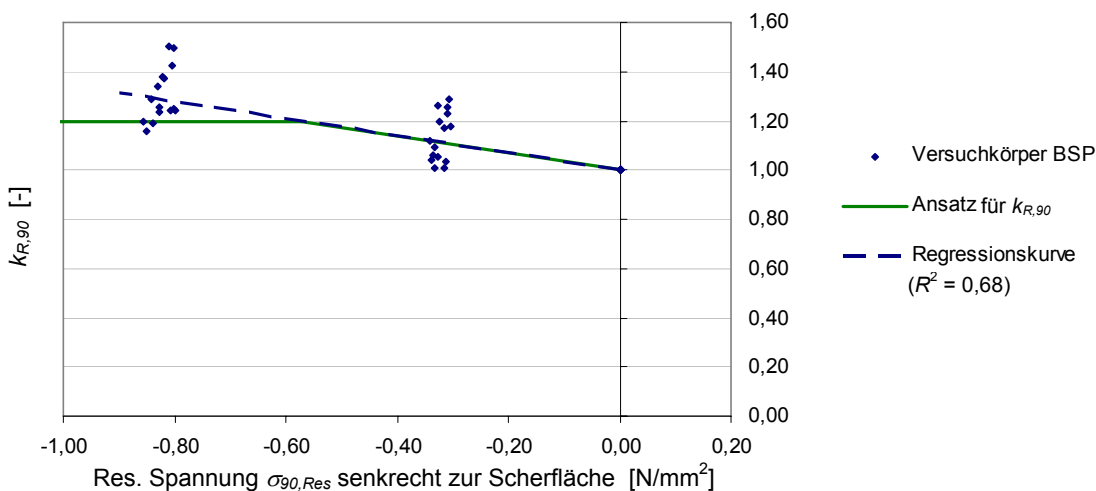


Abbildung 5-35: Auswertung von $k_{R,90}$ für alle BSP-Prüfkörper (Typ 119, Typ 189, Typ 189_S)

Zusätzlich ist in Abbildung 5-35 folgender allgemeiner Ansatz zur Ermittlung des Beiwertes $k_{R,90}$ dargestellt:

$$k_{R,90} = \min \left\{ \begin{array}{l} 1 + 0,35 \cdot |\sigma_{90,Res}| \\ 1,20 \end{array} \right\} [-] \quad (\text{mit } \sigma_{90,Res} \leq 0 \text{ in N/mm}^2) \quad (\text{Gl. 5-16})$$

Die Begrenzung auf den Wert 1,20 wurde gewählt, da davon auszugehen ist, dass unter kombinierter Rollschub- und Querdruckbeanspruchung die Rollschubfestigkeit nur in einem gewissen Bereich ansteigt und anschließend wieder mit einer Abnahme des Beiwertes $k_{R,90}$ zu rechnen ist. Diese Tendenz ist bei nachfolgender Auswertung aller Versuchsergebnisse, inklusive der Kleinversuche aus Kapitel 5.2, zu erkennen.

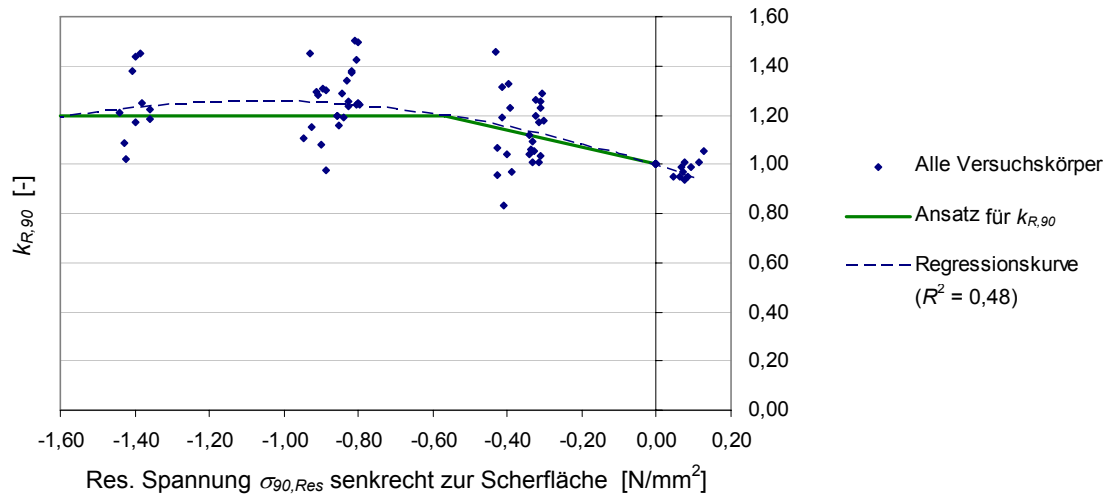


Abbildung 5-36: Auswertung von $k_{R,90}$ für alle Prüfkörper (BSP und Kleinversuche)

Das Diagramm in Abbildung 5-37 vergleicht die charakteristische Bemessungsfestigkeit unter Berücksichtigung des gewählten Ansatzes für den Beiwert $k_{R,90}$ nach (Gl. 5-16) mit den in den Versuchen ermittelten Rollschubfestigkeiten. Der Bemessungsansatz liefert Festigkeiten, die unter den aus den Versuchen für die einzelnen Brettsperrholzquerschnitte ermittelten 5%-Quantilwerten liegen. Das bestätigt, dass das vorgeschlagene Bemessungskonzept eine konservative Bemessung gewährleistet.

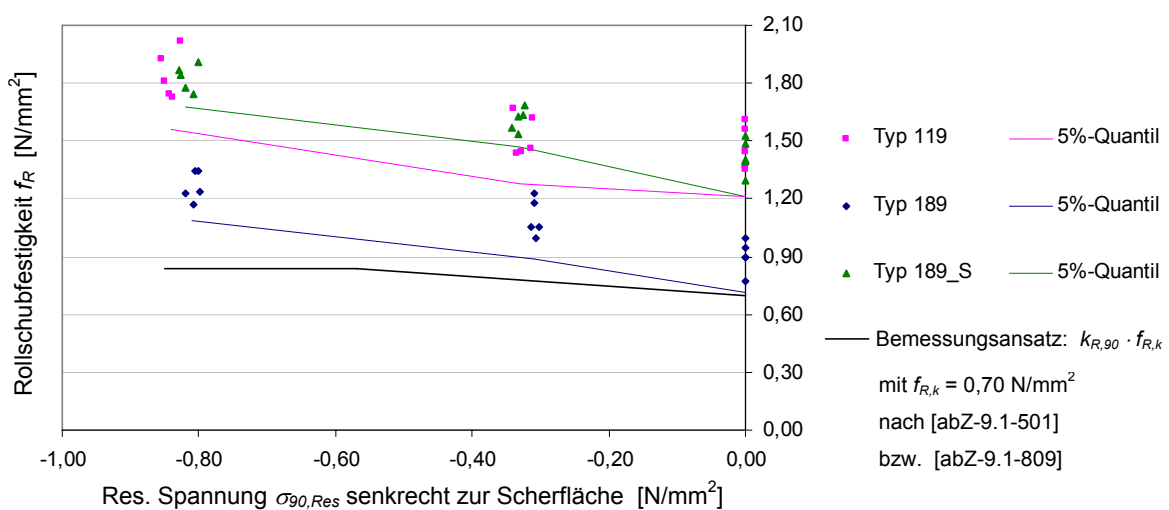


Abbildung 5-37: Vergleich des allgemeinen Bemessungsansatzes mit den Versuchsergebnissen

6 Schubverstärkungen bei einachsiger Lastabtragung

6.1 Experimentelle Untersuchungen

In Anlehnung an die von COLLING & BEDÖ (2007) beschriebenen Versuche wurden weitere Schubversuche an Brettsperrholzbauteilen durchgeführt. Die Variation der Querschnittsaufbauten, Schraubenanordnungen sowie der Vergleich von Prüferien aus Prüfkörpern mit und ohne Fugen bzw. Entlastungsnuten in den Querlagen ermöglichte zusätzliche Erkenntnisse über das Schubtragverhalten von mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben verstärkten Brettsperrholzquerschnitten.

Im Rahmen der Zulassungsverfahren sind auf nationaler Ebene bei allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen des DIBt, bzw. auf europäischer Ebene bei den europäischen technischen Zulassungen, Schubversuche zur Bestimmung der Rollschubfestigkeit erforderlich. Diese erfolgen auf Grundlage der [DIN EN 408] bzw. der [CUAP 03.04/06] an Vierpunkt-Schubversuchen. Die Spannweite beträgt dabei in der Regel das Zehnfache der Elementdicke und die Lasteinleitungspunkte befinden sich in etwa in den Drittelpunkten. Es wird angenommen, dass sich idealerweise zwischen den Auflagern und den Lasteinleitungsbereichen eine reine Schubbeanspruchung einstellt. Tatsächlich treten im Bereich der Lasteinleitung und des Auflagers jedoch Querdruckbeanspruchungen auf und führen in den maßgebenden Querlagen zu einer Spannungsinteraktion aus Rollschub und Querdruck. Zur Verdeutlichung wurde das beschriebene System eines Vierpunkt-Schubversuches mittels einer FEM-Scheibenberechnung simuliert. In Abbildung 6-1 sind die resultierenden qualitativen Schub- und Querdruckspannungsverläufe eines siebenlagigen Brettsperrholzelementes dargestellt. Eventuell vorhandene Fugen oder Entlastungsnuten in den Querlagen wurden bei der Simulation vernachlässigt.

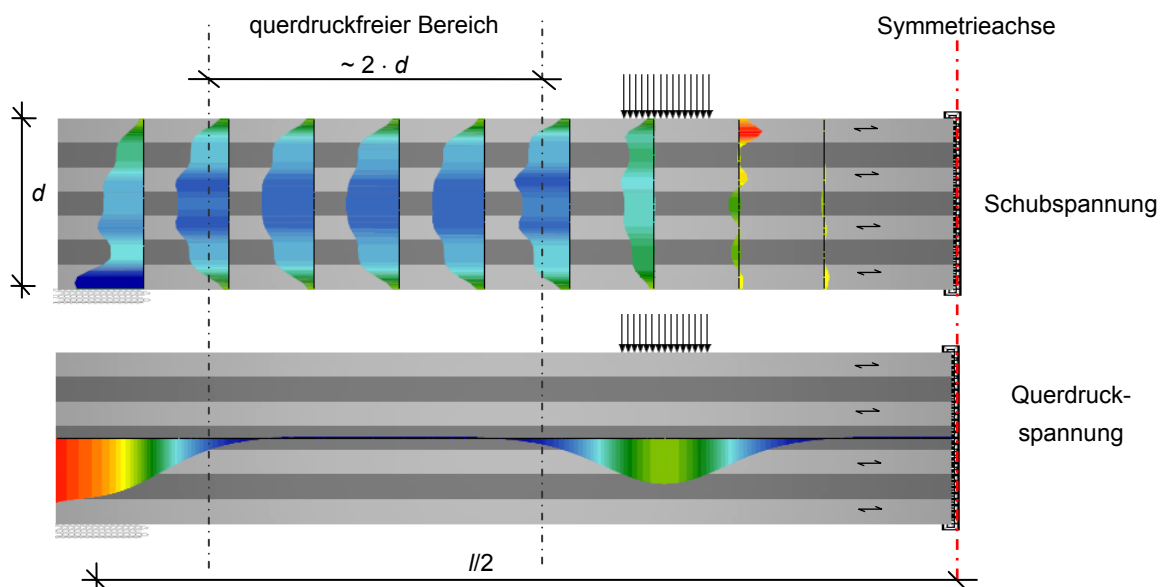


Abbildung 6-1: Vierpunkt-Schubversuch, qualitative Schubspannungs- und Querdruckverläufe

Wie die Untersuchungen in Kapitel 5 zeigen, steigt die Rollschubfestigkeit bei einer Spannungsinteraktion mit Querdruck deutlich an. Die Ergebnisse der Scheibenberechnung an einem siebenlagigen Brettsperrholzelement veranschaulichen, dass der querdruckfreie Bereich lediglich ca. das Zweifache der Elementdicke beträgt (Abbildung 6-1). Zusätzlich stellen sich, hervorgerufen durch die querkräftfreien Abschnitte zwischen den Lasteinleitungspunkten sowie durch die Bereiche mit der beschriebenen Spannungsinteraktion, gegebenenfalls Verdübelungswirkungen ein, wie sie von entsprechenden Balkenüberständen an Auflagern bekannt sind. Es ist also davon auszugehen, dass es sich bei der in den Vierpunkt-Schubversuchen ermittelten Rollschubfestigkeit um eine systembedingte Festigkeit handelt.

Im Rahmen des Forschungsvorhabens von MESTEK & WINTER (2010) kam daher zusätzlich ein alternatives Verfahren zur Bestimmung der Rollschubfestigkeit zur Anwendung. Mit dem Ziel die zuvor beschriebenen Einflüsse zu minimieren, wurde ein 10° um die Vertikale geneigtes Schubelement einer Scherbeanspruchung unterzogen. Die Lasteinleitung erfolgte über die Hirnholzenden der parallel zur Haupttragrichtung verlaufenden Lagen. Auch diese Versuchsanordnung wurde mit einem FEM-Scheibenmodell simuliert. Der Schub- und Querspannungsverlauf in der maßgebenden Querlage sind in nachfolgender Abbildung dargestellt.

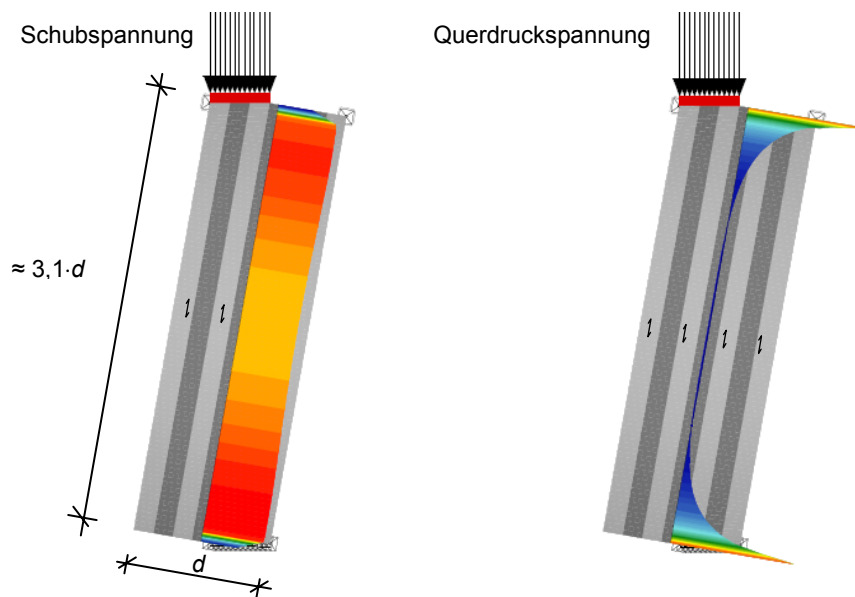


Abbildung 6-2: Schubversuch am Schubelement, qualitative Schubspannungs- und Querdruckverläufe

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

6.1.1 Material und Herstellung

Bei den untersuchten Querschnittstypen handelte es sich um siebenlagige Elementaufbauten mit jeweils konstanten Einzelschichtdicken. Die Gesamtdicke der Elemente betrug 119 mm (7 x 17 mm) und 189 mm (7 x 27 mm). Mit Ausnahme des "Typ 189_S", das fugenfrei ausgeführt wurde, besaßen die Einzelbretter Entlastungsnuten und waren an den Schmalseiten nicht miteinander verklebt (siehe Abbildung 6-4).

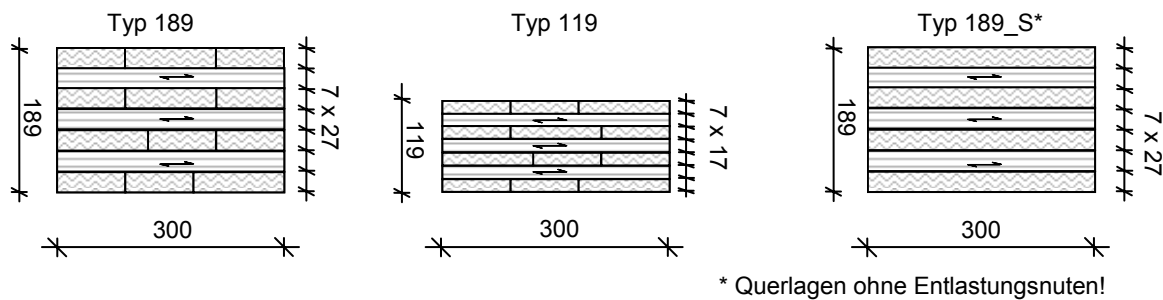


Abbildung 6-3: Querschnittsaufbauten (Schnittebene senkrecht zur Haupttragrichtung)

Die Brettware zur Herstellung der Rohkörper bestand aus Nadelholz (Fichte) der Sortierklasse S10 (visuelle Sortierung nach [DIN 4074-1]). Im jeweiligen Herstellungswerk wurden die Abmessungen der Einzelbretter aufgenommen, das Gewicht bestimmt und daraus die Rohdichte berechnet (MESTEK & WINTER 2011). Aus der vorliegenden Brettware wurden für die Querlagen Lamellen mit einer Rohdichte im Bereich von 440 kg/m^3 bis 480 kg/m^3 entnommen. Die Einzelbretter erhielten Entlastungsnuten und wurden auf die erforderlichen Brettdicken d_i von 17 mm bzw. 27 mm gehobelt. Die Einzelbretter der Querlagen wiesen die in Abbildung 6-4 dargestellten Brettbreiten und Anordnungen der Entlastungsnuten auf.

- Typ 119
Mittelwert der Rohdichte: $459,3 \text{ kg/m}^3$
Standardabweichung: $12,2 \text{ kg/m}^3$
Klebstoff: Prefere 4535 von Dynea (MUF)
- Typ 189
Mittelwert der Rohdichte: $460,1 \text{ kg/m}^3$
Standardabweichung: $13,6 \text{ kg/m}^3$
Klebstoff: Prefere 4535 von Dynea (MUF)
- Typ 189_S
Mittelwert der Rohdichte: $458,5 \text{ kg/m}^3$
Standardabweichung: $15,5 \text{ kg/m}^3$
Klebstoff: Kauramin 610 von BASF (MUF)

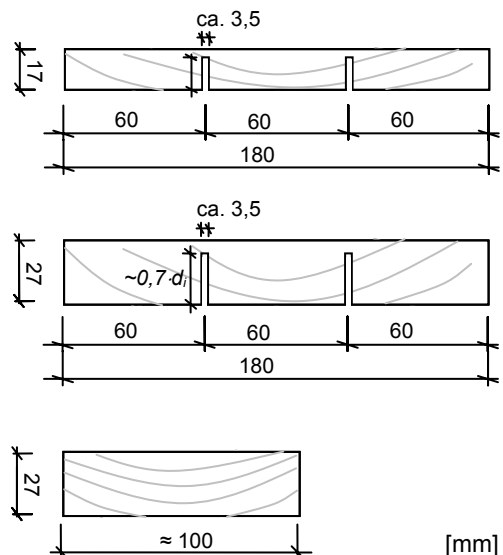


Abbildung 6-4: Anordnung der Fugen bzw. Entlastungsnuten

Es wurde je betrachteter Elementdicke ein Plattenelement hergestellt. Während dies für den "Typ 119" und "Typ 189" im Vakuumverfahren erfolgte, wurde beim "Typ 189_S" der erforderliche Press-

druck mittels hydraulischer Pressen aufgebracht. Ursprünglich war geplant die Elemente des "Typ 189_S" mit schmalseitenverklebten Querlagen herzustellen. Im Rahmen der Versuchsdurchführungen zeigte sich jedoch, dass der dafür erforderliche Seitendruck während der Verklebung nicht ausreichend aufgebracht werden konnte. Dadurch waren teilweise Fugen vorhanden bzw. konnten keine ausreichenden Festigkeiten der Klebfugen an den Schmalseiten erzielt werden.

Der Zuschnitt der Prüfkörper wurde so gewählt, dass jeweils ein unverstärkter Prüfkörper und einer der verschiedenen Verstärkungsvarianten Querlagen aus identischen Brettern aufwiesen. Die Zuschnittspläne sind dem Anhang D.1 zu entnehmen. Anschließend wurden die Prüfkörper an das Materialprüfungsamt MPA BAU der TU München geliefert und bis zur Versuchsdurchführung unter Normklima in der Prüfhalle gelagert. Dort wurden auch die abschließenden Abbundarbeiten sowie die Verschraubungen mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben durchgeführt. Zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung wiesen die Prüfkörper Holzfeuchten im Bereich von 10 % bis 12 % auf.

Für die Schubverstärkungen wurden selbstbohrende Vollgewindeschrauben vom Typ Spax-S nach [abZ-9.1-519] mit einem Gewindeaußendurchmesser von 8,0 mm verwendet (Abbildung 6-5).

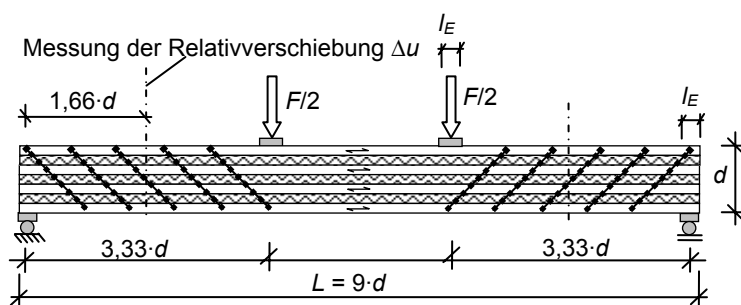


Abbildung 6-5: Selbstbohrende Vollgewindeschraube nach [abZ-9.1-519]

6.1.2 Versuchskonfiguration

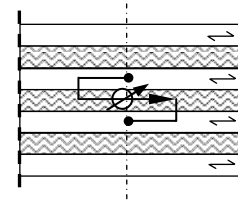
6.1.2.1 Vierpunktversuche am Balkenelement

Die Versuchsanordnung und die wichtigsten Abmessungen der Vierpunkt-Schubversuche sind in Abbildung 6-6 aufgeführt. Dabei ist exemplarisch die Schubverstärkung mit Vollgewindeschrauben der Serie "Typ 189-1" dargestellt. Die Versuche an den unverstärkten Elementen wurden analog durchgeführt. In vier Messbereichen erfolgte die Messung der Relativverschiebung zwischen den mittleren Längslagen parallel zur deren Faserrichtung.



	d	L	l_E	b	
Typ 119	119	1070	50	300	[mm]
Typ 189 / 189_S	189	1700	80	300	[mm]

Detail
Messung der Relativverschiebung Δu



Beidseitige Messung je Balkenhälfte
=> 4 Messbereiche.

Abbildung 6-6: Vierpunkt-Schubversuche am Balkenelement, exemplarisch für die Serie Typ 189-1

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

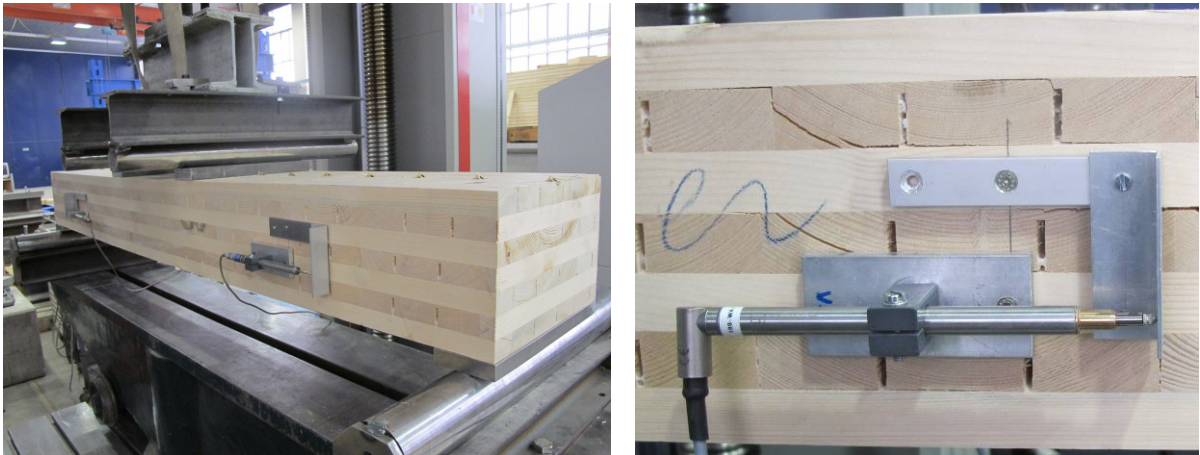


Abbildung 6-7: Vierpunkt-Schubversuche am Balkenelement und Messung der Relativverschiebung

6.1.2.2 Schubversuche am Schubelement

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

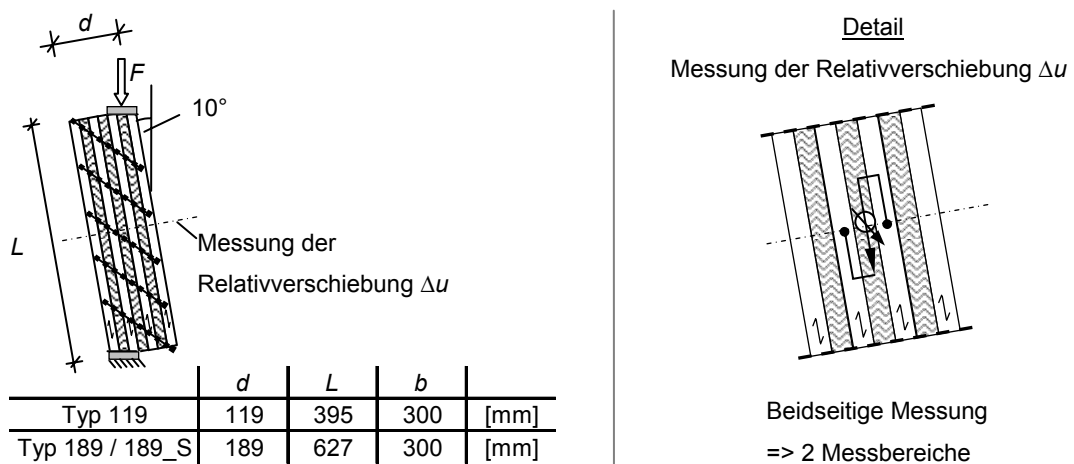


Abbildung 6-8: Schubversuch am Schubelement, exemplarisch dargestellt für die Serie Typ 189-1

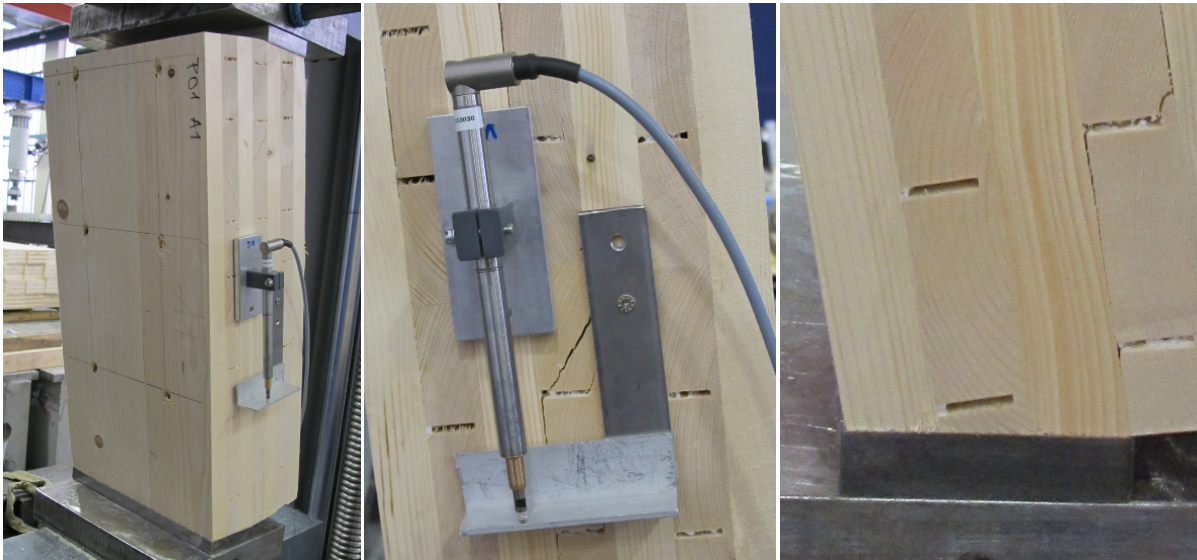


Abbildung 6-9: Schubversuch am Schubelement und Messung der Relativverschiebung, Typ 189-2

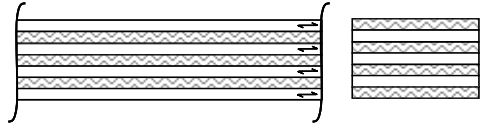
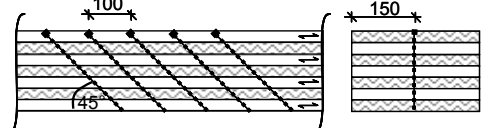
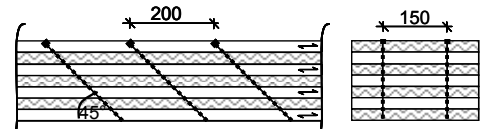
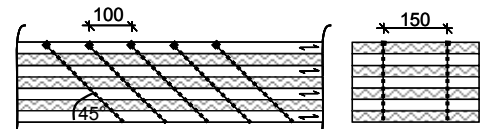
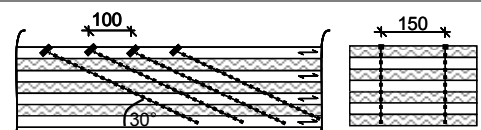
6.1.2.3 Übersicht der geprüften Schraubenanordnungen

Die untersuchten Schraubenbilder wurden den Prüfkörperabmessungen der jeweiligen Elementdicken angepasst. Dadurch ergeben sich in Abhängigkeit der untersuchten Elementdicken unterschiedliche Schraubenbilder. Einen Überblick über die durchgeführten Versuche, die verwendeten Schraubenanordnungen, die Schraubenlängen l_s und die Anzahl der Prüfkörper geben die nachfolgenden Tabellen. Die Lage der ersten Schraubenreihe besaß einen Abstand von ca. 15 mm zu den Stirnseiten der Prüfkörper. Die Neigung der Schrauben wurde so gewählt, dass alle Schrauben während der Versuchsdurchführung auf Zug beansprucht wurden. Da es sich um selbstbohrende Vollgewindeschrauben ($d = 8,0$ mm) handelte, war kein Vorbohren erforderlich.

Tabelle 6-1: Typ 119

Schraubenanordnung [mm] Vollgewindeschrauben $d = 8,0$ mm	Serie	l_s [mm]	Anzahl der Prüfkörper	
			Balkenelemente	Schubelemente
	119-0	-	5	5
	119-1	160	5	5
	119-2	160	5	5
	119-3	160	-	5
	119-4	240	-	5

Tabelle 6-2: Typ 189 bzw. 189_S

Schraubenanordnung [mm] Vollgewindeschrauben $d = 8,0$ mm	Serie	l_s [mm]	Anzahl der Prüfkörper	
			Balkenelemente	Schubelemente
	189-0	-	5	5
	189_S-0	-	5	5
	189-1	260	5	5
	189_S-1	260	-	-
	189-2	260	5	5
	189_S-2	260	5	5
	189-3	260	5	5
	189_S-3	260	5	5
	189-4	400	5	5
	189_S-4	400	-	-

6.1.3 Versuchsdurchführung

Exemplarisch werden nachfolgend die Auswirkungen der Schraubenverstärkungen auf das Lastverformungs- sowie das Bruchverhalten der Brettsperrholzelemente anhand der Schubversuche an Schubelementen vom "Typ 189" erläutert. Der Bruchzustand der unverstärkten Elemente stellte sich durch sprödes Versagen der Querlagen infolge einer Spannungscombination aus Rollschub und Querkzugbeanspruchung ein. Wie die Abbildung 6-10 zeigt, war dieses Versagensverhalten sowohl bei den Vierpunkt-Schubversuchen als auch bei jenen an den Schubelementen zu beobachten.

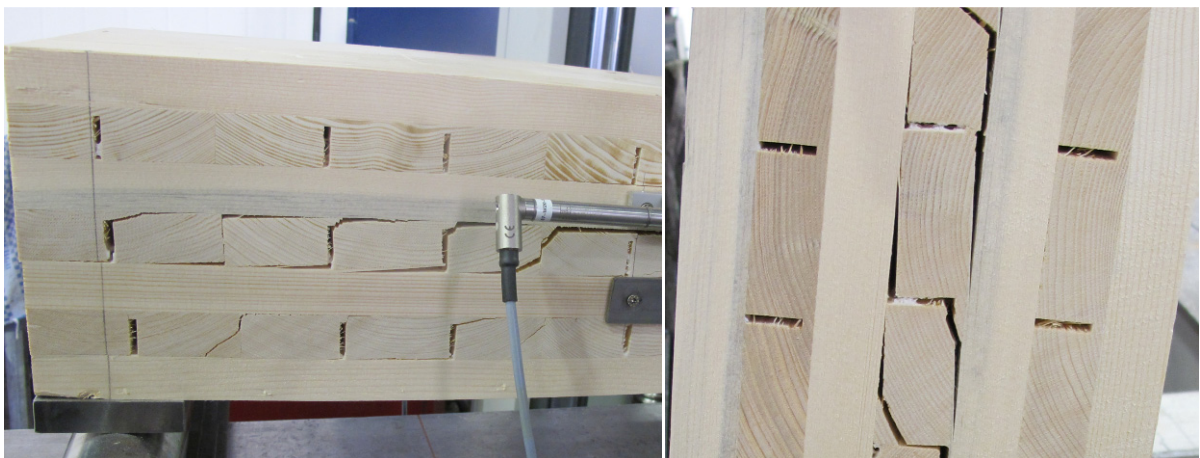


Abbildung 6-10: Bruchbilder an Balken- und Schubelementen, Typ 189-0

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

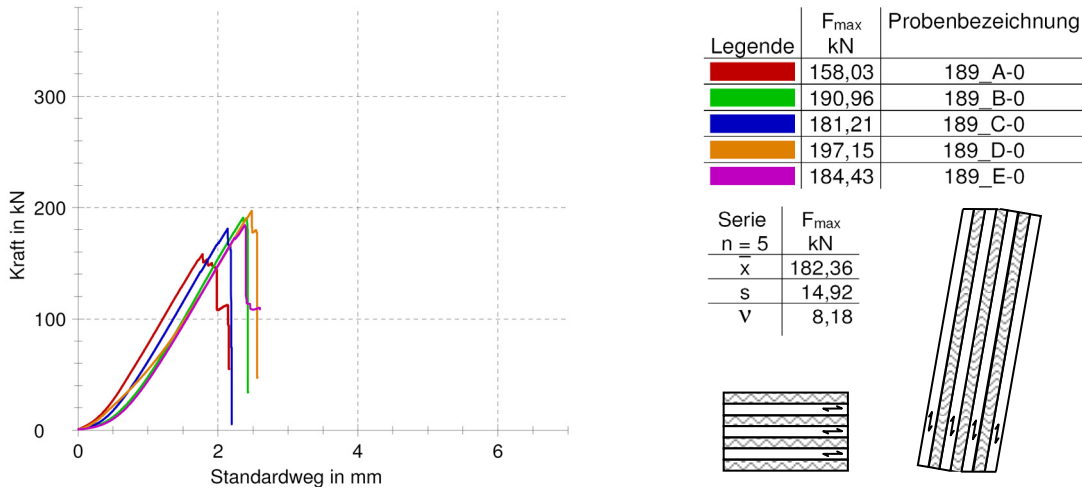


Abbildung 6-11: Lastverformungskurven, Typ 189-0

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

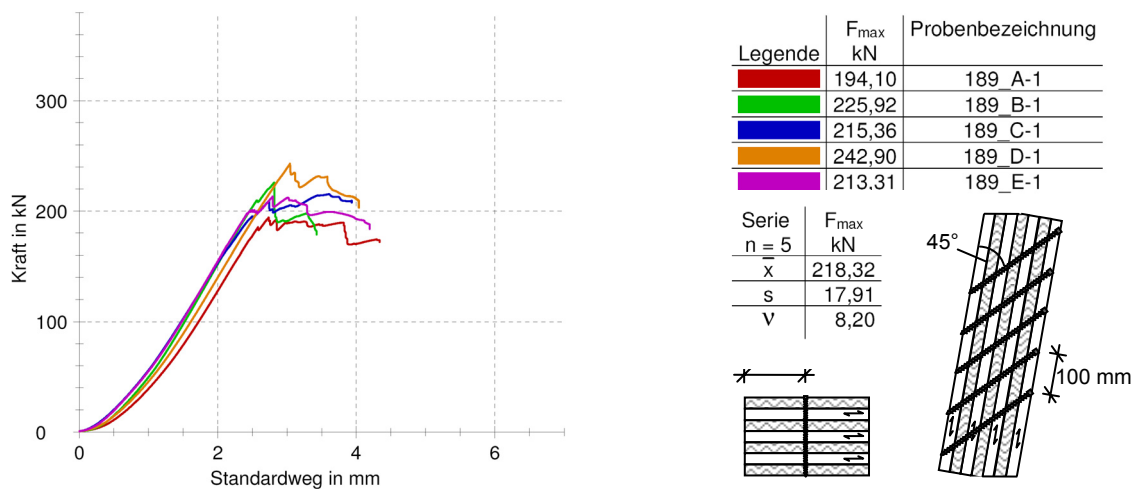


Abbildung 6-12: Lastverformungskurven, Typ 189-1

Ein ähnliches Verhalten, jedoch auf höherem Lastniveau als bei der einreihigen Schraubenverstärkung, war bei der Versuchsserie "Typ 189-2" mit zwei nebeneinander liegenden Schraubenreihen zu erkennen. Wiederum kam es zu einem annähernd linearen Anstieg der Last bis zum Erreichen der Maximallast. Bei einer Prüflast von ca. 240 kN traten vereinzelte Schubrisse in den Querlagen auf, zu erkennen an den kleinen Versätzen der Lastverformungskurven im angesprochenen Bereich. Diese Schubrisse beeinflussten zunächst kaum das Trag- und Verformungsverhalten. Auch bei dieser Versuchsserie verhinderten die Schrauben nach dem Erreichen der maximalen Prüflast ein schlagartiges Versagen der Prüfkörper (Abbildung 6-13).

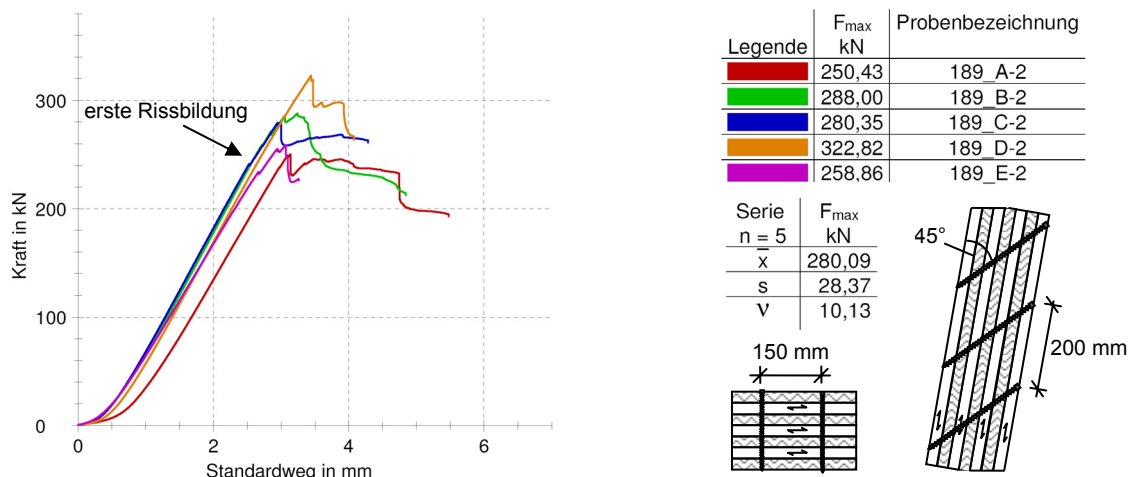


Abbildung 6-13: Lastverformungskurven, Typ 189-2

Bei einer weiteren Erhöhung der Schraubenanzahl änderte sich das Tragverhalten der Elemente im Vergleich zu den zuvor betrachteten Schubverstärkungen. Wiederum traten nach einem annähernd linearen Lastanstieg ab ca. 240 kN erste Schubrisse auf, die sich nun aber zunehmend auf die Steifigkeit der Elemente auswirkten. Folglich verringerte sich im weiteren Verlauf die Steigung der Lastverformungskurven (Abbildung 6-14). Im Gegensatz zu den vorherigen Versuchen trat das Lastmaximum weniger ausgeprägt auf. Die Lastverformungskurven deuten ein duktileres Schubtragverhalten der verstärkten Brettsperrholzelemente an.

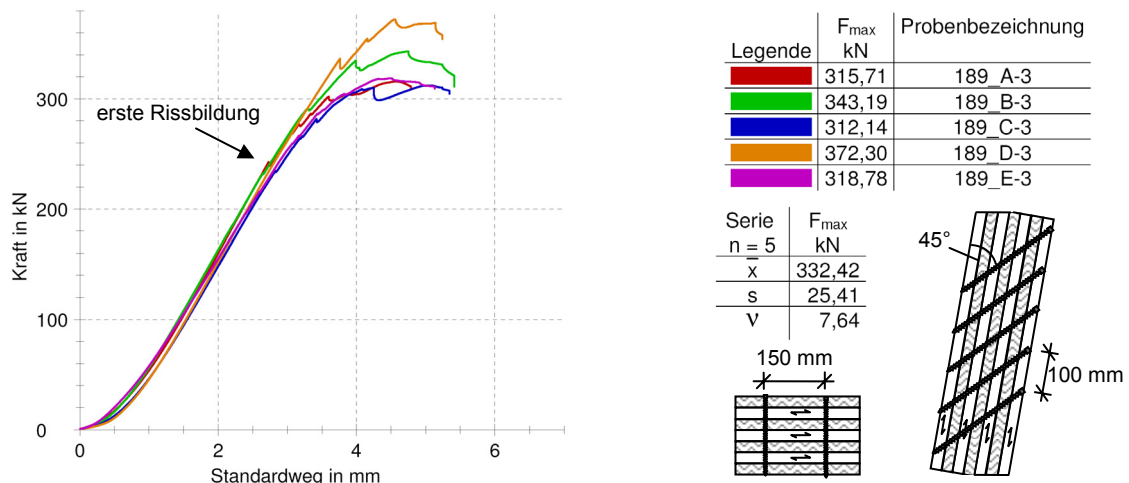


Abbildung 6-14: Lastverformungskurven, Typ 189-3

Im Rahmen der letzten Versuchsserie "Typ 189-4" wurden die Auswirkungen der Schrauben unter einem Neigungswinkel von 30° bezogen auf die Faserrichtung der Decklagen untersucht. Nach dem Auftreten erster Schubrisse in den Querlagen im Bereich von 240 kN bildete sich ein duktiler Tragverhalten bis zum vollständigen Versagen der Prüfkörper aus (siehe Lastverformungskurven in Abbildung 6-15). Dieses wurde durch das Zugversagen der Vollgewindeschrauben verursacht. Wie die Abbildung 6-16 zeigt, lagen die Zugbrüche der Vollgewindeschrauben jeweils in der Mittellage der Prüfkörper.

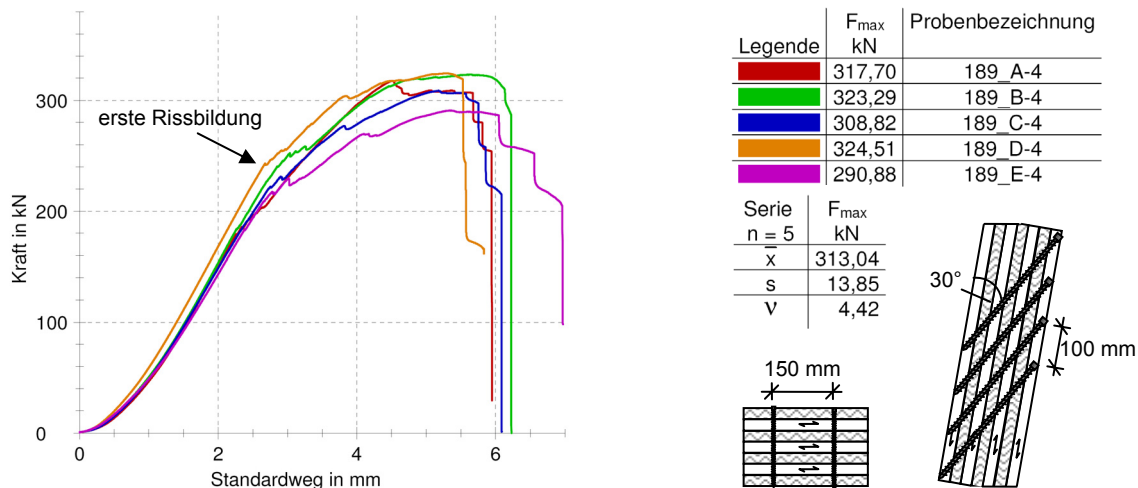


Abbildung 6-15: Lastverformungskurven, Typ 189-4

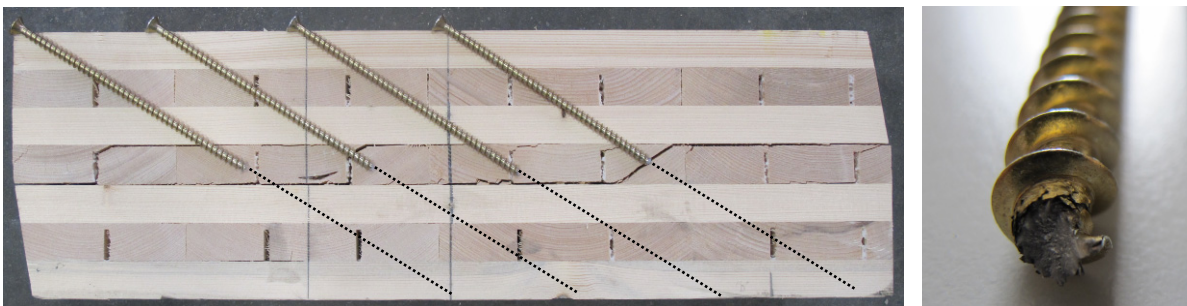


Abbildung 6-16: Zugbrüche der Vollgewindeschrauben, Typ 189-4 (obere Schraubenhälfte herausgeschraubt)

6.1.4 Auswertung und Ergebnisse

Eine umfangreiche Zusammenstellung der Ergebnisse, die sowohl die statistische Auswertung als auch die Lastverformungskurven der einzelnen Prüfserien enthält, ist dem Anhang D.2 zu entnehmen. Primäres Beurteilungskriterium für die Auswirkungen der selbstbohrenden Vollgewindeschrauben auf das Tragverhalten der Prüfkörper ist der Verstärkungsgrad η . Dieser ergibt sich aus dem Vergleich der Bruchlasten der verstärkten Prüfkörper mit den Bruchlasten der unverstärkten Referenzserie. Bezogen auf die Mittelwerte der einzelnen Versuchsserien bedeutet dies:

$$\eta_{\text{mean},i} = \frac{F_{\text{mean},i}}{F_{\text{mean},0}} \quad \left(= \frac{F_{\text{mean, verstärkte Prüfkörper}}}{F_{\text{mean, unverstärkte Prüfkörper}}} \right) \quad (\text{Gl. 6-1})$$

Nachfolgende Tabellen enthalten eine Zusammenfassung der aus den Versuchswerten bestimmten Verstärkungsgrade $\eta_{mean,i}$ der unterschiedlichen Querschnittstypen. Zur Beurteilung der vorliegenden Streuung der Versuchsergebnisse sind zusätzlich die Variationskoeffizienten der jeweiligen Schraubenanordnung angegeben. Die Ergebnisse belegen, dass durch die Anordnung der Schrauben Tragfähigkeitssteigerungen von bis zu ca. 80 % erreicht werden. Besonders bei den Vierpunktversuchen an Balkenelementen zeigt sich, dass durch vergleichsweise wenige Vollgewindeschrauben bereits Laststeigerungen von über 25 % möglich sind. Wie zu erwarten, beeinflusst die Erhöhung der Schraubenanzahl das Schubtragverhalten positiv. Bei den Balkenelementen bewirkt dies, dass die Elemente schließlich nicht mehr auf Rollschub, sondern auf Biegezug versagen. Die Prüfserien, bei denen aufgrund der Verstärkungselemente ein derartiges Versagen eintrat, sind entsprechend gekennzeichnet.

Tabelle 6-3: Typ 119 – Mittelwerte der Verstärkungsgrade $\eta_{mean,i}$

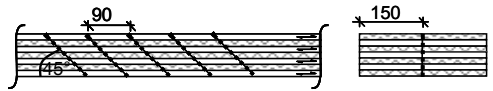
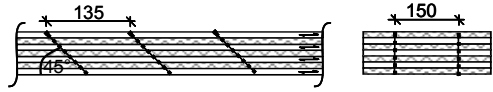
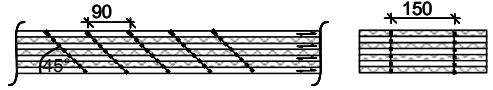

Schraubenanordnung [mm] Vollgewindeschrauben $d = 8,0$ mm	Serie	Balkenelemente		Schubelemente	
		$\eta_{mean,i}$ [-]	COV [-]	$\eta_{mean,i}$ [-]	COV [-]
	119-1	1,25	0,03	1,04	0,06
	119-2	1,30	0,09	1,20	0,02
	119-3	-	-	1,32	0,06
	119-4	-	-	1,41	0,06

Tabelle 6-4: Typ 189 – Mittelwerte der Verstärkungsgrade $\eta_{mean,i}$

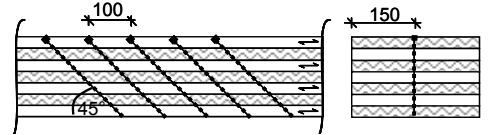
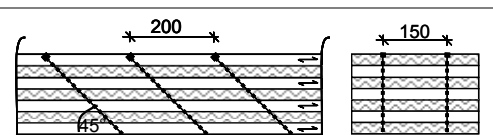
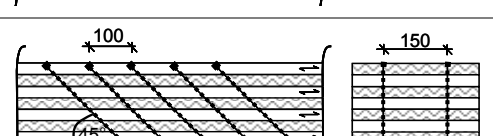
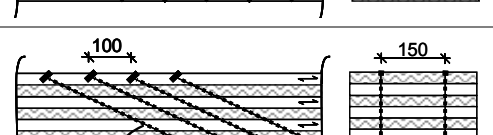
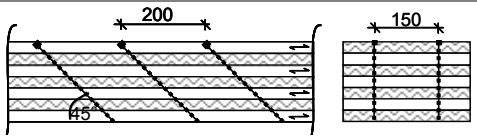
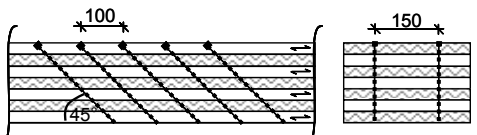
Schraubenanordnung [mm] Vollgewindeschrauben $d = 8,0$ mm	Serie	Balkenelemente		Schubelemente	
		$\eta_{mean,i}$ [-]	COV [-]	$\eta_{mean,i}$ [-]	COV [-]
	189-1	1,31	0,05	1,20	0,08
	189-2	1,38	0,06	1,54	0,10
	189-3	1,64	0,08	1,82	0,08
	189-4	1,59	0,04	1,72	0,04

Tabelle 6-5: Typ 189_S – Mittelwerte der Verstärkungsgrade $\eta_{mean,i}$

Schraubenanordnung [mm] Vollgewindeschrauben $d = 8,0$ mm	Serie	Balkenelemente		Schubelemente	
		$\eta_{mean,i}$ [-]	COV [-]	$\eta_{mean,i}$ [-]	COV [-]
	189_S-2	1,34	0,02	1,45	0,05
	189_S-3	1,46^{*)}	0,10 ^{*)}	1,69	0,04

^{*)} teilweise Biegezugversagen der Prüfkörper

Nachfolgend sind zusätzlich die aus den Bruchlasten der unverstärkten Elemente ermittelten Rollschubspannungen bzw. Rollschubfestigkeiten der einzelnen Versuchskonfigurationen zusammengefasst (getrennt für Mittelwerte und charakteristische Werte). Wie Tabelle 6-7 zeigt, liegen die versuchstechnisch bestimmten charakteristischen Festigkeitswerte stets unter denen der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen. Außerdem ist der Verhältniswert der Festigkeiten der Schubelemente zu denen der Balkenelemente angegeben.

Tabelle 6-6: Vergleich der mittleren Rollschubfestigkeiten der unverstärkten Elemente

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

Tabelle 6-7: Vergleich der charakteristischen Rollschubfestigkeiten der unverstärkten Elemente

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

^{*)} Typ 119 und Typ 189 nach [abZ-9.1-501], Typ 189_S nach [abZ-9.1-809]

Diese Ergebnisse zeigen, dass die Vierpunktversuche an Balkenelementen tendenziell höhere Rollschubfestigkeiten liefern als die Scherversuche an den Schubelementen. Die Gründe hierfür liegen in den vergleichsweise kleineren querdruckfreien Bereichen der Balkenelemente sowie an gegebenenfalls auftretenden Verdübelungseffekten. Derartige Verdübelungseffekte sind von Balkenüberständen in Auflagerbereichen bekannt, wo der querkräftfreie Bereich des Balkenüberstandes zu einer Behinderung der Schubverformung und somit zur Erhöhung der Schubtragfähigkeit führt. Gleiches ist infolge des querkräftfreien Bereiches zwischen den Lasteinleitungspunkten bei den Vierpunktschubversuchen denkbar (siehe Abbildung 6-17). Der angesprochene Festigkeitsunterschied fällt relativ gering aus, was an der Tatsache liegen mag, dass bei Vierpunktversuchen zwei Seiten geprüft werden, von denen in der Regel aber nur eine versagt und somit die Balkenhälfte mit der geringeren Festigkeit in die Auswertung einfließt.

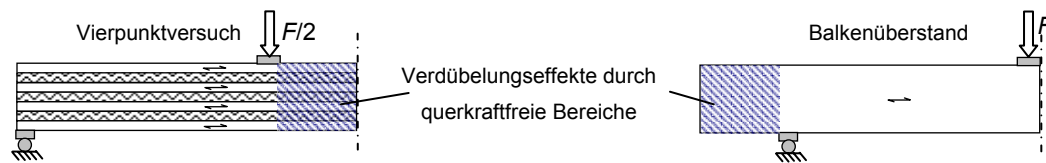


Abbildung 6-17: Verdübelungseffekte durch querkraftfreie Bereiche

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

Tabelle 6-8: Vergleich der Verstärkungsgrade zwischen Schub- und Balkenelementen

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

6.1.5 Versuchsergebnisse - Literaturwerte

Bei einem bereits ausgeführten Bauprojekt wurde eine punktgestützte Brettsper Holzdecke im Bereich der Auflagerung mit Vollgewindeschrauben verstärkt. Da diese Bauweise in der [DIN 1052] nicht geregelt ist, war eine Zustimmung im Einzelfall erforderlich. In deren Zusammenhang führten COLLING & BEDÖ (2007) erste Untersuchungen an schubverstärkten Brettsper Holzbauteilen durch. Die in Abbildung 6-18 dargestellten Elementaufbauten waren Gegenstand der Untersuchungen.

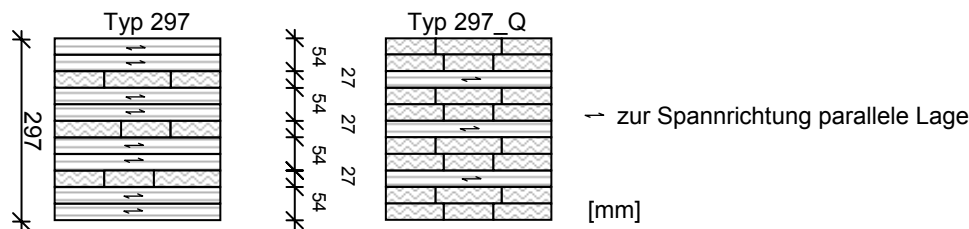


Abbildung 6-18: Untersuchte Elementaufbauten

An Balkenelementen mit einer Breite von 300 mm wurden Vierpunkt-Schubversuche durchgeführt (Abbildung 6-19). Neben den Versuchsserien an unverstärkten Prüfkörpern wurden zusätzlich beim "Typ 297" drei und beim "Typ 297_Q" zwei verschiedene Schraubenanordnungen untersucht. Die selbstbohrenden Vollgewindeschrauben besaßen einen Durchmesser von 10 mm und eine Länge von 400 mm und wurden unter einem Winkel von 45° angeordnet. Die einzelnen Serien bestanden jeweils aus drei Prüfkörpern.

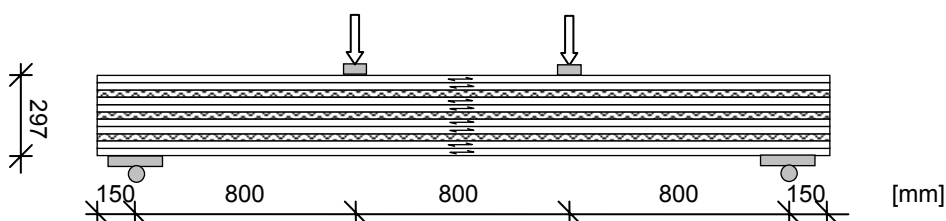


Abbildung 6-19: Systemskizze der Vierpunkt-Schubversuche, unverstärktes Element vom Typ 297

Bei den einzelnen Versuchsserien wurden jeweils die Mittelwerte der Prüfkräfte bestimmt, die zum Versagen der Bauteile geführt hatten. In Anlehnung an die im vorherigen Kapitel beschriebene Versuchsauswertung wurde nach Gleichung (Gl. 6-1) aus dem Vergleich der Ergebnisse der unverstärkten zu den verstärkten Prüfkörpern der Verstärkungsgrad $\eta_{mean,i}$ bestimmt.

In Tabelle 6-9 und Tabelle 6-10 sind getrennt für die beiden betrachteten Elementtypen die geprüften Schraubenanordnungen, die aus den Mittelwerten bestimmten Verstärkungsgrade $\eta_{mean,i}$, die zugehörigen Variationskoeffizienten (COV) sowie die Versagensarten zusammengefasst. Neben den einzelnen Bruchlasten und den Rollschubspannungen zum Versagenszeitpunkt sind im Anhang D.3 zusätzlich die entsprechenden Mittelwerte und charakteristischen Kenngrößen aufgeführt.

Tabelle 6-9: Schraubenanordnungen und Verstärkungsgrade, Typ 297

Schraubenanordnung [mm] Vollgewindeschrauben $d = 10,0$ mm	Typ	$\eta_{mean,i}$ [-]	COV [-]	Versagensart
	297-1	1,27	0,02	Rollschub
	297-2	1,62	0,02	Rollschub
	297-3	> 1,81	0,09	Biegezug

Tabelle 6-10: Schraubenanordnungen und Verstärkungsgrade, Typ 297_Q

Schraubenanordnung [mm] Vollgewindeschrauben $d = 10,0$ mm	Typ	$\eta_{mean,i}$ [-]	COV [-]	Versagensart
	297_Q-1	1,64	0,08	Rollschub
	297_Q-2	> 1,94	0,10	Biegezug

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

6.2 Theoretische Untersuchungen

6.2.1 Verbundverhalten zwischen Schraube und Brettsperrholz

Im Zusammenhang mit den begleitenden FEM-Modellierungen zu den durchgeführten Versuchen an verstärkten Brettsperrholzelementen ist es erforderlich, das Verbundverhalten zwischen Schrauben und Brettsperrholz zutreffend zu beschreiben. Da bei eingedrehten Vollgewindeschrauben im Gegensatz zu eingeklebten Gewindestangen in Brettschichtholzträgern nicht von einem annähernd starren Verbund ausgegangen werden kann, muss die Modellierung des Verbundes mittels elastischer Federn oder anderer programmspezifischer Kontaktelemente erfolgen. Die Steifigkeit der Kopplung ist in erster Linie abhängig vom Verschiebungsmodul der Schraube in Schaftrichtung, dem axialen Verschiebungsmodul K_{ax} . BLAß ET AL. (2006) geben folgende Gleichung zur Berechnung des axialen Verschiebungsmoduls von Vollgewindeschrauben in Brettschichtholz an:

$$K_{ax} = 234 \cdot (\rho \cdot d)^{0,2} \cdot l_{ef}^{0,4} \quad [\text{N/mm}] \quad (\text{Gl. 6-2})$$

mit: d Schraubendurchmesser [mm]
 l_{ef} Länge des Holzes im eingedrehten Gewindebereich [mm]
 ρ Rohdichte des Holzes [kg/m^3]

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

Unter der realitätsnahen Annahme einer im Vergleich zum Verbundverhalten sehr steifen Schraube, stellen sich in der Schraube die in Abbildung 6-20 dargestellten Normalkraft- und die zugehörigen Schubflussverläufe des Verbundes ein. Liegt in der Schwerachse des Brettsperrholzelementes ein Riss vor, so erhält man unter Schubbeanspruchung vergleichbare Verläufe in den jeweiligen Querschnittshälften.

Im ungerissenen Zustand wird ein Teil der am Element angreifenden Schubkraft über das Brettsperrholzelement (T_{BSP}) abgetragen. Somit ist in diesem Zustand die angreifende Schubkraft um den Anteil T_{BSP} zu erhöhen, damit in der Schraube die gleiche maximale Normalkraft wie in den zuvor betrachteten Fällen entsteht. Tatsächlich wird sich jedoch im Gegensatz zum gerissenen Brettsperrholzquerschnitt keine dreiecksförmige Verteilung der Normalkraft in der Schraube einstellen, sondern es ist von einer sinus- oder parabelförmigen Verteilung auszugehen. In Abbildung 6-20 wird der Verlauf der Normalkraft näherungsweise durch eine Sinusfunktion und folglich der Schubfluss durch eine Cosinusfunktion beschrieben. Die Abbildung zeigt, dass die Bestimmung des axialen Verschiebungsmoduls durch Herausziehversuche den gerissenen Zustand sehr gut wiedergibt, so dass für die Schubverstärkung im intakten Brettsperrholz von einer guten Näherung auszugehen ist.

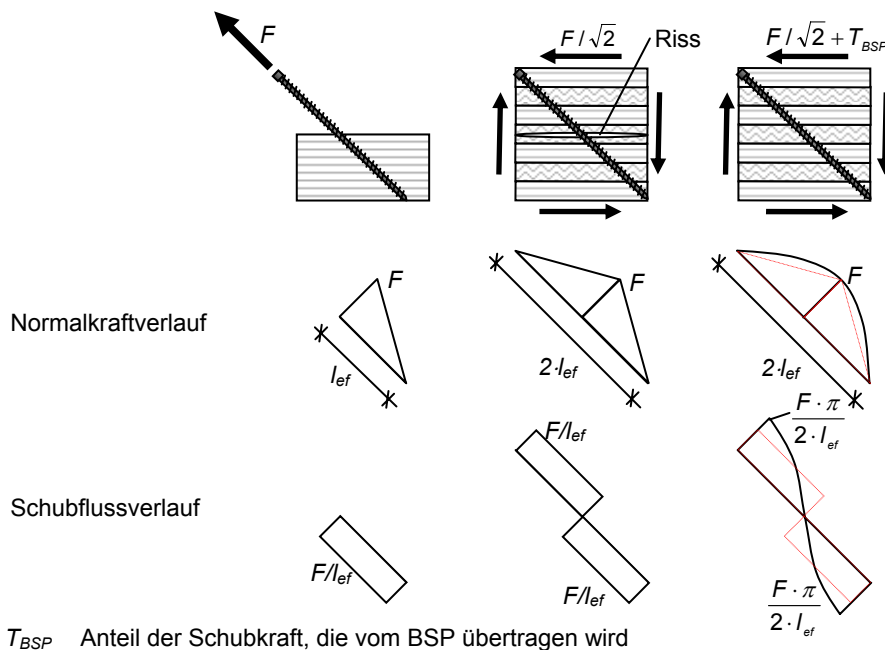


Abbildung 6-20: Normalkraftverlauf der Schraube und Schubflussverlauf des Verbundes

Im Rahmen des Forschungsvorhabens von MESTEK & WINTER (2010) wurde ein alternatives Verfahren zur Bestimmung des axialen Verschiebungsmoduls untersucht, das die genannten Randbedingungen für den ungerissenen Zustand genauer berücksichtigt. Bei einer als Schubverstärkung eingesetzten Schraube werden durch die Schubverformung des Brettsperrholzquerschnittes über den Verbund Normalkräfte in die Schraube eingeleitet. Folglich treten an den Enden der Schraube keine Normalkräfte auf, das Maximum der Normalkraft liegt in der Schraubenmitte. Versuchstechnisch bedeutet dies, dass durch eine äußere Kraft eine Verformung am Brettsperrholzquerschnitt aufzubringen ist und die Verformungsänderungen der Schraubenenden zu messen sind. Dies kann mittels der in Abbildung 6-21 gezeigten, schematischen Versuchsanordnung erfolgen.

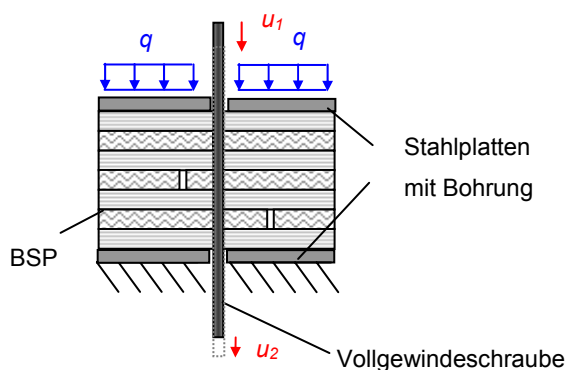


Abbildung 6-21: Versuch zur Bestimmung des axialen Verschiebungsmoduls

In der Realität erzeugt die Schubverformung des Holzes Zugspannungen in der Schraube, allerdings wird davon ausgegangen, dass sich bei Schraubendruckbeanspruchungen ein analoges Verbundverhalten einstellt. Da zudem derartige Zugversuche versuchstechnisch sehr aufwendig sind, wurden

stattdessen Druckversuche an Brettsperrholzelementen durchgeführt. Die Auflagerung sowie die Lasteinleitung erfolgten über Stahlplatten, die mit Bohrungen versehen waren. In den BSP-Prüfkörper wurde eine Schraube eingedreht, die jeweils durch Löcher in den Stahlplatten überstand und somit an ihren Enden frei verformbar war. Aus den an den Schraubenenden gemessenen Verformungen und deren Differenz kann auf die sich in der Schraube einstellende Normalkraftbeanspruchung rückgeschlossen werden. Die Ergebnisse ermöglichen somit die Kalibrierung begleitender FEM-Simulationen und die Ermittlung der erforderlichen Steifigkeiten der verwendeten Kontaktelemente, die den Verbund zwischen Schraube und Holz beschreiben.

6.2.1.1 Material und Versuchskonfiguration

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

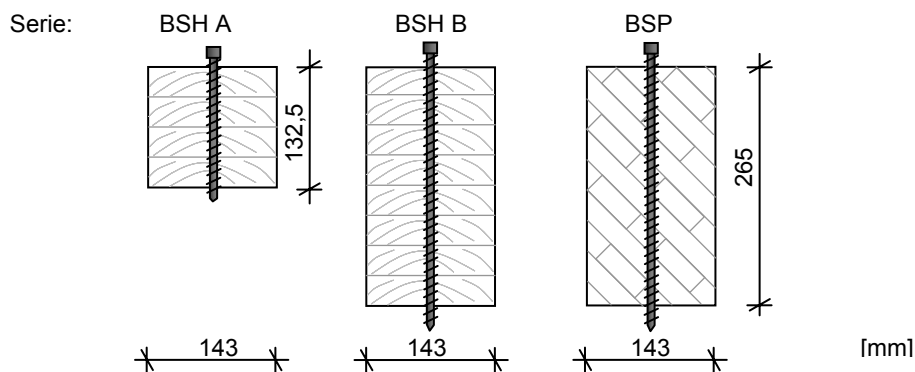


Abbildung 6-22: Prüfkörperabmessungen

Vor der Versuchsdurchführung wurden die genauen Abmessungen der Prüfkörper aufgenommen, das Gewicht bestimmt und daraus die Rohdichte ermittelt. Folglich sind der Klebstoff und die im Brettsperrholz vorhandenen Fugen in den ermittelten Rohdichten enthalten. Die Einzelwerte sind in Tabelle 6-11 zusammengefasst. Die gemessene Holzfeuchte lag im Mittel bei 11 %.

Tabelle 6-11: Rohdichte in $[\text{kg}/\text{m}^3]$

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

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

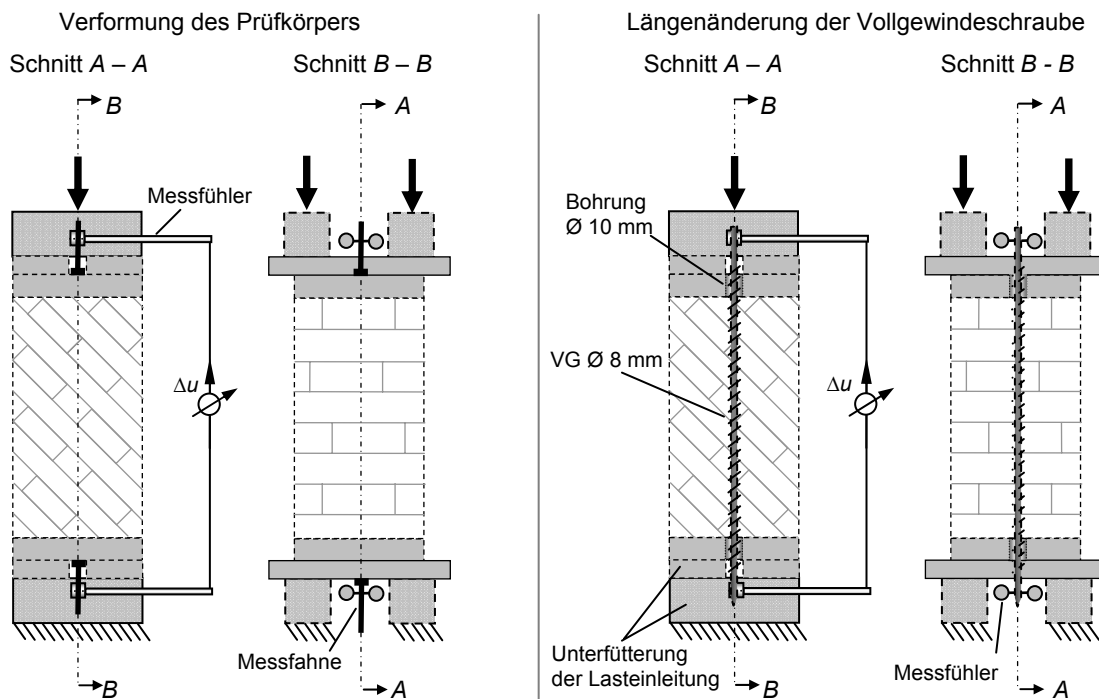


Abbildung 6-23: Versuchskonfiguration

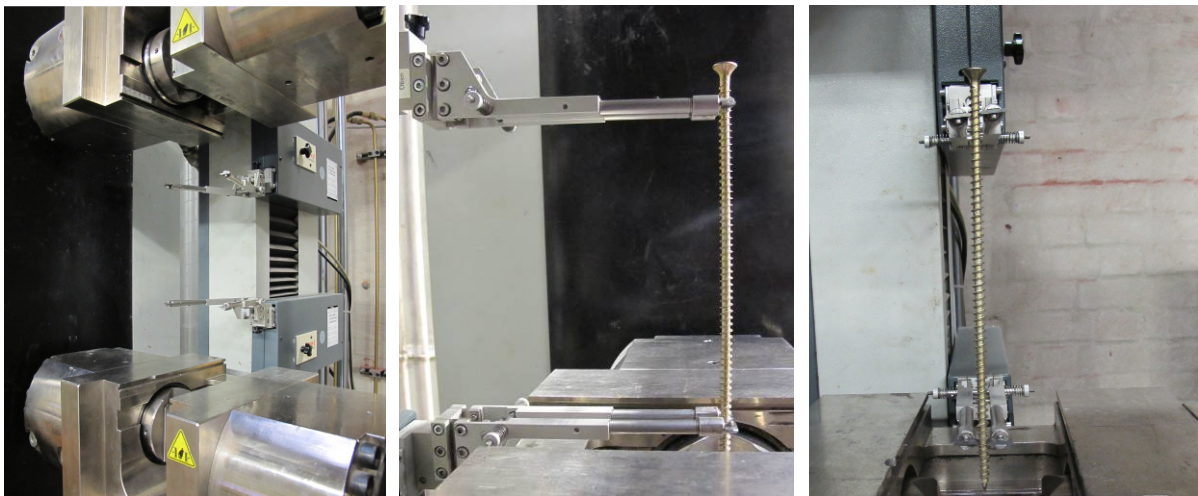


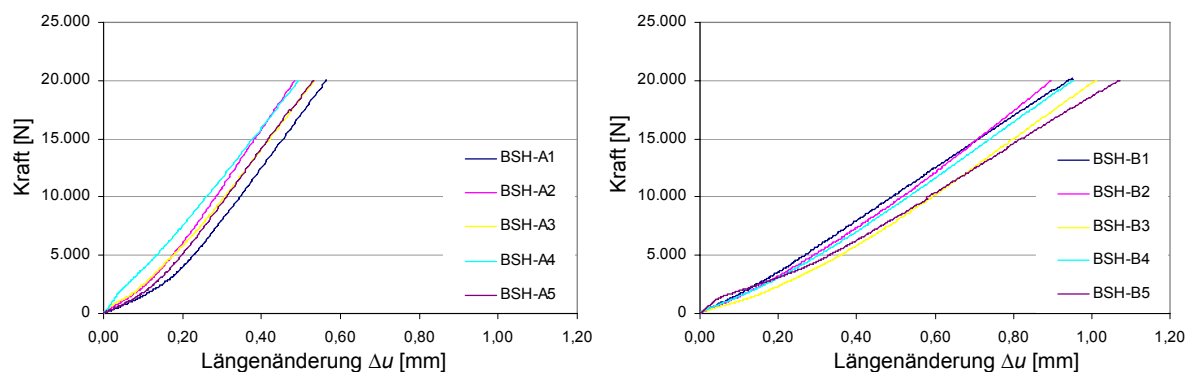
Abbildung 6-24: Prüfmachine und Messeinrichtung zur Messung von Längenänderungen (ohne Prüfkörper)

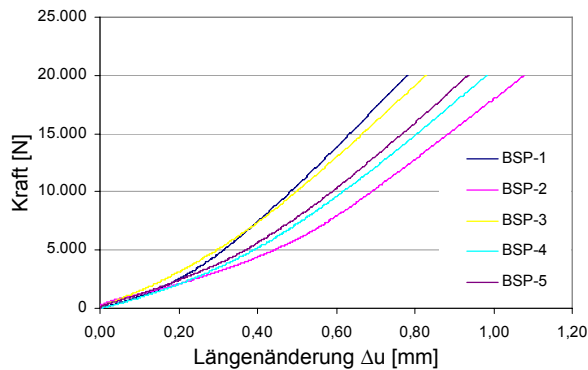
6.2.1.2 Prüfkörperverformung ohne Schrauben

Aufgrund der Beanspruchung im elastischen Bereich kam es in keinem Fall zu einem Versagen der Prüfkörper. Nachfolgend sind die Versuchseinrichtung mit der Lasteinleitung sowie die an den Messfühler angreifenden Messfühler dargestellt. Die Diagramme in Abbildung 6-26 und Abbildung 6-27 zeigen die Längenänderungen der Prüfkörper in Abhängigkeit der aufgebracht Last.



Abbildung 6-25: Versuchsdurchführung zur Ermittlung der Verformungsänderung der Prüfkörper

Abbildung 6-26: Verformung Δu der Prüfkörper aus Brettschichtholz

Abbildung 6-27: Verformung Δu der Prüfkörper aus Brettsperrholz

Die Diagramme zeigen, dass sich nach einer gewissen Vorkraft ein annähernd linear elastisches Lastverformungs-Verhalten einstellt. Daher wurde für die einzelnen Prüfkörper im Bereich zwischen 10,0 kN und 20,0 kN die mittlere Längenänderung ermittelt. Die jeweiligen Einzelwerte sowie die Mittelwerte sind in Tabelle 6-12 aufgeführt.

Tabelle 6-12: Längenänderungen der Prüfkörper zwischen 10,0 kN und 20,0 kN [$\mu\text{m}/\text{kN}$]

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

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

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

Im Gegensatz zum Brettschichtholz ist die Verformungsänderung der Brettsperrholzprüfkörper nicht nur vom Elastizitätsmodul senkrecht zur Faser, sondern auch von den Schubmoduln der Längs- und Querlagen abhängig. Daher kann in diesem Fall nicht auf einzelne Werkstoffkenngrößen rückgerechnet werden.

6.2.1.3 Schraubenverformung

In einer zweiten Versuchsreihe wurde in die Prüfkörper jeweils eine Vollgewindeschraube eingebracht und die Prüfkörper anschließend analog zur ersten Versuchsreihe belastet. Gemessen wurde diesmal die Längenänderung der Schraube (siehe Tabelle 6-13). In den Diagrammen in Abbildung 6-29 und Abbildung 6-30 sind die Längenänderungen der Schrauben in Abhängigkeit der aufgebrachten Last dargestellt.

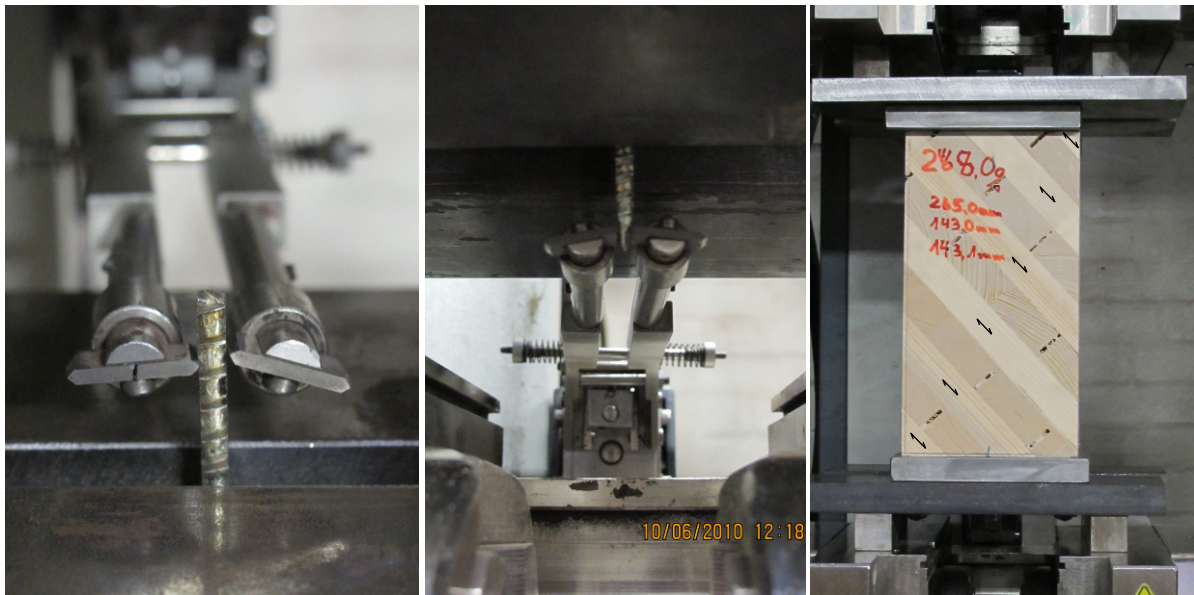
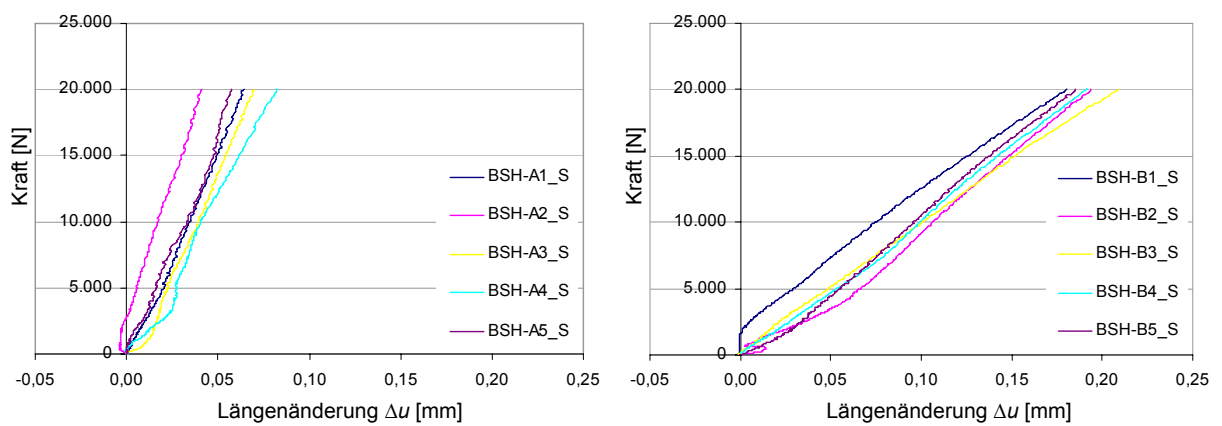
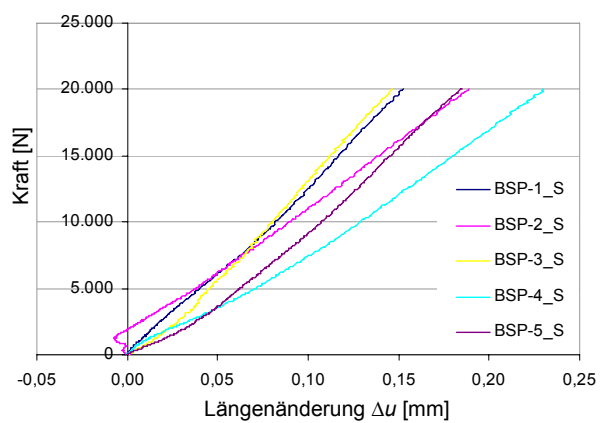


Abbildung 6-28: Ermittlung der Verformungsänderung der Vollgewindeschrauben

Abbildung 6-29: Verformung Δu der Vollgewindeschrauben in Prüfkörpern aus BrettschichtholzAbbildung 6-30: Verformung Δu der Vollgewindeschrauben in Prüfkörpern aus Brettsperrholz

Analog zur Prüfkörperverformung erfolgte die Auswertung der Längenänderung der Vollgewindeschrauben im Lastintervall zwischen 10,0 kN und 20,0 kN. Die jeweiligen Einzel- und Mittelwerte sind in Tabelle 6-13 aufgeführt.

Tabelle 6-13: Längenänderung $\Delta U_{exp,mean}$ der Vollgewindeschrauben zwischen 10,0 kN und 20,0 kN [$\mu\text{m}/\text{kN}$]

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

6.2.1.4 FEM-Vergleichsrechnungen - Scheibenberechnung

Um auf die Verbundsteifigkeit zwischen dem Holz und den Vollgewindeschrauben rückschließen zu können, sind vergleichende FEM-Simulationen erforderlich. Diese wurden mit dem Programm Statik 23 der Firma Sofistik [Sofistik 2010] durchgeführt. Die Holzprüfkörper wurden mittels Scheibenelementen, die Schrauben mit Stabelementen modelliert. Die Berücksichtigung des nachgiebigen Verbundes zwischen den Scheiben- und Stabelementen erfolgte anhand von Federelementen mit linear elastischen Eigenschaften. Analog zur Vorgehensweise bei den experimentellen Untersuchungen wurden zunächst die Prüfkörper ohne Vollgewindeschrauben modelliert. Bei den Brettschichtholzprüfkörpern, deren Verformung fast ausschließlich vom Elastizitätsmodul senkrecht zur Faser abhängt, wurden die in dem vorherigen Kapitel ermittelten Werte für $E_{90,mean}$ eingesetzt. Die Verformungen stimmten annähernd mit den Versuchsergebnissen überein.

Bei den Brettsperrholzquerschnitten mussten sowohl die konstruktive Anisotropie aufgrund des Querschnittsaufbaus als auch die Neigung der Lagen um einen Winkel von 45° gegen die Vertikale berücksichtigt werden. Den einzelnen Lagen wurden entsprechend ihrer Orientierungen die Materialeigenschaften von C24 zugewiesen. Anschließend erfolgte über einen globalen Korrekturfaktor die Abminderung aller Steifigkeitswerte, bis die Verformungen aus der Simulationsberechnung mit den experimentell ermittelten Werten übereinstimmten. Fugen bzw. Entlastungsnuten wurden nicht explizit berücksichtigt.

In der Folge wurden die Simulationsmodelle um die Stab- und Federelemente ergänzt, die die Schrauben bzw. das Verbundverhalten zwischen dem Holz und den Schrauben beschreiben. Die in der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung der verwendeten Vollgewindeschrauben [abZ-9.1-519] enthaltenen Angaben zur Dehnsteifigkeit parallel zur Schaftrichtung wurde mittels Schraubenzugversuche überprüft (siehe Anhang G). Die Federsteifigkeiten der Federn wurden iterativ angepasst, bis die Ergebnisse der Simulationsberechnung mit den experimentell ermittelten Schraubenverformungen näherungsweise übereinstimmten. Die daraus ermittelte Bettungssteifigkeit k_{ax} in Schraubenslängsrichtung und die Gegenüberstellung der in den Versuchen gemessenen Verformungen mit den Simulationsergebnissen sind in Tabelle 6-14 enthalten. Da die Ergebnisse der Serie "BSH-A" eine

vergleichsweise ausgeprägte Streuung aufweisen, wurde vergleichend die Serie "BSH-A" nochmals ohne Berücksichtigung des Prüfkörper BSH-A4 ausgewertet, der mit 40 % die größte Abweichung vom Mittelwert der gemessenen Schraubenverformungen aufweist.

Tabelle 6-14: Bettungssteifigkeit k_{ax} und Vergleich der Verformungen

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

*Auswertung ohne Prüfkörper BSH-A4

In Abbildung 6-31 sind exemplarisch für den Brettsperrholzprüfkörper der Verlauf des Schubflusses in der Verbundfuge sowie die Normalkraftverteilung in der Schraube dargestellt. Aus dem Schubflussverlauf ist der Einfluss der Faserrichtung der einzelnen Lagen ersichtlich.

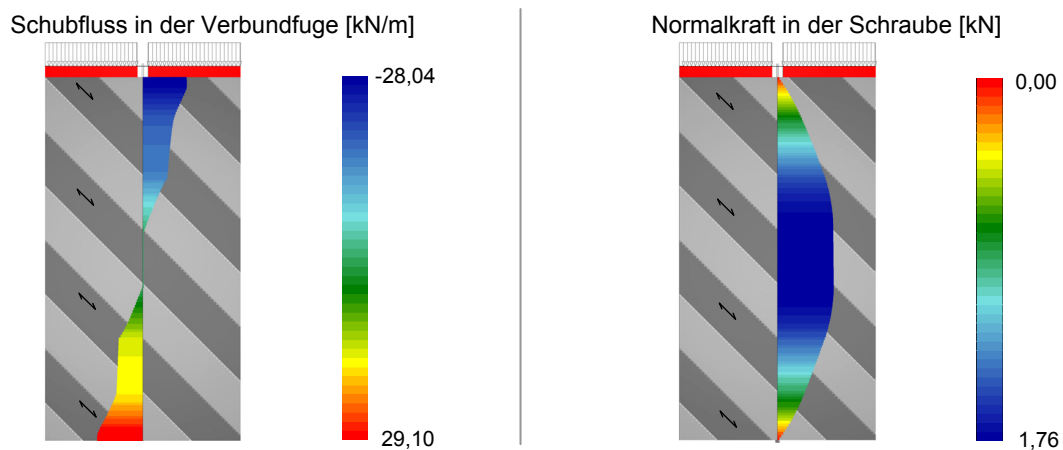


Abbildung 6-31: Schnittgrößenverläufe

Um die Bettungssteifigkeit unterschiedlicher Einbindelängen bzw. Gewindedurchmesser abschätzen zu können, wurde auf die von BLAß ET AL. (2006) angegebene Gleichung zur Berechnung des axialen Verschiebungsmoduls K_{ax} für Vollgewindeschrauben zurückgegriffen:

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

mit ρ : Rohdichte $[\text{kg/m}^3]$
 d : Gewindedurchmesser $[\text{mm}]$
 I_{ef} : effektive Einbindelänge $[\text{mm}]$

Als Einbindelänge muss die halbe Prüfkörperhöhe eingesetzt werden.

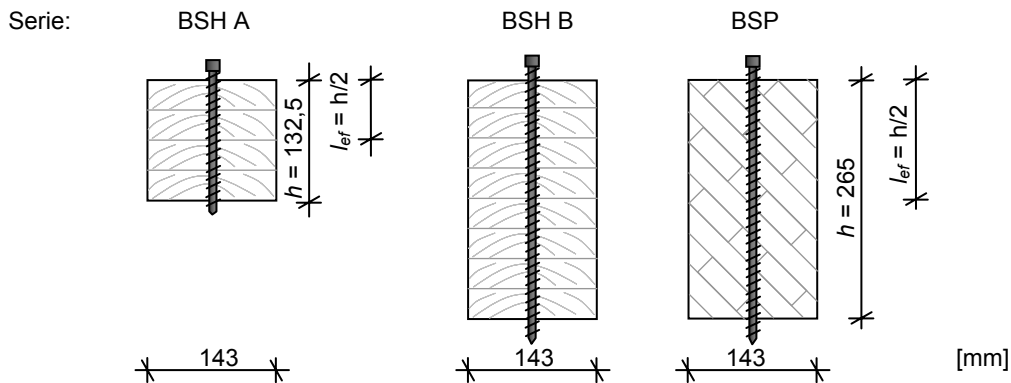


Abbildung 6-32: Einbindelänge I_{ef}

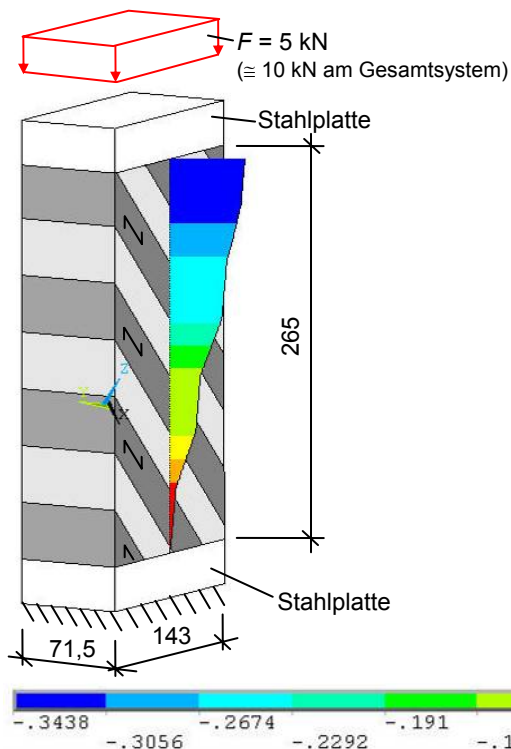
Zur Überprüfung des gewählten Ansatzes, wird nach (Gl. 6-5) die Bettungssteifigkeit der Serie "BSH-A" bestimmt:

$$k_{ax} = 936 \cdot (\rho \cdot d)^{0,2} \cdot I_{ef}^{-0,6} = 936 \cdot (446,8 \cdot 8,0)^{0,2} \cdot 66,3^{-0,6} = 388,2 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{Gl. 6-7})$$

Unter Berücksichtigung aller Prüfkörper der Serie "BSH-A" weicht der berechnete Wert um ca. 15 % von der experimentell bestimmten Bettungssteifigkeit ab. Allerdings liegt in dieser Serie eine vergleichsweise große Streuung vor (COV = 24 %). Unter Vernachlässigung des Prüfkörpers "BSH-A4", der wie schon erwähnt mit 40 % die größte Abweichung vom Mittelwert der gemessenen Schraubenverformungen aufweist, liegen annähernd identische Werte für die Bettungssteifigkeit vor (vergleiche Tabelle 6-14). Im Folgenden wird daher die Bettungssteifigkeit von Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben in Brettsperrholzbauteilen nach (Gl. 6-6) bestimmt.

6.2.1.5 FEM-Vergleichsrechnung - Volumenmodell

Für die Modellierung von Tragsystemen mit überwiegend einachsiger Lastabtragung sind die zuvor aufgeführten Scheibeberechnungen in der Regel ausreichend. Will man zusätzlich das räumliche Tragverhalten wie bei den biaxialen Traglastversuchen in Kapitel 7 in die Simulationsberechnungen mit einbeziehen, so empfiehlt es sich auf Volumenmodelle zurückzugreifen. Daher wurde die zuvor beschriebene Versuchsserie aus Brettsperrholzprüfkörpern zusätzlich mit einem Volumenmodell simuliert. Um die Steifigkeitsparameter des Brettsperrholzes zu kalibrieren, wurde ein Prüfkörper ohne Schrauben modelliert und mit den versuchstechnisch ermittelten Verformungen verglichen. Die einzelnen Bretter wiesen zunächst die Steifigkeitswerte von C 24 auf. Anschließend wurde der Rollschubmodul variiert, bis die Verformung des FEM-Modells annähernd der mittleren Prüfkörperverformung aus Tabelle 6-12 entsprach. Wie die Auswertung in Abbildung 6-33 zeigt, liegen bei einem Rollschubmodul von 60 N/mm^2 annähernd übereinstimmende Ergebnisse vor. Am Verlauf entlang des dargestellten Schnittes ist deutlich zu erkennen, dass die Gesamtverformung wesentlich aus der Verformung der Querlagen (Faserverlauf senkrecht zur äußeren Last) entsteht. Es ist zu beachten, dass die FEM-Berechnung unter Berücksichtigung von Symmetriebedingungen an einer Prüfkörperhälfte durchgeführt wurde und folglich auch nur die halbe Belastung aufgebracht wurde.



Eingangsgrößen

Steifigkeitswerte der einzelnen Lagen:

- E_0 : 11000 N/mm^2
- E_{90} : 370 N/mm^2
- G : 690 N/mm^2
- G_R : 60 N/mm^2

Auswertung

Vertikale Verformung der Prüfkörper parallel zur Last (10 kN):

- | | |
|--|---------------------|
| • Mittelwert der Versuche $\Delta u_{exp,mean}$: | 346,6 μm |
| • Ansys Berechnung Δu_{Ansys} : | 343,8 μm |
| Übereinstimmung $\Delta u_{Ansys} / \Delta u_{exp,mean}$: | 99% |

Abbildung 6-33: Vertikale Verformung des Brettsperrholzelementes parallel zur Lastrichtung

In einem weiteren Schritt wurde analog zur Versuchsdurchführung die Verformungsänderung einer Vollgewindeschraube im Brettsperrholzprüfkörper aufgrund einer äußeren Last ermittelt. Auch bei dem hier verwendeten Volumenmodell kann das Verbundverhalten der Schraube mit dem Holzquerschnitt durch Federelemente beschrieben werden. Allerdings treten in der Regel an den Federele-

menten Spannungsspitzen auf und zudem führen gegebenenfalls erforderliche, nichtlineare Berechnungen zu erhöhtem Rechenaufwand. Um dies zu vermeiden bietet sich als Alternative eine Verbundschicht mit entsprechenden Steifigkeitswerten zwischen den Holz- und Schraubenelementen an (HÖGER 2008). ANDERS (2008) griff diese Möglichkeit auf und modellierte den Verbund mittels einer zylindrischen bzw. röhrenartigen Schicht, deren Innenradius dem Kerndurchmesser und deren Außenradius dem Gewindedurchmesser entsprach (siehe Abbildung 6-34).

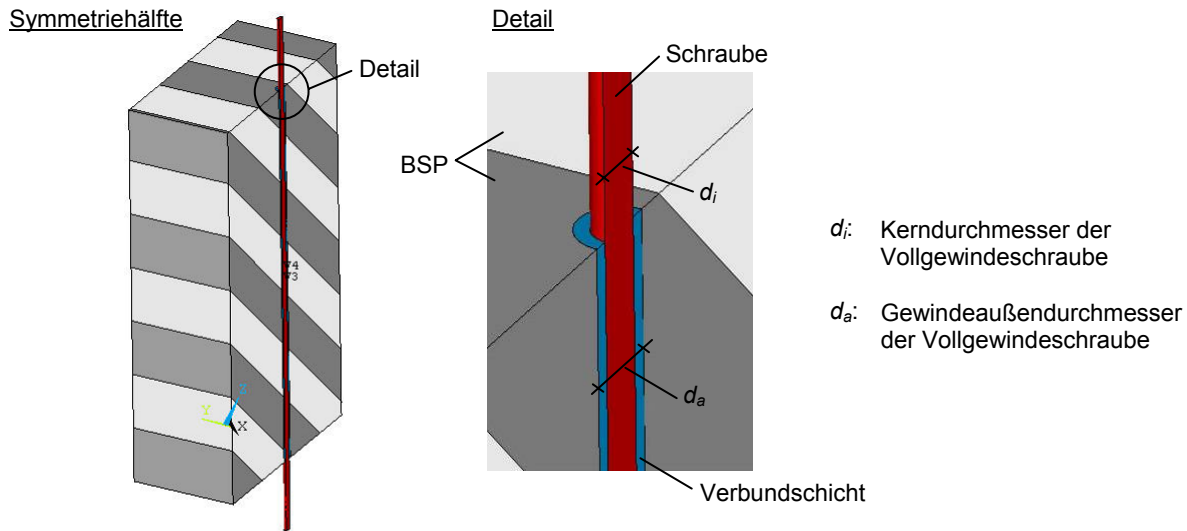


Abbildung 6-34: Brettsperrholz mit Schraube - Verbundmodell

Der nachgiebige Verbund, also die Relativverschiebung zwischen Schrauben- und Holzquerschnitt, wird in diesem Fall wesentlich vom Schubmodul der Verbundschicht beeinflusst. ANDERS (2008) leitete unter der Annahme einer reinen Schubverformung des Zylinders nachfolgende Gleichung zur Berechnung der Relativverschiebung zwischen den Mantelflächen ab. Der Zylinder ist dabei an der äußeren Mantelfläche unverschieblich gehalten und an der inneren durch eine konstante Schubspannung τ_{rx} parallel zur Zylinderachse beansprucht.

$$\Delta u_x = \frac{\tau_{rx}}{G} \cdot d_i / 2 \cdot \ln\left(\frac{d_a}{d_i}\right) \quad (\text{Gl. 6-8})$$

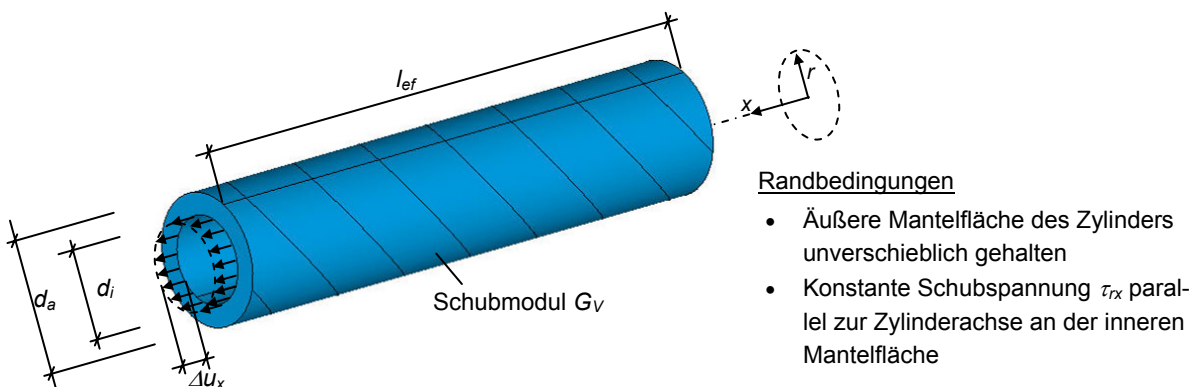


Abbildung 6-35: Verbundschicht – geometrische Zusammenhänge

Üblicherweise beschreibt der Verschiebungsmodul K_{ax} die Relativverschiebung der Schraube zur Holzoberfläche unter axialer Schraubenbeanspruchung. Die Relativverschiebung infolge einer an der Schraube axial angreifenden Kraft F berechnet sich wie folgt:

$$\Delta u_x = \frac{F}{K_{ax}} \quad (\text{Gl. 6-9})$$

Unter der Annahme, dass die Kraft F eine konstante Schubspannung an der Mantelfläche des Schraubenkerns (Kerndurchmesser $d_k = d_i$) entlang der Einbindelänge l_{ef} erzeugt, gilt:

$$\Delta u_x = \frac{\tau_{rx} \cdot l_{ef} \cdot \pi \cdot d_i}{K_{ax}} \quad (\text{Gl. 6-10})$$

Vorausgesetzt, dass bei einem Herausziehversuch einer Vollgewindeschraube aus einem Holzquerschnitt die Relativverschiebung der Schraube zur Holzoberfläche durch die Verformung der Verbundschicht entsteht, lässt sich der Schubmodul G_V der Verbundschicht durch das Gleichsetzen von (Gl. 6-8) und (Gl. 6-10) berechnen:

$$G_V = \frac{K_{ax}}{2 \cdot l_{ef} \cdot \pi} \cdot \ln\left(\frac{d_a}{d_i}\right) \quad (\text{Gl. 6-11})$$

Verwendet man anstelle des axialen Verschiebungsmoduls K_{ax} die kontinuierliche Bettungssteifigkeit k_{ax} , so erhält man:

$$G_V = \frac{k_{ax}}{2 \cdot \pi} \cdot \ln\left(\frac{d_a}{d_i}\right) \quad (\text{Gl. 6-12})$$

Berücksichtigt man den aus den Scheibenberechnungen abgeleiteten allgemeinen Ansatz für die Bettungssteifigkeit k_{ax} nach Gleichung (Gl. 6-6) für eine unter 45° zur Oberfläche eines Brettsperrholzelementes eingebrachte Schraube, führt dies zu folgender Abschätzung des Schubmoduls G_V der Verbundschicht (die Variablen sind in den unten angegebenen Einheiten einzusetzen):

$$G_V = \frac{1287 \cdot (\rho \cdot d)^{0,2} \cdot l_{ef}^{-0,6}}{2 \cdot \pi} \cdot \ln\left(\frac{d_a}{d_i}\right) \quad [\text{N/mm}^2] \quad (\text{Gl. 6-13})$$

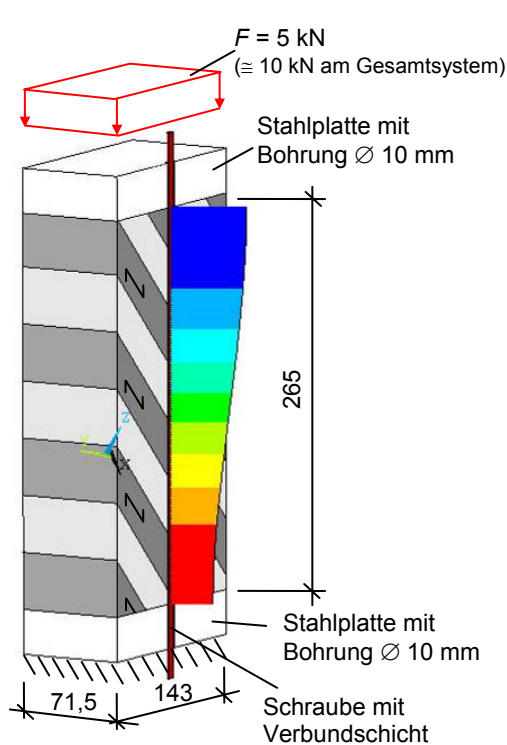
Wird diese Gleichung auf die Versuchsserie der Brettsperrholzprüfkörper angewendet, so ergibt sich als Eingangsgröße für den Schubmodul G_V der Verbundschicht:

$$G_V = 26,6 \text{ N/mm}^2$$

mit:	Rohdichte ρ :	469,7	kg/m ³	nach Tabelle 6-11
	Effektive Einbindelänge l_{ef} :	132,5	mm	nach Abbildung 6-32
	Gewindedurchmesser d ($\cong d_a$):	8,0	mm	
	Kerndurchmesser der Schraube ($\cong d_i$):	5,0	mm	

Bei der in Abbildung 6-36 dargestellten Auswertung einer Simulationsberechnung wurde für die Verbundschicht ein isotropes Material verwendet und die Schubsteifigkeit G_V über den Elastizitätsmodul und die Querdehnzahl gesteuert. Vergleichsrechnungen, bei denen der Schubmodul G_V den zuvor ermittelten Wert besaß und der Elastizitätsmodul um das Hundertfache verkleinert bzw. vergrößert

wurde, führten nur zu geringen Veränderungen von maximal 3 % bei den Schraubenverformungen. Dies belegt, dass der Elastizitätsmodul der Verbundschicht einen untergeordneten Einfluss auf deren Wirkungsweise und damit auf das Verformungsverhalten der Vollgewindeschraube besitzt. In Abbildung 6-36 sind die Ergebnisse der Simulationsberechnung zur Ermittlung der vertikalen Schraubenverformung zusammengefasst. Für ihre Gegenüberstellung mit den in den Versuchen ermittelten Schraubenverformungen wird der in Tabelle 6-13 aufgeführte Mittelwert im Lastintervall zwischen 10 kN und 20 kN herangezogen.



Eingangsgrößen

Steifigkeitswerte der einzelnen Lagen:

- E_0 : 11000 N/mm²
- E_{90} : 370 N/mm²
- G : 690 N/mm²
- G_R : 60 N/mm²

Steifigkeitswerte der Verbundschicht:

- E : 74,48 N/mm²
 - μ : 0,40
- $G_V = 26,6 \text{ N/mm}^2$

Steifigkeitswerte der Schraube

- E : 210000 N/mm²
- μ : 0,30

Auswertung

Vertikale Verformung der Schraube II zur Achse (bei 10 kN):

- Mittelwert der Versuche $\Delta u_{exp,mean}$: 82,9 μm
 - Ansys Berechnung Δu_{Ansys} : 85,5 μm
- Übereinstimmung $\Delta u_{Ansys} / \Delta u_{exp,mean}$: 103%



Abbildung 6-36: Vertikale Verformung der Vollgewindeschraube parallel zur Lastrichtung

Die geringe Abweichung der rechnerischen Schraubenverformung mit der experimentell ermittelten zeigt, dass die Abschätzung des Schubmoduls der Verbundschicht nach Gleichung (Gl. 6-13) eine gute Näherung liefert. Bei den Vergleichsrechnungen unter Verwendung von Volumenelementen zu den biaxialen Traglastversuchen in Kapitel 7 wird auf diesen Ansatz zurückgegriffen.

6.2.2 FEM-Tragmodell

Im Rahmen der FEM-Simulation wurde auf das Scheibenmodell zurückgegriffen, das im Zusammenhang mit den Untersuchungen zur Verbundsteifigkeit zwischen Brettsperrholz und Vollgewindeschrauben verwendet worden war. Das bedeutet, dass der Brettsperrholzquerschnitt wiederum mit Scheiben- und die Vollgewindeschrauben mit Stabelementen modelliert werden, die über Federelemente miteinander gekoppelt sind. Eine parametrisierte Eingabedatei ermöglicht die wesentlichen Randbedingungen wie den Querschnittsaufbau, den Durchmesser und die Neigung der Schrauben sowie deren Anordnung untereinander zu variieren. Der Scherversuch am Schubelement wird vollständig simuliert, während beim Vierpunktversuch am Balkenelement die Symmetrieeigenschaften genutzt werden können. Die für die FEM-Modelle verwendeten Systeme sind in Abbildung 6-37 exemplarisch für die Serien "Typ 189-1" dargestellt. Die Simulation berücksichtigt ausschließlich das linear-elastische Materialverhalten.

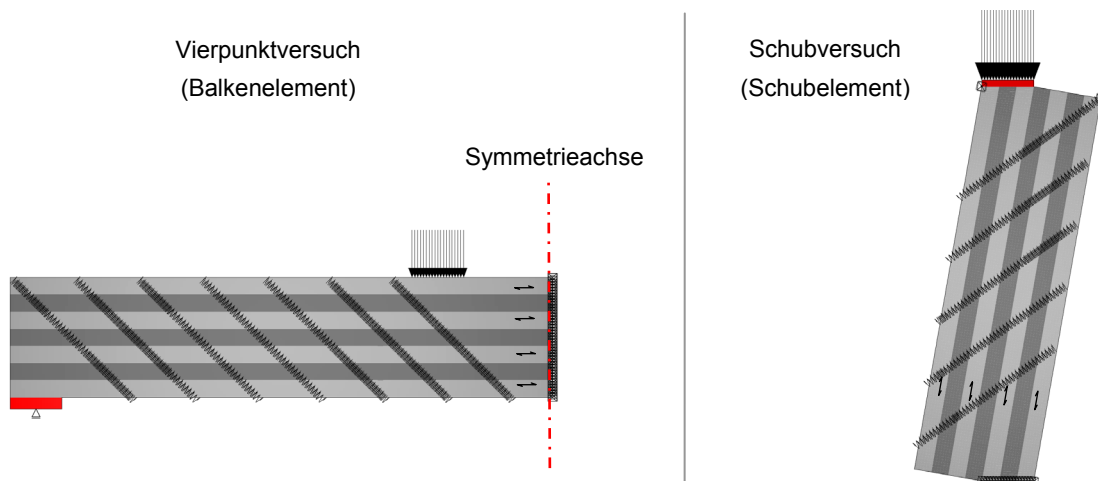


Abbildung 6-37: FEM-Modelle der experimentellen Versuche, Typ 189-1

6.2.2.1 Steifigkeitskennwerte

Den einzelnen Lagen wurden die Materialeigenschaften für C 24 gemäß Tabelle F.5 der [DIN 1052] zugewiesen, wobei der orthotrope Querschnittsaufbau der Brettsperrholzelemente berücksichtigt wurde. Vergleichsrechnungen im Vorfeld der experimentellen Untersuchungen zeigten, dass neben der Verbundsteifigkeit der Schrauben vor allem der Rollschubmodul der Querlagen signifikanten Einfluss auf die Wirkungsweise der Vollgewindeschrauben besitzt. Bei sehr weichen Querlagen tritt der Verstärkungseffekt der Vollgewindeschrauben deutlich ausgeprägter auf als bei vergleichsweise steifen Querlagen. Daher wurde im Zuge der experimentellen Untersuchungen die Relativverschiebung der innen liegenden Längslagen parallel zu deren Faserrichtung gemessen (vergleiche Versuchsbeschreibung in Kapitel 6.1.2). Die Relativverschiebung Δu hängt dabei wesentlich von der Schubverformung infolge Rollschubbeanspruchung der mittleren Querlage ab.

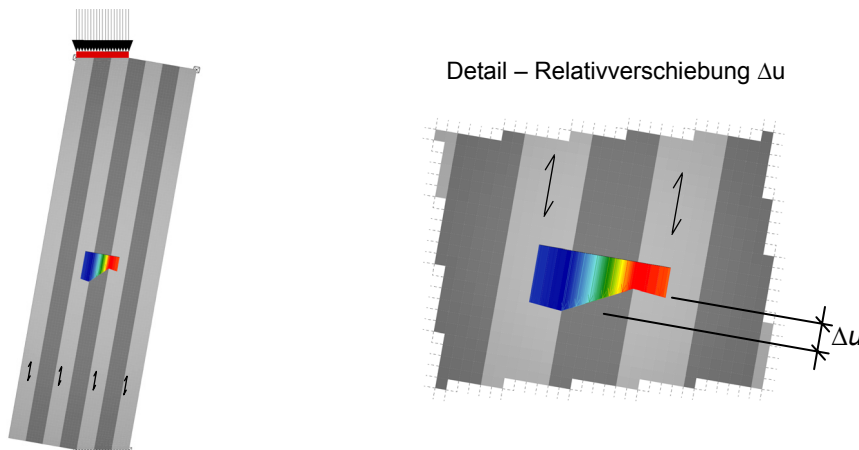


Abbildung 6-38: Qualitative Verformung parallel zum Faserverlauf der Längslagen

Zunächst wurden daher die unverstärkten Schubversuche am Schubelement simuliert und dabei die Relativverschiebung der Längslagen mit dem Mittelwert der in den Versuchen gemessenen Verformungen verglichen. Anschließend wurde der Rollschubmodul der Querlagen schrittweise angepasst, bis die Verformungen des FEM-Modells mit den gemessenen Werten übereinstimmten. Diese Auswertung erfolgte im Bereich zwischen 20 % und 80 % der maximalen Prüflasten der unverstärkten Prüfkörper (siehe Abbildung 6-39).

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

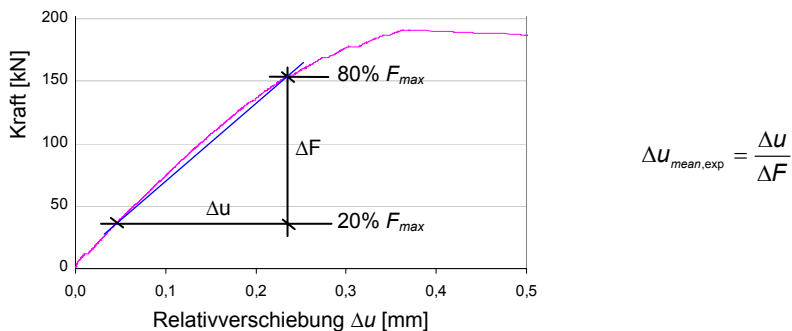


Abbildung 6-39: Ermittlung der Relativverschiebung $\Delta u_{mean,exp}$ für den Prüfkörper Typ 189-0_B

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

Tabelle 6-15: Vergleich der Relativverschiebungen

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

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

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

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

Die Verbundsteifigkeit der Vollgewindeschrauben mit den Brettsperrholzelementen wurde in Kapitel 6.2.1 bereits ausführlich erörtert. In Anlehnung an die dort abgeleitete Gleichung (Gl. 6-6) wurde die axiale Bettungssteifigkeit k_{ax} wie folgt berechnet:

$$k_{ax} = 1287 \cdot (\rho \cdot d)^{0,2} \cdot l_{ef}^{-0,6} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (\text{Gl. 6-14})$$

- mit:
- ρ Mittelwert der Rohdichte von 460 kg/m^3 (siehe Kapitel 6.1.1)
 - d Verbindungsmitteldurchmesser $d = 8,0 \text{ mm}$
 - l_{ef} die angesetzte Einbindelänge entspricht der halben im Brettsperrholz vorhandenen Verankerungslänge der Vollgewindeschrauben in mm (siehe Abbildung 6-20)

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

Tabelle 6-16: Ermittlung der axialen Bettungssteifigkeiten k_{ax}

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

6.2.2.2 Berücksichtigung der Spannungsinteraktion

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

verstärkten Elemente liegen. Die Berücksichtigung dieses Interaktionsverhalten erfolgte in einem weiteren Schritt. Die genaue Vorgehensweise ist nachfolgend anhand der Versuche am Schubelement erläutert.

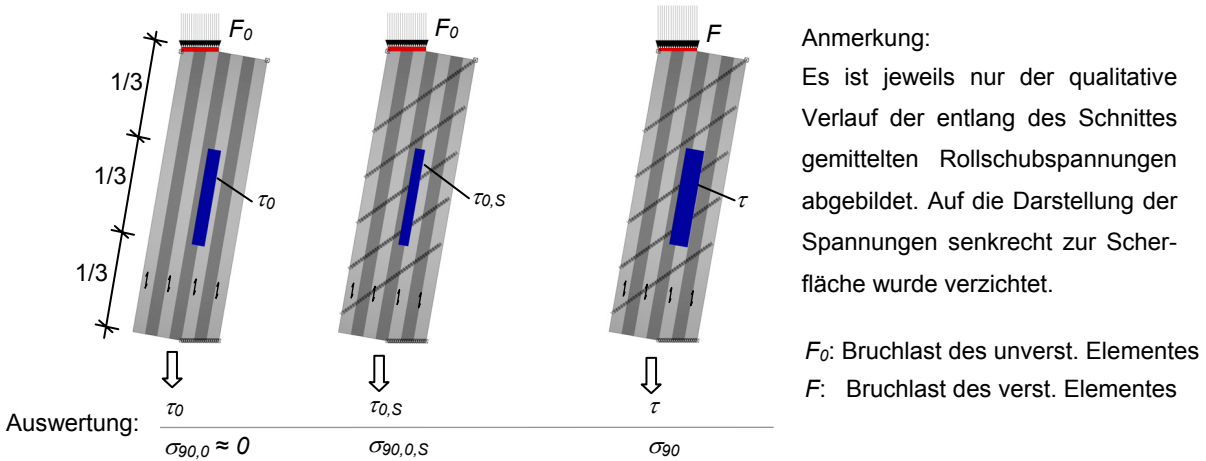


Abbildung 6-40: Ermittlung des Verstärkungsgrades, Bezeichnungen und Schnittführung am Schubelement

Um lokale Einflüsse aus Spannungsspitzen im Bereich der Schraubenverstärkungen zu minimieren, wurden die Rollschub- und die Querdruckspannungen entlang des in Abbildung 6-40 dargestellten Bereiches der Scherfläche konstant gemittelt. Zunächst wurde am unverstärkten Element die aus den experimentellen Untersuchungen ermittelte Bruchlast F_0 aufgebracht und die Rollschubspannung τ_0 bestimmt. In diesem Fall stellten sich im mittleren Bereich annähernd keine Spannungen senkrecht zu Scherfläche ein ($\sigma_{90,0} \approx 0 \text{ N/mm}^2$). Anschließend wurde die Bruchlast F_0 auf das Simulationsmodell des verstärkten Prüfkörpers aufgebracht und die Rollschubspannungen $\tau_{0,S}$ und die Querdruckspannungen $\sigma_{90,0,S}$ ausgewertet. Der Verstärkungsgrad η_τ infolge der Reduktion der Rollschubspannung beträgt:

$$\eta_\tau = \frac{\tau_0}{\tau_{0,S}} \quad (\text{Gl. 6-15})$$

Berücksichtigt man zusätzlich den Einfluss der Spannungen senkrecht zur Scherfläche auf die Rollschubfestigkeit, analog zu den Untersuchungen in Kapitel 5 mit dem Beiwert $k_{R,90}$, so gilt folgendes Bruchkriterium für die verstärkten Elemente:

$$\tau = \tau_0 \cdot \eta_\tau \cdot k_{R,90} \quad (\text{Gl. 6-16})$$

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

$$F = F_0 \cdot \eta_\tau \cdot k_{R,90} \quad (\text{Gl. 6-17})$$

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

$$k_{R,90} = a \cdot \sigma_{90}^2 + b \cdot \sigma_{90} + 1 \quad [-] \quad (\text{mit } \sigma_{90} \text{ in N/mm}^2) \quad (\text{Gl. 6-18})$$

Die Variablen a und b in (Gl. 6-18) sind Formfaktoren, die den Verlauf der Regressionskurven beschreiben. Sie sind in nachfolgender Tabelle zusammengefasst.

Tabelle 6-17: Formfaktoren a und b für der Regressionskurven

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

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

$$\sigma_{90} = \sigma_{90,0,S} \cdot \frac{F}{F_0} \quad (\text{Gl. 6-19})$$

Unter Einbeziehung der Gleichungen (Gl. 6-18) und (Gl. 6-19) ergibt sich folgender Term:

$$F = F_0 \cdot \eta_\tau \cdot \left[a \cdot \left(\sigma_{90,0,S} \cdot \frac{F}{F_0} \right)^2 + b \cdot \sigma_{90,0,S} \cdot \frac{F}{F_0} + 1 \right] \quad (\text{Gl. 6-20})$$

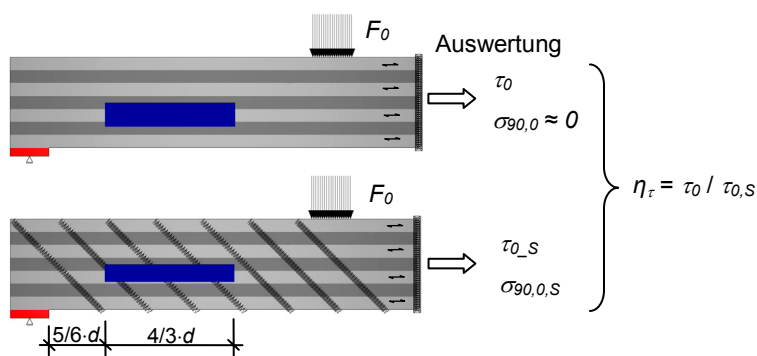
Der Verstärkungsgrad η , der sowohl die Reduktion der Schubspannungen infolge der Schubverstärkungen als auch die angesprochene Spannungsinteraktion berücksichtigt, lässt sich aus dem Verhältnis der Bruchlast des verstärkten zum unverstärkten Element bestimmen:

$$\eta = \frac{F}{F_0} \quad (\text{Gl. 6-21})$$

Nach Umformung erhält man aus (Gl. 6-20) nachfolgende quadratische Gleichung zur Ermittlung des Verstärkungsgrades η .

$$0 = \eta^2 \cdot a \cdot \sigma_{90,0,S}^2 \cdot \eta_\tau + \eta \cdot (b \cdot \sigma_{90,0,S} - 1) + \eta_\tau \quad (\text{Gl. 6-22})$$

Die Vorgehensweise bei der Anwendung des beschriebenen Modells erfolgte für den Vierpunktversuch am Balkenelement analog zum Schubversuch am Schubelement. Die Lage des Schnittes für die Auswertung der gemittelten Rollschub- und Querdruckspannungen ist in Abbildung 6-41 dargestellt. Der Verstärkungsgrad η wurde ebenfalls nach (Gl. 6-22) ermittelt.



Anmerkung:

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

F_0 : Bruchlast des unverst. Elementes

Abbildung 6-41: Ermittlung des Verstärkungsgrades, Schnittführung am Balkenelement

6.2.2.3 Betrachtung des Fugeneinflusses

In dem zuvor beschriebenen Modell werden Fugen bzw. Entlastungsnuten und somit auch deren Einfluss auf den Verstärkungsgrad nicht explizit berücksichtigt. Nachfolgende Betrachtungen zeigen, dass sich bei einem FEM-Modell mit Fugen keine wesentlichen Veränderungen hinsichtlich des Verstärkungsgrades einstellen. Zu diesem Zweck wurden die Versuche erneut modelliert, allerdings wurden die Fugen bzw. Entlastungsnuten in den Querlagen der Brettsperrholzelemente berücksichtigt. Entlastungsnuten wurden trotz ihrer verbleibenden Restdicken wie Fugen angesehen. Der mittlere Abstand der Fugen im FEM-Modell entsprach mit 60 mm dem Abstand der Fugen bzw. Entlastungsnuten des Ausgangsmaterials (Abbildung 6-42).

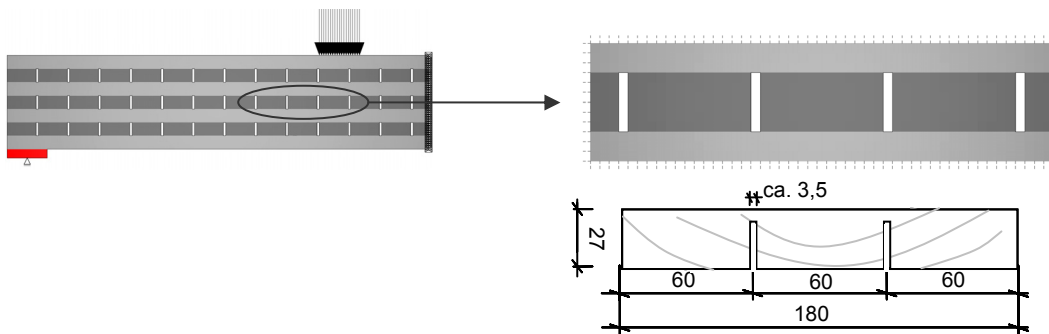


Abbildung 6-42: FEM-Modell mit Fugen

Da die Fugen Auswirkungen auf das Trag-Verformungsverhalten der Brettsperrholzelemente haben, beeinflussen sie auch die Materialkennwerte des FEM-Modells. Dies betrifft insbesondere den Rollschubmodul der Querlagen. Daher wurde zunächst für das in Abbildung 6-42 dargestellte FEM-Modell (mit Fugen) anhand von Vergleichsrechnungen der Schubmodul der Querlagen ermittelt. Wiederum wurden die Scherversuche an unverstärkten Schubelementen simuliert und dabei der Rollschubmodul der Querlagen so angepasst, dass die Relativverschiebung der Längslagen mit dem Mittelwert der in den Versuchen gemessenen Verformungen übereinstimmte. Abgesehen von der Schubsteifigkeit der Querlagen, besaßen die einzelnen Lagen die Materialeigenschaften von C 24 gemäß Tabelle F.5 der [DIN 1052]. Tabelle 6-18 zeigt die aus den experimentellen Untersuchungen ermittelten Relativverschiebungen $\Delta u_{mean,exp}$ (pro kN) und die in den FEM-Simulationen berechneten Verformungen $\Delta u_{mean,FEM}$ für eine Auswertung im Bereich zwischen 20 % und 80 % der maximalen Prüflasten der unverstärkten Prüfkörper.

Tabelle 6-18: Vergleich der Relativverschiebungen

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

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

- FEM-Modell mit Fugen für den Typ 189: $G_R = 75 \text{ MN/m}^2$

Im Vergleich zum FEM-Modell ohne Fugen, für das ein Rollschubmodul von $G_R = 60 \text{ MN/m}^2$ ermittelt wurde, liegt hier also ein höherer Wert vor. Das erklärt sich dadurch, dass beim FEM-Modell ohne

Fugen die Einflüsse aus Spannungsspitzen und reduzierter Nettofläche der Querlagen durch ihre geringere Steifigkeit Berücksichtigung finden. Um in beiden Modellen übereinstimmende Verformungen zu erhalten, ist folglich bei der expliziten Modellierung der Fugen ein höherer Wert für den Rollschubmodul der Querlagen einzusetzen. Dies bezieht sich jedoch rein auf die vorliegenden Simulationsmodelle. In der Realität führen Fugen zu geringeren Steifigkeitswerten und somit zu größeren Verformungen (vergl. die Verformungen der Serien „Typ 189-0“ und „Typ 189_S-0“ in Tabelle 6-15).

Um Aufschluss über den quantitativen Einfluss der Fugen zu erhalten, erfolgte eine Vergleichsrechnung am Balkenelement der verstärkten Serie "Typ 189-1" und der entsprechenden Referenzserie "Typ 189-0". Zunächst wurden die Fugen pauschal über den geringeren Rollschubmodul der Querlagen von 60 MN/m^2 erfasst und im Anschluss, wie zuvor beschrieben, bei der Modellierung explizit berücksichtigt. Bei der Spannungsermittlung entlang des Schnittes am Balkenelement mit explizit berücksichtigten Fugen wurde ein Mittelwert aus den vier vorhandenen Teilabschnitten gebildet (Abbildung 6-43).

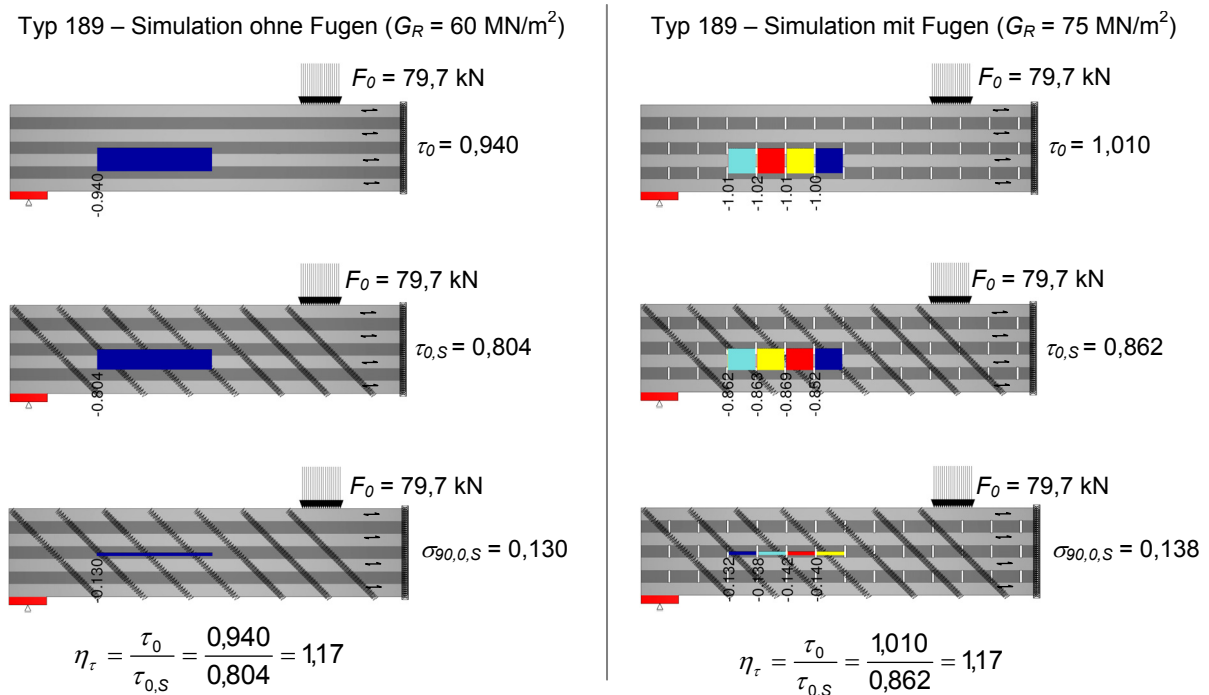


Abbildung 6-43: Spannungsermittlung am FEM-Modell [MN/m^2] – Mittelwerte der Spannungen

Wie Abbildung 6-43 zu entnehmen ist, führt die Verstärkung aufgrund der Reduktion der in der Mittel-lage auftretenden Rollschubspannung zu einer Laststeigerung von 17 %. Berücksichtigt man zusätzlich den Einfluss des Querdrucks nach (Gl. 6-22), so ergeben sich unter Verwendung der Formbeiwerte a und b für den "Typ 189" nach Tabelle 6-17 folgende Verstärkungsgrade η :

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

Der Unterschied in den Verstärkungsgraden ist auf den Interaktionseinfluss von Rollschub- und Querdruckspannungen zurückzuführen. Da der Unterschied jedoch minimal ausfällt und zudem bei

der Modellierung vermeintlich negative Annahmen getroffen wurden (Fugenanordnung stets übereinander und keine Berücksichtigung der Restdicke im Bereich der Entlastungsnuten) wird im Folgenden von der vergleichsweise aufwendigen Modellierung der Fugen abgesehen.

6.2.2.4 Versuchsauswertung mittels FEM-Modell

Die einzelnen Versuchsserien wurden unter Berücksichtigung der jeweiligen Schraubenanordnung nach der zuvor beschriebenen Vorgehensweise mit dem FEM-Modell simuliert und jeweils die rechnerischen Traglasten $F_{FEM,i}$ ermittelt. Aufgrund identischer Dicken der Querlagen wurden für die von Colling untersuchten Elemente ("Typ 297" und "Typ 297_Q") näherungsweise das Interaktionsverhalten und der Rollschubmodul des "Typs 189" angenommen. Die Ergebnisse der Simulation sind in den Diagrammen der Abbildung 6-44 enthalten. Neben den Mittelwerten der maximalen Prüflasten $F_{mean,i}$ sind die sich aus den Standardabweichungen (s_i) ergebenden zugehörigen Streuungen dargestellt. Da im Rahmen des FEM-Modells keine Sicherheiten berücksichtigt werden, erfolgt der Vergleich auf dem Niveau der Mittelwerte der Versuchsergebnisse. Zusätzlich sind jeweils die Verhältnisse der rechnerischen zu den experimentellen Tragfähigkeiten aufgeführt.

Die Simulationen liefern im Vergleich zu den versuchstechnisch ermittelten Tragfähigkeiten überwiegend konservative Ergebnisse. Tendenziell wird hinsichtlich der Versuchskonfigurationen bei den Vierpunktversuchen an den Balkenelementen eine bessere Übereinstimmung erzielt, da die Simulationsergebnisse überwiegend im Bereich der Streuung der Versuchsergebnisse liegen. Für die von COLLING & BEDÖ (2007) untersuchten Querschnitts- und Schraubentypen liegen keine Kennwerte zur Verbundsteifigkeit der Schrauben, zum Rollschubmodul der Querlagen sowie dem Interaktionsverhalten vor. Da die genannten Faktoren entscheidenden Einfluss auf die Simulation besitzen, sind die Simulationsergebnisse dieser Versuchsserien als Näherung zu betrachten. Auch die Ergebnisse der Versuchsserien "Typ 189_S-3" und "Typ 297-3" sind nur bedingt aussagekräftig, da die Elemente teils auf Biegezug versagt haben und somit keine quantitative Aussage hinsichtlich der Schubtragfähigkeit getroffen werden kann.

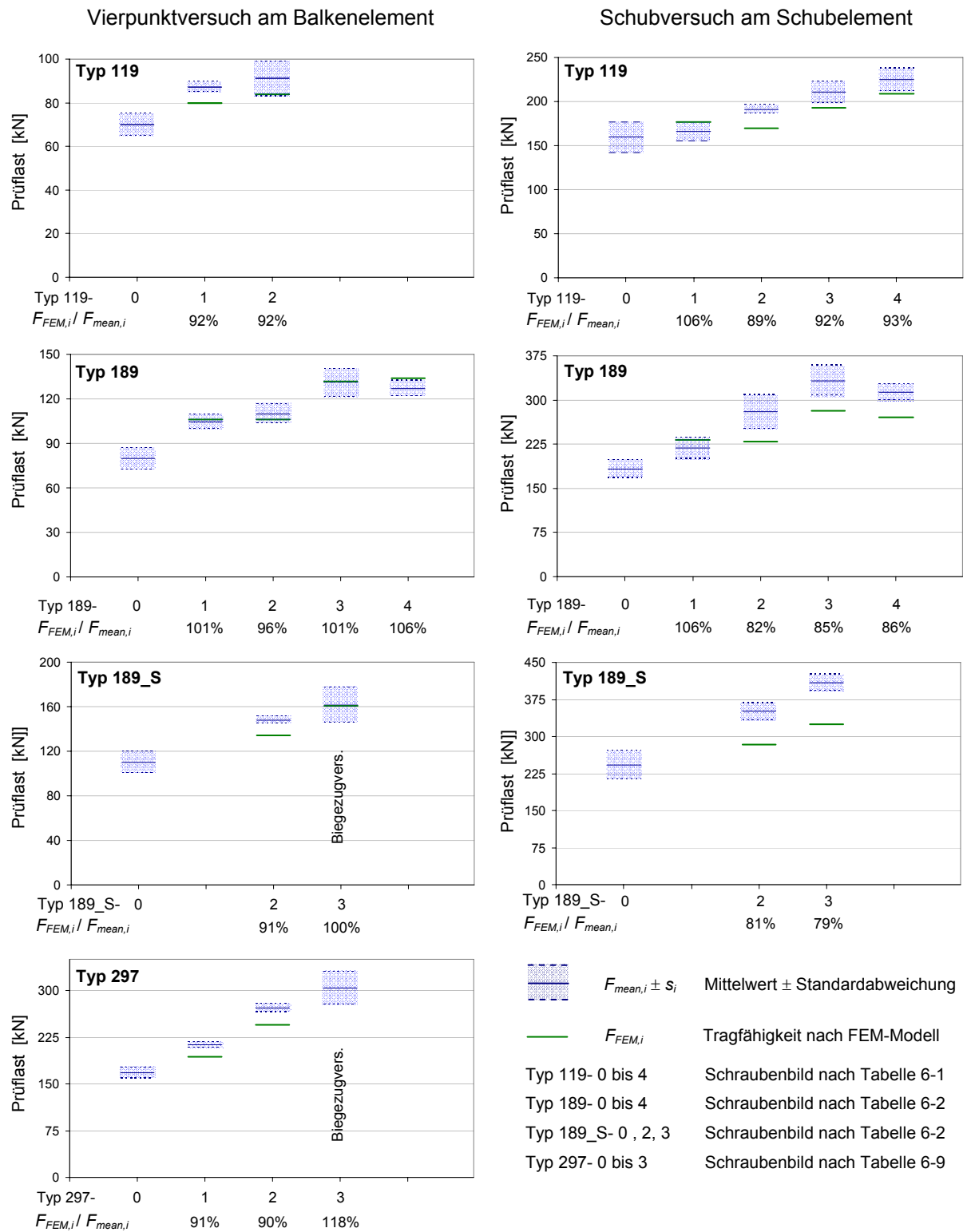


Abbildung 6-44: Vergleich der experimentellen und rechnerischen Tragfähigkeiten (FEM-Modell)

Wie bereits zuvor erläutert, kann die Tragfähigkeitssteigerung der verstärkten Elemente nicht allein auf die Reduktion der Rollschubspannung zurückgeführt werden. Dies belegt die nachfolgende Grafik exemplarisch anhand der Vierpunktversuche des "Typ 189". Erst durch die Berücksichtigung des

Interaktionsverhaltens von Querdruck und Rollschub wird das Tragfähigkeitsniveau der experimentellen Ergebnisse erreicht.

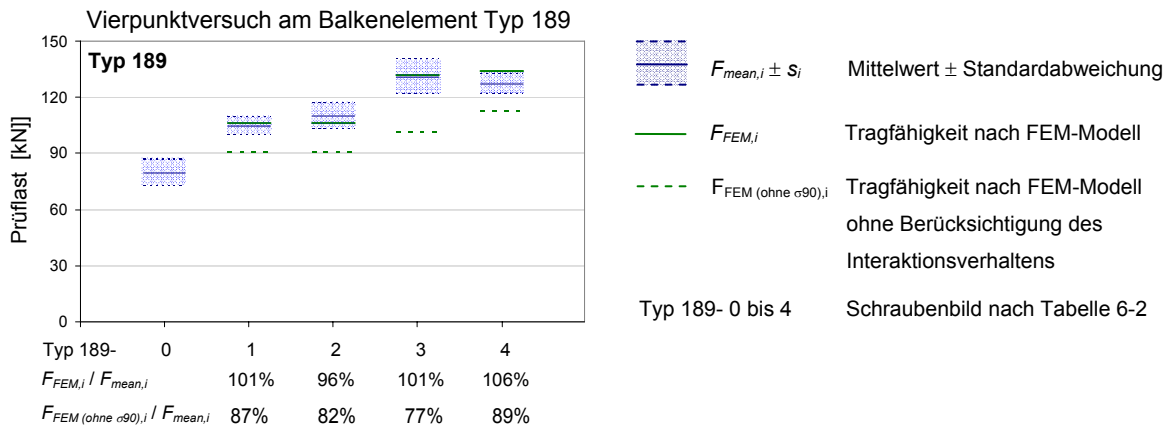


Abbildung 6-45: Einfluss der Spannungsinteraktion auf die Simulationsergebnisse

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

Bei den zuvor beschriebenen Auswertungen verlaufen die Deckschichten stets parallel zur eigentlichen Spannrichtung. COLLING & BEDÖ (2007) untersuchen anhand der Elemente vom "Typ 297_Q" zusätzlich die Auswirkungen von Schraubenverstärkungen für den Fall, dass die Deckschichten quer zur Haupttragrichtung verlaufen. Auch diese Versuchsserien wurden mit dem zuvor beschriebenen FEM-Modell simuliert. Die Ergebnisse sind in nachfolgender Abbildung dargestellt.

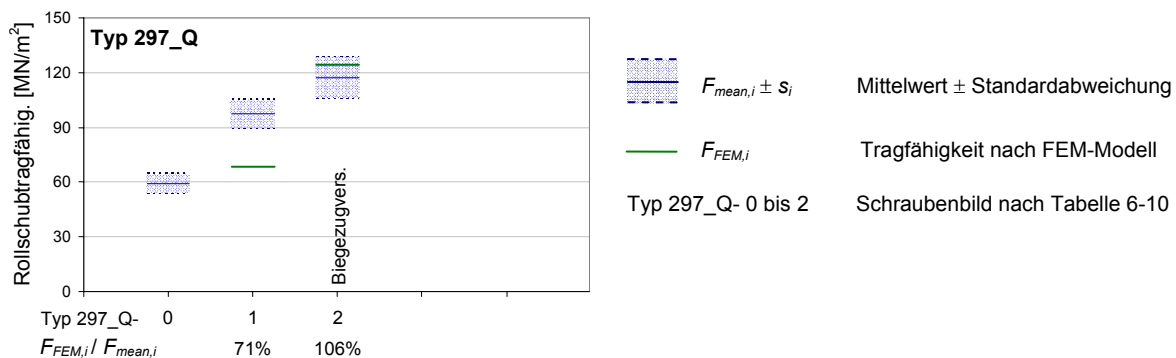


Abbildung 6-46: Simulationsergebnisse der Serie "Typ 297_Q"

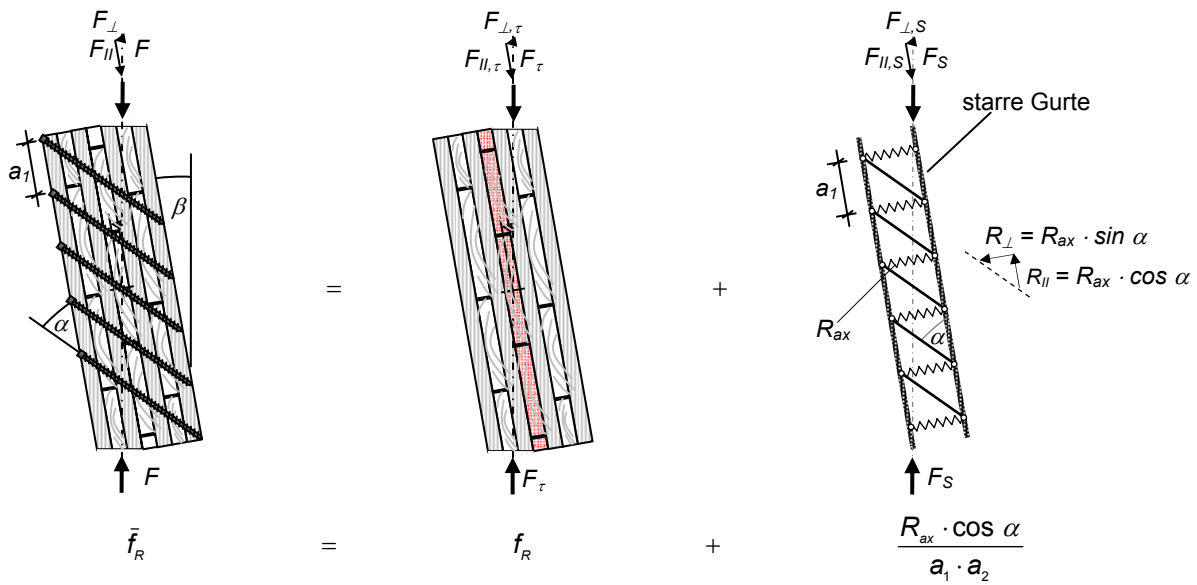
Tendenziell liegen die anhand des FEM-Modells ermittelten Rollschubtragfähigkeiten unter denen der Bauteiluntersuchungen. Bei der Serie "Typ 297_Q-2" ist die Tragfähigkeit des FEM-Modells zwar nominell höher, doch traten bei den Prüfkörpern dieser Serie Biegezugbrüche auf, weshalb ebenfalls von einer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

Außerdem wurden im Rahmen des FEM-Modells für die von Colling untersuchten Querschnittstypen das Interaktionsverhalten von Rollschub- und Querdruckbeanspruchung näherungsweise anhand der Regressionskurven vom "Typ 189" berücksichtigt. Für die Elemente vom "Typ 297" ist diese Annahme annähernd zutreffend, da die Dicken der auf Rollschub beanspruchten Schichten jeweils 27 mm betragen. Beim "Typ 297_Q" beträgt die Dicke der auf Rollschub beanspruchten Schicht jedoch 54 mm, bestehend aus zwei parallel angeordneten Brettlagen mit je 27 mm. Wie die Untersuchungen in Kapitel 5.4 zeigen, steigt mit abnehmendem Verhältnis von Fugenabstand zu Schichtdicke der Einfluss der Querdruckbeanspruchung auf die Rollschubfestigkeit an. Es ist also davon auszugehen, dass mittels des gewählten Ansatzes der positive Einfluss der Querdruckbeanspruchung auf die Rollschubfestigkeit deutlich unterschätzt wird.

6.2.3 Fachwerkmodell

6.2.3.1 Grundlegender Ansatz

Im Gegensatz zu der vergleichsweise komplexen FEM-Simulation wird im Folgenden ein Tragmodell basierend auf einem Fachwerkmodell betrachtet, das den Einfluss der Schubverstärkungen auf die Tragfähigkeit der Brettsperrholzelemente stark abstrahiert berücksichtigt. Aus den Untersuchungen geht hervor, dass trotz der geringen auftretenden Verformungen die Tragwirkung der Schrauben aktiviert werden kann. Daher werden im Folgenden die Tragfähigkeiten des Brettsperrholzes und der Schubverstärkung aus Vollgewindeschrauben getrennt voneinander betrachtet. Während sich im Brettsperrholzelement die Tragfähigkeit aus der maximalen Rollschubfestigkeit ergibt, wird zur Ermittlung der anteiligen Tragfähigkeit der Schubverstärkung ein Stab- bzw. Fachwerkmodell herangezogen (siehe Abbildung 6-47). Die parallel zur Scherfläche wirkenden Kräfte werden von den Schrauben übertragen, die durch die diagonal angeordneten Fachwerkstäbe dargestellt sind. Vertikal zur Scherfläche auftretende Kräfte erzeugen Querdruckspannungen im Brettsperrholzelement. Deren Übertragung wird im Fachwerkmodell symbolisch anhand von Federelementen berücksichtigt. Da es sich um ein reines Schubmodell handelt, werden vereinfacht starre Gurte angenommen und somit der Einfluss der Biegung vernachlässigt.



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

Abbildung 6-47: Gesamtragfähigkeit des schubverstärkten Brettsperrholzelementes

6.2.3.2 Herauszieh Widerstand von Vollgewindeschrauben in Brettsperrholz

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

$$R_{ax,k} = \frac{f_{1,k} \cdot l_{ef} \cdot d}{\sin^2 \alpha + \frac{4}{3} \cdot \cos^2 \alpha} \quad [\text{N}] \quad (\text{Gl. 6-23})$$

$$f_{1,k} = 80 \cdot 10^{-6} \cdot \rho_k^2 \quad [\text{N/mm}^2] \quad (\text{Gl. 6-24})$$

mit:	d	Gewindeaußendurchmesser [mm]
	α	Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung der Decklage
	ρ_k	charakteristischer Wert der Rohdichte des Holzes [kg/m ³]
	l_{ef}	Einbindelänge der Schraube [mm]
	$f_{1,k}$	charakteristischer Wert des Ausziehparameters [N/mm ²]

Aus (Gl. 6-23) geht hervor, dass mit abnehmendem Winkel α bei gleichbleibender Einbindelänge der Schrauben der Herauszieh Widerstand abnimmt. Im Falle von Brettsperrholz betrifft dies jedoch nur die Längslagen, da in den Querlagen die Schraubenachse weiterhin senkrecht zur Faserrichtung verläuft. In Brettsperrholz müsste also in Abhängigkeit der Lagen nur eine anteilige Abminderung erfolgen.

BLAß & UIBEL (2007) untersuchten das Tragverhalten von Vollgewindeschrauben in Brettsperrholzbau teilen und leiteten unter anderem die nachfolgend aufgeführte Gleichung ab. Diese ermöglicht, ohne genaue Kenntnis der Lage der Schrauben in den Schmal- und Seitenflächen, den charakteristischen Herauszieh Widerstand zu bestimmen. Als Seitenflächen werden dabei die zur Plattenebene parallelen Oberflächen bezeichnet. Die Schmalseiten liegen dagegen orthogonal zur Plattenebene und weisen sowohl Seiten- als auch Hirnholzanteil auf. Unter Berücksichtigung der hier gewählten Bezeichnungen lautet die Gleichung nach BLAß & UIBEL (2009):

$$R_{ax,k} = \frac{31 \cdot d^{0,8} \cdot l_{ef}^{0,9}}{1,5 \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \quad [\text{N}] \quad \text{mit } d \text{ und } l_{ef} \text{ in mm} \quad (\text{Gl. 6-25})$$

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

Die Unterscheidung, ob eine Schraube in den Seiten- oder Schmalflächen angeordnet ist, erfolgt über den Winkel α . Im Falle von Schubverstärkungen in BSP liegt jedoch in der Regel eine Neigung von 45° zur Faserrichtung der Decklagen vor. Diese Anordnung der Vollgewindeschrauben wurde im Rahmen des Forschungsvorhabens BLAß & UIBEL (2007) nicht explizit untersucht. Es ist jedoch zu erwarten, dass die Tragfähigkeit bei einer Neigung von 45° zwischen den Herauszieh Widerständen von in Schmalflächen ($\alpha = 0^\circ$) und in Seitenflächen ($\alpha = 90^\circ$) angeordneten Schrauben liegt.

Gemäß (Gl. 6-25) wird die unterschiedliche Anordnung der Schrauben nur über die Abminderung des im Nenner aufgeführten Terms berücksichtigt. Nachfolgend wird ein Ansatz untersucht, bei dem in Abhängigkeit der Lagen eine anteilige Abminderung erfolgt. Dabei wird für die Längslagen vereinfacht der ungünstigste Fall mit $\alpha = 0^\circ$ und für die Querlagen der Fall $\alpha = 90^\circ$ angenommen. Aufgrund des zu erwartenden Normalkraftverlaufs der Schrauben erfolgt die Betrachtung nur im Bereich einer Querschnittshälfte zwischen der Oberfläche und der Schwerachse der Elemente. Für n -lagige Brettsperrholzquerschnitte gilt somit:

$$R_{ax,k} = 31 \cdot d^{0,8} \cdot l_{ef}^{0,9} \cdot \frac{\frac{n}{2}}{\frac{(n+1)}{4} \cdot 1,5 + \frac{(n-1)}{4}} \quad [\text{N}] \quad (\text{Gl. 6-26})$$

Das Diagramm in nachfolgender Abbildung zeigt für die im Rahmen der Untersuchungen verwendeten Gewindedurchmesser und Verankerungslängen die Herauszieh Widerstände nach (Gl. 6-25) in Abhängigkeit des Winkels α . Zusätzlich sind die Schraubentragfähigkeiten bei einer anteiligen Abminderung nach (Gl. 6-26) angegeben.

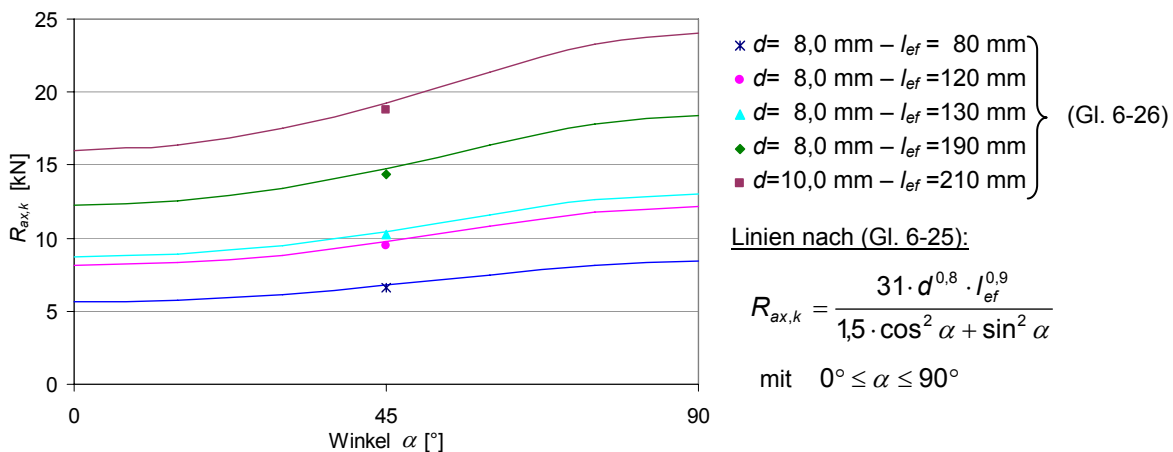


Abbildung 6-48: Vergleich der Schraubentragfähigkeiten nach (Gl. 6-25) und (Gl. 6-26)

Die Abweichungen für eine Schraubenneigung von $\alpha = 45^\circ$ liegen unter 3 %. Bei dem Ansatz der anteiligen Abminderung wurde für die Längslagen vereinfacht das ungünstigste Szenario mit einer Schraubenanordnung parallel zur Faser angenommen, tatsächlich liegt jedoch eine Abweichung von 45° vor. Daher erscheint es gerechtfertigt, die Herauszieh Widerstände nach (Gl. 6-25) zu bestimmen und dabei den tatsächlich vorhandenen Neigungswinkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung der Decklagen einzusetzen.

6.2.3.3 Versuchsauswertung mittels Fachwerkmodell

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

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

Nachfolgende Tabelle enthält die ermittelten maximalen Herauszieh Widerstände der Vollgewindeschrauben nach (Gl. 6-27) unter Berücksichtigung der jeweiligen Randbedingungen der einzelnen Versuchsserien. Die verwendete charakteristische Rohdichte entspricht der Festigkeitsklasse C24 gemäß Tabelle F.5 der [DIN 1052]. Die zuvor aufgeführten Zugtragfähigkeiten $R_{t,u,k}$ werden bei keiner Prüfkörperkonfiguration überschritten.

$$R_{ax,k} = \frac{31 \cdot d^{0,8} \cdot l_{ef}^{0,9}}{1,5 \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \quad [\text{N}] \quad \text{mit } 0^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ \quad (\text{Gl. 6-27})$$

Tabelle 6-19: Charakteristischer Herauszieh Widerstand $R_{ax,k}$

	Typ 119		Typ 189 bzw. 189_S		Typ 297	
Neigung α	45°	30°	45°	30°	45°	[°]
d	8	8	8	8	10	[mm]
l_{ef}	80	120	130	190	210	[mm]
$R_{ax,k}$	6,8	8,8	10,5	13,4	19,3	[kN]

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

$$\bar{f}_{R,k} = f_{R,k} + \frac{R_{ax,k} \cdot \cos \alpha}{a_1 \cdot a_2} \quad (\text{Gl. 6-28})$$

mit:	$\bar{f}_{R,k}$	Schubtragfähigkeit des verstärkten Querschnitts unter Ansatz des Fachwerkmodells
	$f_{R,k}$	charakt. Rollschubfestigkeit der Brettsperrholzelemente Entspricht den aus den Referenzserien ermittelten charakteristischen Rollschubfestigkeiten $f_{R,k,0}$ aus Tabelle D-1 bis Tabelle D-6.
	$R_{ax,k}$	charakt. Herausziehungswiderstand einer Schraube
	α	Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung der Decklage
	a_1	Schraubenabstand parallel zur Faserrichtung der Decklage
	a_2	Schraubenabstand senkrecht zur Faserrichtung der Decklage

In den Diagrammen in Abbildung 6-49 werden die aus den maximalen Prüflasten der einzelnen Versuchsserien ermittelten 5%-Quantilwerte $F_{k,i}$ (siehe Tabelle D-1 bis Tabelle D-6 im Anhang D.2) mit den jeweiligen rechnerischen, charakteristischen Traglasten $F_{FW,k,i}$ des Fachwerkmodells verglichen. Dazu wurden unter Ansatz des Fachwerkmodells die Schubtragfähigkeiten $\bar{f}_{R,k,i}$ der verstärkten Elemente ermittelt und anhand dieser auf die rechnerischen Traglasten $F_{FW,k,i}$ der jeweiligen Versuchskonfigurationen zurückgerechnet.

Wie aus (Gl. 6-28) hervorgeht, fließt in das theoretische Tragmodell die Rollschubfestigkeit der Brettsperrholzelemente ein. Da bei der vorliegenden Auswertung des Tragmodells für die einzelnen Versuchsserien die aus den Referenzversuchen ohne Schraubenverstärkungen ermittelten Rollschubfestigkeiten verwendet werden, stimmen für die unverstärkten Elemente (Typ 119-0, Typ 189-0, Typ 189_S-0 und Typ 297-0) die Versuchswerte mit denen des Tragmodells überein. Dargestellt sind in diesen Fällen nur die aus den Versuchswerten abgeleiteten charakteristischen Festigkeiten. Zusätzlich ist zu beachten, dass bedingt durch diese Vorgehensweise die Streuung der Referenzversuche die Ergebnisse des Tragmodells beeinflusst.

Die Diagramme in Abbildung 6-49 zeigen, dass die Tragfähigkeiten des auf der Fachwerktheorie basierenden Tragmodells in der Regel geringer ausfallen als die in den experimentellen Untersuchungen ermittelten. Dies ist in erster Linie darauf zurückzuführen, dass der Einfluss des Querdruckes auf die Rollschubfestigkeit bei dem vorliegenden Fachwerkmodell nicht berücksichtigt wird.

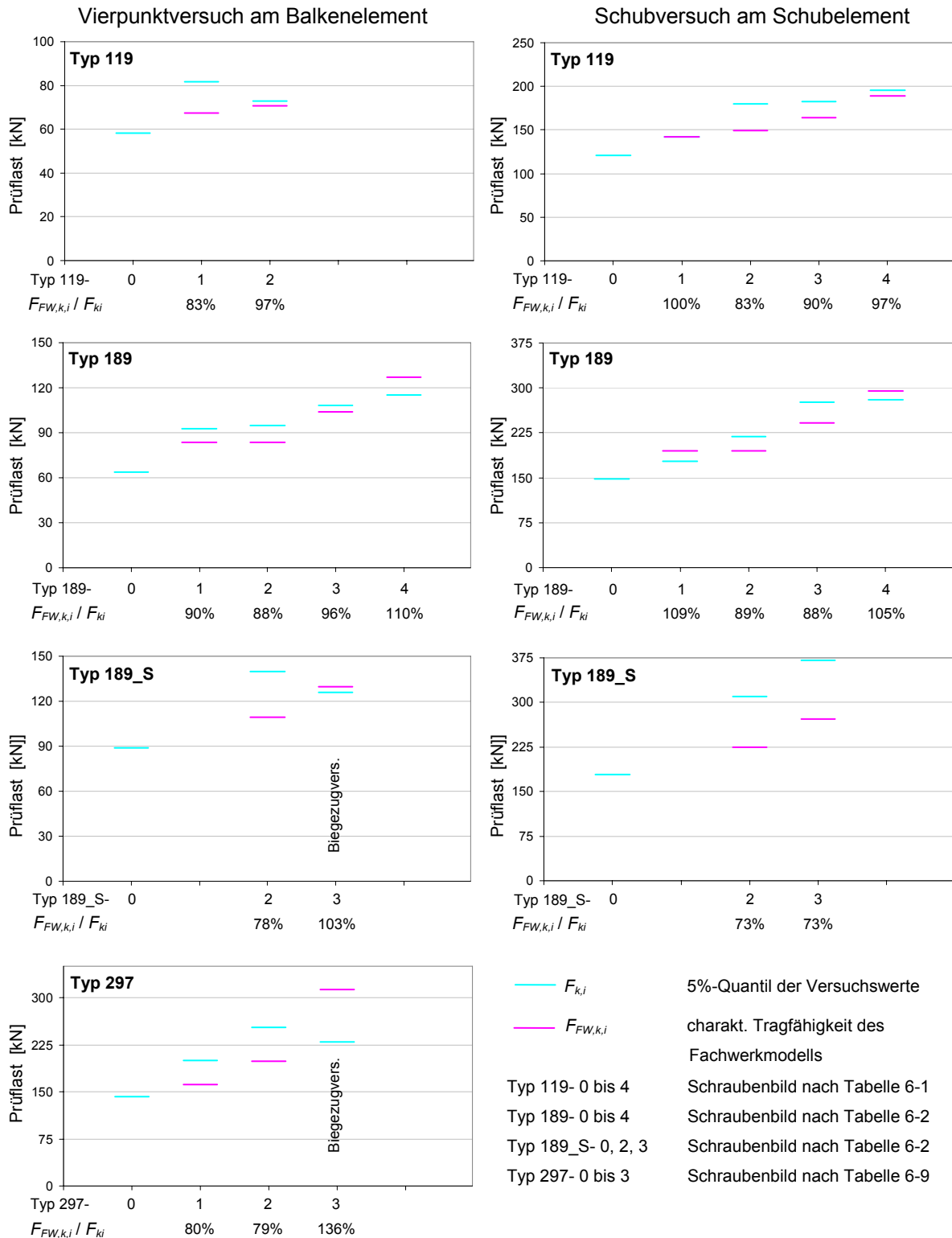


Abbildung 6-49: Vergleich der experimentellen und rechnerischen Tragfähigkeiten (Fachwerkmodell)

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

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

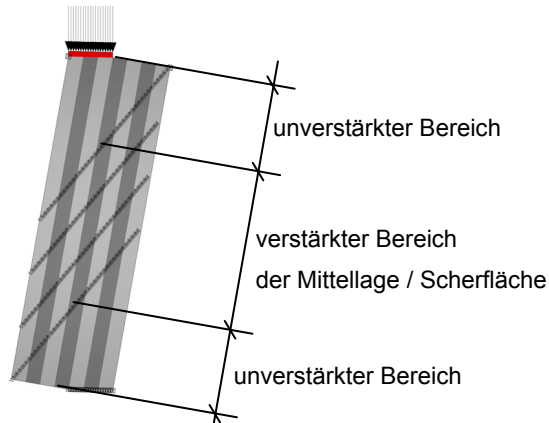


Abbildung 6-50: Gesamtragfähigkeit des schubverstärkten Brettsperreholzelementes

In Relation zu den Versuchsergebnissen liefert, unter Berücksichtigung der verschiedenen Betrachtungsniveaus (charakteristische Werte bzw. Mittelwerte), das Fachwerkmodell im Vergleich zum FEM-Modell konservativere Ergebnisse. Dennoch können durch die Berücksichtigung der Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben anhand des Fachwerkmodells deutliche Tragfähigkeitssteigerungen erzielt werden. In Tabelle 6-20 sind die theoretisch resultierenden Verstärkungsgrade $\eta_{k,i}$ bezogen auf die unverstärkten Elemente aufgeführt. Der Verstärkungsgrad der einzelnen Serien ist wie folgt definiert:

$$\eta_{k,i} = \frac{\bar{f}_{R,k,i}}{f_{R,k,0}} \quad (\text{unverstärkt: } i = 0 \quad \text{verstärkt: } i = 1, \dots, 4) \quad (\text{Gl. 6-29})$$

Tabelle 6-20: Verstärkungsgrade $\eta_{k,i}$ unter Ansatz des Fachwerkmodells

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

* Biegezugversagen

6.2.4 Analytische Betrachtung - Konstruktive Anisotropie

Zusätzlich zu den durchgeführten numerischen Simulationen bzw. dem stark vereinfachten Stabwerksmodell wurde ein analytischer Ansatz zur Beschreibung des Tragverhaltens von mit Vollgewindeschrauben verstärkten Brettsperrholzelementen untersucht. Dies erfolgte auf Basis bekannter mechanischer Grundlagen und Werkstoffgesetze unter Anwendung der Matrizenschreibweise. In Verbindung mit der Implementierung der gewonnenen Erkenntnisse zum Interaktionsverhalten von Querdruck und Rollschub ermöglicht das Verfahren Aussagen zu Tragfähigkeitssteigerungen infolge von Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben. Die Hintergründe sowie die Vorgehensweise werden schrittweise erläutert.

6.2.4.1 Grundlagen und Herleitung des Verfahrens

LISCHKE (1985) leitete im Rahmen seiner Dissertation am Beispiel von Brettlagenholz unter Membran- und Biegebeanspruchung anisotrope Werkstoffeigenschaften von Verbundwerkstoffen her. Er berücksichtigte dabei die Orientierung der einzelnen Brettlagen und verdeutlichte die Auswirkungen der Art des Verbundes. BOSL (2002) griff diese Werkstoffkenngrößen sowie die Theorie des Mehrschichtverbundes auf und verwendete sie für numerische Berechnungen an Wandscheiben aus Brettsperrholz. Zusätzliche Verstärkungselemente wurden in beiden Arbeiten nicht untersucht, aber dennoch sind methodische Ansätze vorhanden, die auf Schubverstärkungen in Brettsperrholzelementen übertragbar sind. So ermittelte LISCHKE (1985) für die einzelnen, unterschiedlich orientierten Lagen eines Verbundquerschnittes die Steifigkeitskoeffizienten bezogen auf ein globales Koordinatensystem und berechnete daraus die Gesamtsteifigkeit des betrachteten Systems.

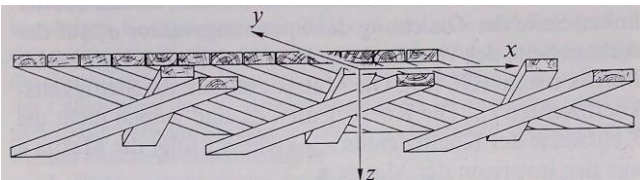


Abbildung 6-51: Dreilagige Gitterstruktur und globales Koordinatensystem, aus EWALD & LISCHKE (1987)

Nach dem Elastizitätsgesetz gelten für die Spannungs-Dehnungsbeziehungen eines Elementes unter Scheibenbeanspruchung in der x - y -Ebene:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} \\ S_{21} & S_{22} & S_{23} \\ S_{31} & S_{32} & S_{33} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{pmatrix} \quad (\text{Gl. 6-30})$$

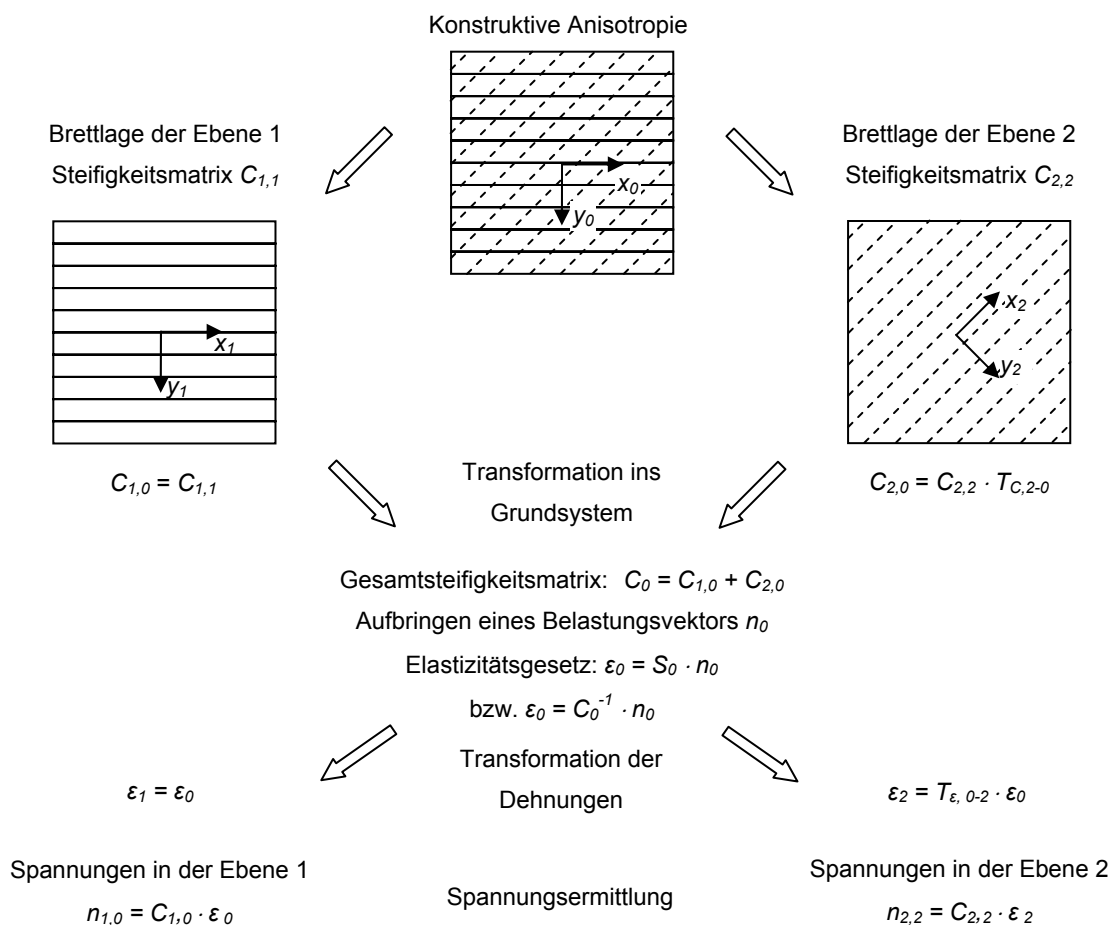
In Matrizenschreibweise lautet das Elastizitätsgesetz wie folgt:

$$\varepsilon = S \cdot \sigma \quad (\text{Gl. 6-31})$$

Durch die Inversion der Matrix S erhält man die Steifigkeitsmatrix C und kann die auftretenden Spannungen infolge bekannter Dehnungen bestimmen:

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_z \\ \tau_{xz} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xz} \end{pmatrix} \quad \text{bzw.} \quad \sigma = C \cdot \varepsilon = S^{-1} \cdot \varepsilon \quad (\text{Gl. 6-32})$$

Liegt ein Verbundquerschnitt, bestehend aus zwei oder mehreren Ebenen mit unterschiedlich orientierten Tragelementen vor, so spricht man von konstruktiver Anisotropie. In diesem Fall müssen die Steifigkeitsmatrizen der einzelnen Ebenen zunächst in ein globales Koordinatensystem, im Folgenden auch als Grundsystem bezeichnet, transformiert werden. Anhand der Gesamtsteifigkeitsmatrix können Beanspruchungen aufgebracht, Dehnungen ermittelt und daraus die Spannungen der einzelnen Tragelemente berechnet werden. Die Vorgehensweise ist in Abbildung 6-52 schematisch dargestellt und wird anschließend erläutert.



- $C_{i,j}$ Steifigkeitsmatrix der Ebene i bezogen auf das Koordinatensystem j
 $T_{C,i,j}$ Matrix zur Transformation der Steifigkeitsmatrix vom Koordinatensystem i nach j
 $T_{\varepsilon,i,j}$ Matrix zur Transformation der Dehnungen vom Koordinatensystem i nach j
 $n_{i,j}$ Spannungen der Ebene i bezogen auf das Koordinatensystem j

Abbildung 6-52: Scheibenberechnung basierend auf der konstruktiven Anisotropie

Da das lokale Koordinatensystem der Ebene 1 mit dem globalen übereinstimmt, ist für diese Ebene weder eine Transformation der Steifigkeiten noch der am Gesamtsystem ermittelten Dehnungen erforderlich. Für die Berechnung der Gesamtsteifigkeitsmatrix ist also nur die Transformation der Steifigkeitsmatrix der Ebene 2 in das Grundsystem durchzuführen. Nach dem Elastizitätsgesetz können durch die Multiplikation der inversen Gesamtsteifigkeitsmatrix (C_0^{-1}) mit einem Beanspruchungsvektor (n_0) die Dehnungen (ε_0) des Verbundquerschnittes bezogen auf die globalen Koordinaten bestimmt werden. Um anschließend auf die Spannungen der Ebene 2 rückrechnen zu können, muss eine Rotation der Dehnungen des Grundsystems in das lokale Koordinatensystem der Ebene 2 erfolgen.

6.2.4.2 Anwendung auf schubverstärktes Brettsperrholz

Dieses Verfahren ist auch auf schubverstärkte Brettsperrholzelemente anwendbar. Sinnvollerweise sollte in diesem Fall das globale Koordinatensystem mit dem lokalen des Brettsperrholzelementes übereinstimmen. Unter Verwendung der für Brettsperrholz üblichen Koordinatenbezeichnungen liegen die in nachfolgender Abbildung dargestellten Zusammenhänge vor.

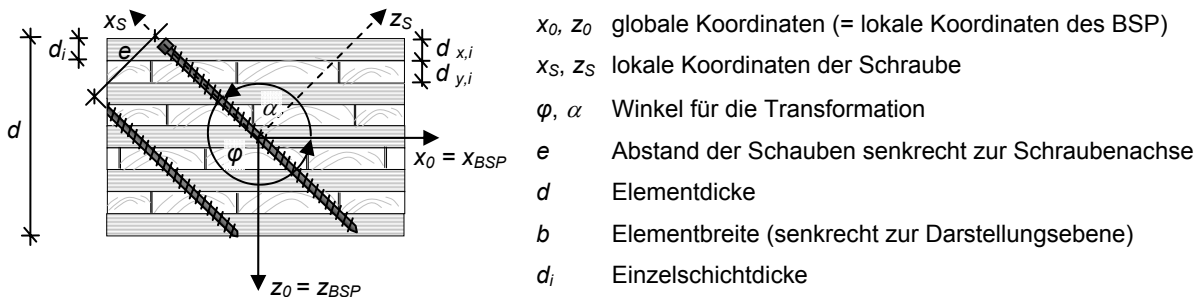


Abbildung 6-53: Koordinaten- und Winkelbeziehungen für die Steifigkeitstransformation

Für die Spannungs-Dehnungsbeziehungen bei Beanspruchungen in der dargestellten x-z-Ebene gilt:

$$\begin{vmatrix} \sigma_x \\ \sigma_z \\ \tau_{xz} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xz} \end{vmatrix} \quad \text{bzw.} \quad \sigma = C \cdot \varepsilon = S^{-1} \cdot \varepsilon \quad (\text{Gl. 6-33})$$

Unter Berücksichtigung der in Abbildung 6-53 definierten Bezugsachsen und den damit verbundenen Winkelbeziehungen ergibt sich folgende Transformationsmatrix für die Steifigkeitskoeffizienten der Vollgewindeschrauben:

$$T_{C,S-0} = \begin{vmatrix} \cos^4 \varphi & \sin^2 \varphi \cdot \cos^2 \varphi & -\sin \varphi \cdot \cos^3 \varphi \\ \sin^2 \varphi \cdot \cos^2 \varphi & \sin^4 \varphi & -\sin^3 \varphi \cdot \cos \varphi \\ -\sin \varphi \cdot \cos^3 \varphi & -\sin^3 \varphi \cdot \cos \varphi & \sin^2 \varphi \cdot \cos^2 \varphi \end{vmatrix} \quad (\text{Gl. 6-34})$$

Um die Dehnungen des Grundsystems bezogen auf das lokale Koordinatensystem der Schubverstärkungen zu ermitteln, kommt folgende Transformationsmatrix zur Anwendung:

$$T_{\varepsilon,0-S} = \begin{vmatrix} \cos^2 \alpha & \sin^2 \alpha & \sin \alpha \cdot \cos \alpha \\ \sin^2 \alpha & \cos^2 \alpha & -\sin \alpha \cdot \cos \alpha \\ -2 \sin \alpha \cdot \cos \alpha & 2 \sin \alpha \cdot \cos \alpha & \cos^2 \alpha - \sin^2 \alpha \end{vmatrix} \quad (\text{Gl. 6-35})$$

Ermittlung der Steifigkeiten im Grundsystem

Für die Steifigkeitsmatrix des Brettsperrholzelementes sind zunächst die Dehn- und Schubsteifigkeiten zu ermitteln. Die Berechnung der Steifigkeiten erfolgt in Anlehnung an die Angaben des Anhangs D der [DIN 1052]:

$$D_x = \sum (E_{x,i} \cdot d_{x,i}) \quad (\text{Gl. 6-36})$$

$$D_z = \sum (E_{z,i} \cdot d_i) \quad (\text{Gl. 6-37})$$

$$\frac{1}{S_{xz}} = \frac{1}{a_x^2} \left\{ \frac{d_1}{2 \cdot G_{xz,1}} + \sum_{i=2}^{n-1} \frac{d_i}{G_{xz,i}} + \frac{d_n}{2 \cdot G_{xz,n}} \right\} \quad (\text{Gl. 6-38})$$

mit a_x : Schwerpunktabstand der Decklagen in x-Richtung

Während bei der Dehnsteifigkeit D_z in allen Lagen der Elastizitätsmodul E_{90} senkrecht zur Faserrichtung vorliegt, muss bei der Dehnsteifigkeit D_x beachtet werden, dass nur der Elastizitätsmodul E_0 parallel zur Faser der Längslagen in x-Richtung anzusetzen ist. Die Steifigkeitsmatrix des Brettsperrholzelementes $C_{BSP,0}$ im Grundsystem unter Berücksichtigung der Elementdicke lautet:

$$C_{BSP,0} = \left(\frac{1}{d} \right) \cdot \begin{vmatrix} D_x & 0 & 0 \\ 0 & D_z & 0 \\ 0 & 0 & S_{xz} \end{vmatrix} \quad (\text{Gl. 6-39})$$

mit: d : Elementdicke

Wie bereits erläutert, werden die als Schubverstärkung eingesetzten Vollgewindeschrauben in erster Linie auf Zug beansprucht. Folglich besitzt die Dehnsteifigkeit EA_S der Schraube in axialer Richtung entscheidenden Einfluss auf ihr Tragverhalten. Da die Biegesteifigkeit nur einen unwesentlichen Steifigkeitsanteil beiträgt, wird sie im Rahmen dieser Betrachtungen vereinfacht vernachlässigt. Mittels der Transformationsmatrix lässt sich die Steifigkeitsmatrix $C_{S,0}$ der Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben bezogen auf das globale Koordinatensystem bestimmen:

$$C_{S,0} = \left(\frac{n_s \cdot EA_S}{b \cdot e} \right) \cdot T_{C,S-0} = \left(\frac{n_s \cdot EA_S}{b \cdot e} \right) \cdot \begin{vmatrix} \cos^4 \varphi & \sin^2 \varphi \cdot \cos^2 \varphi & -\sin \varphi \cdot \cos^3 \varphi \\ \sin^2 \varphi \cdot \cos^2 \varphi & \sin^4 \varphi & -\sin^3 \varphi \cdot \cos \varphi \\ -\sin \varphi \cdot \cos^3 \varphi & -\sin^3 \varphi \cdot \cos \varphi & \sin^2 \varphi \cdot \cos^2 \varphi \end{vmatrix} \quad (\text{Gl. 6-40})$$

mit: EA_S : Dehnsteifigkeit der Schrauben

e : Schraubenabstand senkrecht zur Schraubenachse (in der x-z-Ebene)

n_s : Anzahl der Schraubenreihen senkrecht zur betrachteten Tragrichtung

b : Breite des Brettsperrholzelementes

Die Gesamtsteifigkeit des Verbundquerschnittes im Grundsystem ergibt sich aus der Addition der Steifigkeitsmatrizen des Brettsperrholzelementes ($C_{BSP,0}$) und der Schrauben ($C_{S,0}$)

$$C_0 = C_{BSP,0} + C_{S,0} \quad (\text{Gl. 6-41})$$

Ermittlung von Beanspruchungen

Über den Vektor n_0 können am schubverstärkten Brettsperrholzelement Beanspruchungen aufgebracht werden. Dabei handelt es sich um die Spannungen σ_{x_0} bzw. σ_{z_0} in den jeweiligen Hauptachsen des Grundsystems sowie die Schubspannung τ_{xz_0} in der von den genannten Achsen erzeugten Ebene. Die im Beanspruchungsvektor n_0 enthaltenen Spannungen weisen jeweils einen konstanten Verlauf auf. Die aus den Beanspruchungen resultierenden Dehnungen bezogen auf das Grundsystem ergeben sich aus der Multiplikation des Vektors n_0 mit der Inversen C_0^{-1} der Gesamtsteifigkeitsmatrix:

$$\varepsilon_0 = C_0^{-1} \cdot n_0 \quad \text{bzw.} \quad \begin{vmatrix} \varepsilon_{x_0} \\ \varepsilon_{z_0} \\ \gamma_{xz_0} \end{vmatrix} = C_0^{-1} \cdot \begin{vmatrix} \sigma_{x_0} \\ \sigma_{z_0} \\ \tau_{xz_0} \end{vmatrix} \quad (\text{Gl. 6-42})$$

Aufgrund der unterschiedlich orientierten, lokalen Koordinatensysteme, erfolgt eine getrennte Rückrechnung der Dehnungen auf die im Brettsperrholz bzw. in den Schubverstärkungen auftretenden Spannungen:

- Brettsperrholz

Da die lokalen Koordinaten des Brettsperrholzelementes mit den globalen übereinstimmen, ist zur Ermittlung der Beanspruchung keine Transformation der Dehnungen erforderlich:

$$n_{BSP} = C_{BSP,0} \cdot \varepsilon_{BSP} = C_{BSP,0} \cdot \varepsilon_0 \quad \text{bzw.} \quad \begin{vmatrix} \sigma_{BSP,x_0} \\ \sigma_{BSP,z_0} \\ \tau_{BSP,xz_0} \end{vmatrix} = C_{BSP,0} \cdot \begin{vmatrix} \varepsilon_{x_0} \\ \varepsilon_{z_0} \\ \gamma_{xz_0} \end{vmatrix} \quad (\text{Gl. 6-43})$$

Bei der Spannungskomponente σ_{BSP,z_0} handelt es sich um die Querdruckbeanspruchung senkrecht zur Faser, die unter reiner Schubbeanspruchung aus den Schubverstärkungen resultiert. Anhand dieser kann der Beiwert $k_{R,90}$ zur Berücksichtigung des positiven Einflusses des Querdrucks auf die Rollschubfestigkeit ermittelt werden (siehe Untersuchungen in Kapitel 5).

- Schubverstärkung

Für die Ermittlung der Beanspruchung der Schubverstärkung erfolgt zunächst die Transformation der Dehnungen in das lokale Koordinatensystem der Schubverstärkung:

$$\varepsilon_S = \varepsilon_0 \cdot T_{\varepsilon,0-S} \quad (\text{Gl. 6-44})$$

Da für die Schubverstärkungen jedoch nur die axiale Dehnsteifigkeit EA_S berücksichtigt wird, ist es ausreichend, die Dehnung parallel zur Tragwirkung der Schrauben zu berechnen:

$$\varepsilon_{x_S} = \begin{vmatrix} \varepsilon_{x_0} \\ \varepsilon_{z_0} \\ \gamma_{xz_0} \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} \cos^2 \alpha & \sin^2 \alpha & \sin \alpha \cdot \cos \alpha \end{vmatrix} \quad (\text{Gl. 6-45})$$

Die achsenparallele Spannung σ_{S,x_S} und die Normalkraft N_{S,x_S} je Schraube betragen somit:

$$\sigma_{S,x_S} = \varepsilon_{x_S} \cdot E_S \quad (\text{Gl. 6-46})$$

$$N_{S,x_S} = \varepsilon_{x_S} \cdot EA_S \quad (\text{Gl. 6-47})$$

6.2.4.3 Nachgiebiger Verbund der Schrauben

Bei der zuvor geschilderten Ermittlung der Gesamtsteifigkeitsmatrix wird ein starrer Verbund zwischen den Schubverstärkungen und dem Brettsperrholzelement vorausgesetzt. Dies ist annähernd der Fall bei eingeleimten Gewindestangen, nicht jedoch bei den im Rahmen dieser Arbeit behandelten Schubverstärkungen aus selbstbohrenden Vollgewindeschrauben. Dort handelt es sich um einen nachgiebigen Verbund, der sich zwischen den Holzfasern und dem Gewinde der Schrauben einstellt. Es ist also zu berücksichtigen, dass im Holzquerschnitt und in der Schraube unterschiedliche Dehnungen auftreten können. Die Nachgiebigkeit der Verbundfuge kann mittels einer Bettungssteifigkeit berücksichtigt werden, die durch Versuche in Anlehnung an die experimentellen Untersuchungen in Kapitel 6.2.1 zu bestimmen ist.

Alternativ besteht die Möglichkeit, die Nachgiebigkeit in Längsrichtung der Schraube durch den axialen Verschiebungsmodul K_{ax} zu beschreiben, der in den allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen der Vollgewindeschrauben enthalten ist. Dieser ist vergleichbar mit einer Federsteifigkeit und ermöglicht die Ermittlung der Relativverschiebung zwischen einer axialen beanspruchten Schraube und der Holzoberfläche. Für das vorliegende Verfahren ist der Verschiebungsmodul jedoch nur bedingt geeignet, da er keine Aussage liefert über den Schubflussverlauf des Verbundes und dem daran gekoppelten Normalkraftverlauf der Schraube. Allerdings bietet sich die Möglichkeit, vom Beiwert K_{ax} auf eine elastische Bettung rückzurechnen. Dazu wird das Tragverhalten der Schraube anhand eines Ersatzsystems beschrieben, das aus einem beidseitig endlichen, elastisch gebetteten Träger besteht. Der in BLAß ET AL. (2006) vorgestellte Versuchsaufbau zur Ermittlung des Beiwertes K_{ax} sowie das zugehörige Ersatzsystem eines elastisch gebetteten Trägers sind in nachfolgender Abbildung schematisch dargestellt.

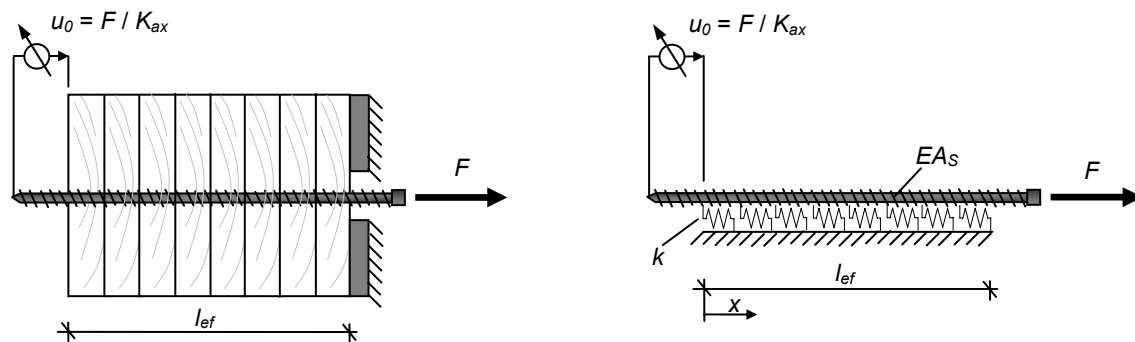


Abbildung 6-54: Versuchsaufbau zur Ermittlung von K_{ax} und Ersatzsystem des elastisch gebetteten Trägers

Der allgemeine Ansatz für die homogene Lösung der Differentialgleichung des elastisch gebetteten Trägers lautet:

$$u_{(x)} = C_1 \cdot e^{\lambda \cdot x} + C_2 \cdot e^{-\lambda \cdot x} \quad (\text{Gl. 6-48})$$

$$\text{mit } \lambda = \sqrt{k / EA_s} \quad (\text{Gl. 6-49})$$

Für die erste Ableitung gilt:

$$u'_{(x)} = \lambda \cdot C_1 \cdot e^{\lambda \cdot x} - \lambda \cdot C_2 \cdot e^{-\lambda \cdot x} \quad (\text{Gl. 6-50})$$

Zur Lösung der Differentialgleichung können folgende Randbedingungen herangezogen werden:

$$(I) \quad u'_{(x=0)} = 0 \quad \Rightarrow \quad C_1 = C_2 \quad (Gl. 6-51)$$

$$(II) \quad u_{(x=0)} = u_0 \quad \Rightarrow \quad C_1 = C_2 = u_0 / 2 \quad (Gl. 6-52)$$

$$(III) \quad u'_{(x=l_{ef})} = F / EA_S \quad \Rightarrow \quad u_0 / 2 \cdot \lambda \cdot (e^{\lambda \cdot l_{ef}} - e^{-\lambda \cdot l_{ef}}) = F / EA_S \quad (Gl. 6-53)$$

$$(IV) \quad u_0 = F / K_{ax} \quad \Rightarrow \quad \lambda \cdot (e^{\lambda \cdot l_{ef}} - e^{-\lambda \cdot l_{ef}}) = 2 \cdot K_{ax} / EA_S \quad (Gl. 6-54)$$

Aus den Gleichungen (Gl. 6-53) und (Gl. 6-54) ergibt sich folgender Term:

$$\lambda \cdot (e^{\lambda \cdot l_{ef}} - e^{-\lambda \cdot l_{ef}}) = 2 \cdot K_{ax} / EA_S \quad (Gl. 6-55)$$

Mithilfe geeigneter numerischer Programme kann der Beiwert λ ermittelt und anschließend nach (Gl. 6-56) die Bettung k berechnet werden, die den Verbund zwischen der Schraube und dem Holzquerschnitt beschreibt.

$$k = \lambda^2 \cdot EA_S \quad (Gl. 6-56)$$

Es existieren verschiedene ingenieurtechnische Ansätze um den nachgiebigen Verbund zwischen zwei Tragelementen zu berücksichtigen. Eine im Holzbau übliche und auch in der [DIN 1052] enthaltene Vorgehensweise stellt das γ -Verfahren dar. Dabei wird über den Beiwert γ die Dehnsteifigkeit eines Querschnittsteiles des Verbundquerschnitts abgemindert und somit eine effektiv wirksame Dehnsteifigkeit ermittelt, die die Einflüsse aus dem nachgiebigen Verbund einbezieht. In erster Linie kommt dieses Verfahren bei Holz-Beton-Verbundkonstruktionen und bei zusammengesetzten Verbundträgern zur Anwendung. Es lässt sich aber auch auf den nachgiebigen Verbund einer Vollgewindeschraube in einem Brettsperrholzelement übertragen. In diesem Fall gelten die in Abbildung 6-55 dargestellten Zusammenhänge.

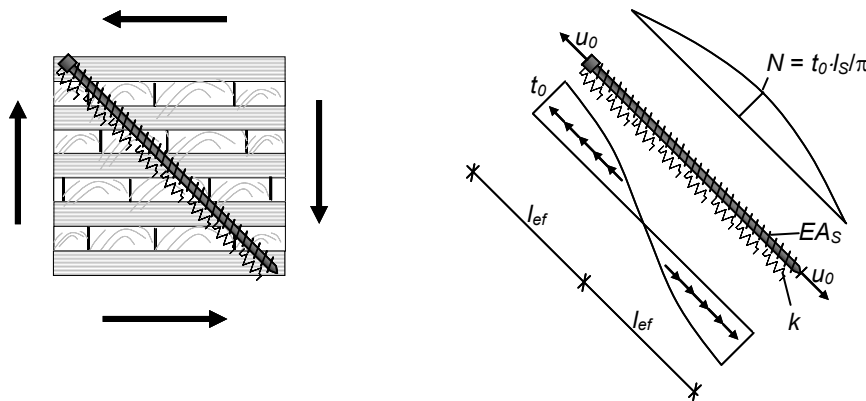


Abbildung 6-55: Nachgiebiger Verbund einer Vollgewindeschraube in einem Brettsperrholzelement

Unter der Annahme, dass sich aufgrund der Schubverformung des Brettsperrholzquerschnitts in der Schraube ein annähernd sinusförmiger Normalkraftverlauf einstellt, muss in der Verbundfuge ein cosinusförmiger Schubflussverlauf vorliegen. Die aufgrund des angreifenden Schubflusses in der Verbundfuge auftretende Verformung u_0 ergibt sich aus den Verformungsanteilen der Verbundfuge und der normalkraftbeanspruchten Schraube:

$$u_0 = \frac{t_0}{k} + \int_0^{l_{ef}} N \cdot \tilde{N} \cdot \frac{1}{EA_S} \cdot dx \quad (\text{Gl. 6-57})$$

Nach Umformung erhält man:

$$u_0 = \frac{t_0}{k} + t_0 \cdot \frac{(2 \cdot l_{ef})^2}{\pi^2} \cdot \frac{1}{EA_S} \quad (\text{Gl. 6-58})$$

Die Verformung einer Schraube mit der effektiven Dehnsteifigkeit $efEA_S$ berechnet sich unter der vorliegenden Beanspruchung ohne Berücksichtigung einer elastischen Bettung nach folgendem Term:

$$u_0 = t_0 \cdot \frac{(2 \cdot l_{ef})^2}{\pi^2} \cdot \frac{1}{efEA_S} \quad (\text{Gl. 6-59})$$

Durch Gleichsetzen von (Gl. 6-58) und (Gl. 6-59) erhält man eine effektive Dehnsteifigkeit $efEA_S$, die die Verformungsanteile der Bettung (k) und der Schraubenverformung (EA_S) beinhaltet.

$$u_0 = \frac{t_0}{k} + t_0 \cdot \frac{(2 \cdot l_{ef})^2}{\pi^2} \cdot \frac{1}{EA_S} = t_0 \cdot \frac{(2 \cdot l_{ef})^2}{\pi^2} \cdot \frac{1}{efEA_S} \quad (\text{Gl. 6-60})$$

$$efEA_S = EA_S \cdot \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot EA_S}{(2 \cdot l_{ef})^2 \cdot k}} = EA_S \cdot \gamma \quad (\text{Gl. 6-61})$$

$$\text{mit: } \gamma = \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot EA_S}{(2 \cdot l_{ef})^2 \cdot k}} \quad (\text{Gl. 6-62})$$

Analog zum γ -Verfahren lässt sich die Dehnsteifigkeit der Schraube durch den Beiwert γ abmindern und somit der Einfluss des nachgiebigen Verbundes berücksichtigen. Bei seiner Beachtung gilt für die Steifigkeitsmatrix der Schrauben bezogen auf das Grundsystem:

$$C_{S,0} = \left(\frac{n_s}{b} \cdot \frac{efEA_S}{e} \right) \cdot T_{C,S-0} = \left(\frac{n_s}{b} \cdot \frac{\gamma \cdot EA_S}{e} \right) \cdot T_{C,S-0} \quad (\text{Gl. 6-63})$$

Die Berücksichtigung des nachgiebigen Verbundes führt zu folgenden Gleichungen zur Ermittlung der achsenparallelen Spannung $\sigma_{S,xs}$ und der Normalkraft $N_{S,xs}$ je Schraube:

$$\sigma_{S,xs} = \varepsilon_{x_s} \cdot \gamma \cdot E_S \quad (\text{Gl. 6-64})$$

$$N_{S,xs} = \varepsilon_{x_s} \cdot \gamma \cdot EA_S \quad (\text{Gl. 6-65})$$

mit: Beiwert γ nach (Gl. 6-62)

6.2.4.4 Vergleich mit experimentellen Untersuchungen

Zur Ermittlung des Verstärkungsgrades durch die Vollgewindeschrauben werden zunächst über den Vektor n_0 am schubverstärkten Brettsperrholzelement Rollschubspannungen aufgebracht, die den aus den Mittelwerten der Prüflasten (F_0) der jeweiligen Referenzserie berechneten Rollschubfestigkeiten $f_{R,mean,0}$ entsprechen. Die aus diesen Beanspruchungen resultierenden Dehnungen bezogen auf das Grundsystem ergeben sich aus der Multiplikation des Vektors n_0 mit der Inversen C_0^{-1} der Gesamtsteifigkeitsmatrix:

$$\varepsilon_0 = C_0^{-1} \cdot n_0 \quad \text{bzw.} \quad \begin{vmatrix} \varepsilon_{x_0} \\ \varepsilon_{z_0} \\ \gamma_{xz_0} \end{vmatrix} = C_0^{-1} \cdot \begin{vmatrix} 0 \\ 0 \\ \tau_{xz_0} \end{vmatrix} = C_0^{-1} \cdot \begin{vmatrix} 0 \\ 0 \\ f_{R,mean,0} \end{vmatrix} \quad (\text{Gl. 6-66})$$

mit $\tau_{xz_0} = f_{R,mean,0}$ Mittelwert der Rollschubfestigkeit der unverstärkten Referenzserien

Anhand der Dehnungen lassen sich die Beanspruchungen des Brettsperrholzelementes berechnen:

$$n_{BSP} = C_{BSP,0} \cdot \varepsilon_{BSP} = C_{BSP,0} \cdot \varepsilon_0 \quad \text{bzw.} \quad \begin{vmatrix} \sigma_{BSP,x_0} \\ \sigma_{BSP,z_0} \\ \tau_{BSP,xz_0} \end{vmatrix} = C_{BSP,0} \cdot \begin{vmatrix} \varepsilon_{x_0} \\ \varepsilon_{z_0} \\ \gamma_{xz_0} \end{vmatrix} \quad (\text{Gl. 6-67})$$

Aus dem Vergleich der am Gesamtsystem aufgetragenen Schubbeanspruchung, die der Rollschubfestigkeit $f_{R,mean,0}$ der jeweiligen unverstärkten Referenzserie entspricht, mit der im Brettsperrholzelement nach (Gl. 6-67) auftretenden Schubspannung τ_{BSP,xz_0} ergibt sich der Verstärkungsgrad η_τ , der die Reduktion der Rollschubspannung infolge der Verstärkungselemente beschreibt:

$$\eta_\tau = \frac{f_{R,mean,0}}{\tau_{BSP,xz_0}} \quad (\text{Gl. 6-68})$$

Neben der Reduktion der Schubbeanspruchungen bewirken die Vollgewindeschrauben zusätzlich Querdruckspannungen im Brettsperrholzelement, die sein Tragverhalten positiv beeinflussen.

$$\sigma_{90,0} = \sigma_{BSP,z_0} \quad (\text{Gl. 6-69})$$

Berücksichtigt man außerdem den Einfluss der Spannungen senkrecht zur Scherfläche auf die Rollschubfestigkeit, gemäß zu den Untersuchungen in Kapitel 5 mit dem Beiwert $k_{R,90}$, so gilt folgendes Bruchkriterium für die verstärkten Elemente:

$$\tau_i = f_{R,mean,0} \cdot \eta_\tau \cdot k_{R,90} \quad (\text{Gl. 6-70})$$

mit $f_{R,mean,0}$: Mittelwert der Rollschubfestigkeit der unverstärkten Referenzserien

τ_i : Bruchspannung am verstärkten Element der Serie i

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

$$k_{R,90} = a \cdot \sigma_{90,i}^2 + b \cdot \sigma_{90,i} + 1 \quad [-] \quad (\text{mit } \sigma_{90,i} \text{ in N/mm}^2) \quad (\text{Gl. 6-71})$$

Die Variablen a und b in (Gl. 6-71) sind Formfaktoren, die den Verlauf der Regressionskurven beschreiben und in Kapitel 5.3 ermittelt wurden. Sie sind in nachfolgender Tabelle aufgeführt.

Tabelle 6-21: Formfaktoren a und b für die Regressionskurven

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

Da sich die im Bruchzustand wirkende Spannung $\sigma_{90,i}$ senkrecht zur Scherfläche proportional zu den Schubspannungen verhält, kann sie wie folgt bestimmt werden:

$$\sigma_{90,i} = \sigma_{90,0} \cdot \frac{\tau_i}{f_{R,mean,0}} \quad (\text{Gl. 6-72})$$

Unter Einbeziehung der Gleichungen (Gl. 6-71) und (Gl. 6-72) ergibt sich folgender Term für die zum Versagenszeitpunkt in den verstärkten Elementen vorliegenden Schubspannungen:

$$\tau_i = f_{R,mean,0} \cdot \eta_i \cdot \left[a \cdot \left(\sigma_{90,0} \cdot \frac{\tau_i}{f_{R,mean,0}} \right)^2 + b \cdot \sigma_{90,0} \cdot \frac{\tau_i}{f_{R,mean,0}} + 1 \right] \quad (\text{Gl. 6-73})$$

Das Verhältnis der Bruchlast des verstärkten zum unverstärkten Element definiert den Verstärkungsgrad η_i , der sowohl die Reduktion der Schubspannungen infolge der Schubverstärkungen als auch die angesprochene Spannungsinteraktion berücksichtigt:

$$\eta_i = \frac{\tau_i}{f_{R,mean,0}} \quad (\text{Gl. 6-74})$$

Nach Umformung erhält man aus (Gl. 6-73) nachfolgende quadratische Gleichung zur Ermittlung des Verstärkungsgrades η_i .

$$0 = \eta_i^2 \cdot a \cdot \sigma_{90,0}^2 \cdot \eta_i + \eta_i \cdot (b \cdot \sigma_{90,0} - 1) + \eta_i \quad (\text{Gl. 6-75})$$

Anhand des nach diesem Verfahren berechneten Verstärkungsgrades η_i kann auf die zu erwartenden Traglasten $F_{Konst,i}$ der einzelnen Versuchsserien geschlossen werden:

$$F_{Konst,i} = \eta_i \cdot F_{mean,0} \quad (\text{Gl. 6-76})$$

mit $F_{mean,0}$: Mittelwert der Bruchlasten der jeweiligen Referenzserie ($i=0$)
 $F_{Konst,i}$: zu erwartende Bruchlast der Serie i aufgrund des analytischen Ansatzes
 η_i : Verstärkungsgrad infolge der Schubverstärkung der Serie i

In Abbildung 6-56 werden die aus dem analytischen Ansatz abgeleiteten Traglasten $F_{Konst,i}$ den Mittelwerten der Versuchsergebnisse gegenübergestellt. Die Eingangsgrößen zur Ermittlung der Traglasten nach der konstruktiven Anisotropie sind in Anhang E enthalten. Zusätzlich sind in Abbildung 6-56 jeweils die Verhältniszahlen der rechnerischen zu den experimentellen Traglasten aufgeführt. Die Ergebnisse der Versuchsserien "Typ 189_S-3" und "Typ 297-3" können nicht in die Wertung mit einbezogen werden, da die Elemente teilweise vorzeitig auf Biegezug versagten und somit keine quantitative Aussage hinsichtlich ihrer Schubtragfähigkeit zulassen.

Aus dem in Abbildung 6-56 dargestellten Vergleich der analytisch ermittelten Traglasten mit den Versuchsergebnissen geht hervor, dass besonders bei den Balkenversuchen mit einer maximalen Abweichung von 8 % sehr gute Übereinstimmungen erzielt werden. Dies zeigt, dass unter einachsiger Lastabtragung zur Ermittlung der Tragfähigkeitssteigerung das analytische Verfahren, basierend auf der konstruktiven Anisotropie, der schubverstärkten Elemente angewendet werden kann.

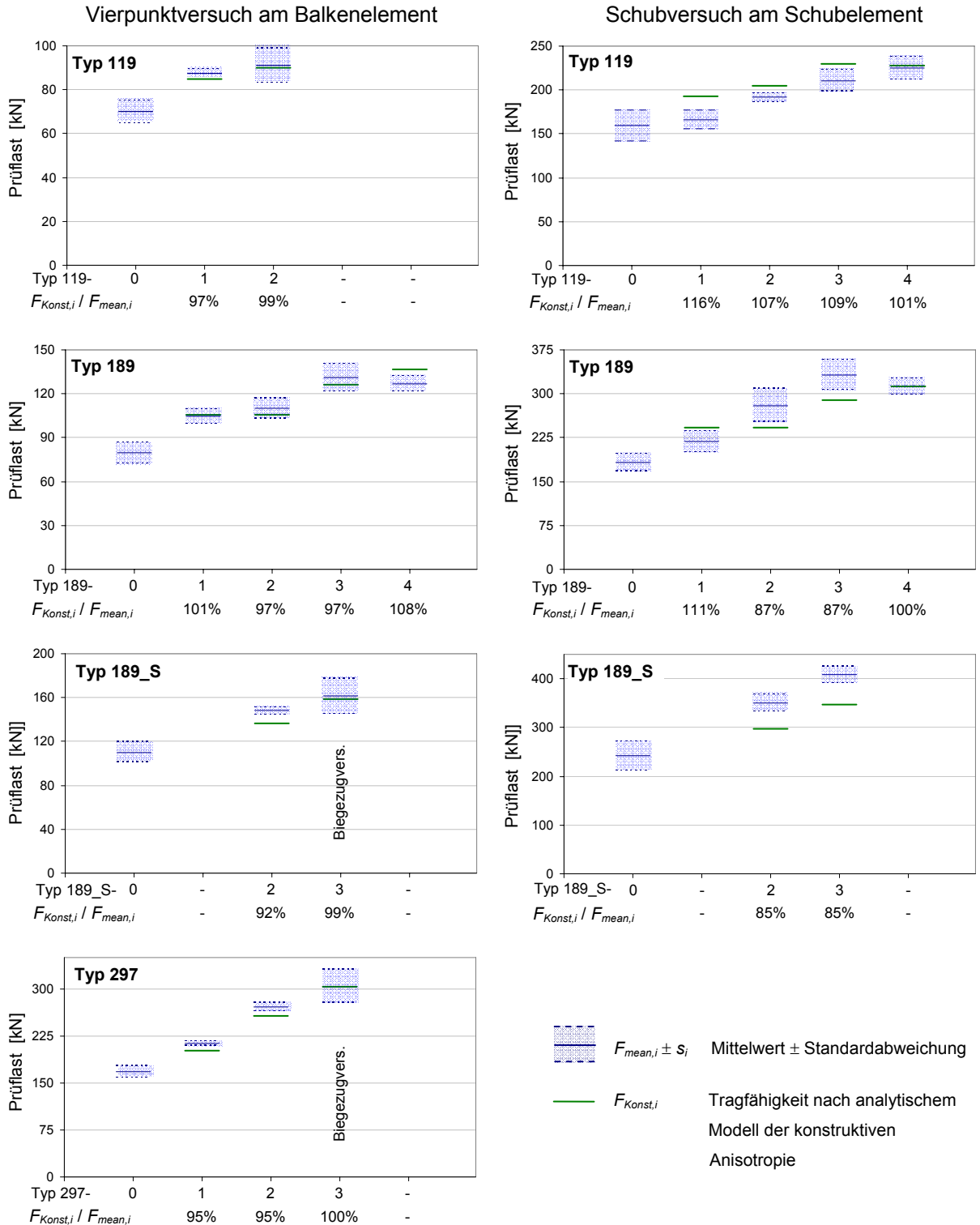


Abbildung 6-56: Vergleich der experimentellen Bruchlasten mit den Tragfähigkeiten des analytischen Modells

7 Schubtragverhalten bei zweiachsiger Lastabtragung

Sowohl die experimentellen Untersuchungen als auch die theoretischen Betrachtungen zu Schubverstärkungen in Brettsperrholzkonstruktionen erfolgten im Rahmen dieser Arbeit zunächst ausschließlich an Balkenelementen unter der Voraussetzung einaxialer Lastabtragung. Folglich gilt das auf den Versuchsergebnissen basierende Bemessungskonzept ebenfalls nur unter den genannten Randbedingungen. Um erste Erfahrungen mit Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben unter zweiachsiger Lastabtragung zu gewinnen, wurden abschließend Versuche an Plattenelementen durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Traglastversuche ermöglichen zudem eine Überprüfung, inwieweit die gewonnenen Erkenntnisse auch bei einer räumlichen Tragwirkung der Elemente gelten. Im Wesentlichen kamen dabei die in Abbildung 7-1 dargestellten Versuchsanordnungen zur Anwendung. Dabei handelte es sich einerseits um eine umfanggelagerte Platte unter zentrischer Einzellast und andererseits um ein in den Eckbereichen punktuell gestütztes Brettsperrholzelement. Detaillierte Beschreibungen der Versuchsaufbauten und der vorliegenden Abmessungen sind in den nachfolgenden Kapiteln enthalten.

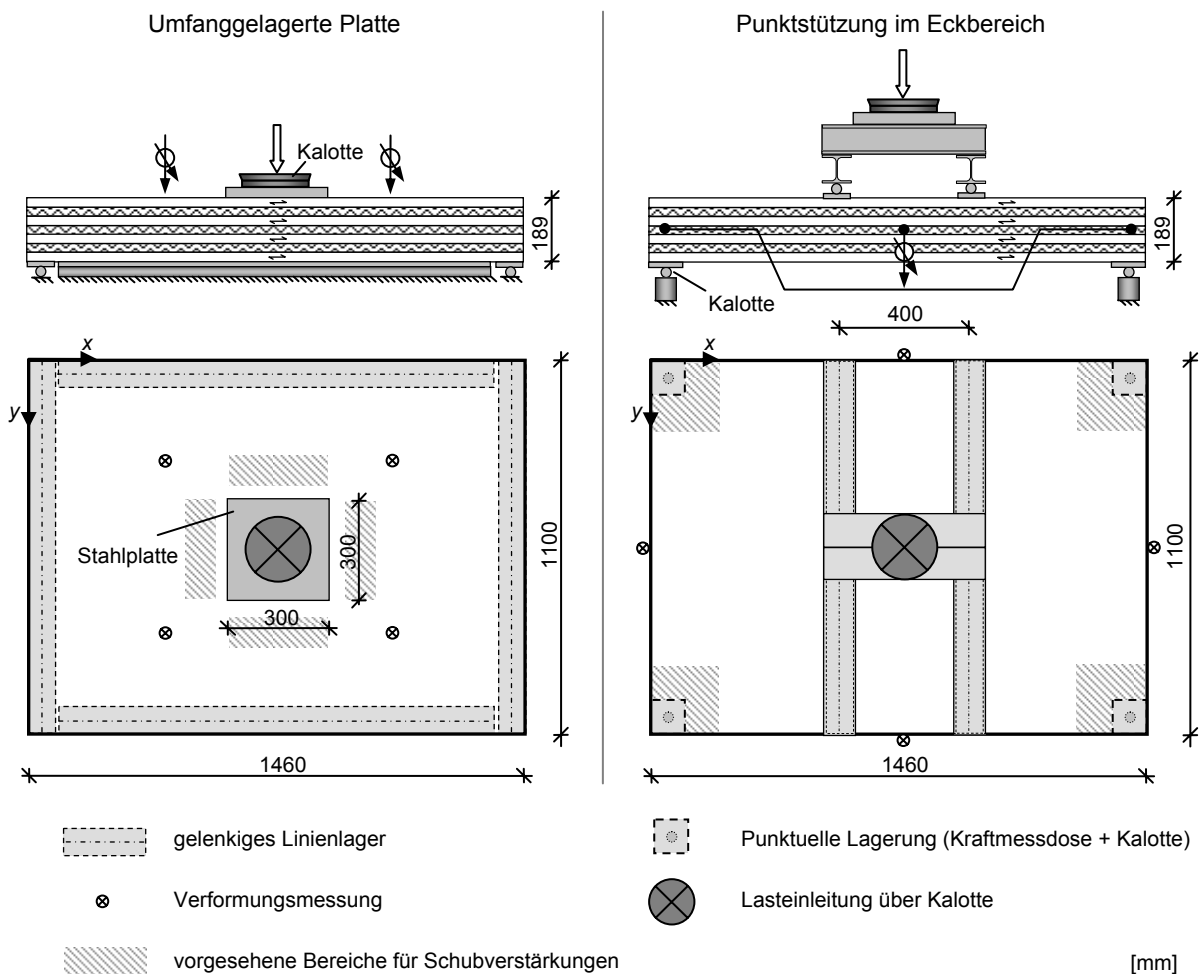


Abbildung 7-1: Versuchskonfiguration (Prüfkörper ohne Schubverstärkung)

7.1 Material und Herstellung

Die Versuchskörper bestanden aus siebenlagigen Brettsperrholzelementen (Typ 189), deren Querschnittsaufbau bereits aus den Untersuchungen zum Interaktionsverhalten bzw. zu den Schubverstärkungen bekannt ist. Die Gesamtdicke der Elemente betrug 189 mm (7 x 27 mm) und die Einzelbretter waren nicht an den Schmalseiten miteinander verklebt. Alle Einzelbretter wurden wiederum nach einheitlichem Schnittmuster mit Entlastungsnuten parallel zu Faserrichtung versehen (siehe Abbildung 7-2).

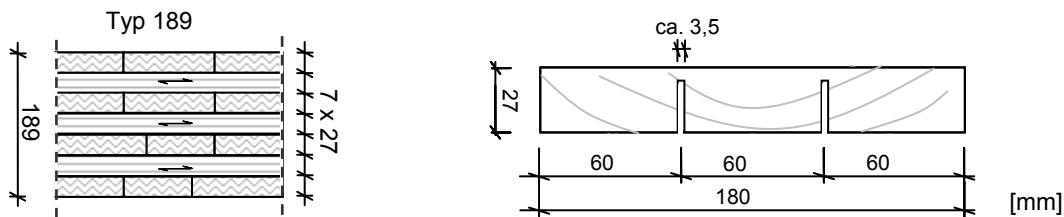


Abbildung 7-2: Querschnittsaufbauten (Schnittebene senkrecht zu den Decklagen)

Bei der Rohware der Plattenelemente handelte es sich um Nadelholz (Fichte) der Sortierklasse S 10 (visuelle Sortierung nach [DIN 4074-1]). Da bei der Schubbemessung unter Berücksichtigung der Haupt- und Nebentragrichtung in der Regel die mittleren drei Lagen maßgebend werden, wurden für diese Lagen aus der vorliegenden Brettware Lamellen mit einer Rohdichte im Bereich von 440 kg/m^3 bis 480 kg/m^3 entnommen. An etwa 40 % dieser Einzellamellen wurde neben der Rohdichte und der Holzfeuchte zusätzlich der Elastizitätsmodul parallel zur Faser mittels Schwingungsmessung bestimmt. Damit ergeben sich für die Bretterlamellen der mittleren drei Lagen die in nachfolgender Tabelle angegebenen Kennwerte:

Tabelle 7-1: Kennwerte der Einzelbretter

	Rohdichte [kg/m^3]	Holzfeuchte [%]	E-Modul [MN/m^2]
Mittelwert	460,1	9,3	13302,7
Standardabweichung	12,9	1,1	2159,6
COV	3%	11%	16%

7.2 Umfanggelagerte Platte mit zentrischer Einzellast

7.2.1 Theoretische Voruntersuchungen

Für die Versuchsdurchführung stand eine hydraulische Prüfmaschine mit integriertem Biegetisch und einer maximalen Prüflast von 600 kN zur Verfügung. Aus der lichten Weite zwischen den Spindeln (1200 mm) und der Länge des Biegetisches (1500 mm) ergaben sich die maximal möglichen Abmessungen der Prüfkörper. Um aus diesen Randbedingungen eine Versuchskonfiguration mit einer ausgeglichenen Verteilung der Schubbeanspruchungen in Haupt- und Nebentragrichtung zu erhalten, wurden vorab FEM-Simulationen mit dem Programm Ansys [ANSYS] durchgeführt.

In Anlehnung an die Balkenversuche war eine Gesamtdicke der Prüfkörper von 189 mm vorgegeben. Die Länge des Plattenelementes wurde so gewählt, dass die gleiche freie Prüflänge (ca. 550 mm), also der gleiche Abstand vom Auflagerrand zum Rand der Lasteinleitungskonstruktion, wie bei den Balkenversuchen vorlag. In Querrichtung ergab sich die Elementbreite von 1100 mm aus der lichten Weite zwischen den Spindeln der Prüfmaschine abzüglich eines Bereiches von 50 mm je Seite, der für die Anbringung von Messtechnik benötigt wurde.

Das Berechnungsmodell basiert im Wesentlichen auf dem in Kapitel 4.2.1.2 verwendeten FEM-Modell. Analog gelten die dort aufgeführten Angaben zur Elementwahl, den Materialkennwerten und der Systemmodellierung unter Berücksichtigung der vorliegenden Symmetrieeigenschaften. Da für die Schubspannungen in erster Linie der Lasteinleitungsbereich der Einzellast von Interesse ist, war die Lasteinleitungskonstruktion Teil des Simulationsmodells. Die Auflagerung wurde lediglich durch Festhalten der vertikalen Verschiebung der umlaufenden Unterkanten berücksichtigt.

Wie die am FEM-Modell berechneten Rollschubspannungen in Abbildung 7-3 zeigen, liegt bei den genannten Randbedingungen und einer quadratischen Lasteinleitungsplatte mit einer Kantenlänge von 200 mm eine relativ gleichmäßige Verteilung der Schubspannungen in Haupt- und Nebentragrichtung vor. In den jeweils der Lasteinleitung an der Plattenoberseite zugewandten Lagen treten die Maximalwerte der Rollschubspannungen auf. Eine Einzellast von 200 kN führt in Haupttragrichtung in der obersten Querlage zu Rollschubspannungen von ca. 1,11 N/mm² und in der theoretisch maßgebenden Mittellage von ca. 0,94 N/mm². Mit zunehmendem Abstand von der Oberseite nehmen die Maximalwerte in den einzelnen Lagen ab. Vergleicht man den Maximalwert mit der in den Balkenversuchen bestimmten mittleren Rollschubfestigkeit von ca. 0,97 N/mm², so ist bei der gewählten Belastung von einem Versagen auszugehen.

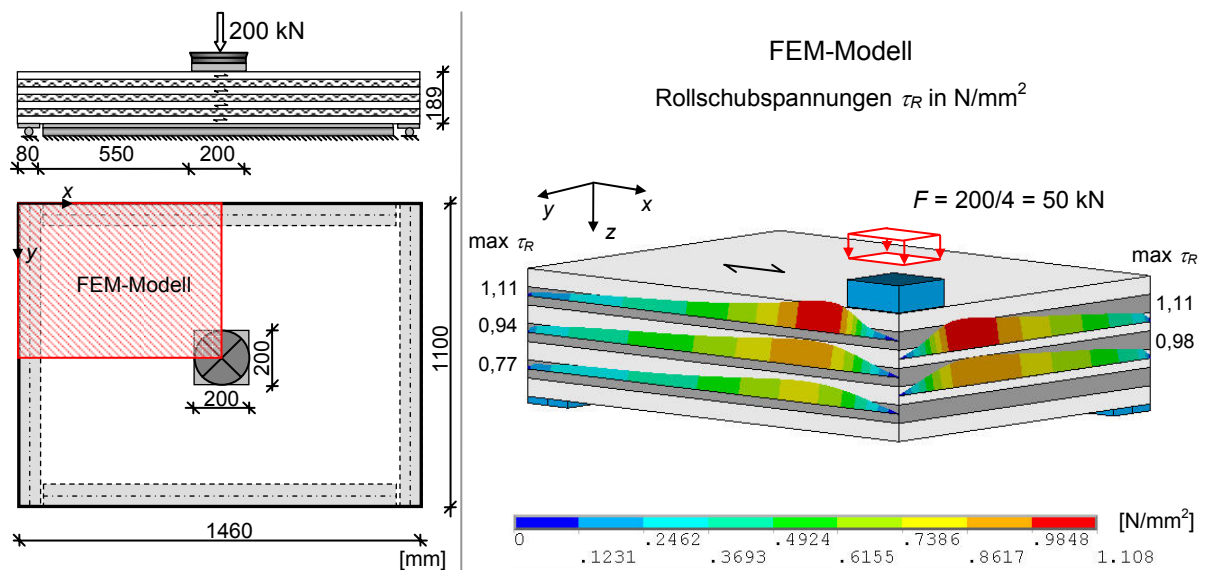


Abbildung 7-3: Ermittlung der Rollschubspannungen am FEM-Modell

7.2.2 Experimenteller Vorversuch

In Anlehnung an die FEM-Berechnung wurde ein Vorversuch durchgeführt, bei dem die Versuchskonfiguration entsprechend den Angaben in Abbildung 7-3 übernommen wurde. Die umlaufenden Linienlager entlang der Außenkanten der Prüfkörper bildeten 80 mm breite Flachstahlprofile. Um eine gelenkige Lagerung zu gewährleisten und somit eine Verdrehung der Auflager zu ermöglichen, waren zusätzlich Walzenprofile an den Unterseiten der Flachstahlprofile mittels Schweißpunkten fixiert (Abbildung 7-4).

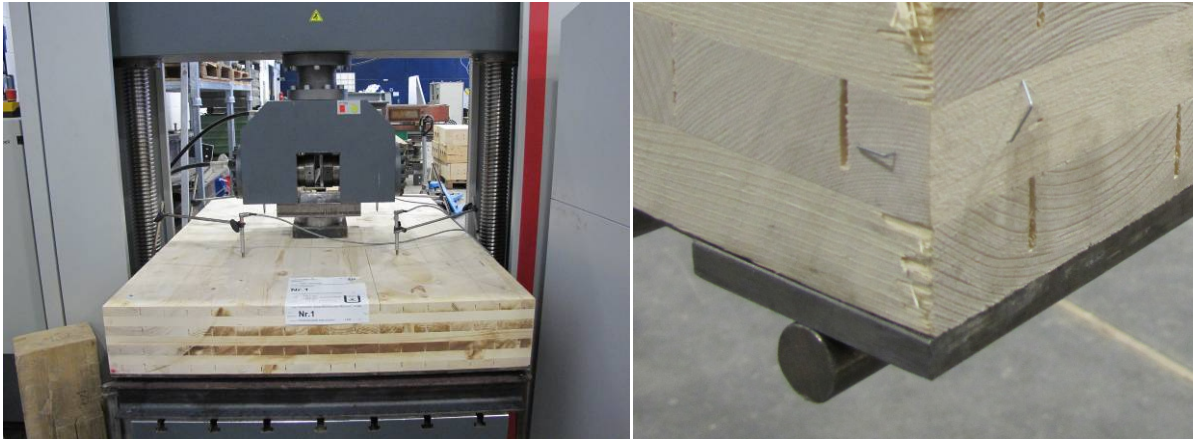


Abbildung 7-4: Versuchskonfiguration und gelenkige Auflagerkonstruktion

Die Versuche wurden weggesteuert mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit des Prüfzylinders von 1,5 mm je Minute gefahren. Ab einer Last von ca. 180 kN bis 200 kN waren deutliche Einpresungen der Stahlplatte in die Decklage des Brettsperrholzelementes erkennbar. Mit zunehmender Prüflast scherten die Holzfasern entlang der Unterkanten der Lasteinleitungsplatte ab und es kam zu einem durchstanzartigen Versagen des Lasteinleitungsbereiches (siehe Abbildung 7-5).



Abbildung 7-5: Versagen des Lasteinleitungsbereiches

Bei einer Prüflast von ca. 300 kN führte eine defekte Sicherung zu einem Abbruch des Versuches und einem Verlust der gemessenen Daten. Der Prüfkörper wurde anschließend wieder belastet, allerdings stellte sich aufgrund des geschädigten Lasteinleitungsbereiches gegenüber der Erstbelastung ein verändertes Lastverformungsverhalten ein. Im Gegensatz zu der in Abbildung 7-6 darge-

stellten Lastverformungskurve der Wiederbelastung wies die der Erstbelastung zunächst einen steileren Anstieg auf. Mit eintretendem Versagen des Lasteinleitungsbereiches wurde der Anstieg zunehmend flacher. Zur Veranschaulichung ist im nachfolgenden Lastverformungsdiagramm neben den gemessenen Werten der Wiederbelastung zusätzlich der qualitative Kurvenverlauf der Erstbelastung aufgeführt.

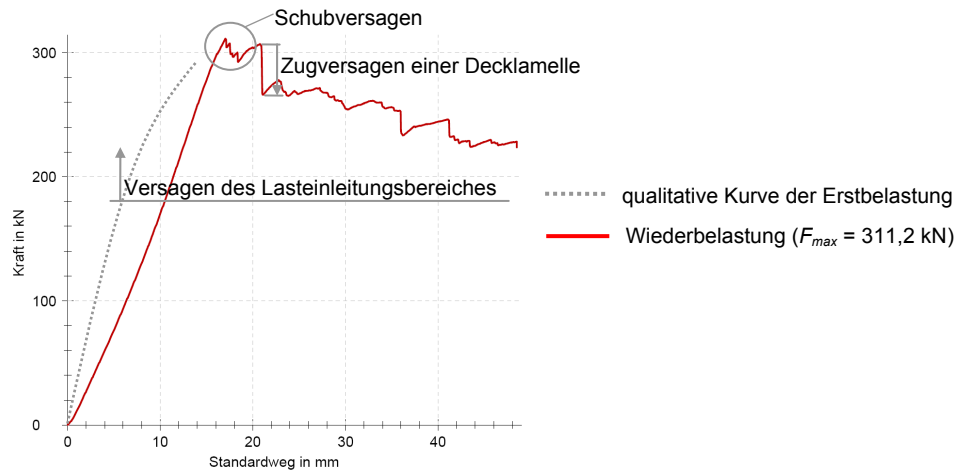


Abbildung 7-6: Lastverformungskurve

Nach dem Ausbau des Probekörpers wurden die bleibenden Verformungen bzw. Zerstörungen des Lasteinleitungsbereiches sichtbar. Deutlich sind der scharfkantige Schnitt entlang des Umfangs der Lasteinleitungsplatte und die abgescherten Holzfasern erkennbar (siehe Abbildung 7-7).



Abbildung 7-7: Versagensbild des Lasteinleitungsbereiches

Es ist davon auszugehen, dass nicht nur die Überschreitung der Querdruckfestigkeit der Decklamellen, sondern auch die Steifigkeitsunterschiede zwischen der Stahlplatte und der Holzoberfläche zu einem derartigen Versagen geführt haben. Während sich das Brettsperrholzelement aufgrund der Belastung durchbog und sich eine Krümmung der Oberfläche einstellte, blieb die Unterkante der vergleichsweise steifen Lasteinleitungsplatte eben. Aus dem in Abbildung 7-8 stark abstrahiert dargestellten Zustand ist zu erkennen, dass die Stahlplatte nur noch an ihren Außenkanten aufliegt. Folglich entzieht sich das Holz in der Mitte der Stahlplatte den Beanspruchungen und es kommt zu einer Konzentration der Querdruckspannung an den Rändern der Lasteinleitungsplatte. Diese

Schlussfolgerungen werden durch die Ergebnisse einer FEM-Berechnung gestützt, bei der die Querdruckverteilung im Lasteinleitungsbereich ausgewertet wird. Trotz einer im FEM-Modell angeordneten elastomerartigen Übergangsschicht zwischen der Stahlplatte und dem Holzelement stellt sich eine Spannungskonzentration im Randbereich der Stahlplatte ein. Die simulierte Last von 200 kN würde bei einer idealen, vollflächigen Auflage zu einer Querpressung von $5,0 \text{ N/mm}^2$ führen. Die Querdruckspannungen entlang des geführten Schnittes liegen in der Mitte der Stahlplatte jedoch deutlich unter diesem Wert.

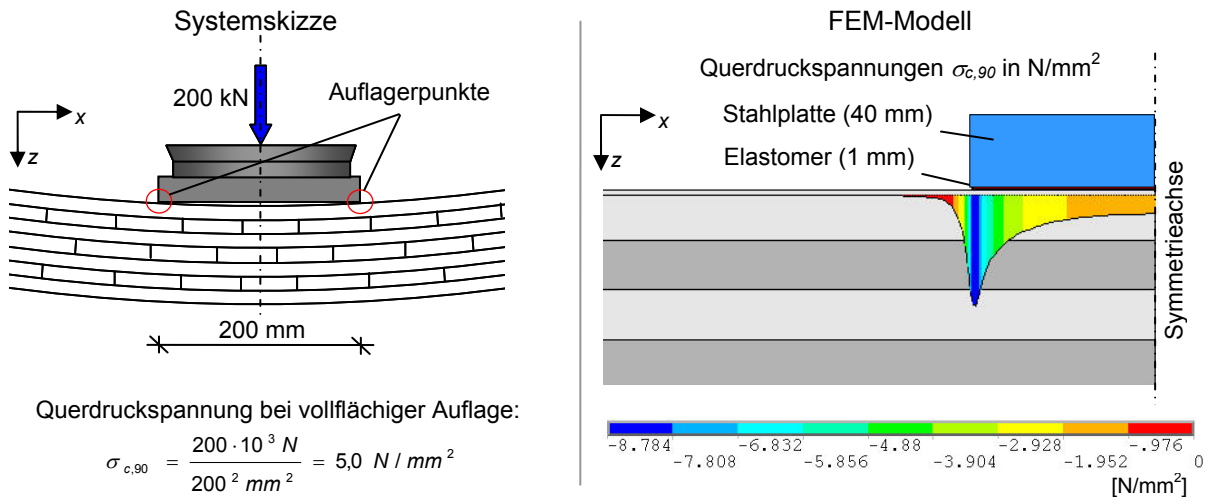


Abbildung 7-8: Querdruckverteilung im Lasteinleitungsbereich

Da bei den geplanten Versuchen an schubverstärkten Prüfkörpern noch höhere Lasten zu erwarten waren, wurde die Kantenlänge der quadratischen Lasteinleitungsplatte von 200 mm auf 300 mm erhöht und zusätzlich konstruktive Querdruckverstärkungen mit senkrecht zur Brettsperrholzoberfläche angeordneten Vollgewindeschrauben ausgeführt. Nähere Informationen zu derartigen Querdruckverstärkungen sind unter anderem in BEJTKA (2005) enthalten.

7.2.3 Versuchskonfiguration

Die abschließend gewählte Versuchskonfiguration sowie die Messeinrichtung für die Bauteilversuche an umfanggelagerten Plattenelementen sind in Abbildung 7-9 dargestellt. Als gelenkige Linienlager dienten wiederum Flachstahlprofile, die an der Unterseite jeweils mit einem Walzenprofil versehen waren. Eine quadratische Stahlplatte und eine zwischen dieser und dem Zylinder angeordnete Kalotte bildeten die Lasteinleitungsstruktur. Neben der Prüfkraft und dem Standardweg der Prüfmaschine wurden zusätzlich an vier Punkten die vertikalen Verformungen der Elemente gemessen, um gegebenenfalls auftretende Steifigkeitsunterschiede der einzelnen Prüfkörper erfassen zu können. Die Lage dieser Messpunkte ist ebenfalls in Abbildung 7-9 ersichtlich. Die Messpunkte befinden sich auf den Diagonalen der Elemente, da dort theoretisch gleiche Verformungswerte vorliegen und somit eine Mittelung der vier Messkurven erfolgen kann.

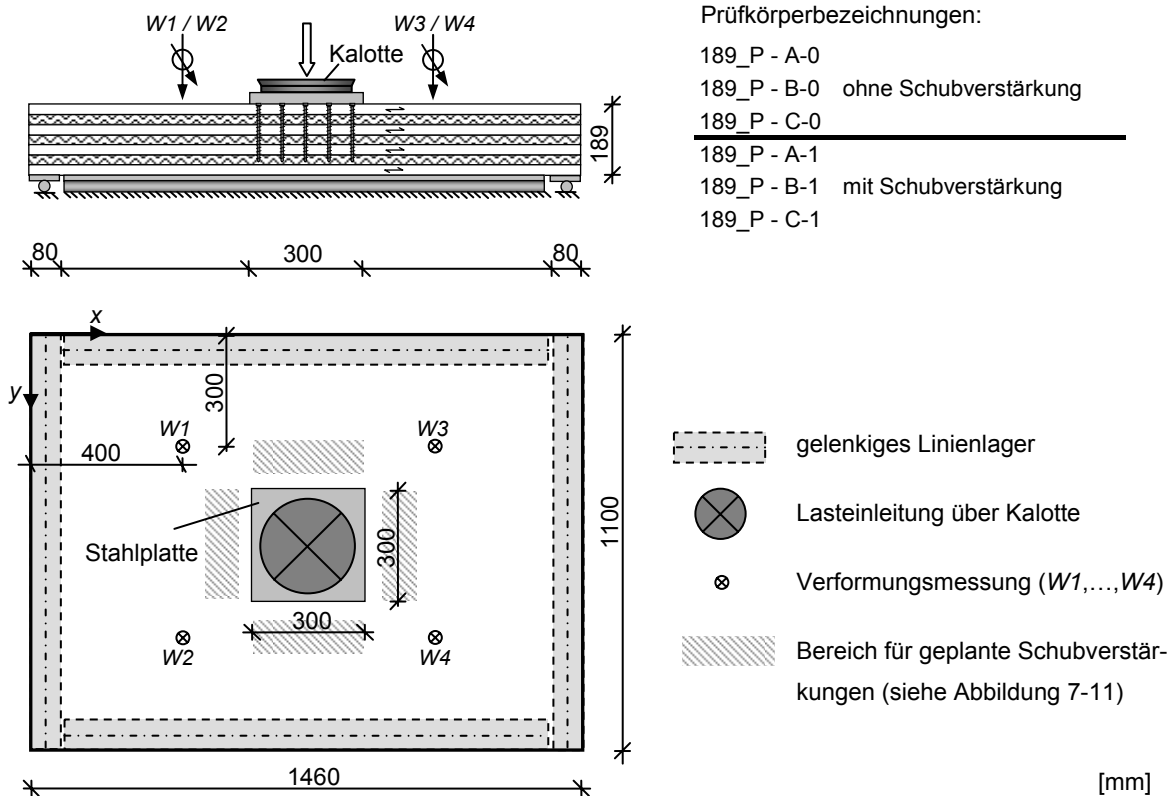


Abbildung 7-9: Versuchskonfiguration (dargestellt ist ein Prüfkörper ohne Schubverstärkungen)

Aufgrund der im Vorversuch festgestellten Einpressungen im Lasteinleitungsbereich wurden unter der quadratischen Lasteinleitungsplatte senkrecht zur Elementebene Vollgewindeschrauben als Querdruckverstärkung angeordnet. Die Schraubenköpfe bildeten einen bündigen Abschluss mit der Oberfläche der Prüfkörper (siehe Abbildung 7-10).



Abbildung 7-10: Versuchsstand, Lasteinleitung und Querdruckverstärkung (Typ 189_P - A-0)

Drei Prüfkörper lieferten zunächst Referenztraglasten für die Elemente ohne Schubverstärkungen. Anschließend wurden drei Prüfkörper im Lasteinleitungsbereich mit diagonal angeordneten Vollgewindeschrauben versehen und gemäß der zuvor dargestellten Versuchskonfiguration geprüft. Nachfolgende Abbildungen zeigen sowohl die Anordnungen der Vollgewindeschrauben für die Schubverstärkungen als auch die senkrecht zur Oberfläche angeordneten Querdruckverstärkungen. In beiden Fällen handelte es sich um selbstbohrende Vollgewindeschrauben mit einem Gewindedurchmesser von 8,0 mm.

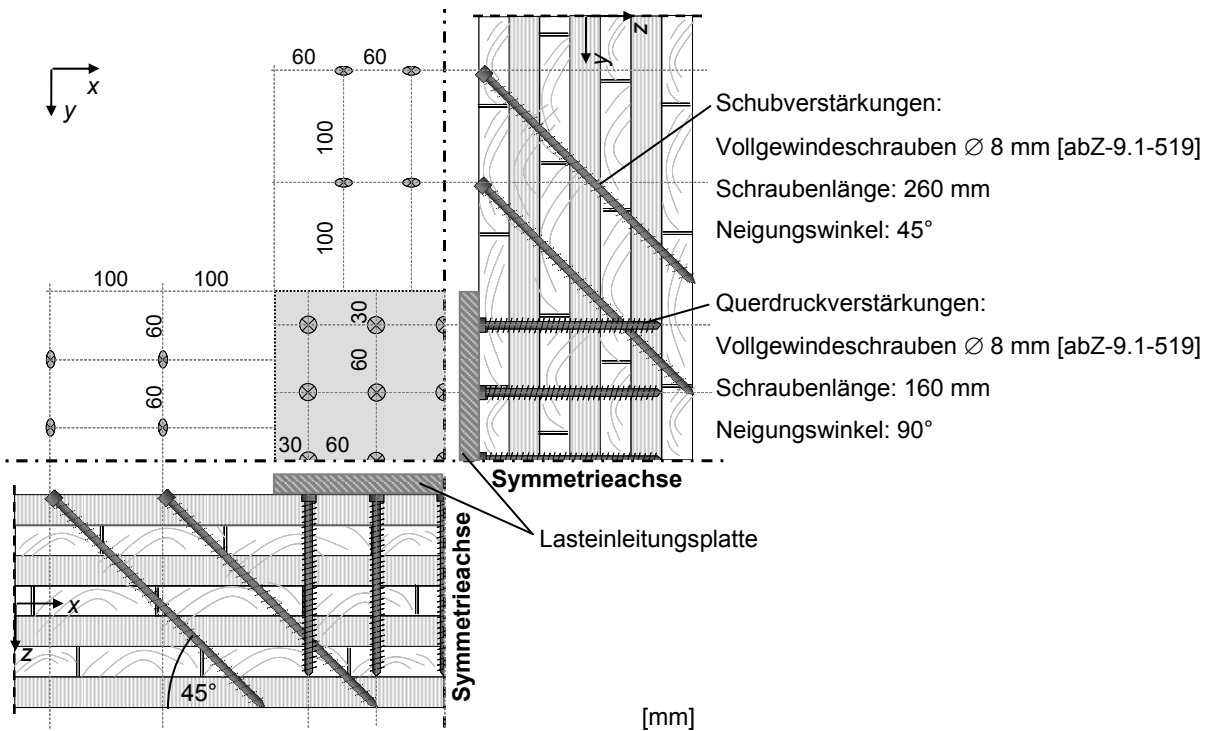


Abbildung 7-11: Anordnung der Schub- und Querdruckverstärkung

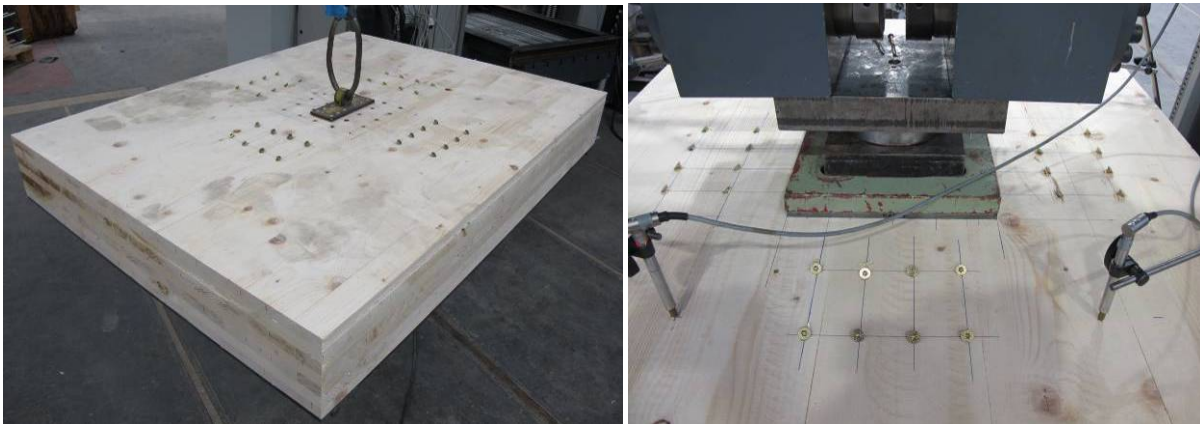


Abbildung 7-12: Prüfkörper mit Schub- und Querdruckverstärkungen (Serie Typ 189_P - A-1)

7.2.4 Versuchsdurchführung

Die Versuche wurden weggesteuert mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit des Prüfzylinders von 1,5 mm je Minute gefahren. Zunächst erfolgte die Prüfung der unverstärkten und anschließend die der verstärkten Plattenelemente. Alle Prüfkörper wurden bis zum Versagen belastet. Wie den Lastverformungskurven zu entnehmen ist, kam es bei keinem der Prüfkörper zu einem schlagartigen Versagen. Sowohl bei den unverstärkten als auch bei den Prüfkörpern mit Schubverstärkungen setzte nach dem Erreichen der Maximallast erst mit zunehmendem Maschinenweg ein langsamer Lastabbau ein. Die Diagramme in Abbildung 7-13 zeigen die Lastverformungskurven der einzelnen Prüfkörper, wobei die Kraft des Prüfzylinders über den Standardweg (Maschinenweg) dargestellt ist.

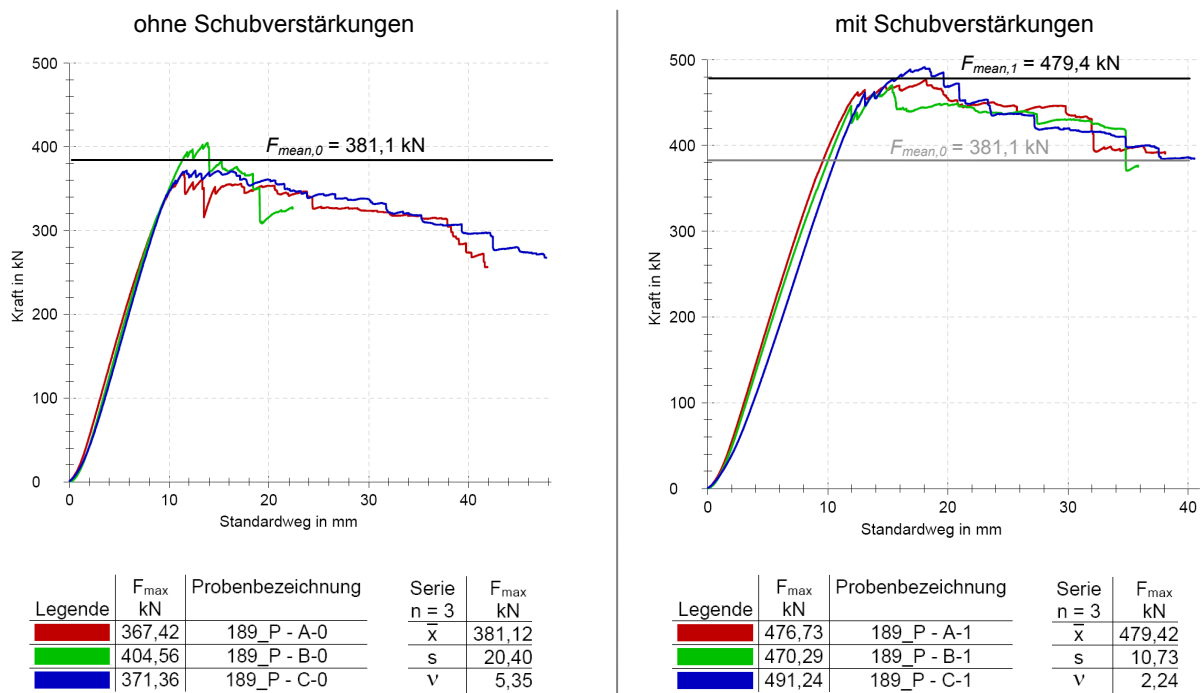


Abbildung 7-13: Lastverformungskurven der verstärkten und unverstärkten Prüfkörper

Der erste Lastabfall war in der Regel verbunden mit einem Schubversagen im Bereich der Lasteinleitungsplatte, das oberflächlich nicht sichtbar aber akustisch deutlich wahrnehmbar war und sich auch in den Lastverformungskurven widerspiegelte. Erst bei fortgeschrittener Prüfung und mit zunehmendem Maschinenweg entstanden Schubrisse an den Seitenflächen der Prüfkörper (Abbildung 7-14). Diese traten zunächst an den Seitenflächen parallel zur Haupttragrichtung auf. Bei den in den Hirnholzflächen liegenden Rissen handelt es sich jedoch nicht um typische Rollschubrisse, sondern sie resultieren aus dem Abscheren der parallel zur betrachteten Tragrichtung verlaufenden Brettlamellen. Die Abbildung 7-14 veranschaulicht das blockscherartige Versagen verbunden mit einem entsprechenden Versatz senkrecht zur Seitenfläche.



Abbildung 7-14: Schubversagen in Nebentragrichtung (quer zu den Decklagen)

Dieses oberflächlich sichtbare Rissbild erscheint zunächst ungewöhnlich, da es nicht auf ein Abscheren der auf Rollschub beanspruchten Querlagen, sondern auf ein Schubversagen in Faserrichtung hindeutet. Um diesen Versagensvorgang näher zu untersuchen, wurde daher ein Prüfkörper nach der Versuchsdurchführung in Haupt- und Nebentragrichtung auf der Formatkreissäge aufgetrennt. Die Schnitfführung erfolgte entlang der Symmetrieachsen des Elementes. Zur besseren Darstellung wurden die an den Schnittflächen sichtbaren Risse farblich markiert (siehe Abbildung 7-15).

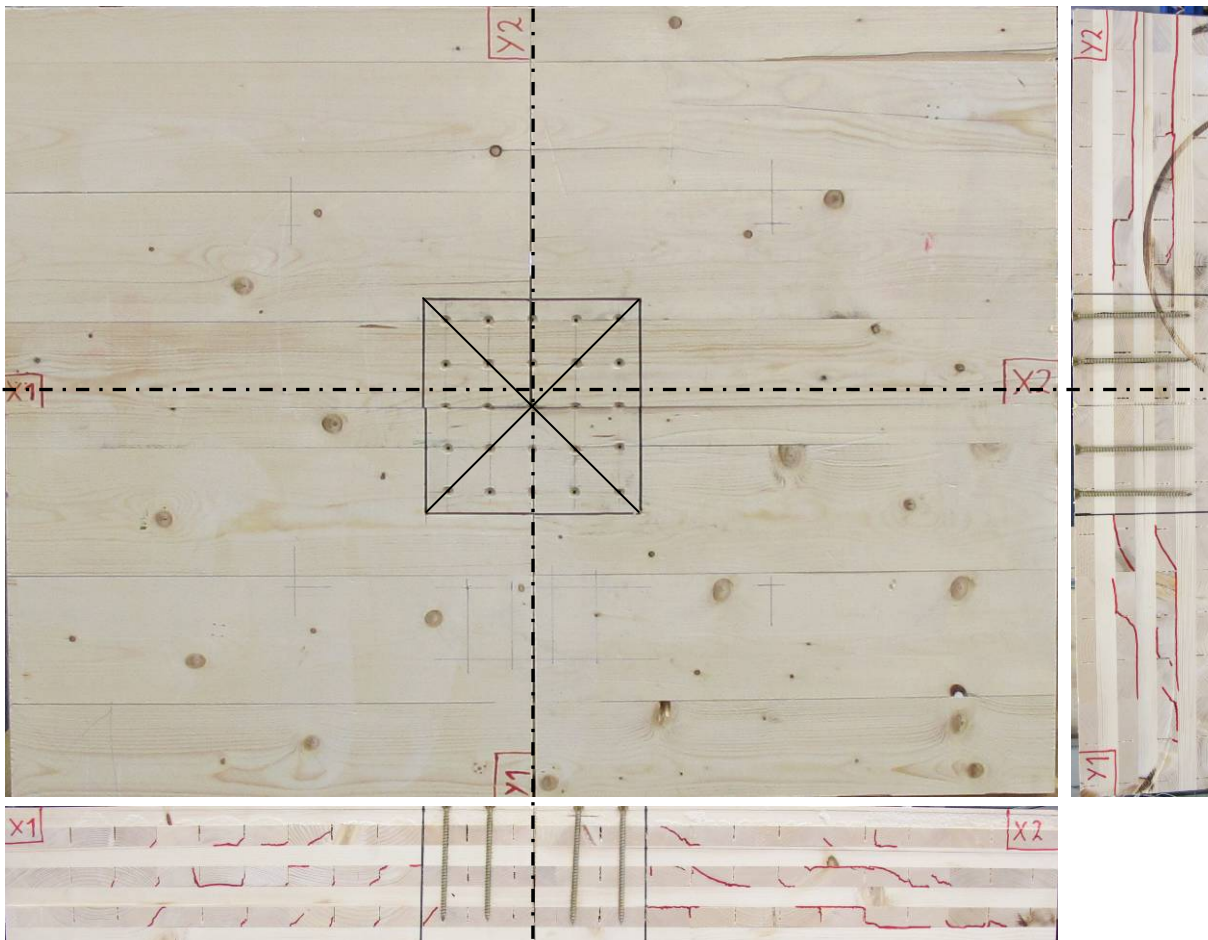
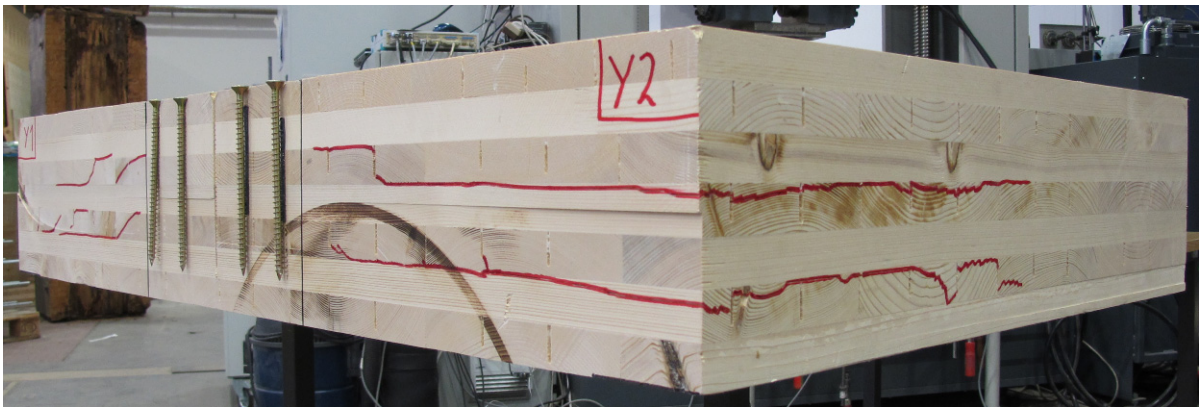


Abbildung 7-15: Rissbilder entlang der Schnittflächen (Schrauben zur Veranschaulichung aufgelegt)

Vor allem an den Schnittflächen in Nebentragrichtung ist deutlich zu erkennen, dass im unmittelbaren Bereich der Lasteinleitung und somit im Bereich der maximalen Schubbeanspruchung typische Schubrisse aufgrund der Überschreitung der Rollschubfestigkeit vorhanden sind. Es ist also davon auszugehen, dass die Schubbeanspruchung mit zunehmender Prüflast im Lasteinleitungsbereich soweit ansteigt, dass es zu ersten Rollschubversagen kommt. Aufgrund der räumlichen Tragwirkung führt dies nicht zu einem plötzlichen Versagen des Prüfkörpers, sondern es kommt zu Umlagerungen der Beanspruchungen. Der kritische Schnitt wandert nach außen und ermöglicht, infolge der Vergrößerung der Umfangslinie und damit des schubbeanspruchten Volumens, eine weitere Zunahme der Prüflast. Während in Nebentragrichtung, wie in Abbildung 7-16 dargestellt, wegen der orthogonalen Orientierung der Decklagen ursprünglich nur ein fünfschichtiger Querschnitt zur Lastabtragung angesetzt werden kann, liegt nach Eintreten des ersten Rollschubversagens gewissermaßen nur noch

eine Dreischichtplatte sowie eine faserparallele Lage vor. Steigt die Prüflast weiter an, so kommt es in der Querlage der Dreischichtplatte ebenfalls zu Rollschubversagen und es verbleiben lediglich die theoretisch parabelförmigen Schubspannungsanteile der parallel zur Tragrichtung verlaufenden Lamellen. Im weiteren Versuchsablauf führt schließlich das Überschreiten der faserparallelen Schubfestigkeit dieser Lagen zu einem blockscherartigen Abscheren und den an den Seitenflächen sichtbaren Schubrissen bzw. Versätzen.

Rissbild des aufgetrennten Versuchskörpers



Systemskizze zum Versagensablauf

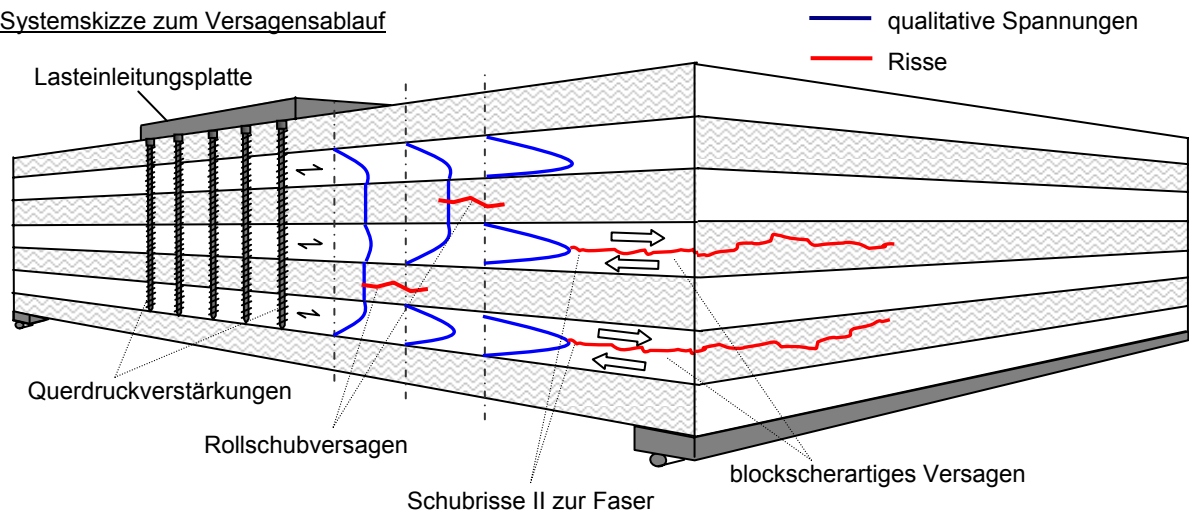
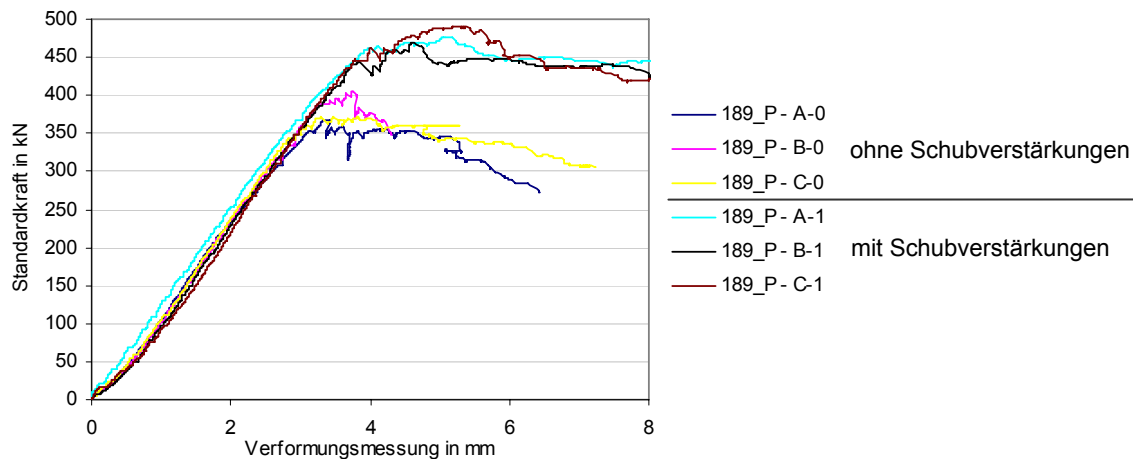


Abbildung 7-16: Tatsächliches Rissbild und theoretischer Versagensvorgang in Nebentragrichtung

Wie schon die Lastverformungskurven der Prüflast und des Maschinenweges zeigen, liegen bezüglich des Verformungsverhaltens der einzelnen Prüfkörper keine großen Schwankungen vor. Gleiches ergibt die Verformungsmessung mittels der induktiven Wegaufnehmer. Das Diagramm in Abbildung 7-17 enthält die aus den jeweils vier vorliegenden Verformungsmessungen bestimmten Mittelwerte der Elementverformungen (zur Lage der Verformungsmessungen siehe Abbildung 7-9). Da keine signifikanten Steifigkeitsunterschiede festzustellen sind, kann von vergleichbaren Materialkenngrößen ausgegangen werden.

Abbildung 7-17: Mittelwerte der Verformungsmessungen (W_1, \dots, W_4) der einzelnen Prüfkörper

7.2.5 Auswertung und FEM-Modellierung

Ebenso wie bei den einaxialen Balkenversuchen ist auch bei den biaxialen Traglastversuchen der Verstärkungsgrad η das entscheidende Beurteilungskriterium für die Auswirkungen der selbstbohrenden Vollgewindeschrauben auf das Tragverhalten der Brettsperrholzelemente. Dieser ergibt sich aus dem Vergleich der Bruchlasten der verstärkten Prüfkörper mit den Bruchlasten der unverstärkten Referenzserie:

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

$$\eta_{mean,i} = \frac{F_{mean,i}}{F_{mean,0}} \quad \text{bzw.} \quad \eta_{k,i} = \frac{F_{k,i}}{F_{k,0}} \quad (\text{unverstärkte Prüfkörper: } i = 0) \quad (\text{Gl. 7-1})$$

Die Auswertung erfolgte sowohl für die Mittelwerte als auch für die charakteristischen 5%-Quantilwerte, die in Anlehnung an [EN 14358] bestimmt wurden. Die Definitionen bzw. Gleichungen der in Tabelle 7-2 angegebenen Werte sind den ausführlichen Auswertungen der einaxialen Balkenversuche im Anhang D.2 zu entnehmen.

Tabelle 7-2: Auswertung der Versuchsergebnisse

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

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

Im Gegensatz zu Balkenversuchen, kann bei Traglastversuchen an Plattenelementen wegen der zweiachsigen Lastabtragung nicht auf analytischem Weg von der maximalen Prüflast auf die Rollschubfestigkeit zurückgerechnet werden. Zur Beurteilung der zum Versagenszeitpunkt vorliegenden Rollschubspannungen sind daher Simulationsberechnungen erforderlich. Diese erfolgten unter Berücksichtigung der Symmetriebedingungen an dem im Rahmen des Vorversuches gewählten Volumenmodell sowohl für die Referenzserie ohne Schubverstärkungen als auch für die schubverstärkten Elemente. In beiden Fällen waren die umlaufende Auflagerkonstruktion sowie die zur Querdruckverstärkung angeordneten Vollgewindeschrauben im Lasteinleitungsbereich Teil des Berechnungsmodells. Der Verbund der Schrauben mit dem Holz wurde mittels der im Kapitel 6.2.1 erläuterten Verbundschicht realisiert. Näherungsweise besaß die Verbundschicht der Querdruckverstärkung die gleichen Steifigkeitswerte wie die der Schubverstärkungen. Abbildung 7-18 enthält die Auswertung der Rollschubspannungen für die unverstärkten Elemente der Referenzserie. Die aufgebrachte Belastung entspricht dem Mittelwert der Bruchlasten (siehe Tabelle 7-2).

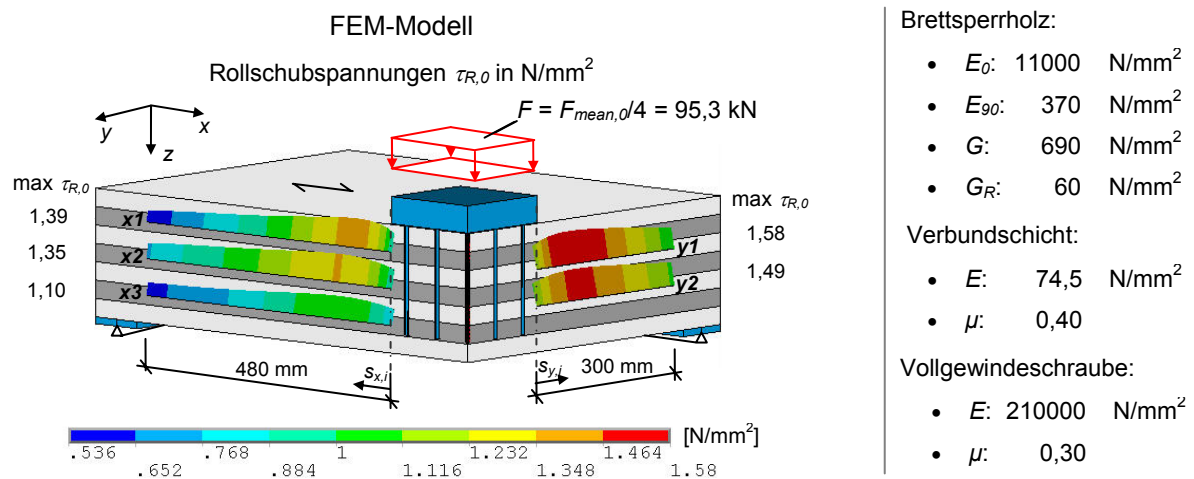


Abbildung 7-18: Ermittlung der Rollschubspannungen am FEM-Modell – ohne Schubverstärkungen

Die am Plattenelement infolge der Versagenslast auftretenden Rollschubspannungen liegen mehr als 50 % über den an den Scherversuchen bzw. an den Balkenversuchen ermittelten Rollschubfestigkeiten (siehe Tabelle 6-6):

- Scherversuch am Schubelement: $f_{R,mean} = 0,95 \text{ N/mm}^2$
- Vierpunktschubversuch am Balkenelement: $f_{R,mean} = 0,97 \text{ N/mm}^2$

Allerdings ist zu beachten, dass im Gegensatz zu diesen Versuchen bei den Plattenelementen die maximalen Rollschubspannungen in Bereichen liegen, in denen aufgrund der konzentrierten Lasteinleitung gleichzeitig hohe Querdruckspannungen auftreten. Wie die Untersuchungen zum Interaktionsverhalten von Rollschub- und Querdruckspannungen gezeigt haben, führt die genannte Spannungscombination jedoch zu einer Steigerung der Rollschubfestigkeit. Um die Ergebnisse der biaxialen Traglastversuche mit denen der Balken- bzw. Scherversuche vergleichen zu können, wurde daher bei der weiteren Auswertung der Einfluss dieser Spannungsinteraktion berücksichtigt. Zu diesem Zweck wurden zunächst die Rollschub- und die Querdruckspannungen entlang der in Abbildung 7-18 dargestellten Schnitte ausgegeben. Anschließend erfolgte für jeden Punkt des Schnittes mit der dort vorliegenden Querdruckspannung die Ermittlung des Beiwertes $k_{R,90}$ nach der in Kapitel 5.3.4 für den Querschnittstyp "Typ 189" abgeleiteten Gleichung:

$$k_{R,90} = -0,44 \cdot \sigma_{90}^2 - 0,86 \cdot \sigma_{90} + 1,00 \quad [-] \quad (\text{mit } \sigma_{90} \text{ in N/mm}^2) \quad (\text{Gl. 7-2})$$

Der Beiwert $k_{R,90}$ wurde im Rahmen dieser Arbeit eingeführt, um bei der Schubbemessung die Erhöhung der Rollschubfestigkeit infolge gleichzeitiger Querdruckspannungen zu erfassen. Umgekehrt lässt er sich auch verwenden, um die in den Plattenversuchen ermittelten Spannungen $\tau_{R,0}$ (infolge der mittleren Prüflast $F_{mean,0}$) unter Berücksichtigung des Querdruckeinflusses auf normierte Rollschubspannungen $\tau_{R,0,norm}$ umzurechnen:

$$\tau_{R,0,norm} = \frac{\tau_{R,0}}{k_{R,90}} \quad (\text{Gl. 7-3})$$

An der Stelle, an der die maximale normierte Rollschubspannung $\tau_{R,0,norm}$ auftritt, stellt sich die für die Rollschubbemessung maßgebende Spannungscombination aus Rollschub und Querdruck ein. Im Diagramm in Abbildung 7-19 sind die Schubspannungen $\tau_{R,0}$, die Querdruckspannungen σ_{90} und die nach (Gl. 7-3) berechneten normierten Rollschubspannungen $\tau_{R,0,norm}$ exemplarisch für den Schnitt "x1" aus Abbildung 7-18 dargestellt.

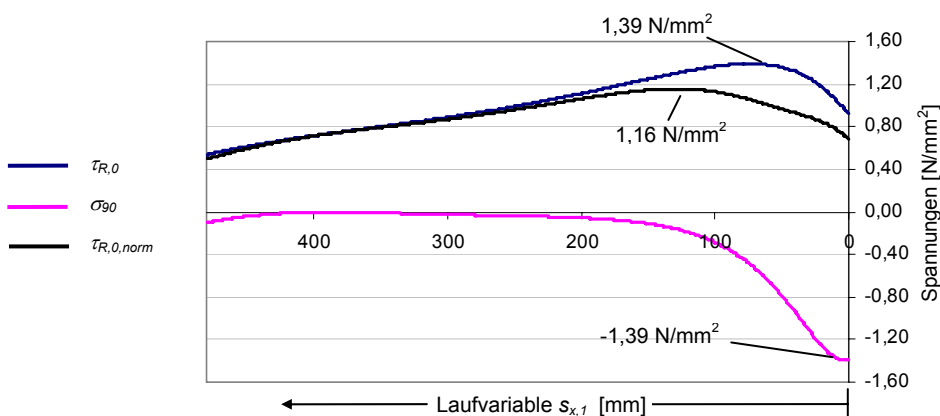


Abbildung 7-19: Auswertung entlang des Schnittes $x1$

Es zeigt sich, dass die normierte Spannungskurve deutlich flacher verläuft als die im Bruchzustand ermittelte Rollschubspannung. In den nachfolgenden Abbildungen sind die normierten Spannungsverläufe der einzelnen Querlagen getrennt für Haupt- und Nebentragrichtung zusammengefasst.

Daraus geht hervor, dass in Haupttragrichtung nicht mehr die oberste Querlage, sondern die Mittellage aufgrund ihrer geringeren Querdruckspannungen für die Bemessung maßgebend wird. In Nebentragrichtung fällt der Unterschied geringer aus, da nach wie vor die obere der beiden rollschubbeanspruchten Schichten maßgebend ist.

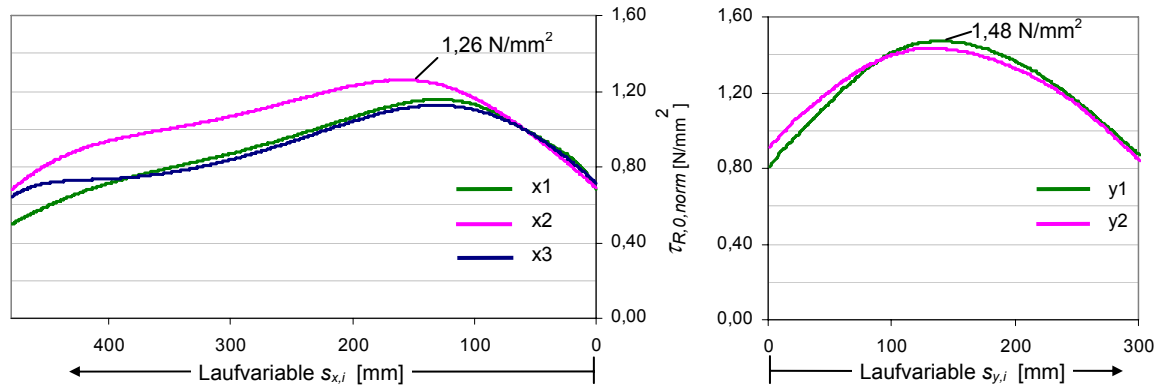


Abbildung 7-20: Norm. Rollschubspannungen $\tau_{R,0,norm}$ entlang der Schnitte in Haupt- und Nebentragrichtung

Die Diagramme verdeutlichen, dass die erhöhten Festigkeitswerte der unverstärkten Elemente nicht allein mit der Spannungsinteraktion erklärt werden können. Folglich ist davon auszugehen, dass bei zweiachsiger Lastabtragung zusätzliche Effekte wie Spannungumlagerungen und Verdübelungseffekte durch die weniger schubbeanspruchten Bereiche aktiviert werden, die zu den vergleichsweise hohen Festigkeitswerten führen. Ein Einfluss der Querdruckverstärkungen kann in diesem Zusammenhang ausgeschlossen werden, da bei dem ohne Querdruckverstärkungen ausgeführten Vorversuch ebenfalls derart hohe Rollschubspannungen vorlagen (aus den Schubspannungen in Abbildung 7-3 folgt in Verbindung mit der Bruchlast aus Abbildung 7-6 für den Vorversuch: $\tau_R \geq 1,50 \text{ N/mm}^2$).

Um Erkenntnisse über den Einfluss der Schubverstärkungen mit Vollgewindeschrauben auf das Tragverhalten der Elemente zu erhalten, wurde in einem weiteren Schritt das bestehende Volumenmodell mit den entsprechenden Verstärkungselementen versehen. Da zunächst unabhängig vom Einfluss der Spannungsinteraktion nur die Reduktion der Schubspannungen infolge der Vollgewindeschrauben betrachtet wurde, entsprach die am Simulationsmodell aufgebrauchte Last wiederum dem Mittelwert der Bruchlasten der unverstärkten Elemente (siehe Abbildung 7-21).

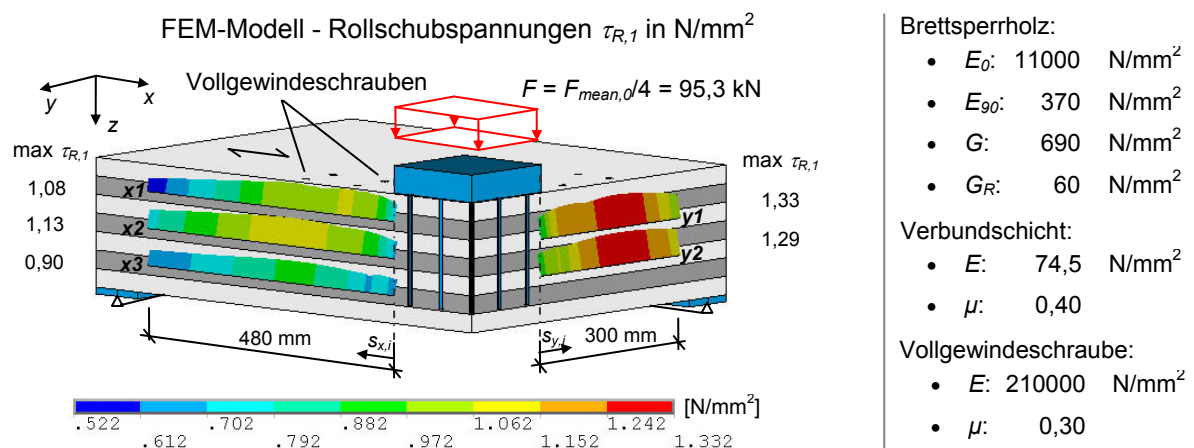


Abbildung 7-21: Ermittlung der Rollschubspannungen am FEM-Modell – mit Schubverstärkungen

Die Simulationsergebnisse der verstärkten Elemente zeigen, dass die in den Versuchen gewählte Anordnung der Vollgewindeschrauben zu einer deutlichen Reduktion der Rollschubspannungen führt. Der Verstärkungsgrad η_τ infolge dieser lässt sich für die einzelnen Lagen aus den jeweils am unverstärkten und verstärkten Element ermittelten Rollschubspannungen bestimmen:

$$\eta_\tau = \frac{\tau_{R,0}}{\tau_{R,1}} \quad (\text{Gl. 7-4})$$

In Tabelle 7-3 sind die Einzelwerte sowie die Mittelwerte der Verstärkungsgrade getrennt für die Haupt- und Nebentragsrichtung zusammengefasst. Sie ergeben, dass sich für die verstärkten Elemente allein aus der Reduktion der Rollschubspannungen im Mittel mögliche Traglaststeigerungen von 24 % bzw. 17 % einstellen. In den experimentellen Versuchen lagen diese bezogen auf die Mittelwerte der Prüflasten bei 26 % und bezogen auf die 5%-Quantile bei 36 %.

Tabelle 7-3: Ermittlung des Verstärkungsgrades η_τ

Last [kN]	Rollschubspannung	x1	x2	x3	y1	y2	Schnitt
$F_{mean,0} = 381,1$	$\tau_{R,0}$ (unverstärkt)	1,39	1,35	1,10	1,58	1,49	[N/mm ²]
$F_{mean,0} = 381,1$	$\tau_{R,1}$ (verstärkt)	1,08	1,13	0,90	1,33	1,29	[N/mm ²]
Verstärkungsgrad $\eta_\tau = \tau_{R,0} / \tau_{R,1}$		129%	119%	122%	119%	116%	[%]
Mittelwert η_τ		124%			117%		[%]

Es bestätigt sich, dass auch unter zweiachsiger Lastabtragung der Einfluss des Interaktionsverhaltens von Querdruck und Rollschub auf die Rollschubfestigkeit zu berücksichtigen ist. Die Diagramme in den nachfolgenden Abbildungen zeigen einen Vergleich der sich an den Simulationsmodellen einstellenden Rollschub- und Querdruckspannungen der Referenzserie mit denen der schubverstärkten Serie. Die Auswertung erfolgte in den Querlagen entlang der in Abbildung 7-21 gekennzeichneten Schnitte jeweils für die in den Versuchen bestimmten Mittelwerte der maximalen Prüflasten ($F_{mean,0}$ bzw. $F_{mean,1}$ aus Tabelle 7-2).

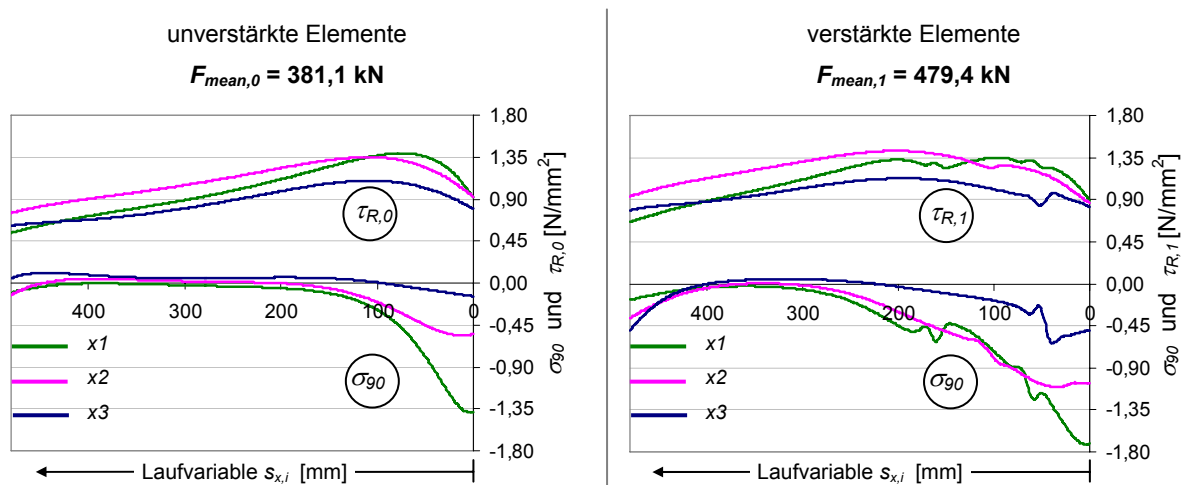


Abbildung 7-22: Rollschub- und Querdruckspannungen der Schnitte x1, x2 und x3 in Haupttragsrichtung

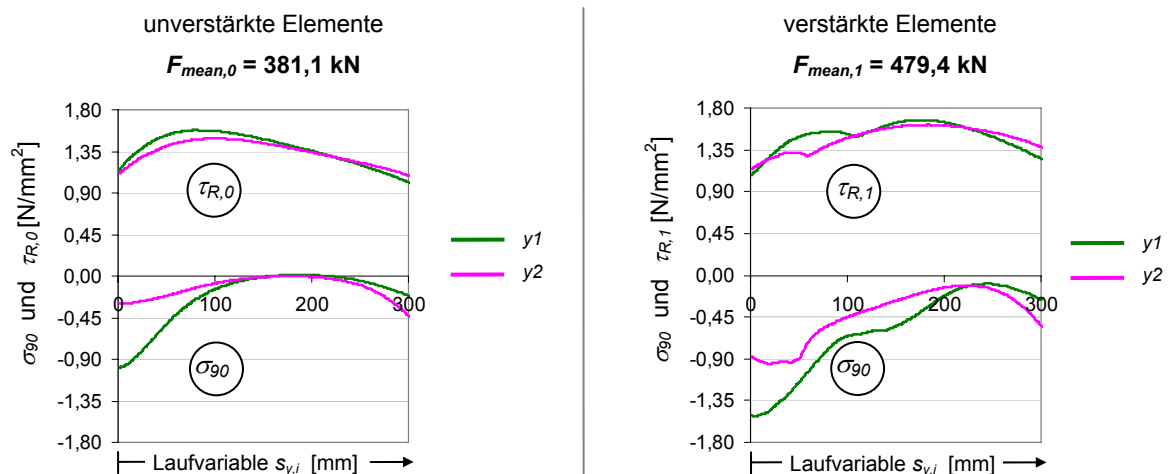


Abbildung 7-23: Rolschub- und Querdruckspannungen der Schnitte y1 und y2 in Nebentragsrichtung

Aus dem Vergleich der vorliegenden Simulationsergebnisse ergeben sich folgende Feststellungen:

- In beiden betrachteten Fällen sind die Rolschubspannungen unter einer Belastung auf Versagensniveau in etwa in etwa gleich groß. Die Tabelle 7-4 enthält die Einzelwerte der maximalen Rolschubspannungen in den jeweiligen Schnitten und deren Verhältniswerte. Die Werte belegen, dass die Spannungen des verstärkten Modells in der Regel leicht über denen des unverstärkten liegen. Die maximale Abweichung beträgt 7 %.

Tabelle 7-4: Vergleich der Rolschubspannungen zum Versagenszeitpunkt

Last [kN]	Rolschubspannung	x1	x2	x3	y1	y2	Schnitt
$F_{mean,0} = 381,1$	$\tau_{R,0}$ (unverstärkt)	1,39	1,35	1,10	1,58	1,49	[N/mm ²]
$F_{mean,1} = 479,4$	$\tau_{R,1}$ (verstärkt)	1,35	1,42	1,13	1,67	1,62	[N/mm ²]
Verhältniswert $\tau_{R,mean,1} / \tau_{R,mean,0}$		97%	105%	103%	106%	109%	[%]

- Die maximalen Rolschubspannungen treten jeweils in Nebentragsrichtung auf. Dies deckt sich mit den Versagensabläufen der Traglastversuche.
- Die Stelle der maximalen Rolschubspannungen am verstärkten Modell verschiebt sich vom Ort der Lasteinleitung weg. Dies trifft sowohl auf die Haupt- als auch die Nebentragsrichtung zu.
- Die höhere Belastung am verstärkten Modell und die Schubverstärkungen führen zu einem Anstieg der Querdruckspannungen. Außerdem bewirken die Vollgewindeschrauben eine Zunahme des querdruckbeanspruchten Bereiches.

Besonders die in Nebentragsrichtung zum Versagenszeitpunkt vorliegenden höheren Rolschubspannungen der verstärkten Elemente lassen sich durch den gleichzeitigen Anstieg der Querdruckspannungen und der damit verbundenen Steigerung der Rolschubfestigkeit erklären. Um dies zu überprüfen, wurden auch für die verstärkten Elemente nach Gleichung (Gl. 7-3) die normierten Rolschubspannungen bestimmt, die theoretisch ohne eine Spannungsinteraktion mit Querdruck vorliegen würden. Zum Vergleich sind in den nachfolgenden Diagrammen die entsprechenden Verläufe der unverstärkten Elemente (aus Abbildung 7-20) gestrichelt hinterlegt.

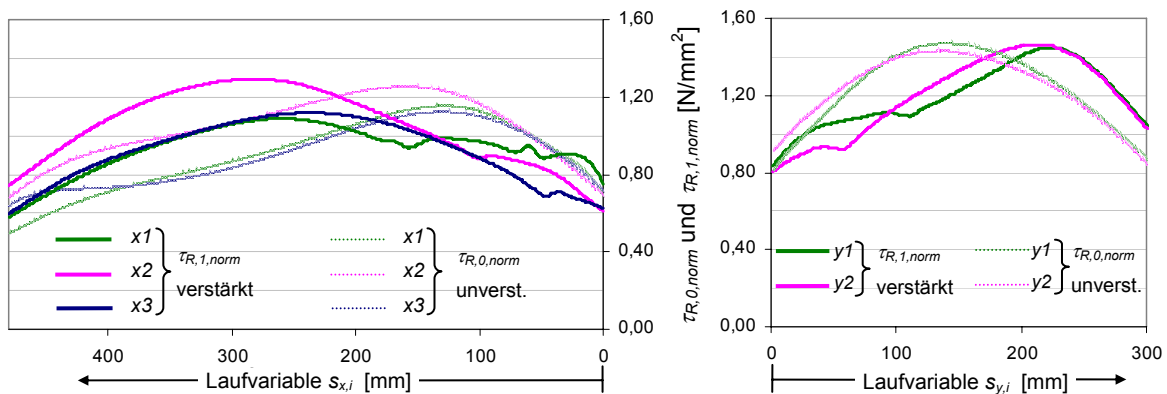


Abbildung 7-24: Norm. Rollschubspannungen $\tau_{R,0,norm}$ entlang der Schnitte in Haupt- und Nebentragsrichtung

Es ist deutlich zu erkennen, dass der für die Bemessung maßgebende Ort der maximalen Beanspruchungen sich von der Lasteinleitung wegverlagert. Im Vergleich zu den unverstärkten Elementen liegen allerdings nahezu identische Maximalwerte in den einzelnen Lagen vor. Die Ergebnisse sind in nachfolgender Tabelle zusammengefasst.

Tabelle 7-5: Vergleich der normierten Rollschubspannungen zum Versagenszeitpunkt

Last [kN]	norm. Rollschubsp.	x1	x2	x3	y1	y2	Schnitt
$F_{mean,0} = 381,1$	$\tau_{R,0,norm}$ (unverstärkt)	1,16	1,26	1,13	1,48	1,44	[N/mm ²]
$F_{mean,1} = 479,4$	$\tau_{R,1,norm}$ (verstärkt)	1,09	1,26	1,12	1,45	1,46	[N/mm ²]
Verhältniswert $\tau_{R,1,norm} / \tau_{R,0,norm}$		94%	100%	99%	98%	102%	[%]

Die Betrachtungen belegen, dass das Simulationsmodell in Verbindung mit den Erkenntnissen zum Interaktionsverhalten von Rollschub und Querdruck das Tragverhalten der schubverstärkten Plattenelemente unter zweiachsiger Lastabtragung sehr gut beschreibt. Es lassen sich somit Aussagen über die Tragfähigkeitssteigerung infolge der Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben im Bereich konzentrierter Lasteinleitung treffen.

7.3 Punktstützung im Eckbereich

7.3.1 Versuchskonfiguration

Die Abmessungen der in den Eckbereichen punktgestützten Elemente entsprachen denen der zuvor zentrisch belasteten Prüfkörper. Um eine gelenkige Auflagerung zu realisieren, wurden unter den quadratischen Auflagerplatten (Kantenlänge von 120 mm) Kalotten angeordnet. Diese lagerten zur Ermittlung der Verteilung der Auflagerkräfte auf Kraftmessdosen. An den Längs- und Querseiten wurden Messbrücken angebracht und mittels induktiver Wegaufnehmer die Relativverformung senkrecht zur Elementebene gemessen. Um Einpressungen an den Auflagerplatten zu verhindern erfolgten wiederum konstruktive Querdruckverstärkungen mit Vollgewindeschrauben. Die Versuchskonfiguration inklusive der Messtechnik sowie die geprüften Anordnungen der Schubverstärkungen sind in den nachfolgenden Abbildungen schematisch dargestellt.

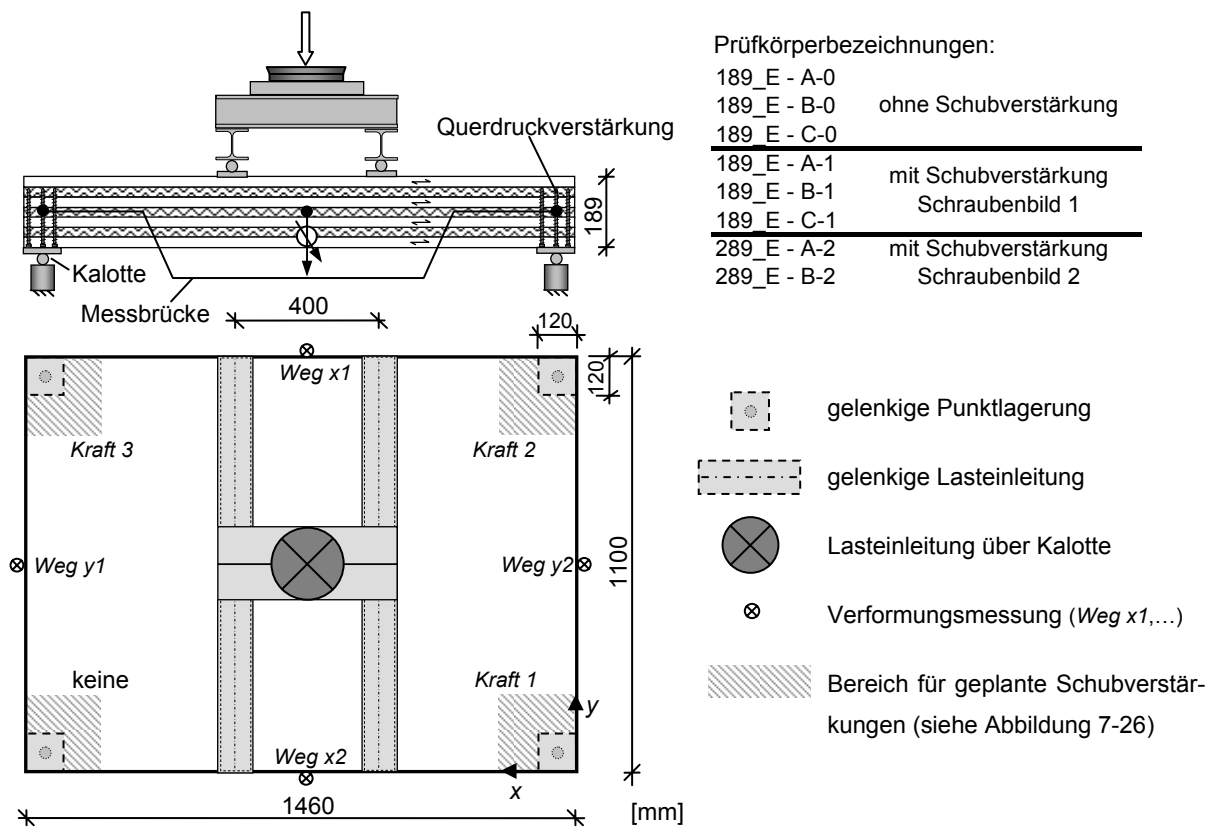


Abbildung 7-25: Versuchskonfiguration (Prüfkörper ohne Schubverstärkungen)

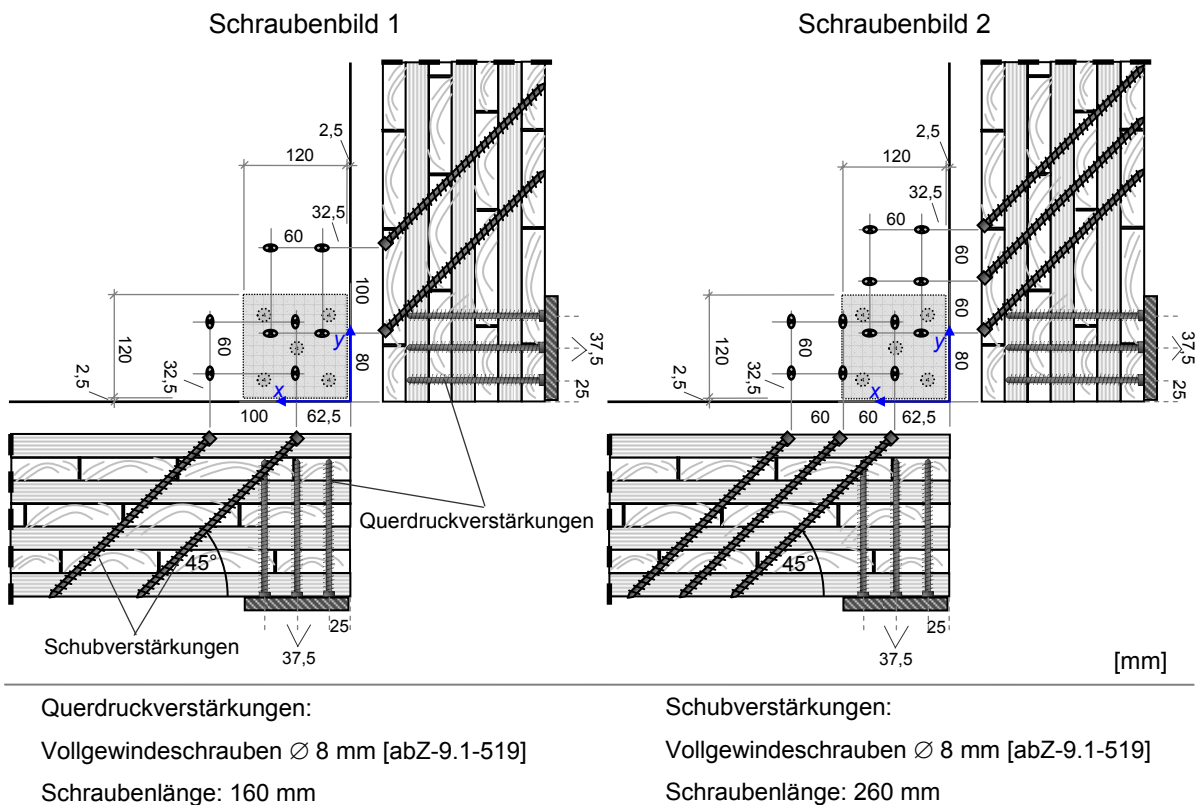


Abbildung 7-26: Anordnung der Schub- und Querdrukverstärkungen

In Abbildung 7-27 ist jeweils ein unverstärkter und ein Prüfkörper mit Schubverstärkungen dargestellt. Die Lasteinleitung erfolgte in beiden Fällen über eine Traverse und zwei in Querrichtung verlaufende Stahlträger. Zwischen diesen und den Lasteinleitungsplatten waren Walzprofile angeordnet, die eine aus der Biegung resultierende Verdrehung der Prüfkörper zuließen. Die Abbildung der punktuellen Lagerung im Eckbereich verdeutlicht, dass im belasteten Zustand keine Einpressungen auftreten und zudem die Kalotten eine freie Auflagerverdrehung gewährleisten. Entlang der Seitenflächen der Prüfkörper sind die Messbrücken und induktiven Wegaufnehmer zur Messung der Durchbiegung angebracht.



Abbildung 7-27: Versuchsstand

7.3.2 Versuchsdurchführung

Analog zu den Versuchen an den umfanggelagerten Platten wurden zunächst die unverstärkten und anschließend die verstärkten Elemente geprüft. Alle Prüfkörper wurden mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit des Prüfzylinders von 1,5 mm je Minute bis zum Versagen belastet. Die nachfolgenden Diagramme zeigen die Lastverformungskurven der einzelnen Elemente, wobei die Kraft des Prüfzylinders und der Standardweg (Maschinenweg des Prüfzylinders) dargestellt sind.

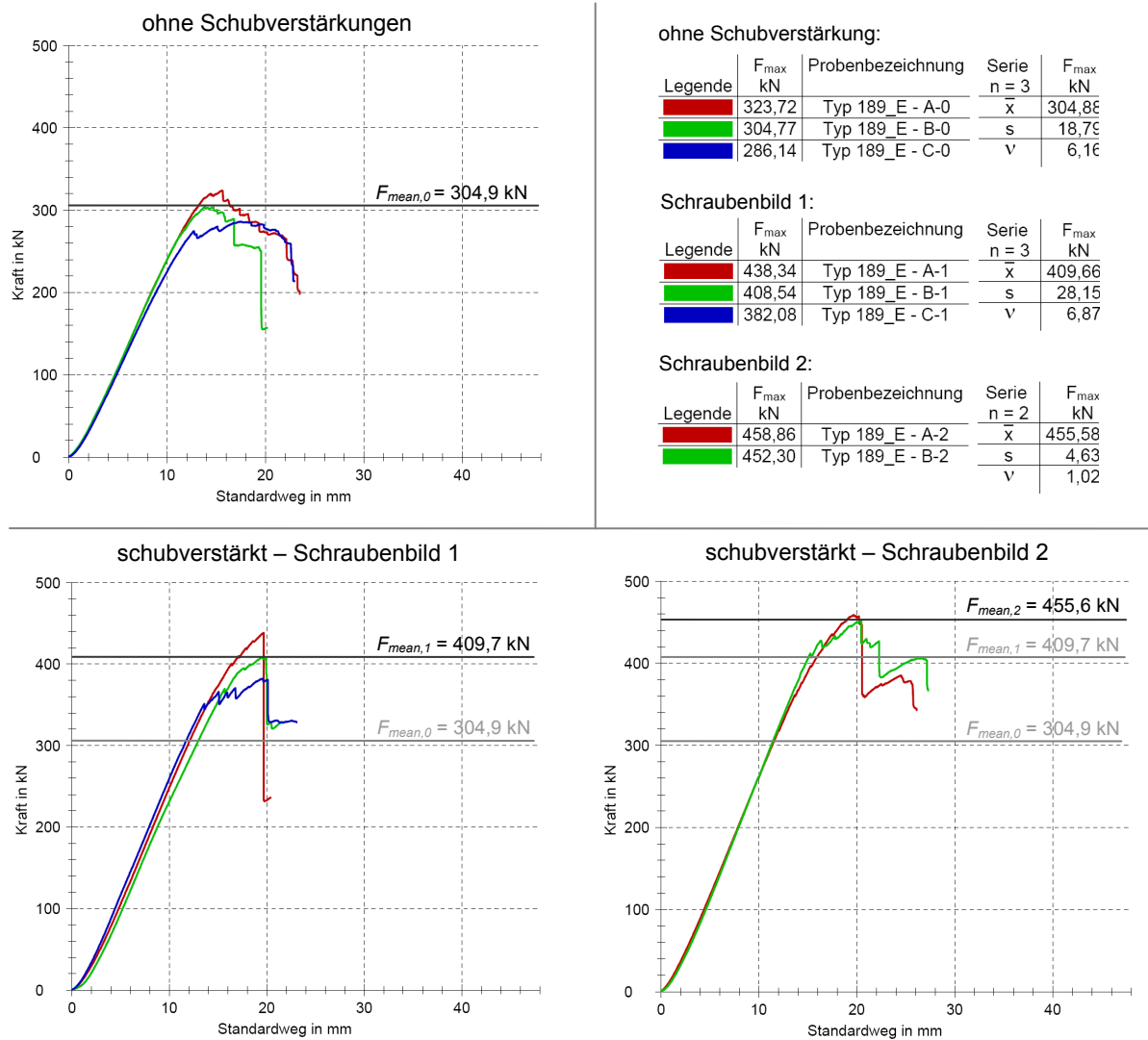


Abbildung 7-28: Lastverformungskurven der verstärkten und unverstärkten Prüfkörper

Erste Versagensanzeichen traten in Form von Rollschubrisen in den Querlagen an den parallel zur Haupttragrichtung verlaufenden Seitenflächen auf. Die Abbildung 7-29 zeigt diese typischen Versagensbilder jeweils an einem unverstärkten und einem schubverstärkten Element.



Abbildung 7-29: Rollschubversagen am unverstärkten und schubverstärkten Prüfkörper

Die im weiteren Prüfablauf und auch in den Lastverformungskurven ersichtlichen schlagartigen Lastabfälle resultierten in der Regel aus einem querzugartigen Versagen der unteren Decklamellen entlang der Außenkanten (siehe Abbildung 7-30).



Abbildung 7-30: Versagen der unteren Decklamellen des unverstärkten und schubverstärkten Prüfkörpers

Anhand der in den Eckbereichen angeordneten Kraftmessdosen konnte die Verteilung der Auflagerkräfte überprüft werden. Zu diesem Zweck wurden die prozentualen Anteile der Auflagerkräfte an der Prüflast für die einzelnen Laststufen zwischen 100 und 200 kN ermittelt und daraus jeweils die in Tabelle 7-6 angegebenen Mittelwerte gebildet. Die Auswertung zeigt, dass eine annähernd gleichmäßige Verteilung der Prüflast auf die vier Auflagerbereiche vorliegt.

Tabelle 7-6: Verteilung der Prüflast auf die Auflagerpunkte (gemittelte Werte zwischen 100 und 200 kN)

Prüfkörper	Kraft 1	Kraft 2	Kraft 3	Kraft 4
Typ 189_E - A-0	25,2%	25,3%	24,5%	25,1%
Typ 189_E - B-0	24,9%	24,6%	25,2%	25,3%
Typ 189_E - C-0	24,3%	24,9%	24,8%	26,0%
Typ 189_E - A-1	24,8%	24,3%	26,5%	24,4%
Typ 189_E - B-1	25,1%	25,3%	24,5%	25,0%
Typ 189_E - C-1	24,4%	24,8%	25,7%	25,2%
Typ 189_E - A-2	24,0%	24,0%	25,7%	26,3%
Typ 189_E - B-2	24,9%	24,5%	24,6%	26,0%
Mittelwert	24,7%	24,7%	25,2%	25,4%

Die mittels der Messbrücken aufgenommenen Durchbiegungen in Haupt- und Nebentragsrichtung deuten eine Zunahme der Steifigkeit bei den schubverstärkten Prüfkörpern an. Allerdings liegt aufgrund eines Messfehlers nur für einen der unverstärkten Prüfkörper die Durchbiegungsmessung vor.

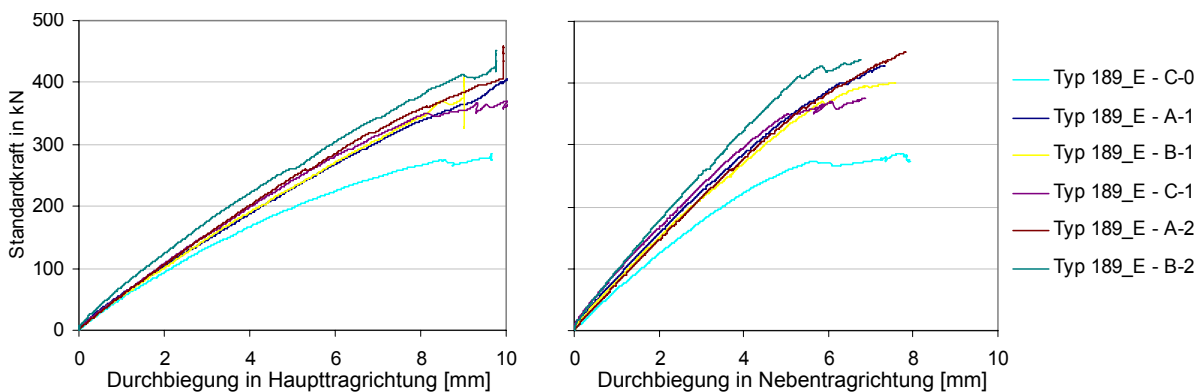


Abbildung 7-31: Mittelwerte aus Weg x1 und Weg x2 bzw. aus Weg y1 und Weg y2

7.3.3 Auswertung und FEM-Modellierung

In der nachfolgenden Tabelle sind die nach Gleichung (Gl. 7-1) ermittelten Verstärkungsgrade $\eta_{mean,i}$ aufgeführt, die sich aus dem Vergleich der Bruchlasten der schubverstärkten mit denen der unverstärkten Prüfkörper ergeben. Da nur zwei Prüfkörper mit dem "Schraubenbild 2" versehen waren, wurde auf die Auswertung von charakteristischen Werten verzichtet. Die in Tabelle 7-7 genannten Verstärkungsgrade beziehen sich also ausschließlich auf das Niveau der Mittelwerte.

Tabelle 7-7: Auswertung der Versuchsergebnisse

Serien: Typ 189_P - i	0 (unverstärkt)	1 (Schraubenbild 1)	2 (Schraubenbild 2)	i
$F_{max,i,j}$ j=				
A	323,72	438,34	458,86	[kN]
B	304,77	408,54	452,30	[kN]
C	286,14	382,08	-	[kN]
Mittelwert $F_{mean,i}$	304,88	409,65	455,58	[kN]
Standardabweichung s_i	18,79	28,15	4,64	[kN]
COV _i	0,06	0,07	0,01	[-]
Mittelwert $F_{mean,i,(ln)}$	5,72	6,01	6,12	[-]
Standardabweichung $s_{i,(ln)}$	0,04	0,05	0,01	[-]
5%-Quantil $F_{k,i}$	265,39	350,98	-	[kN]
Verstärkungsgrad $\eta_{mean,i}$	-	1,34	1,49	[-]

Auch diese Versuchsreihe lieferte deutliche Tragfähigkeitssteigerungen. Bei den nach "Schraubenbild 1" schubverstärkten Elementen führte dies zu einem mittleren Anstieg der Prüflast von ca. 34 %. Durch die engere Anordnung und die Erhöhung der Anzahl der verwendeten Schrauben war bei den Elementen des "Schraubenbild 2" sogar eine mittlere Tragfähigkeitssteigerung von bis zu 49 % zu beobachten. Um aus den Bruchlasten auf die Spannung schließen zu können sind wiederum Simulationsberechnungen erforderlich. Da im Gegensatz zu den Versuchen an den umfangsgelagerten Elementen in den schubverstärkten Auflagerbereichen keine Symmetriebedingungen vorliegen, erfolgte die Auswertung entlang der in Abbildung 7-32 exemplarisch dargestellten Schnitte.

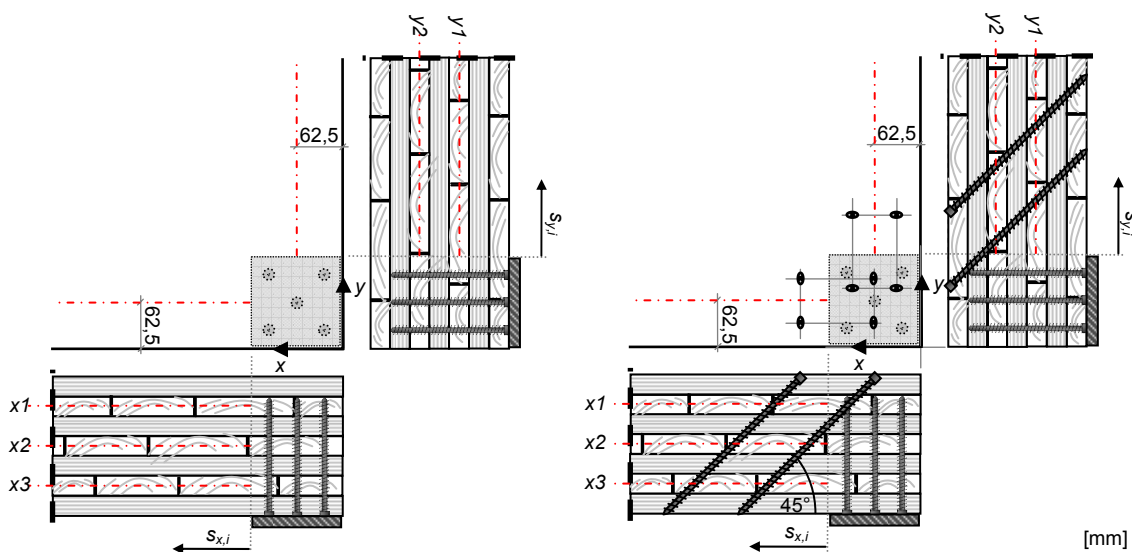


Abbildung 7-32: Darstellung der Schnittführung am unverstärkten und am schubverstärkten Prüfkörper

Die parallel zu den Außenkanten verlaufenden Schnitte treffen sich im Schwerpunkt der Auflagerplatte und liegen somit bei den schubverstärkten Elementen mittig zwischen den in den jeweiligen Tragrichtungen angeordneten Vollgewindeschrauben. Die Berechnung wurde unter Berücksichtigung der Symmetriebedingungen an dem in Abbildung 7-33 dargestellten Systemausschnitt durchgeführt. Da keine ideale flächige Gleichlast vorliegt, ist die Lasteinleitungsstruktur Bestandteil des Modells. Vereinfacht wurde bei der Simulation davon ausgegangen, dass die Lasteinleitung direkt über die in Querrichtung verlaufenden I-Profile erfolgt. Der Verbund der Vollgewindeschrauben, der als Querdruck- und als Schubverstärkungen eingesetzten Schrauben, wurde mittels der in Kapitel 6.2.1 erläuterten Verbundschicht modelliert. Die Steifigkeitswerte der einzelnen Materialien können der Abbildung 7-18 entnommen werden.

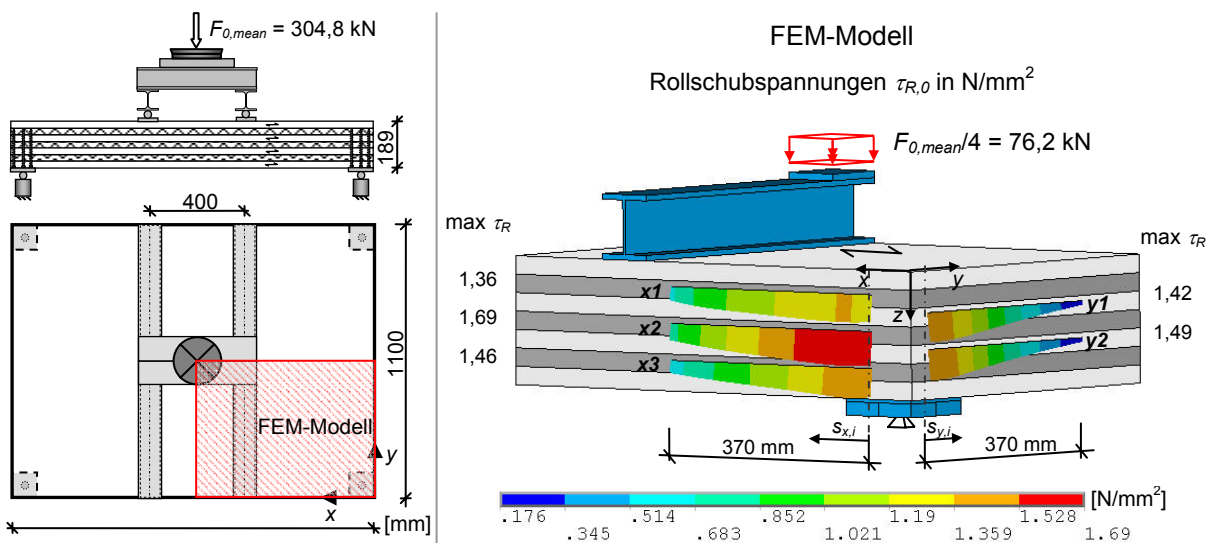


Abbildung 7-33: Ermittlung der Rollschubspannungen am FEM-Modell – ohne Schubverstärkungen

Erwartungsgemäß liegen auch bei diesen Versuchen die unter der mittleren Bruchlast ermittelten Rollschubspannungen deutlich über den an den einaxialen Balken- bzw. Scherversuchen bestimmten Festigkeitswerten von $0,97 \text{ N/mm}^2$ bzw. $0,95 \text{ N/mm}^2$. Da vor allem im Bereich der Punktstützungen Spannungsinteraktionen mit Querdruck vorliegen, kann mittels des Beiwertes $k_{R,90}$ eine Normierung der vorhandenen Rollschubspannungen erfolgen (zur Vorgehensweise siehe Kapitel 7.2.5).

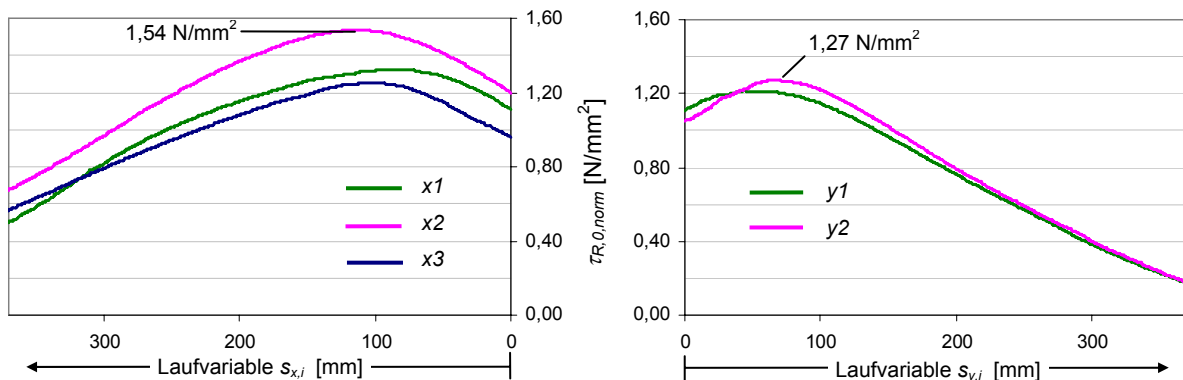


Abbildung 7-34: Norm. Rollschubspannungen $\tau_{R,0,norm}$ entlang der Schnitte in Haupt- und Nebentragrichtung

Am Ort der maximalen normierten Rollschubspannung $\tau_{R,0,norm}$ tritt die für die Bemessung maßgebende Spannungsinteraktion aus Rollschub und Querdruck auf. Folglich wird die Spannungskombination der mittleren Querlage in Haupttragrichtung (Schnitt x2) maßgebend. Der Maximalwert beträgt $1,54 \text{ N/mm}^2$ und liegt damit im Bereich des an der unverstärkten umfanggelagerten Platte ermittelten Wertes von $1,48 \text{ N/mm}^2$. Da die in Haupttragrichtung auftretenden Beanspruchungen deutlich über denen in Nebentragrichtung liegen, werden im Folgenden nur noch die Auswertungen für die Schnitte in x-Richtung aufgeführt.

Im nächsten Schritt wurde das Simulationsmodell um die Schraubenanordnungen ergänzt, die jeweils bei den verstärkten Prüfkörpern vorlagen. Die Abbildung 7-35 zeigt jeweils die Auflagerplatte im Eckbereich sowie die Schrauben inklusive ihrer Verbundschichten.

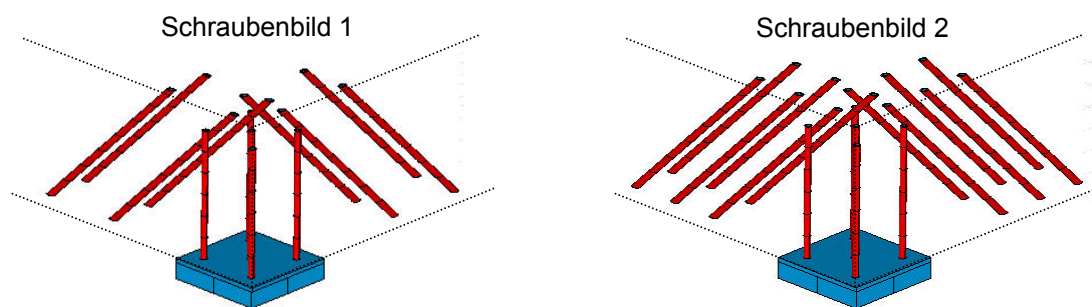


Abbildung 7-35: Schraubenbilder der verstärkten Elemente

Um Erkenntnisse über die Reduktion der maximalen Rollschubspannungen infolge der Schubverstärkungen zu erhalten, entsprach die aufgebrachte Belastung wiederum dem an den unverstärkten Prüfkörpern bestimmten Mittelwert der Bruchlasten. In Abbildung 7-36 sind die daraus resultierenden Rollschubspannungen in den Querlagen entlang der Schnitte parallel zur Haupttragrichtung dargestellt.

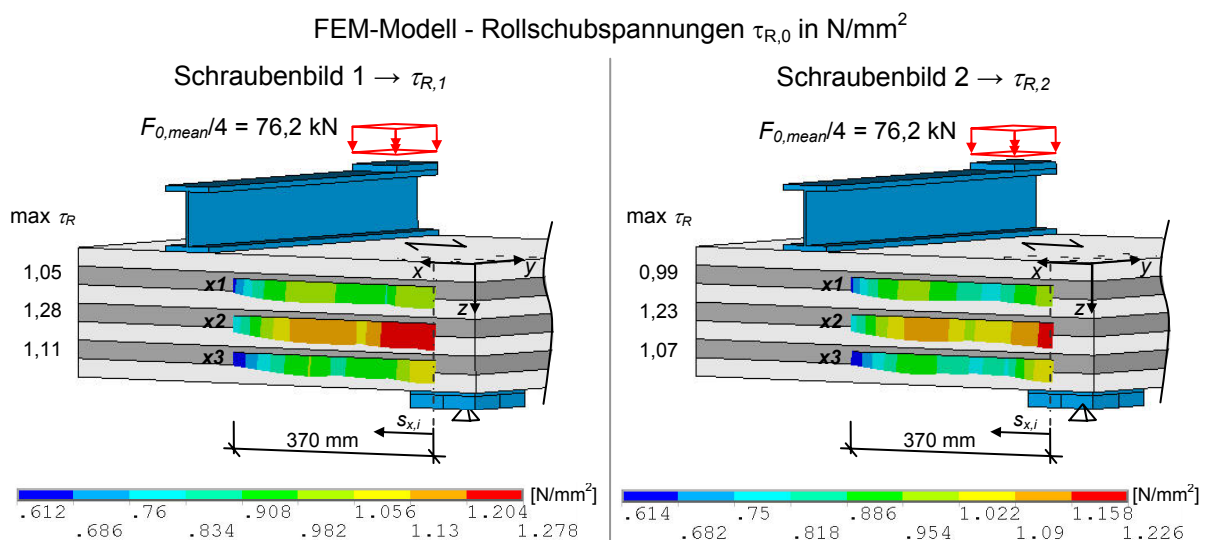


Abbildung 7-36: Ermittlung der Rollschubspannungen am FEM-Modell – schubverstärkte Elemente

Aus der Reduktion der Schubspannungen in den einzelnen Schnitten lassen sich die in den nachfolgenden Tabellen zusammengefassten Verstärkungsgrade η_τ für die beiden schubverstärkten Prüfserien ermitteln.

Tabelle 7-8: Schraubenbild 1 - Ermittlung des Verstärkungsgrades η_τ

Last [kN]	Rollschubspannung	x1	x2	x3	Schnitt
$F_{mean,0} = 304,8$	$\tau_{R,0}$ (unverstärkt)	1,36	1,69	1,47	[N/mm ²]
$F_{mean,0} = 304,8$	$\tau_{R,1}$ (Schraubenbild 1)	1,05	1,28	1,11	[N/mm ²]
Verstärkungsgrad $\eta_\tau = \tau_{R,0} / \tau_{R,1}$		129%	132%	133%	[%]
Mittelwert η_τ		132%			[%]

Tabelle 7-9: Schraubenbild 2 - Ermittlung des Verstärkungsgrades η_τ

Last [kN]	Rollschubspannung	x1	x2	x3	Schnitt
$F_{mean,0} = 304,8$	$\tau_{R,0}$ (unverstärkt)	1,36	1,69	1,47	[N/mm ²]
$F_{mean,0} = 304,8$	$\tau_{R,2}$ (Schraubenbild 2)	1,01	1,23	1,07	[N/mm ²]
Verstärkungsgrad $\eta_\tau = \tau_{R,0} / \tau_{R,2}$		134%	137%	138%	[%]
Mittelwert η_τ		136%			[%]

Während beim "Schraubenbild 1" die versuchstechnisch ermittelte Traglaststeigerung von ca. 34 % allein durch die Reduktion der Schubspannungen annähernd erreicht wird, kann bei den Prüfkörpern mit dem "Schraubenbild 2" der Anstieg von 49 % nicht ausschließlich auf die Spannungsreduktion infolge der Vollgewindeschrauben zurückgeführt werden. Diese Tatsache erfordert ebenfalls wie bei den umfanggelagerten Platten eine Betrachtung der aus der jeweiligen Versagenslast resultierenden normierten Rollschubspannungen.

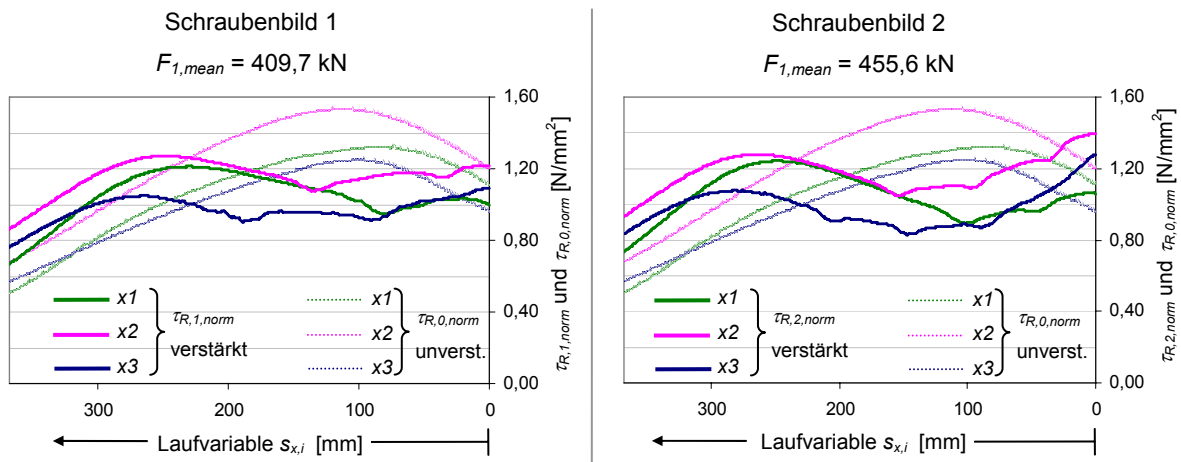


Abbildung 7-37: Normierte Rollschubspannungen resultierend aus der jeweiligen Versagenslast

Es ist deutlich zu erkennen, dass sich durch die Schubverstärkungen die maximalen normierten Rollschubspannungen und damit auch die für die Bemessung maßgebenden Spannungskombinationen aus Rollschub und Querdruck von der Lasteinleitung entfernen. Allerdings ist auch zu beobachten, dass die an den schubverstärkten Elementen auftretenden Maximalwerte geringer ausfallen als bei der unverstärkten Referenzserie. Wie nachfolgende Tabellen zeigen, liegen in der maßgebenden Mittellage (Schnitt x2) die normierten Rollschubspannungen beim "Schraubenbild 1" ca. 17 % und beim "Schraubenbild 2" ca. 9 % unter denen der unverstärkten Referenzserie.

Tabelle 7-10: Schraubenbild 1 - Vergleich der normierten Rollschubspannungen zum Versagenszeitpunkt

Last [kN]	norm. Rollschubsp.	x1	x2	x3	Schnitt
$F_{mean,0} = 304,8$	$\tau_{R,0,norm}$ (unverstärkt)	1,32	1,54	1,25	[N/mm ²]
$F_{mean,1} = 409,7$	$\tau_{R,1,norm}$ (verstärkt)	1,21	1,27	1,09	[N/mm ²]
Verhältnisswert $\tau_{R,1,norm} / \tau_{R,0,norm}$		92%	83%	87%	[%]

Tabelle 7-11: Schraubenbild 2 - Vergleich der normierten Rollschubspannungen zum Versagenszeitpunkt

Last [kN]	norm. Rollschubsp.	x1	x2	x3	Schnitt
$F_{mean,0} = 304,8$	$\tau_{R,0,norm}$ (unverstärkt)	1,32	1,54	1,25	[N/mm ²]
$F_{mean,1} = 455,6$	$\tau_{R,2,norm}$ (verstärkt)	1,24	1,40	1,28	[N/mm ²]
Verhältnisswert $\tau_{R,2,norm} / \tau_{R,0,norm}$		94%	91%	102%	[%]

7.4 Zusammenfassung der Auswertungen

Während also bei der umfanggelagerten Platte unter zentrischer Belastung eine sehr gute Übereinstimmung der Simulations- mit den Versuchsergebnissen erzielt wird, führt die Modellierung der Punktstützungen in den Eckbereichen unter Berücksichtigung der Spannungsinteraktion zu einer Überschätzung der Tragfähigkeit. Die Ursache liegt im Wesentlichen an der Schnittführung und den jeweils vorliegenden geometrischen Randbedingungen. Zur Veranschaulichung sind in Abbildung 7-38 für die beiden betrachteten Fälle die Schnitte parallel zu den Mittellagen in Haupttragrichtung (Schnitt x2) skizziert. Entlang dieser sind exemplarisch die normierten Rollschubspannungen ange tragen, die aus den jeweiligen Versagenslasten resultieren.

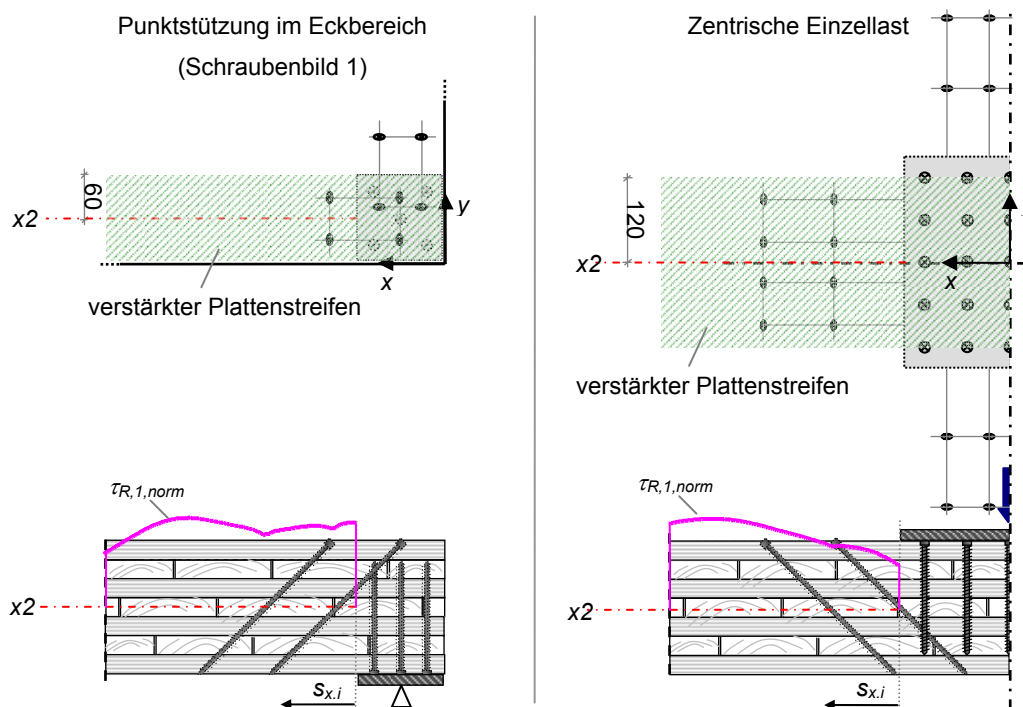


Abbildung 7-38: Schnittführung und qualitative, normierte Rollschubspannungen

Abbildung 7-38 zeigt, dass bei der Punktstützung im Eckbereich in den jeweiligen Tragrichtungen nur zwei parallele Reihen an Vollgewindeschrauben angeordnet sind, während im Lasteinleitungsbereich

der zentrischen Einzellast vier parallele Verbindungsmittelreihen vorliegen. Folglich weist bei der zentrischen Einzellast der verstärkte Plattenstreifen die doppelte Breite auf. Da die Schnittführung in diesem Fall entlang der Symmetrieachse verläuft, ist der Einfluss der Verstärkungselemente im Bereich der Schnitte größer. Die Auswertung erfolgt somit in einem Bereich, in dem eine relativ homogene Verteilung der Vollgewindeschrauben angenommen werden kann. Wie die Vergleichsrechnungen in Kapitel 4.2.2.1 zeigen, tritt auch bei den unverstärkten Elementen entlang der Lasteinleitung eine relativ konstante Verteilung der Schubspannungen auf (siehe Abbildung 4-41). Im Gegensatz dazu besteht bei der Punktstützung im Eckbereich die Problematik, dass schon die unverstärkten Elemente keine konstante Spannungsverteilung entlang des Auflagerrandes aufweisen, da hier die Spannungen in Richtung Plattenrand zunehmen. Außerdem ist die Einflussbreite des verstärkten Plattenstreifens vergleichsweise gering, weil nur zwei Verbindungsmittelreihen vorliegen. Die Schnittführung für die Auswertung erfolgt jedoch mittig zwischen ihnen und somit in einem Bereich, in dem die Verstärkungselemente großen Einfluss besitzen. Folglich kommt es dort bei der Auswertung der Simulationsergebnisse zur Überschätzung der Tragfähigkeit. Bei einer Schnittführung außerhalb des verstärkten Plattenstreifens (Schnitt $x2^*$ in Abbildung 7-39) ist der Einfluss der Verstärkungen bereits so gering, dass die normierten Rollschubspannungen der verstärkten Elemente über denen der unverstärkten Referenzserie liegen. Eine Auswertung entlang dieses Schnittes würde folglich zu einer Unterschätzung der Tragfähigkeit der verstärkten Elemente führen.

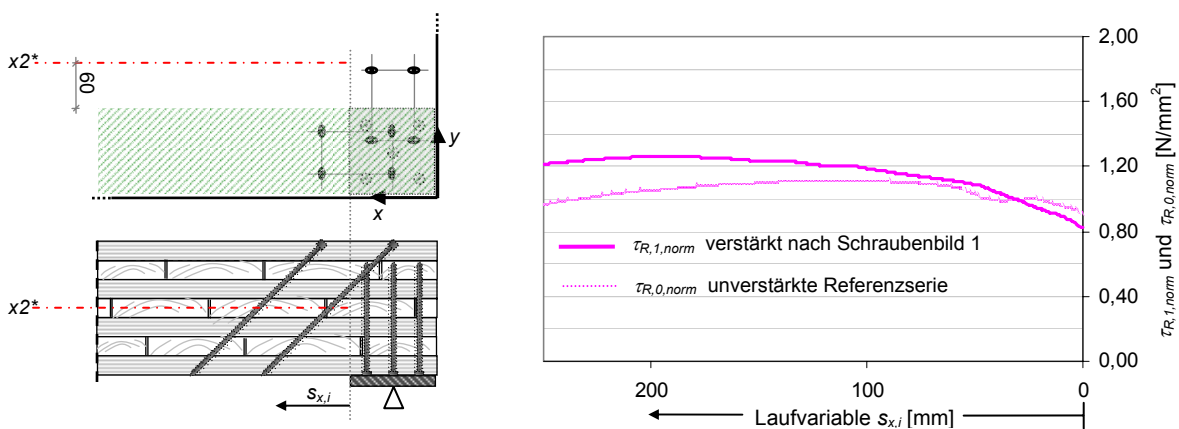


Abbildung 7-39: Vergleich der normierten Rollschubspannungen resultierend aus der jeweiligen Versagenslast

Generell zeigt sich, dass bei zweiachsiger Lastabtragung der Wahl des Ortes bzw. der Schnittführung entscheidende Bedeutung zukommt. Die Ergebnisse belegen, dass sich das FEM-Modell in Verbindung mit den Spannungsinteraktionen sehr gut zur Verwendung eignet. Voraussetzung ist, dass wie bei den umfanggelagerten Elementen unter zentrischer Belastung im für die Schubbemessung kritischen Bereich eine relativ gleichmäßige Verteilung der Rollschubspannungen und Verstärkungselemente vorliegt. Systeme, bei denen diese Randbedingungen nicht zutreffen, sind detailliert zu betrachten und es ist gegebenenfalls abzuwägen, ob auf die Berücksichtigung der Spannungsinteraktion verzichtet werden sollte.

Des Weiteren liegen bei beiden Versuchskonfigurationen die aus den Bruchlasten berechneten Rollschubspannungen deutlich über den Rollschubfestigkeiten, die im Rahmen der Vierpunktversuche

bzw. Scherversuche an den Schubelementen ermittelt wurden. Das ist zurückzuführen einerseits auf die Spannungsinteraktion von Querdruck und Rollschub und andererseits auf die Umlagerungsmöglichkeiten durch die zweiachsige Lastabtragung. Zum Vergleich sind nachfolgend die aus den Mittelwerten der Bruchlasten berechneten maximalen Rollschubspannungen der einzelnen Versuchskonfigurationen aufgeführt:

- Schubversuch am Schubelement : 0,95 N/mm² (siehe Tabelle 6-6)
- Vierpunkt-Schubversuch: 0,97 N/mm² (siehe Tabelle 6-6)
- Umfanggelagerte Platte: 1,58 N/mm² (siehe Schnitt y1 in Abbildung 7-18)
- Punktstützung im Eckbereich: 1,69 N/mm² (siehe Schnitt x2 in Abbildung 7-33)

Wegen der großen Festigkeitsunterschiede erscheint es sinnvoll, in Bereichen von Punktstützungen bzw. konzentrierten Lasteinleitungen den Einfluss der genannten Spannungsinteraktion zu berücksichtigen, unabhängig davon, ob es sich um unverstärkte Brettsperrholzelemente handelt oder ob Schubverstärkungen vorhanden sind. Unter Anwendung des in Kapitel 5 abgeleiteten allgemeinen Bemessungsansatzes führt dies zu einer Erhöhung der Rollschubfestigkeit von maximal 20 %.

8 Bemessungskonzept für Schraubenverstärkungen in BSP

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

8.1 Randbedingungen

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

- Symmetrischer Querschnittsaufbau
- Neigung der Vollgewindeschrauben von 45° zur Faserrichtung der Decklage
Anmerkung: Für davon abweichende Neigungswinkel liegen keine ausreichenden Versuchsergebnisse zur Verifizierung des Bemessungskonzeptes vor.
- Die Anordnung der Verstärkungselemente liegt innerhalb der in Abbildung 8-1 dargestellten Anwendungsgrenzen. Diese Angaben basieren auf dem Spektrum der untersuchten Schraubenanordnungen.

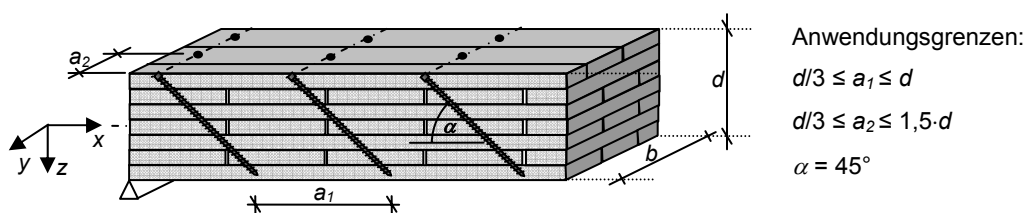


Abbildung 8-1: Schraubenanordnung

8.2 Einachsige Lastabtragung

8.2.1 Bemessungskonzept - Kombiniertes Fachwerkmodell

Wie die Gegenüberstellungen der bei einachsiger Lastabtragung experimentell bestimmten Tragfähigkeiten mit den Ergebnissen des Fachwerkmodells zeigen, bestehen bei einer Neigung der Vollgewindeschrauben von 45° Optimierungsreserven. Vor allem wenn man bedenkt, dass im Bemessungsfall das Fachwerkmodell auf der in der jeweiligen allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung verankerten charakteristischen Rollschubfestigkeit beruht. Diese Werte lagen jedoch stets unter den

versuchstechnisch bestimmten charakteristischen Rollschubfestigkeitswerten der Referenzserien (siehe Tabelle 6-7).

Die Unterschiede zwischen den experimentell ermittelten Tragfähigkeiten und den Ergebnissen des Fachwerkmodells sind in erster Linie darauf zurückzuführen, dass der Einfluss des Querdruckes auf die Rollschubfestigkeit nicht berücksichtigt wird. Dieser Ansatz wird nun zur Optimierung des Fachwerkmodells aufgegriffen. Während im Rahmen des FEM-Modells jeweils die querschnittsspezifisch ermittelten Regressionskurven für den Beiwert $k_{R,90}$ zur Berücksichtigung des Interaktionsverhaltens angewandt wurden, erscheint es für die Erstellung eines Bemessungskonzeptes sinnvoller, den allgemeinen Ansatz nach Kapitel 5.5 aufzugreifen. Folglich gilt für den Beiwert $k_{R,90}$:

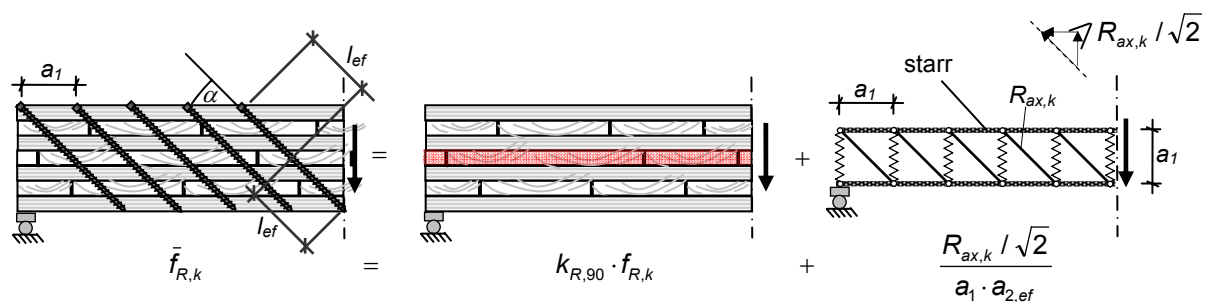
$$k_{R,90} = \min \begin{cases} 1 + 0,35 \cdot \sigma_{c,90,k} \\ 1,20 \end{cases} \quad [-] \quad \text{mit } \sigma_{c,90,k} \text{ in N/mm}^2 \quad (\text{Gl. 8-1})$$

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

$$\sigma_{c,90,k} = \frac{R_{ax,k} / \sqrt{2}}{a_1 \cdot a_{2,ef}} \quad \text{mit} \quad a_{2,ef} = \max \begin{cases} a_2 \\ b / n_{\perp} \end{cases} \quad (\text{Gl. 8-2})$$

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

Bei der Ermittlung der axialen Schraubentragfähigkeit ist zu beachten, dass im nachfolgend dargestellten Fall, aufgrund der angenommenen Normalkraftverteilung in der Schraube, nur die halbe Schraubenlänge als Einbindelänge l_{ef} angesetzt werden darf (siehe auch Abbildung 6-20). Unter Berücksichtigung des Interaktionseinflusses führt das entsprechend modifizierte Fachwerkmodell zu dem in Abbildung 8-2 dargestellten Bemessungsmodell, das im Folgenden als kombiniertes Fachwerkmodell bezeichnet wird.



\bar{f}_R	charakt. Tragfähigkeit des verstärkten Querschnitts unter Rollschubbeanspruchung	[N/mm ²]
$f_{R,k}$	charakt. Rollschubfestigkeit (nach abZ)	[N/mm ²]
$R_{ax,k}$	charakt. Tragfähigkeit einer Schraube in Schraubenlängsrichtung	[N]
a_1	Schraubenabstand parallel zur betrachteten Tragrichtung	[mm]
$a_{2,ef}$	effektiver Schraubenabstand senkrecht zur betrachteten Tragrichtung	[mm]
l_{ef}	effektive Einbindelänge zur Ermittlung der Schraubentragfähigkeit $R_{ax,k}$	[mm]
$k_{R,90}$	Beiwert zur Berücksichtigung des Interaktionsverhaltens nach (Gl. 8-1)	[-]

Abbildung 8-2: Bemessungskonzept für schubverstärkte Brettsperrholzelemente - Kombiniertes Fachwerkmodell

Demnach besteht die Schubtragfähigkeit eines verstärkten Brettsperrholzelementes aus der Rollschubfestigkeit der Querlage und der anteiligen Schubtragfähigkeit der Schrauben gemäß dem Fachwerkmodell. Die Annahme ihrer gleichzeitigen Tragwirkung ist gerechtfertigt, da aus den Untersuchungen hervorgeht, dass trotz der relativ geringen Schubverformungen des Brettsperrholzquerschnittes in den Schrauben Zugkräfte aktiviert werden. Weil der Fokus auf dem Schubtragverhalten liegt, werden im Fachwerkmodell starre Längsträger angenommen und somit der Einfluss der Biegung vernachlässigt. Außerdem erzeugen die auf Zug beanspruchten Schrauben Querdruckspannungen, die sich positiv auf die Rollschubfestigkeit der Querlagen auswirken. Dieser Einfluss wird durch die Erhöhung der Rollschubfestigkeit mittels des Beiwertes $k_{R,90}$ berücksichtigt.

Die Schubtragfähigkeit der Schrauben ist im Wesentlichen abhängig von deren Herauszieh Widerstand. Allerdings liegen derzeit für den charakteristischen Herauszieh Widerstand von Vollgewindeschrauben in Brettsperrholzbauteilen bei einer Anordnung der Schrauben unter einem Neigungswinkel von 45° keine allgemein gültigen Bemessungsgleichungen vor. Wie die Betrachtungen in Kapitel 6.2.3 zeigen, kann in Anlehnung an die Untersuchungen von BLAß & UIBEL (2009) der charakteristische Herauszieh Widerstand $R_{ax,k}$ näherungsweise wie folgt bestimmt werden:

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

Die effektive Einbindelänge l_{ef} der Vollgewindeschraube ist abhängig von der Lage der zu bemessenden Schicht und nach (Gl. 8-4) zu berechnen. Sie ergibt sich aus der minimalen Verankerungslänge der Schraube, ausgehend von der Schwerachse der maßgebenden Querlage. Exemplarisch gelten die in Abbildung 8-3 dargestellten Zusammenhänge.

$$l_{ef} = \min \left\{ \begin{array}{l} l_1 \\ l_2 \end{array} \right. \quad (\text{Gl. 8-4})$$

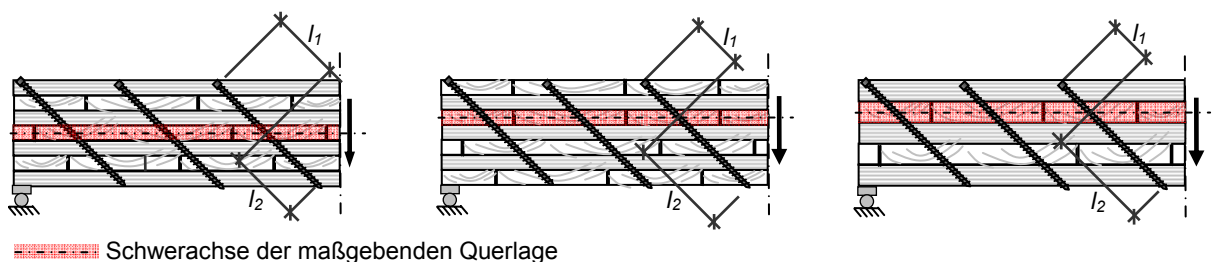


Abbildung 8-3: Ermittlung der effektiven Einbindelänge l_{ef}

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

$$R_{ax,k} = 24,8 \cdot d^{0,8} \cdot l_{ef}^{0,9} \quad [\text{N}] \quad \text{mit } d \text{ und } l_{ef} \text{ in mm} \quad (\text{Gl. 8-5})$$

Unter Berücksichtigung der maximalen Zugtragfähigkeit der verwendeten Schrauben gilt:

$$R_{ax,k} = \min \left\{ \begin{array}{l} 24,8 \cdot d^{0,8} \cdot l_{ef}^{0,9} \\ R_{t,u,k} \end{array} \right. \quad [\text{N}] \quad \text{mit } d \text{ und } l_{ef} \text{ in mm} \quad (\text{Gl. 8-6})$$

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

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

$$\tau_{R,d} \leq k_{mod} \cdot \frac{\bar{f}_{R,k}}{\gamma_M} \quad \text{mit:} \quad \bar{f}_{R,k} = k_{R,90} \cdot f_{R,k} + \frac{R_{ax,k} / \sqrt{2}}{a_1 \cdot a_{2,ef}} \quad (\text{Gl. 8-7})$$

mit:	$\tau_{R,d}$	aus der Querkraft v_d am unverstärkten BSP ermittelte Rollschubspannung
	$\bar{f}_{R,k,i}$	charakteristische Tragfähigkeit des verstärkten Querschnitts unter Rollschubbeanspruchung (siehe Abbildung 8-2)
	k_{mod}	Modifikationsbeiwert nach Tabelle F.1 der [DIN 1052]
	γ_M	Teilsicherheitsbeiwert für "Holz und Holzwerkstoffe" nach Tabelle 1 der [DIN 1052]

8.2.2 Verifizierung des Bemessungskonzeptes

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

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

In Abbildung 8-4 werden die aus den charakteristischen Tragfähigkeiten des Bemessungskonzeptes abgeleiteten Traglasten den 5%-Quantilwerten der Versuchsergebnisse gegenübergestellt. Dies erfolgt anhand der Vierpunktversuche, die im Gegensatz zu den Schubversuchen den üblicherweise vorhandenen baupraktischen Randbedingungen entsprechen. Da dieses Bemessungskonzept nur für Schubverstärkungen mit einem Neigungswinkel der Schraubenachse zur Faserrichtung der Decklagen von 45° gilt, werden die Schubverstärkungen mit einer Neigung von 30° bei der Auswertung nicht berücksichtigt.

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

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

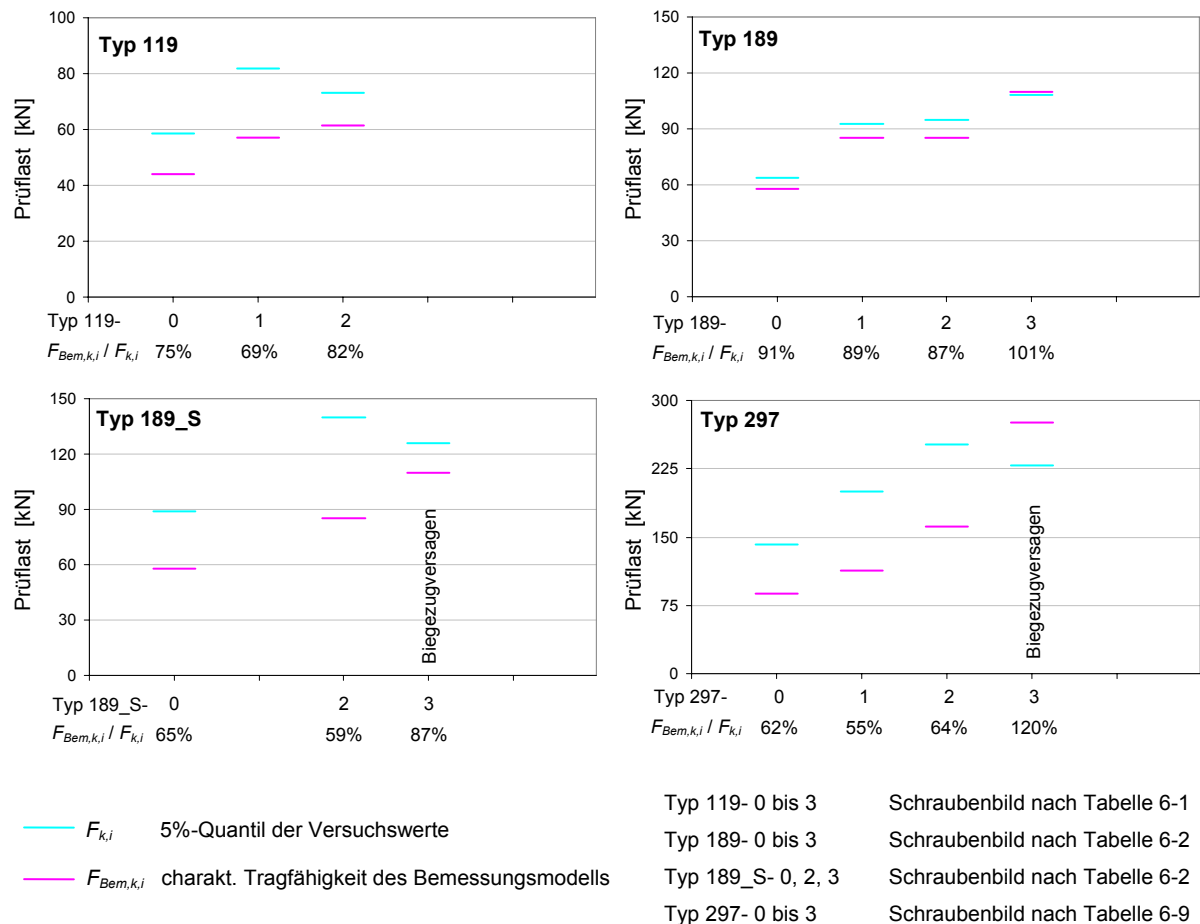


Abbildung 8-4: Verifizierung des Bemessungskonzeptes

8.3 Punktstützungen oder Einzellasten – zweiachsige Lastabtragung

8.3.1 Bemessungskonzept - unverstärkte Elemente

Im Bereich von punktuellen Auflagern bzw. Einzellasten liegen aufgrund der konzentrierten Lasteinleitung bereits bei unverstärkten Brettsperreholzelementen hohe Querdruckspannungen vor. Es empfiehlt sich also, bereits bei der Schubbemessung ohne Schubverstärkungen den positiven Einfluss der Querdruckspannungen auf die Rollschubfestigkeit zu berücksichtigen. Zur Berechnung des Querdrucks wird auf die in Kapitel 4.3.3 ermittelten mitwirkenden Breiten zurückgegriffen, die sich aus der Lastausbreitung unter einem Winkel von 35° bis zur Schwerachse der Elemente ergeben.

$$\sigma_{c,90,k} = \frac{F_k}{b_{ef,x} \cdot b_{ef,y}} \quad (\text{Gl. 8-8})$$

mit: F_k : charakt. Einzellast bzw. charakt. Auflagerkraft
 $b_{ef,x}$: mitwirkende Breite in x-Richtung (siehe Abbildung 8-5)
 $b_{ef,y}$: mitwirkende Breite in y-Richtung (siehe Abbildung 8-5)

Zur Berücksichtigung des Interaktionsverhaltens wird der allgemeine Bemessungsansatz nach Kapitel 5.5 aufgegriffen. Folglich gilt für den Beiwert $k_{R,90}$:

$$k_{R,90} = \min \left\{ \begin{array}{l} 1 + 0,35 \cdot \sigma_{c,90,k} \\ 1,20 \end{array} \right. \quad [-] \quad \text{mit } \sigma_{c,90,k} \text{ in N/mm}^2 \quad (\text{Gl. 8-9})$$

Die für die Bemessung maßgebende Rollschubspannung $\tau_{R,d}$ kann entweder unter Verwendung geeigneter Berechnungsprogramme bestimmt oder anhand des in Kapitel 4.3.4 aufgeführten vereinfachten Verfahrens abgeschätzt werden. Der Nachweis der Rollschubspannung lautet:

$$\tau_{R,d} \leq k_{mod} \cdot \frac{k_{R,90} \cdot f_{R,k}}{\gamma_M} \quad (\text{Gl. 8-10})$$

mit: $\tau_{R,d}$ Bemessungswert der Rollschubspannung
 $f_{R,k}$ charakteristische Rollschubfestigkeit
 $k_{R,90}$ Beiwert zur Berücksichtigung der Spannungsinteraktion
 k_{mod} Modifikationsbeiwert nach Tabelle F.1 der [DIN 1052]
 γ_M Teilsicherheitsbeiwert für "Holz und Holzwerkstoffe" nach Tabelle 1 der [DIN 1052]

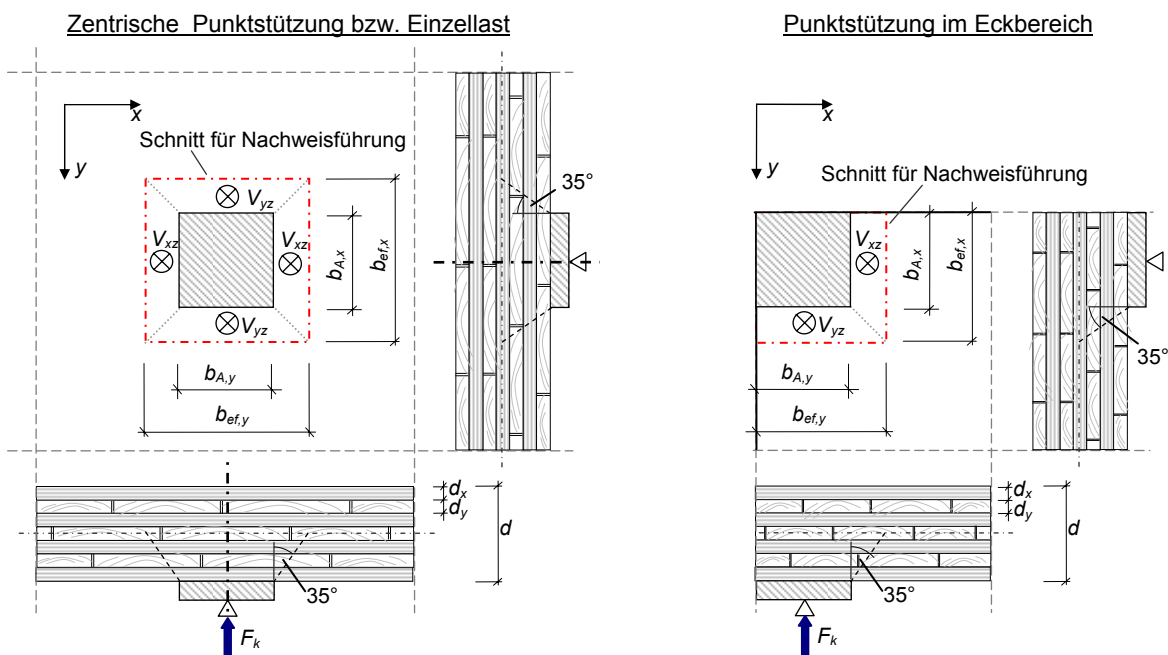


Abbildung 8-5: Geometrische Zusammenhänge und Ermittlung der mitwirkenden Breiten $b_{ef,x}$ und $b_{ef,y}$

8.3.2 Bemessungskonzept - Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben

Grundsätzlich basiert auch das Bemessungskonzept für Schubverstärkungen bei Punktstützungen oder im Bereich von Einzellasten auf dem zuvor abgeleiteten kombinierten Fachwerkmodell. Allerdings sind unter Berücksichtigung der zweiachsigen Lastabtragung Modifikationen erforderlich.

Da im Gegensatz zu den Balkenversuchen keine definierte Balkenbreite vorliegt, ist anstelle der Balkenbreite b für die Ermittlung des effektiven Abstandes $a_{2,ef}$ der Schraubenreihen senkrecht zur jeweils betrachteten Tragrichtung die mitwirkende Breite $b_{ef,x}$ zu verwenden. Für den effektiven Abstand $a_{2,ef}$ der Schraubenreihen in Haupttragrichtung gilt folglich:

$$a_{2,ef} = \max \left\{ \begin{array}{l} a_2 \\ b_{ef,x} / n_{\perp} \end{array} \right. \quad (\text{Gl. 8-11})$$

mit: n_{\perp} : Anzahl der Schraubenreihen senkrecht zur betrachteten Tragrichtung

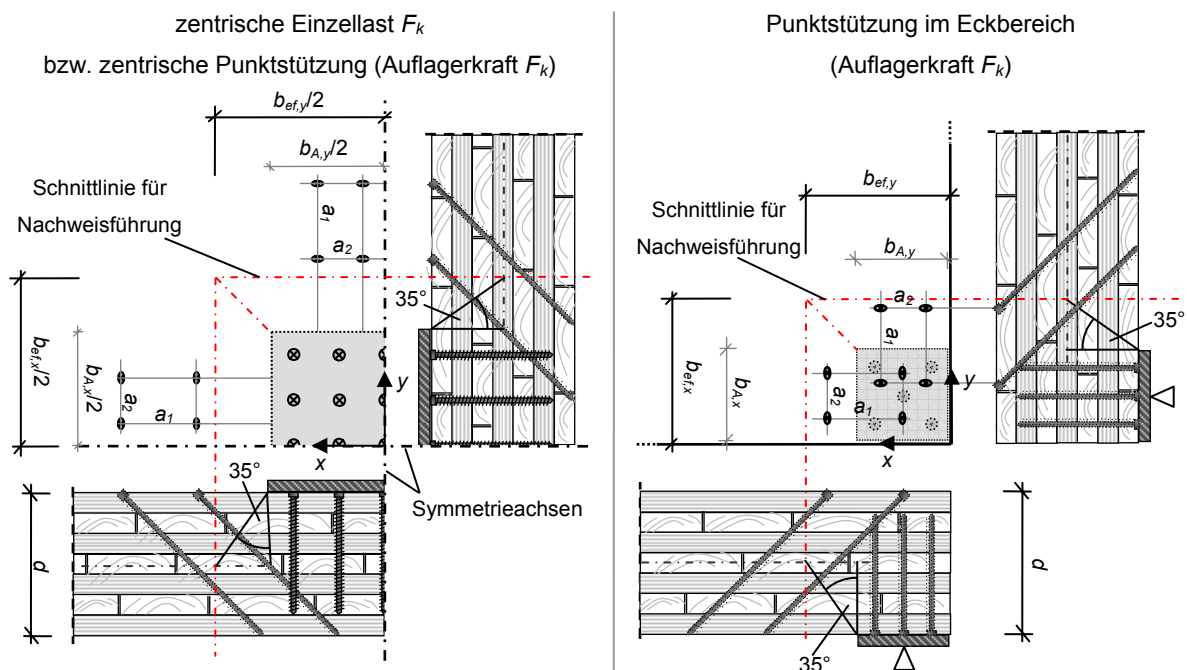


Abbildung 8-6: Geometrische Zusammenhänge

Neben den Spannungen senkrecht zur Faser, die aus der konzentrierten Lasteinleitung resultieren, kommt zusätzlich der vertikal zur Scherfläche wirkende Anteil der Schraubenkraft hinzu. Daher beträgt der Querdruck zur Berücksichtigung des Interaktionsverhaltens:

$$\sigma_{c,90,k} = \frac{F_k}{b_{ef,x} \cdot b_{ef,y}} + \frac{R_{ax,k} / \sqrt{2}}{a_1 \cdot a_{2,ef}} \quad (\text{Gl. 8-12})$$

Gemäß dem allgemeinen Bemessungsansatz nach Kapitel 5.5 gilt für den Beiwert $k_{R,90}$:

$$k_{R,90} = \min \begin{cases} 1 + 0,35 \cdot \sigma_{c,90,k} \\ 1,20 \end{cases} \quad [-] \quad \text{mit } \sigma_{c,90,k} \text{ in N/mm}^2 \quad (\text{Gl. 8-13})$$

Im Rahmen der Nachweisführung ist die am unverstärkten Brettsperrholzelement ermittelte Rollschubspannung mit der Tragfähigkeit des kombinierten Fachwerkmodells zu vergleichen. Die für die Bemessung maßgebende Rollschubspannung $\tau_{R,d}$ kann dabei wiederum unter Verwendung geeigneter Berechnungsprogramme bestimmt oder anhand des in Kapitel 4.3.4 aufgeführten vereinfachten Verfahrens abgeschätzt werden. Der Nachweis lautet:

$$\tau_{R,d} \leq k_{\text{mod}} \cdot \frac{\bar{f}_{R,k}}{\gamma_M} \quad \text{mit:} \quad \bar{f}_{R,k} = k_{R,90} \cdot f_{R,k} + \frac{R_{ax,k} / \sqrt{2}}{a_1 \cdot a_{2,ef}} \quad (\text{Gl. 8-14})$$

- mit:
- $\tau_{R,d}$ aus der Querkraft v_d am unverstärkten BSP ermittelte Rollschubspannung
 - $\bar{f}_{R,k,i}$ charakteristische Tragfähigkeit des verstärkten Querschnitts unter Rollschubbeanspruchung (siehe Abbildung 8-2)
 - k_{mod} Modifikationsbeiwert nach Tabelle F.1 der [DIN 1052]
 - γ_M Teilsicherheitsbeiwert für "Holz und Holzwerkstoffe" nach Tabelle 1 der [DIN 1052]
 - $R_{ax,k}$ Herausziehwiderstand der Vollgewindeschrauben nach (Gl. 8-6)

8.3.3 Verifizierung des Bemessungskonzeptes

Nach dem im vorherigen Kapitel auf Grundlage des kombinierten Fachwerkmodells vorgestellten Bemessungskonzept besteht die Tragfähigkeit eines verstärkten Brettsperrholzquerschnitts unter Rollschubbeanspruchung anteilig aus der Rollschubfestigkeit unter Berücksichtigung der Spannungsinteraktion von Rollschub- und Querdruckspannungen und der Tragfähigkeit der Vollgewindeschrauben. Da diese Bemessungstragfähigkeit mit der am unverstärkten Brettsperrholzelement ermittelten Rollschubspannung zu vergleichen ist, kann auf die maximal aufnehmbare Last zurückgerechnet werden. Die Vorgehensweise ist im Anhang F ausführlich beschrieben. Dort sind außerdem die Eingangsgrößen, die einzelnen Rechenschritte und die Zwischenergebnisse aufgeführt. Daraus ergeben sich die Werte in Tabelle 8-1 und Tabelle 8-2. Die Werte $F_{\text{max},x,i}$ bzw. $F_{\text{max},y,i}$ kennzeichnen die maximal aufnehmbaren Lasten gemäß dem Bemessungskonzept in Haupt- bzw. in Nebentragrichtung. Diese werden den jeweiligen Mittelwerten $F_{\text{mean},i}$ bzw. den 5%-Quantilwerten $F_{k,i}$ der Versuchsserien gegenübergestellt.

Tabelle 8-1: Vergleich des Bemessungskonzeptes mit den Versuchsergebnissen

Umfanggelagerte Platte unter zentrischer Einzellast		unverstärkt ($i=0$)		verstärkt ($i=1$)		
		x-Richtung	y-Richtung	x-Richtung	y-Richtung	
Bemessungskonzept	$F_{\text{max},x/y,i}$	180,4	171,6	326,6	277,2	[kN]
Versuchsergebnisse	$F_{\text{mean},i}$	381,1		476,7		[kN]
	$F_{k,i}$	338,5		456,1		[kN]
Verhältnisswerte	$F_{\text{max},x/y}/F_{\text{mean},i}$	47%	45%	69%	58%	[%]
	$F_{\text{max},x/y}/F_{k,i}$	53%	51%	72%	61%	[%]

Tabelle 8-2: Vergleich des Bemessungskonzeptes mit den Versuchsergebnissen

Punktstützung im Eckbereich		unverstärkt ($i=0$)		Schraubenbild 1 ($i=1$)		Schraubenbild 2 ($i=2$)		
		x-Richtung	y-Richtung	x-Richtung	y-Richtung	x-Richtung	y-Richtung	
Bemessungskonzept	$F_{max,x/y,i}$	115,1	113,3	221,8	193,0	292,9	246,1	[kN]
Versuchsergebnisse	$F_{mean,i}$	305,0		409,0		455,6		[kN]
	$F_{k,i}$	265,4		351,0		-		[kN]
Verhältniszerte	$F_{max,x/y}/F_{mean,i}$	38%	37%	54%	47%	64%	54%	[%]
	$F_{max,x/y}/F_{k,i}$	43%	43%	63%	55%	-	-	[%]

Der Vergleich mit den versuchstechnisch ermittelten Prüflasten zeigt, dass die nach dem Bemessungskonzept maximal aufnehmbaren Lasten in allen Fällen deutlich unter denen der jeweiligen Mittelwerte bzw. 5%-Quantilwerte liegen. Auch haben die verstärkten Serien gegenüber den unverstärkten eine höhere Ausnutzung der Bemessungslasten bezogen auf die Versuchsergebnisse. Allerdings macht die graphische Gegenüberstellung in Abbildung 8-7 deutlich, dass trotz der angesprochenen höheren Ausnutzung der Abstand zwischen den Bemessungslasten und den Versuchsergebnissen in etwa konstant bleibt. Daraus lässt sich ableiten, dass die Tragfähigkeitssteigerung durch das vorgeschlagene Bemessungskonzept näherungsweise erfasst, aber das Ausgangsniveau, also die Bemessungsfestigkeit der unverstärkten Serien, bei beiden Versuchskonfigurationen unterschätzt wird. Das stimmt mit den Erkenntnissen der FEM-Simulationen überein, da diese für die Bruchlasten der Referenzserien ebenfalls Rollschubspannungen lieferten, die deutlich über den an einaxialen Versuchen ermittelten Rollschubfestigkeiten lagen.

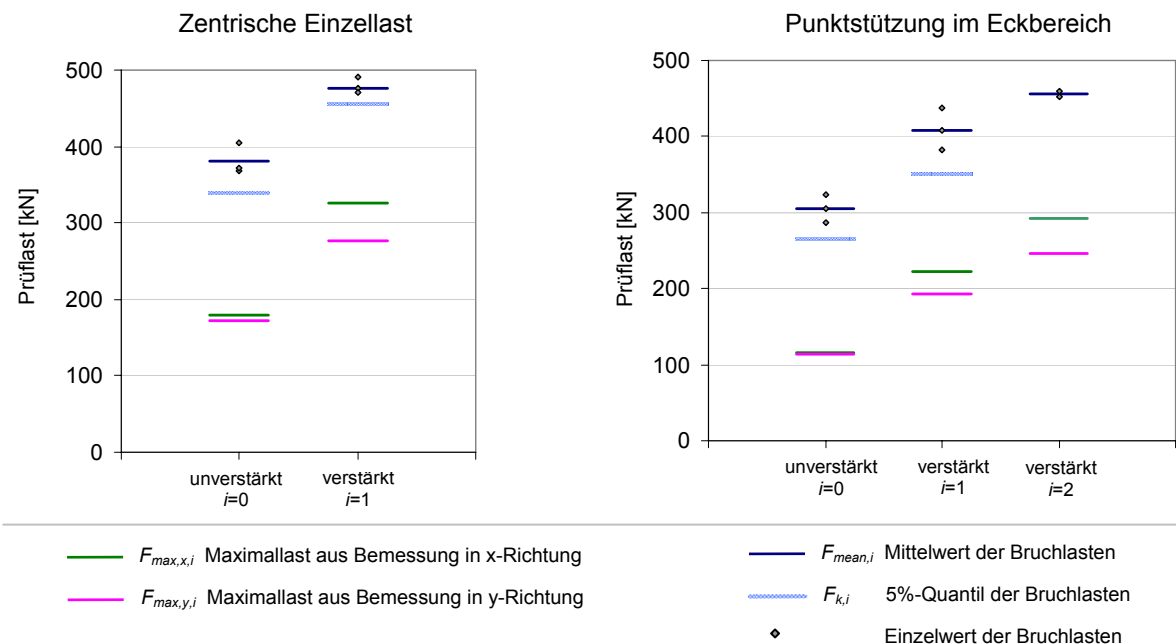


Abbildung 8-7: Vergleich der maximal aufnehmbaren Lasten mit den Versuchswerten

Die Betrachtungen belegen, dass das vorgeschlagene Bemessungskonzept auch für die Beurteilung der Tragfähigkeit von schubverstärkten Brettsperrholzelementen unter zweiachsiger Lastabtragung eine konservative Bemessung ermöglicht. Jedoch führt die Bemessung der unverstärkten Elemente unter dem Ansatz der charakteristischen Rollschubfestigkeit von $0,70 \text{ N/mm}^2$ bereits zu Bemessungslasten, die deutlich über den an einaxialen Versuchen ermittelten Rollschubfestigkeiten liegen.

sungslasten, die nur ca. 50 % der charakteristischen Versuchswerte betragen. Folglich bietet dies einen möglichen Ansatzpunkt, um gerade auch aus wirtschaftlichen Gründen das vorgestellte Konzept zu optimieren. Allerdings erlaubt die Anzahl von nur sechs unverstärkten Elementen eines Querschnittsaufbaus, die im Rahmen dieser Arbeit geprüft wurden, keine fundierte Aussage zur generellen Erhöhung der Rollschubfestigkeit unter zweiachsiger Lastabtragung. Auch bleibt zu untersuchen, ob bei Brettsperrholzelementen mit Schmalseitenverklebung, die aufgrund ihres Herstellungsprozesses keine Entlastungsnuten in den Lamellen besitzen und gemäß ihrer allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen bereits Rollschubfestigkeitswerte von bis zu $1,25 \text{ N/mm}^2$ aufweisen, unter zweiachsiger Beanspruchung ebenfalls höhere Rollschubfestigkeiten vorliegen.

9 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der Schubbemessung von Brettsperrholz bei konzentrierter Lasteinleitung und punktuell angeordneten Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben.

Zunächst wurden die Auswirkungen verschiedener Steifigkeitsparameter auf das Tragverhalten der unverstärkten Brettsperrholzelemente betrachtet. Es zeigte sich, dass bei einem Einfeldträger unter sinusförmiger Belastung bzw. unter Gleichlast der Einfluss der Schubverformung auf die Längsspannungs- und Schubspannungsverteilung vernachlässigbar gering ist, sofern ein Verhältnis der Spannweite l zur Elementdicke d von $l/d \geq 20$ vorliegt. In diesem Fall liefert die starre Verbundtheorie ausreichend genaue Ergebnisse. Bei der Verformungsberechnung ist stets der Anteil der Schubverformung zu berücksichtigen. Zudem ergaben Versuche, dass Brettsperrholzfugen nur eine sehr geringe Auswirkung auf das Drillverhalten der Elemente besitzen. Die Drillsteifigkeit kann näherungsweise wie für Elemente mit Schmalseitenverklebung bestimmt werden.

Für die Schubbemessung von Brettsperrholzelementen im Bereich von Punktstützungen bzw. Einzellasten wurde ein vereinfachtes Verfahren zur Ermittlung der maßgebenden Rollschubspannungen an standardisierten Querschnittstypen vorgestellt. Dadurch kann die Verteilung der Querkräfte aus der Anzahl der vorhandenen Schichten sowie dem Verhältnis der Einzelschichtdicken der jeweiligen Tragrichtungen abgeschätzt werden. Die Berechnung der Schubspannungen entlang der Lasteinleitungsflächen liegt deutlich auf der sicheren Seite, liefert jedoch unwirtschaftliche Ergebnisse. Für Elemente mit gleichen Einzelschichtdicken in Haupt- und Nebentragrichtung empfiehlt es sich daher, eine Lastausbreitung von 35° bis zur Schwerachse der Elemente zu berücksichtigen und die maßgebenden Rollschubspannungen anhand der mitwirkenden Breiten zu berechnen.

In Bereichen konzentrierter Lasteinleitung treten Spannungsinteraktionen aus Querdruck- und Rollschubbeanspruchungen auf. Experimentelle Untersuchungen an Kleinproben und Brettsperrholzbauweisen belegten, dass sich die Spannungsinteraktion positiv auf die Rollschubfestigkeit auswirkt. Es wurden Festigkeitssteigerungen von bis zu 50 % ermittelt. Sie sind deutlich abhängig vom Verhältnis der Brettbreite bzw. des Abstandes der Entlastungsnuten zur Einzelschichtdicke. In der Folge wurde ein allgemeiner Bemessungsansatz entwickelt, der die Erhöhung der charakteristischen Rollschubfestigkeit in Abhängigkeit vom gleichzeitig wirkenden Querdruck bis maximal 20 % erlaubt.

Versuche an siebenlagigen Brettsperrholzelementen lieferten grundlegende Erkenntnisse über die Auswirkungen von Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben auf das Tragverhalten von Brettsperrholzelementen. Neben den Schraubenkonfigurationen und der Gesamtdicke der Elemente wurde das Verhältnis des Fugenabstandes zur jeweiligen Einzelschichtdicke variiert. Bei den Versuchskonfigurationen handelte es sich um Vierpunkt-Schubversuche in Anlehnung an die [CUAP 03.04/06] sowie um ein alternatives Verfahren mit einem um 10° gegen die Vertikale geneigten Schubelement. Im Vergleich zu den unverstärkten Referenzserien beträgt die maximal erzielte Steigerung der Schubtragfähigkeit ca. 80 %. Zusätzlich wirken sich die Verstärkungselemente positiv auf die Streu-

ung der Versuchsergebnisse aus. Bei den unverstärkten Prüfkörpern liefern die Vierpunkt-Schubversuche geringfügig höhere Schubfestigkeiten als die Versuche an den geneigten Schubelementen.

Sowohl Federelemente als auch die von HÖGER (2008) vorgeschlagene Verbundschicht eignen sich im Rahmen von Simulationsberechnungen zur Modellierung des Verbundverhaltens der Vollgewindeschrauben mit Brettsperrholz. Anhand einer Kleinserie von Versuchen wurden Gleichungen zur Ermittlung der entsprechenden Kennwerte abgeleitet bzw. validiert.

Um das Tragverhalten schubverstärkter Brettsperrholzquerschnitte zu beschreiben, wurden verschiedene theoretische Tragmodelle vorgestellt und mit den Versuchsergebnissen verglichen:

- FEM-Scheibenberechnung

Das Berechnungsmodell besteht aus Scheiben- (Brettsperrholz) und Stabelementen (Vollgewindeschrauben), die über Federelemente miteinander gekoppelt sind. Die Berechnung der verstärkten Elemente zeigt, dass die Tragfähigkeitssteigerung nicht allein auf die Reduktion der Rollschubspannung zurückzuführen ist. Erst die Berücksichtigung des Interaktionsverhaltens von Rollschub und Querdruck führt bei dem Simulationsmodell zu teilweise guter Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. Tendenziell liegen die Simulationsergebnisse unter den Mittelwerten der Prüflasten. Dies ist darauf zurückzuführen, dass bei den Versuchen im Bereich der Versagenslasten Spannungumlagerungen auftreten, die zu einer Steigerung der maximalen Traglast führen. Diese Umlagerungen werden jedoch wegen der linear elastischen Materialeigenschaften im verwendeten FEM-Modell nicht berücksichtigt.

- Fachwerkmodell

Die Tragfähigkeit des Brettsperrholzes und die der Vollgewindeschrauben wird getrennt voneinander betrachtet. Während sie sich bei Brettsperrholz aus der Rollschubfestigkeit der unverstärkten Referenzserien ergibt, wird zur Ermittlung der anteiligen Tragfähigkeit der Schubverstärkung ein Fachwerkmodell herangezogen, bei dem die Schrauben die Tragwirkung der Diagonalen übernehmen. Die Gegenüberstellung mit den Versuchswerten auf Grundlage der charakteristischen 5%-Quantilwerte belegt, dass das Fachwerkmodell konservative Bemessungsergebnisse liefert.

- Analytisches Verfahren basierend auf der konstruktiven Anisotropie

Der analytische Ansatz basiert auf bekannten mechanischen Grundlagen und Werkstoffgesetzen unter Anwendung der Matrizen Schreibweise. Das Interaktionsverhalten von Querdruck und Rollschub wird ebenfalls berücksichtigt. Der Vergleich der analytisch bestimmten Traglasten mit den Mittelwerten der jeweiligen Versuchsserien zeigt, dass besonders bei den Balkenversuchen mit einer maximalen Abweichung von nur 8 % eine gute Übereinstimmung vorliegt.

Versuche an Plattenelementen lieferten erste Erfahrungen mit Schubverstärkungen aus Vollgewindeschrauben unter Berücksichtigung zweiachsiger Lastabtragung. Verwendet wurden umfanggelagerte Plattenelemente unter zentrischer Einzellast und in den Eckbereichen punktgestützte Elemente. Die Versuchsauswertung und die begleitenden FEM-Berechnungen an Volumenmodellen führten zu folgenden Erkenntnissen:

- Die anhand der Simulationsmodelle aus den Bruchlasten der unverstärkten Elemente ermittelten Rollschubspannungen liegen bei beiden Versuchskonfigurationen um bis zu 70 % über den Festigkeitswerten, die mittels einachsiger Balkenversuche ermittelt wurden.
- In Bereichen konzentrierter Lasteinleitung darf der Einfluss der Spannungsinteraktion mit Querdruck auf die Rollschubfestigkeit berücksichtigt werden. Die Spannungsinteraktion allein reicht jedoch nicht aus, um die zuvor genannten Festigkeitsunterschiede vollständig zu erklären. Folglich müssen zusätzlich Spannungsumlagerungen bzw. Verdübelungseffekte auftreten, die derzeit nicht näher quantifizierbar sind.
- Durch die Schubverstärkungen mit diagonal angeordneten Vollgewindeschrauben wurden bei der umfanggelagerten Platte Tragfähigkeitssteigerungen von 26 % erzielt. Bei der Punktstützung im Eckbereich betragen sie in Abhängigkeit von den Schraubenanordnungen 34 % bzw. 49 %.
- Das im Rahmen der Auswertung verwendete FEM-Volumenmodell ist in Verbindung mit den Spannungsinteraktionen sehr gut geeignet, das Tragverhalten der Elemente zu beschreiben. Voraussetzung ist, dass im für die Schubbemessung maßgebenden Bereich eine relativ gleichmäßige Verteilung der Rollschubspannungen und Verstärkungselemente vorliegt. Ist dies nicht der Fall, wie beispielsweise bei der Punktstützung im Eckbereich, bei der es entlang des Auflagerrandes zu einer deutlichen Zunahme der Rollschubspannungen in Richtung Außenkante kommt, so ist das Simulationsergebnis deutlich von der Schnittführung bzw. dem Ort der Auswertung abhängig.

Die vorgestellten FEM-Modelle sowie das analytische Verfahren sind in erster Linie für wissenschaftliche Betrachtungen bzw. zur Untersuchung spezieller Konstruktionsdetails interessant. Aufgrund ihrer Komplexität eignen sich diese Verfahren jedoch nur bedingt für die praktische Umsetzung bei der Bemessung. Das vorgeschlagene Bemessungskonzept basiert daher auf dem Fachwerkmodell, das allerdings um das Spannungsinteraktionskriterium mit einer maximalen Erhöhung der Rollschubfestigkeit von 20 % ergänzt wird. Die Gegenüberstellung mit den Versuchsergebnissen belegt, dass im Rahmen der untersuchten Randbedingungen eine konservative Bemessung gewährleistet ist.

Die Untersuchungsergebnisse deuten darauf hin, dass unter zweiachsiger Lastabtragung zusätzliche Tragreserven aktiviert und somit Rollschubfestigkeitswerte erzielt werden, die die bei einachsiger Beanspruchung ermittelten Werte deutlich übersteigen. Aus wirtschaftlichen Gründen sollte im Rahmen von zukünftigen Projekten überprüft werden, ob bei Brettsperrholzelementen mit Fugen bzw. Entlastungsnuten, aber auch bei Elementen mit Schmalseitenverklebung, unter zweiachsiger Beanspruchung generell erhöhte Rollschubfestigkeitswerte angenommen werden dürfen.

Literaturverzeichnis

Veröffentlichungen

AICHER & SCHRANK, (2006)

Aicher, S.; Schrank, M.: Schubverstärkung von Brettschichtholzträgern mittels eingeklebter Gewindestangen – ein Fallbeispiel. Otto-Graf-Journal, Vol. 17, S. 143-160.

ANDERS, (2008)

Anders, E.K.: Einzellasten auf Decken aus Brettsperrholz – FE-Modellierungen. Diplomarbeit, Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, Technische Universität München.

BEJTKA, (2003)

Bejtka, I.: Querkzug- und Querdrukverstärkungen – Aktuelle Forschungsergebnisse. Tagungsband 2003 Ingenieurholzbau Karlsruher Tage, Bruderverlag, Karlsruhe.

BEJTKA, (2005)

Bejtka, I.: Verstärkungen von Bauteilen aus Holz mit Vollgewindeschrauben. Dissertation erschienen in: Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau 2, Universitätsverlag Karlsruhe.

BLAß & GÖRLACHER, (2002)

Blaß, H.J.; Görlacher, R.: Zum Trag- und Verformungsverhalten von Lignotrend-Elementen bei Beanspruchung in Plattenebene. Bauen mit Holz, Heft 11.

BLAß & FELLMOSE, (2002)

Blaß, H.J.; Fellmoser, P.: Erstellung eines Rechenverfahrens zur Ermittlung von Festigkeitswerten von Mehrschichtplatten. Forschungsbericht, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine Abteilung Ingenieurholzbau, Universität Fridericiana Karlsruhe.

BLAß & GÖRLACHER, (2003)

Blaß, H.J.; Görlacher, R.: Brettsperrholz – Berechnungsgrundlagen. Holzbau Kalender 2003, S. 580 – 598, Bruderverlag Karlsruhe.

BLAß ET AL., (2006)

Blaß, H.J.; Bejtka, I.; Uibel, T.: Tragfähigkeit von Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde. Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau 4, Universitätsverlag Karlsruhe.

BLAß & UIBEL, (2007)

Blaß, H.J.; Uibel, T.: Tragfähigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln in Brettsperrholz. Karlsruher Bericht zum Ingenieurholzbau 8, Universitätsverlag Karlsruhe.

BLAß & UIBEL, (2009)

Blaß, H.J.; Uibel, T.: Bemessungsvorschläge für Verbindungsmittel in Brettsperrholz. Bauen mit Holz, Heft 2.

BLAß & KRÜGER, (2010)

Blaß, H.J.; Krüger, O.: Schubverstärkung von Holz mit Holzschrauben und Gewindestangen. AiF-Vorhaben an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine; Abteilung Ingenieurholzbau und Baukonstruktion, Universität Karlsruhe.

BOGENSPERGER ET AL., (2010)

Bogensperger, T.; Moosbrugger, T.; Silly, G.: Verification of CLT-plates under loads in plane. World Conference on Timber Engineering, Riva del Garda, Italy.

BOSL, (2002)

Bosl, R.: Zum Nachweis des Trag- und Verformungsverhaltens von Wandscheiben aus Brettlagenholz. Dissertation, Universität der Bundeswehr München.

COLLING, (2000)

Colling, F.: Erhöhung der Querdruckfestigkeit von Holz mittels selbstschneidenden Holzschrauben. Forschungsbericht, Fachhochschule Augsburg.

COLLING & BEDÖ, (2007)

Colling, F.; Bedö, S.: Prüfbericht Nr.: H06-01/1-ZE-PB, Versuche im Zusammenhang mit der Zustimmung im Einzelfall für die punktgestützte Auflagerung einer Dickholzplatte in der Mensa der Universität Bamberg; Kompetenzzentrum Konstruktiver Ingenieurbau, Abteilung Holzbau, Fachhochschule Augsburg.

EBERHARDSTEINER, (2002)

Eberhardsteiner, J.: Mechanisches Verhalten von Fichtenholz - Experimentelle Bestimmung der biaxialen Festigkeitseigenschaften. Springer-Verlag, Wien.

EWALD & LISCHKE, (1987)

Ewald, G.; Lischke, N.: Das Werkstoffgesetz mehrlagiger anisotroper Gitterstrukturen. Bauingenieur 62, S. 255-261, Springer Verlag, Berlin.

FELLMOSER & BLAß, (2004)

Fellmoser, P.; Blaß, H.J.: Influence of rolling shear modulus on strength and stiffness of structural bonded timber elements. CIB-W18, Paper 37-6-5, Meeting 37, Edinburgh, UK.

GÖRLACHER, (2002)

Görlacher, R.: Ein Verfahren zur Ermittlung des Rollschubmoduls von Holz. Holz als Roh- und Werkstoff, Jg. 60, S. 317-322.

GUGGENBERGER & MOOSBRUGGER, (2006)

Guggenberger, W.; Moosbrugger, T.: Mechanics of Cross-Laminated Timber Plates under Uniaxial Bending. World Conference on Timber Engineering, Portland, USA.

GÜLZOW ET AL., (2008)

Gülzow, A.; Gsell, D.; Steiger, R.: Zerstörungsfreie Bestimmung elastischer Eigenschaften quadratischer 3-schichtiger Brettsperrholzplatten mit symmetrischem Aufbau. Holz als Roh und Werkstoff, Jg. 66, S. 19-37.

GÜLZOW, (2008)

Gülzow, A.: Zerstörungsfreie Bestimmung der Biegesteifigkeiten von Brettsperrholzplatten. Dissertation, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich.

HAMM & RICHTER, (2009)

Hamm, P.; Richter, A.: Bemessungs- und Konstruktionsregeln zum Schwingungsnachweis von Holzdecken. Fachtagung Holzbau, Leinfelden-Echterdingen, 26. November 2009. Hrsg.: Landesbeirat Holz Baden-Württemberg e.V., Stuttgart. S. 15-29.

HÄBERLE, (2004)

Häberle, J.: Konstruieren mit Faserverbundwerkstoffen Teil 1. Gerüstmanuskript zur Vorlesung im WS 04/05, Institut für Werkstofftechnik, Universität Kassel.

HEMMER, (1984)

Hemmer, K.: Versagensarten des Holzes der Weißtanne (*Abies Alba*) unter mehrachsiger Beanspruchung. Dissertation, TH Karlsruhe.

HÖGER, (2008)

Höger, B.: Überprüfung einer Theorie zur Schubbewehrung von Holzträgern mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente. Diplomarbeit, Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, Technische Universität München.

JEITLER, (2003)

Jeitler, G.: Versuchstechnische Ermittlung der Verdrehungskenngrößen von orthogonal verklebten Brettlamellen, Diplomarbeit am Institut für Stahlbau, Holzbau und Flächentragwerke, TU Graz.

JÖBSTL, (2007)

Jöbstl, R.A.: Praxisgerechte Bemessung von Brettsperrholz. Tagungsband 2007 Ingenieurholzbau Karlsruher Tage, Bruderverlag, Karlsruhe.

JÖBSTL ET AL., (2006)

Jöbstl, R.A.; Moosbrugger, T.; Bogensperger, T.; Schickhofer, G.: A Contribution to the Design and System Effect of Cross Laminated Timber. CIB-W18, Paper 39-12-4, Florence, Italy.

JÖBSTL & SCHICKHOFER

Jöbstl, R.A.; Schickhofer, G.: Comparative Examination of Creep of GLT and CLT-Slabs in Bending. CIB-W18, Paper 40-12-3, Bled, Slovenia.

KREUZINGER, (1999)

Kreuzinger, H.: Platten, Scheiben, Schalen – Ein Berechnungsmodell für gängige Statikprogramme. Bauen mit Holz, Heft 1, 1999.

KREUZINGER, (2000)

Kreuzinger, H.: Verbundkonstruktionen aus nachgiebig miteinander verbundenen Querschnittsteilen. Tagungsband 2000 Ingenieurholzbau Karlsruher Tage, Bruderverlag, Karlsruhe.

KREUZINGER & SCHOLZ, (1999)

Kreuzinger, H.; Scholz, A.: Nachweis in Grenzzuständen der Tragfähigkeit bei Platten und Scheiben aus Holz und Holzwerkstoffen unter Spannungskombinationen. Forschungsvorhaben – Schlussbericht, TU München.

KREUZINGER & SCHOLZ, (2001)

Kreuzinger, H.; Scholz, A.: Schubtragverhalten von Brettsperrholz. Forschungsvorhaben – Schlussbericht, TU München.

KREUZINGER & SCHOLZ, (2003)

Kreuzinger, H.; Scholz, A.: Flächentragwerke – Berechnung und Konstruktion. AiF Forschungsvorhaben – Schlussbericht, TU München.

LISCHKE, (1985)

Lischke, N.: Zur Anisotropie von Verbundwerkstoffen am Beispiel von Brettlagenholz. Fortschritts-Bericht VDI Reihe 5, Nr. 98, VDI-Verlag, Düsseldorf.

MESTEK & WINTER, (2011)

Mestek, P.; Winter, S.: Konzentrierte Lasteinleitung in Brettsperrholzkonstruktionen - Verstärkungsmaßnahmen. AiF Forschungsvorhaben – Schlussbericht, TU München.

PIRNBACHER ET AL., (2006)

Pirnbacher, G.; Traetta, G.; Schickhofer, G.: Forschung an der TU Graz – Anwendung der Johansen-Theorie für gekreuzt geschichtete Strukturen. Tagungsband der 5. Grazer Holzbau-Fachtagung.

RUG, (1994)

Rug, W.: Innovationen im Holzbau – Die Hetzerbauweise. Bautechnik, Jg. 71, Heft 4, S. 213-219.

SCHOLZ, (2004)

Scholz, A.: Ein Beitrag zur Berechnung von Flächentragwerken aus Holz. Dissertation, TU München.

SCHRÖDER & WIDMANN, (1997)

Schröder, H.; Widmann, S.: Mehrgeschossige Wohnungsbauten in Holz. Der Architekt Nr.7, S. 449-451, Nicolai Verlag Berlin.

SPENGLER, (1982)

Spengler, R.: Festigkeitsverhalten von Brettschichtholz unter zweiachsiger Beanspruchung, Teil 1 - Ermittlung des Festigkeitsverhaltens von Brettelelementen aus Fichte durch Versuche. LKI, Berichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke H.62/1982.

STÜRZENBECHER ET AL., (2010)

Stürzenbecher, R.; Hofstetter, K.; Eberhardsteiner, J.: Cross Laminated Timber: A Multi-Layer, Shear Compliant Plate and its Mechanical Behavior. World Conference on Timber Engineering, Riva del Garda, Italy.

TRAETTA ET AL., (2006)

Traetta, G.; Bogensperger, T.; Moosbrugger, T.; Schickhofer, G.: Verformungsverhalten von Brettsperrholzplatten unter Schubbeanspruchung in der Ebene. Tagungsband der 5. Grazer Holzbau-Fachtagung.

TRAUTZ & KOJ, (2008)

Trautz, M.; Koj, C.: Mit Schrauben Bewehren. Bautechnik, Jg. 85, Heft 3, S. 190-196.

TSAI & WU, (1971)

Tsai, S.; Wu, E.: A General Theory of Strength for Anisotropic Materials. Journal of Composite Materials, Vol. 5, No. 1, 58-80.

WINTER ET AL., (2008)

Winter, S.; Kreuzinger, H.; Mestek, P.: Brettstapel, Brettsper Holz und Verbundkonstruktionen. Teilprojekt 15 des HTO-Verbundforschungsvorhabens „Holzbau der Zukunft“, TU München.

Normen und Regelwerke

- [abZ-9.1-354] abZ-9.1-354, Merk-Dickholz (MDH), Finnforest Merk GmbH, Aichach, Deutschland; Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.
- [abZ-9.1-501] abZ-9.1-501, Merk-Dickholz (MDH), Finnforest Merk GmbH, Aichach, Deutschland; Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.
- [abZ-9.1-519] abZ. Nr. Z-9.1-519 vom 07. Mai 2007; SPAX-S Schrauben mit Vollgewinde als Holzverbindungsmittel; ABC Verbindungstechnik GmbH & Co. KG, Ennepetal, Deutschland; Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.
- [abZ-9.1-559] abZ-9.1-559, CLT - Cross Laminated Timber, Stora Enso Timber Oy Ltd, Porvoo, Finnland; Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.
- [abZ-9.1-809] abZ. Nr. Z-9.1-809 vom 25. Mai 2010; Heißerer Brettspertholz; Gebrüder Heißerer GmbH, Roßhaupten; Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.
- [CUAP 03.04/06] Common Understanding of Assessment Procedure: "Solid wood slab element to be used as a structural element in buildings"; ETA request No 03.04/06.
- [DIN 1025-3] DIN 1025-3:1994-03: Warmgewalzte I-Träger; Breite I-Träger, leichte Ausführung, IPBI-Reihe; Maße, Masse, statische Werte.
- [DIN 1052] DIN 1052:2008-12: Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken. Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau.
- [DIN 4074-1] DIN 4074-1:2008-12: Sortierung von Holz nach der Tragfähigkeit – Teil 1: Nadelholz.
- [DIN 52187] DIN 52187:1979-05: Prüfung von Holz - Bestimmung der Scherfestigkeit in Faserichtung.
- [DIN CEN/TS 14966] DIN CEN/TS 14966:2005-08: Holzwerkstoffe - Orientierende Prüfverfahren an kleinen Prüfkörpern für einige mechanische Eigenschaften; Deutsche Fassung CEN/TS 14966:2005.
- [DIN EN 1995-1-1] DIN EN 1995-1-1: Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln für den Hochbau; Deutsche Fassung EN 1995-1-1:2004 + AC:2006 + A1:2008.
- [DIN EN 392] DIN EN 392:1996-04: Brettschichtholz - Scherprüfung der Leimfugen. Deutsche Fassung EN 392:1995.
- [DIN EN 408] DIN EN 408:2009-03: Holzbauwerke - Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz - Bestimmung einiger physikalischer und mechanischer Eigenschaften; Deutsche Fassung prEN 408:2009.
- [EN 14358] EN 14358:2007-03: Holzbauwerke – Berechnung der 5%-Quantile für charakteristische Werte und Annahmekriterien für Proben; Deutsche Fassung EN 14358:2006.
- [SIA 265] SIA 265: 2003. „Holzbau“. Schweizer Norm. SIA Zürich.

Software

- [ANSYS] ANSYS, Finite Elemente Programm, Release 12.0.
- [Sofistik 2010] Sofistik 2010 Statik. Sofistik AG, Oberschleißheim, 2009.

Begriffe und Bezeichnungen

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

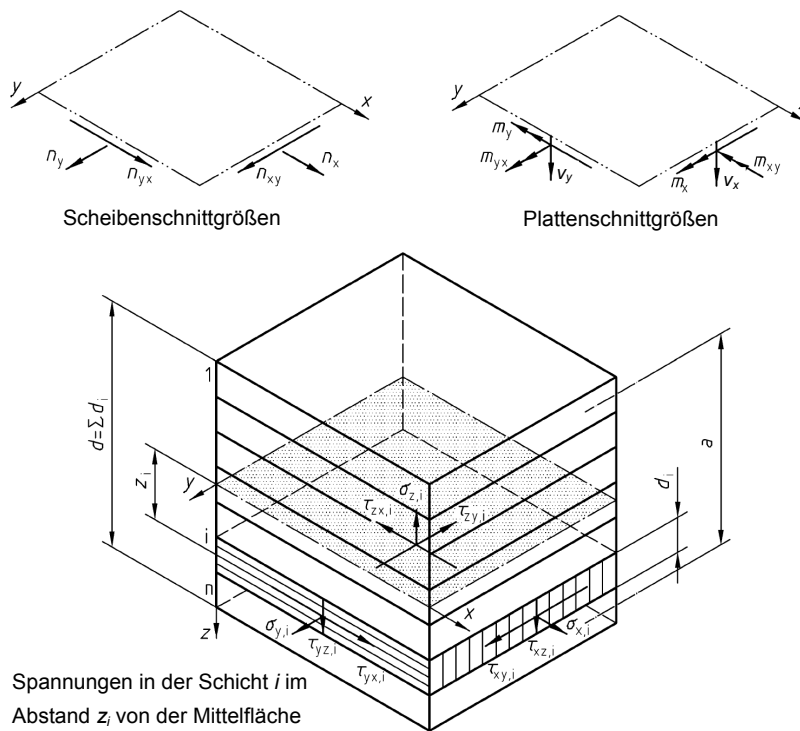


Abbildung 0-1 Schnittgrößen- und Spannungsdefinition [DIN 1052].

Griechische Buchstaben

- α Neigungswinkel
- Δ Änderung; Differenz
- ε Winkel
- η Verstärkungsgrad
- λ Beiwert
- μ Querdehnzahl
- ρ Rohdichte
- σ Normalspannung; Biegespannung; Spannungen quer zur Faserrichtung
- τ Schubspannung
- ν Variationskoeffizient (COV)

Lateinische Buchstaben

- A Querschnittsfläche
- B Biegesteifigkeit bzw. Drillsteifigkeit eines Flächenelementes

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

Indizes

τ	Schubspannung
<i>A</i>	Ebene A der Schubanalogie
<i>B</i>	Ebene B der Schubanalogie
<i>E</i>	Einleitungsbereich
<i>F</i>	Fuge; Entlastungsnute
<i>k</i>	Federsteifigkeit

<i>L</i>	Seitenlasche
<i>M</i>	Biegemoment am Stabelement; Momenteneinwirkung am Stabelement
<i>R</i>	Rollschub; Rand
<i>S</i>	Schraube
<i>BSP</i>	Brettsper Holz
<i>FEM</i>	FEM-Berechnungsergebnis
<i>FW</i>	Fachwerkmodell
<i>GL.</i>	Gleitfläche
<i>Konst.</i>	Ergebnis nach dem analytischen Verfahren der konstruktiven Anisotropie
<i>Rah.</i>	Rahmen
<i>Res</i>	Resultierende
<i>Red</i>	Reduktion
<i>SCH.</i>	Scherfläche
<i>c</i>	Druck
<i>d</i>	Bemessungswert
<i>h</i>	Höhe; Querschnittshöhe
<i>i, j</i>	Laufvariable
<i>k</i>	Charakteristischer Wert; 5%-Quantil
<i>s</i>	Schwerpunkt
<i>t</i>	Zug
<i>u</i>	Unverstärkt
<i>v</i>	Querkraft; Schub; verstärkt
<i>x, y, z</i>	Koordinatenrichtungen; Schnittufer
<i>ax</i>	Axial; in Schaffrichtung
<i>calc</i>	Rechenwert
<i>kor</i>	Korrekturwert
<i>ln</i>	Logarithmische Normalverteilung
<i>max</i>	Maximalwert
<i>mean</i>	Mittelwert
<i>norm</i>	normierte Kenngröße
<i>ef</i>	Effektivwert
<i>exp</i>	Versuchswert
<i>ext</i>	Extern
	Parallel
⊥	Senkrecht
0	In Faserrichtung; Referenzwert
1	In Faserrichtung der Decklage
2	Quer zur Faserrichtung der Decklage
90	Senkrecht zur Faserrichtung

Anhang A Einfluss der Schubsteifigkeit

A.1 Normalspannungsverteilung - Verhältnis $l/d = 25$

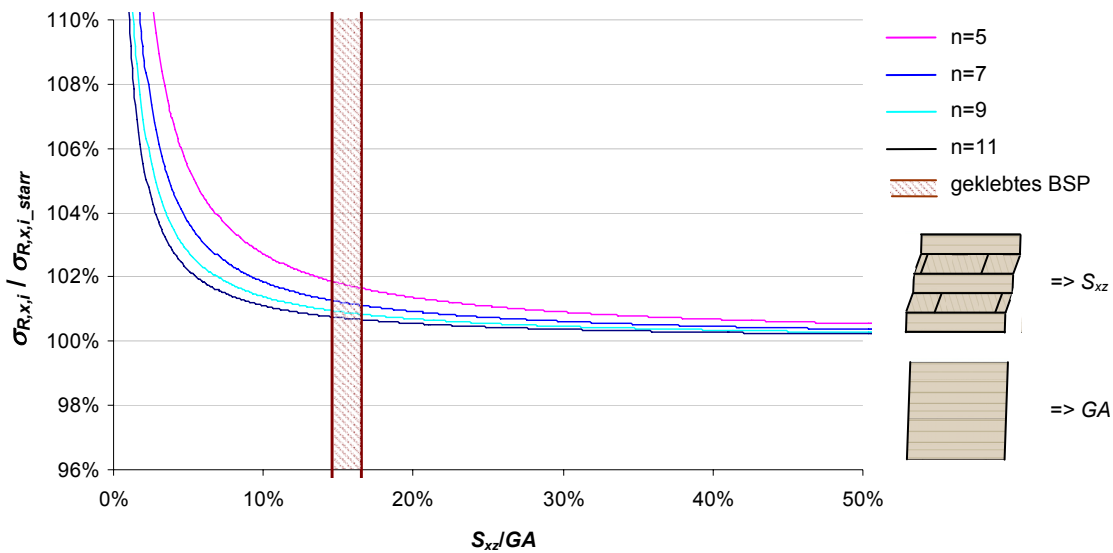


Abbildung A-1: Verhältnis der Randspannungen, lineare Darstellung für $l/d=25$

A.2 Normalspannungsverteilung - Verhältnis $l/d = 30$

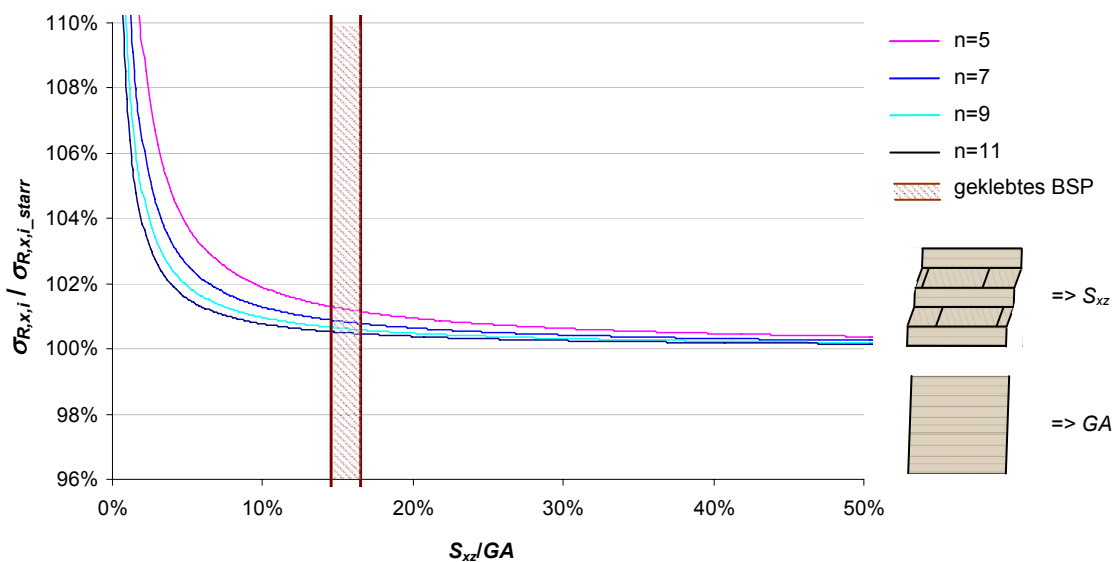


Abbildung A-2: Verhältnis der Randspannungen, lineare Darstellung für $l/d=30$

Anhang B Untersuchung der Lastausbreitung

Die nachfolgenden Diagramme vergleichen die Rollschubspannungen nach dem vereinfachten Verfahren (τ_R) unter Berücksichtigung der betrachteten Lastausbreitungsvariante mit den maximalen Rollschubspannungen der FEM-Berechnungen ($\tau_{R,FEM}$).

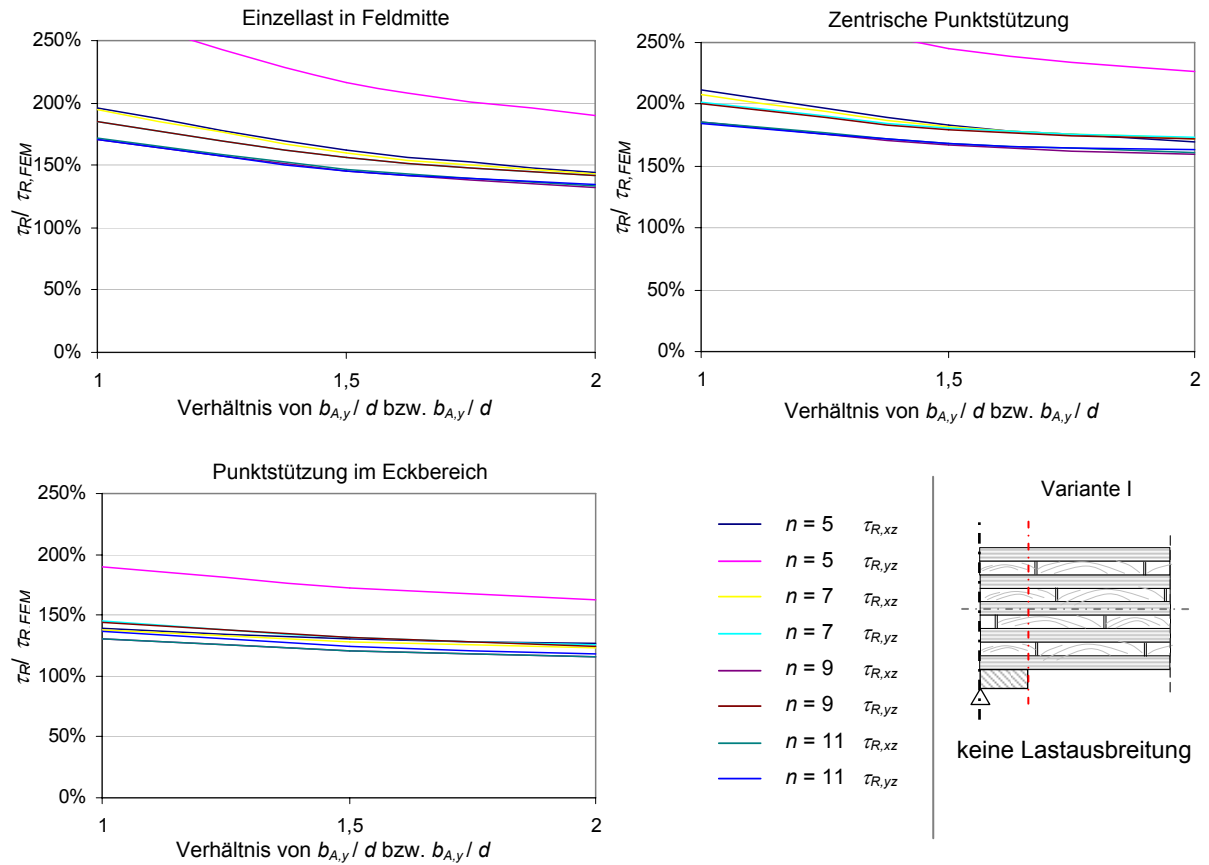


Abbildung B-1: Vergleich des vereinfachten Verfahrens mit der FEM-Berechnung – Variante I

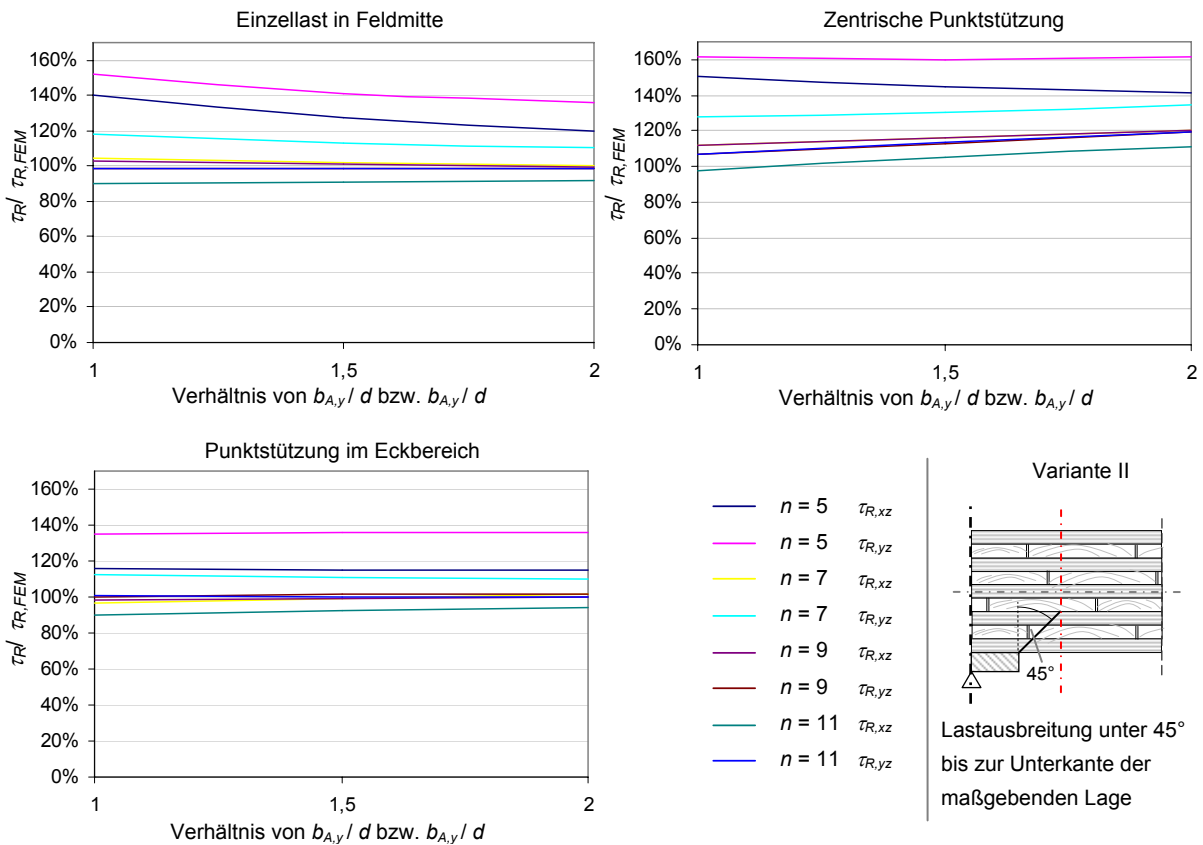


Abbildung B-2: Vergleich des vereinfachten Verfahrens mit der FEM-Berechnung – Variante II

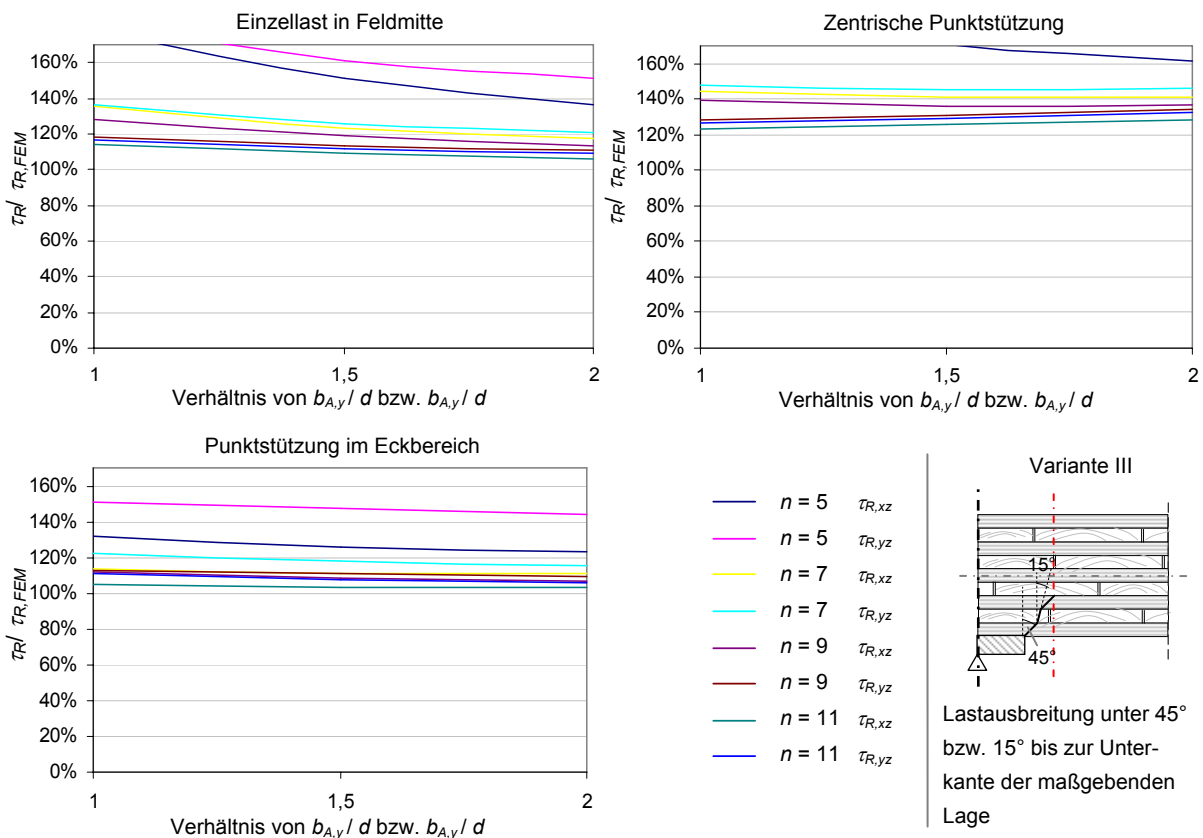


Abbildung B-3: Vergleich des vereinfachten Verfahrens mit der FEM-Berechnung – Variante III

Anhang C Interaktion Rollschub und Querdruck

C.1 Kleinversuche

Tabelle C-1: Rohdichte der Prüfkörper [kg/m³]

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

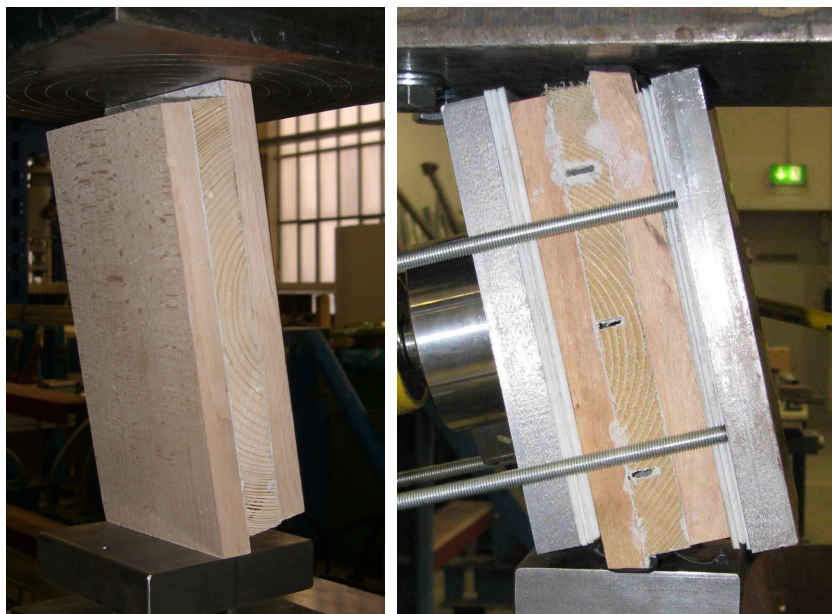


Abbildung C-1: Typische Jahrringlage der Prüfkörper

Tabelle C-2: Bruchlast (max F) und Vorspannkraft (Vorsp.) in [kN]

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

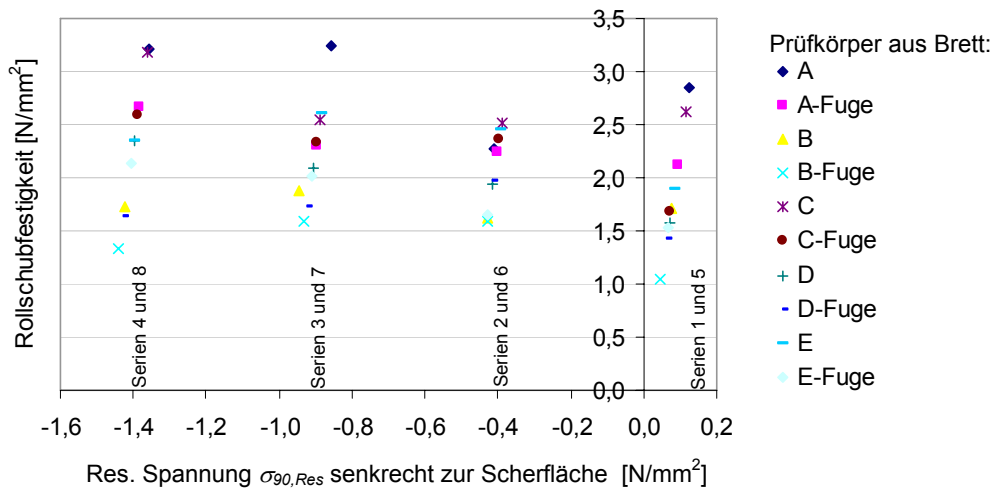


Abbildung C-2: Einzelwerte der Rollschubfestigkeit

C.2 Bauteilversuche

Die nachfolgenden Tabellen enthalten die aus den maximalen Prüflasten ermittelten Rollschubfestigkeiten der Mittellagen. Die Diagramme zeigen die Einzelwerte der Rollschubfestigkeiten in Abhängigkeit der gleichzeitig wirkenden Querdruckspannung. Zur Veranschaulichung der Festigkeitsänderungen wurde zwischen den Versuchswerten linear interpoliert.

Tabelle C-3: Rollschubfestigkeit f_R - Typ 119

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

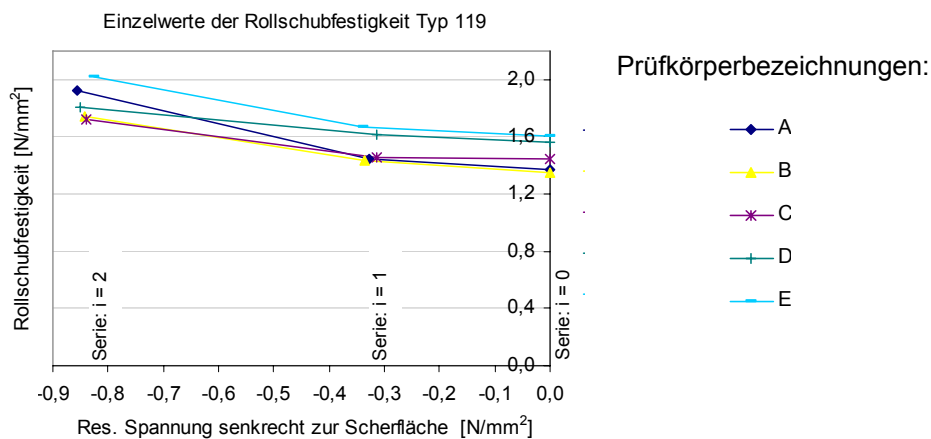


Abbildung C-3: Einzelwerte der Rollschubfestigkeit für Typ 119

Tabelle C-4: Rollschubfestigkeit f_R - Typ 189

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

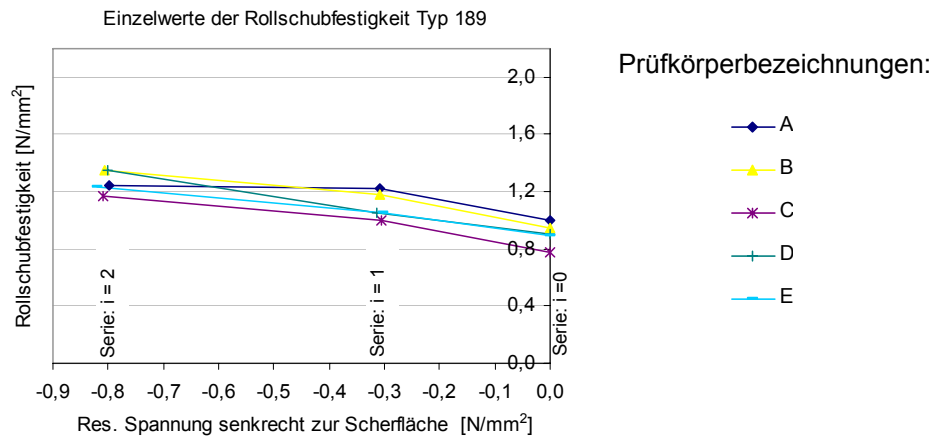


Abbildung C-4: Einzelwerte der Rollschubfestigkeit für Typ 189

Tabelle C-5: Rollschubfestigkeit f_R - Typ 189_S

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

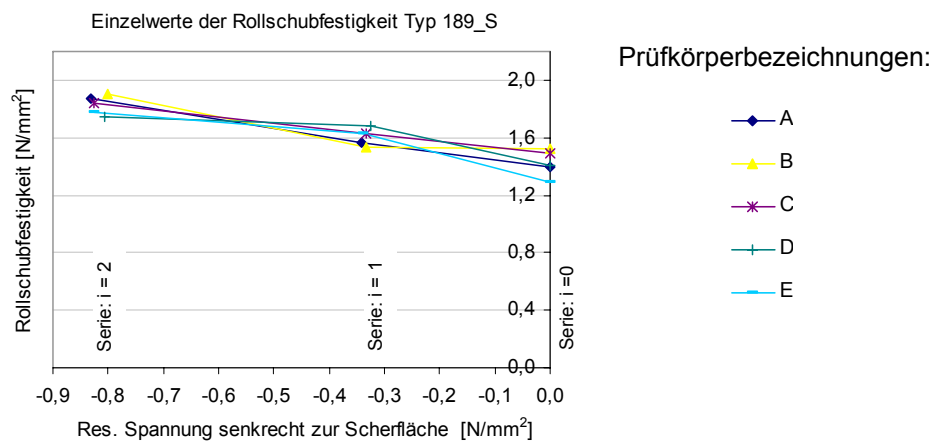


Abbildung C-5: Einzelwerte der Rollschubfestigkeit für Typ 189_S

Anhang D Versuchsdaten Schubverstärkungen

D.1 Prüfkörperherstellung

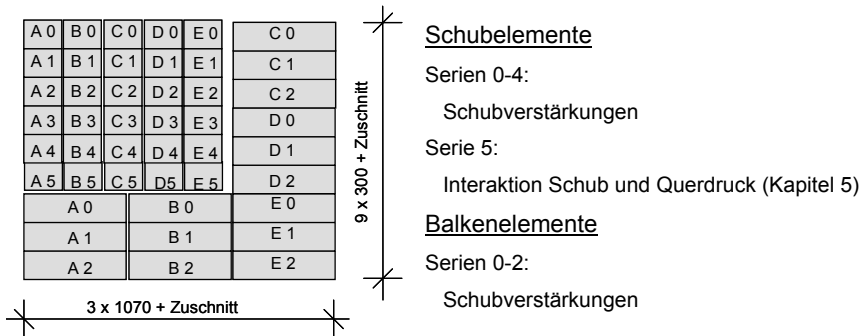


Abbildung D-1: Abmessungen des Rohkörpers und Anordnung der Prüfkörper, Typ 119

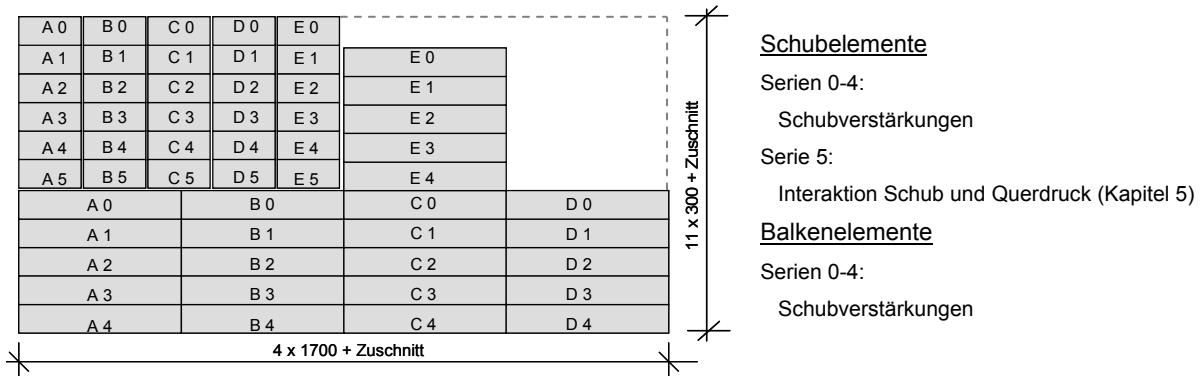


Abbildung D-2: Abmessungen des Rohkörpers und Anordnung der Prüfkörper, Typ 189

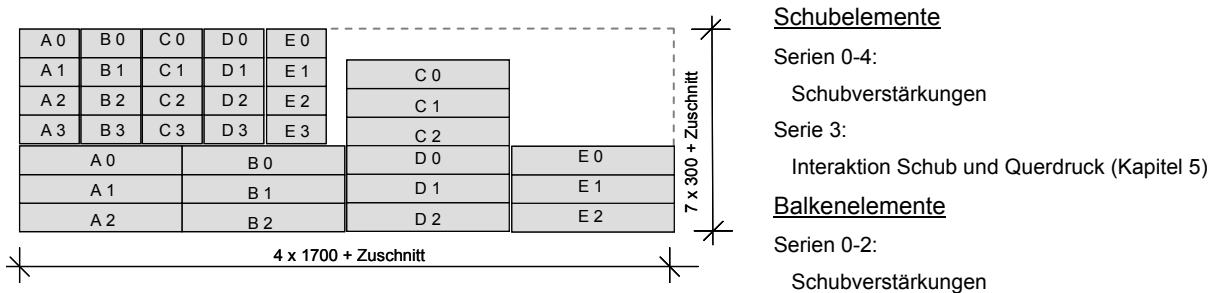


Abbildung D-3: Abmessungen des Rohkörpers und Anordnung der Prüfkörper, Typ 189_S

D.2 Auswertung

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

- Index i : Serie bzw. Schraubenbilder mit $i = 0, \dots, 4$
- Index j : Prüfkörperbezeichnung je Serie mit $j = A, \dots, E$

- Gesamtzahl der Schrauben $n_{S,i}$
Bei den Vierpunktversuchen sind die Schrauben beider Balkenhälften enthalten.
- Neigungswinkel der Schrauben bezogen auf die Faserrichtung der Decklagen ($< 90^\circ$)
- Zugbruchversagen der Schrauben
- Maximale Prüflast $F_{max,i,j}$ der einzelnen Prüfkörper
- Mittelwert $F_{mean,i}$ der maximalen Prüflasten
- Standardabweichung s_i
- Variationskoeffizient $COV = s_i / F_{mean,i}$
- Mittelwert $F_{mean,i,(ln)}$ der Prüflasten nach [EN 14358]

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

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

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

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

$$F_{k,i} = \exp(F_{mean,i,(ln)} - k_s \cdot s_{i,(ln)}) \quad \text{mit } k_s = 2,46 \text{ nach [EN 14358]} \quad (\text{Gl. D-3})$$

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

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

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

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

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

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

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

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

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

$$\eta_{\Delta u,mean,i} = \frac{\Delta u_{mean,i}}{\Delta u_{mean,0}} \quad (\text{unverstärkte Prüfkörper: } i = 0) \quad (\text{Gl. D-6})$$

D.2.1 Prüfkörper Typ 119

Tabelle D-1: Schubversuche am Schubelement, Typ 119

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

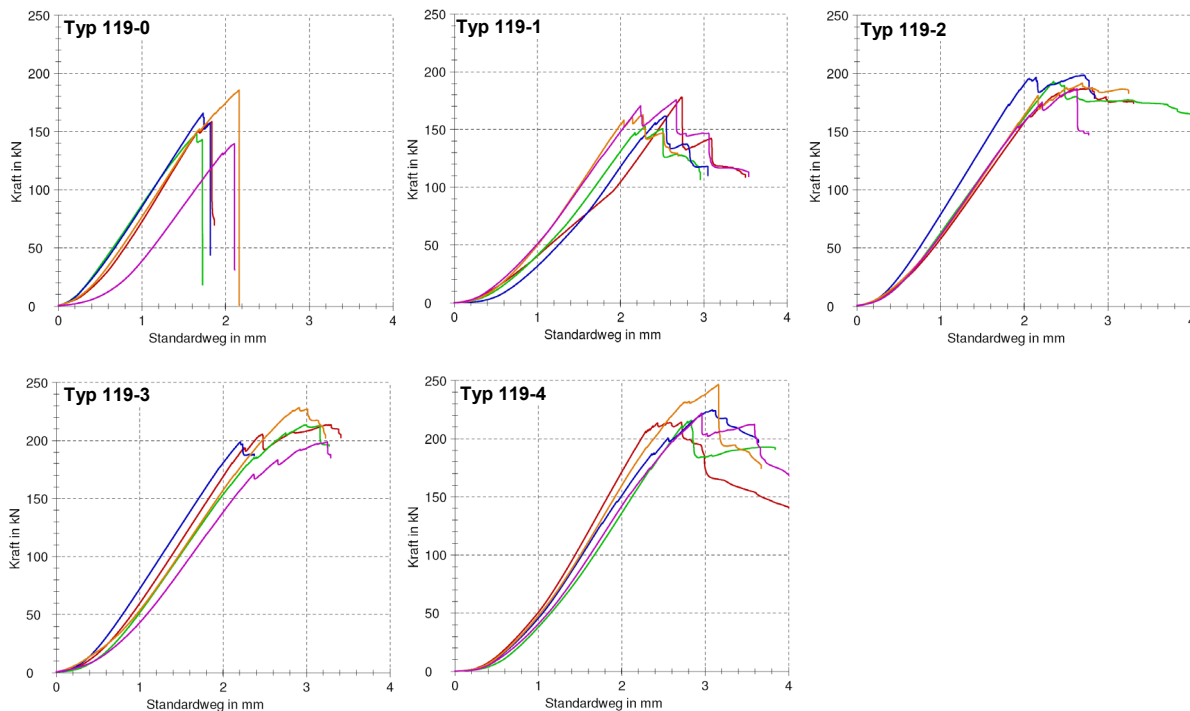







Abbildung D-4: Lastverformungskurven der Schubelemente, Typ 119

Tabelle D-2: Vierpunkt-Schubversuch am Balkenelement, Typ 119

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

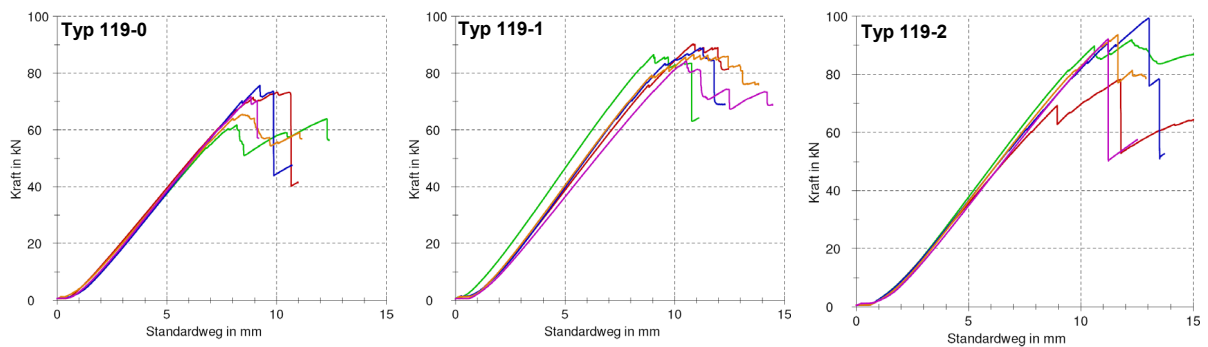


Abbildung D-5: Lastverformungskurven der Balkenelemente, Typ 119

D.2.2 Prüfkörper Typ 189

Tabelle D-3: Schubversuche am Schubelement, Typ 189

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

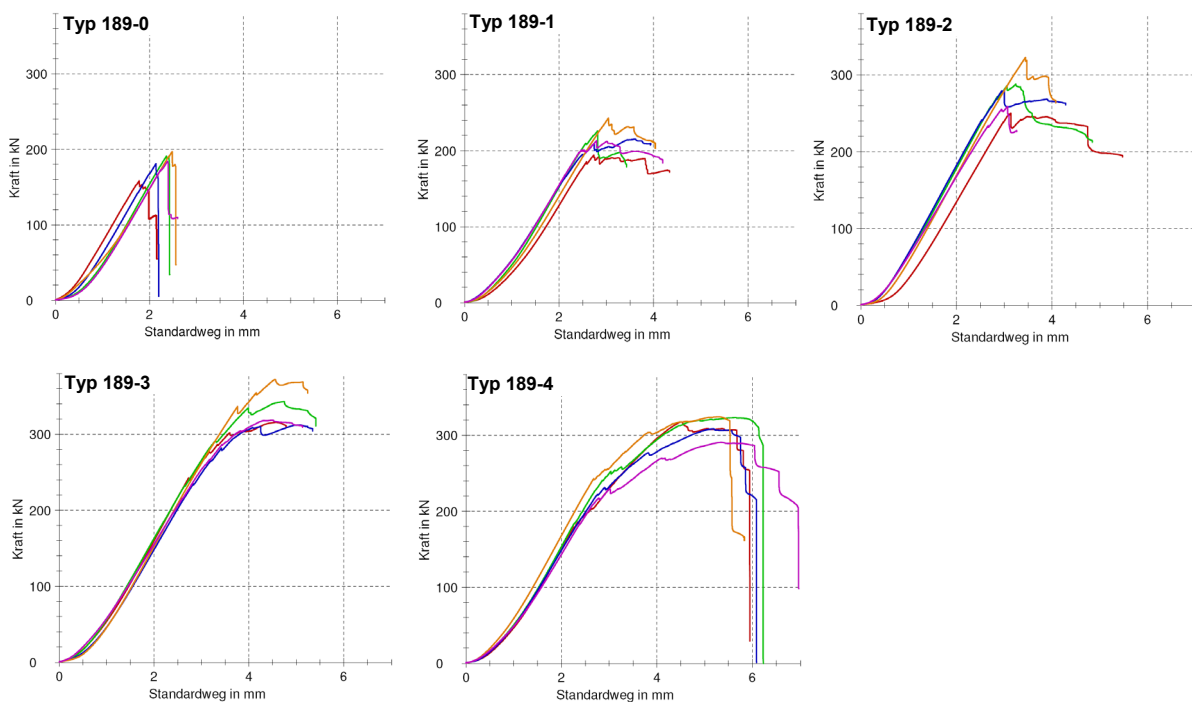







Abbildung D-6: Lastverformungskurven der Schubelemente, Typ 189

Tabelle D-4: Vierpunkt-Schubversuch am Balkenelement, Typ 189

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

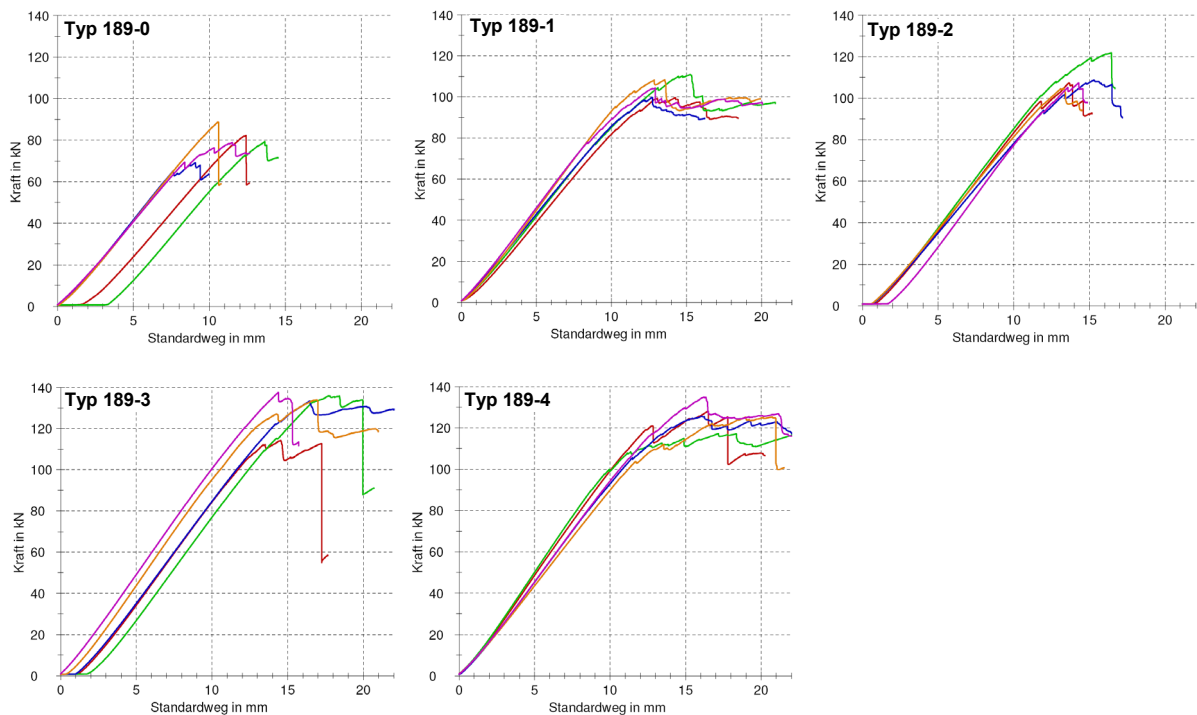


Abbildung D-7: Lastverformungskurven der Balkenelemente, Typ 189

D.2.3 Prüfkörper Typ 189_S

Tabelle D-5: Schubversuche am Schubelement, Typ 189_S

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

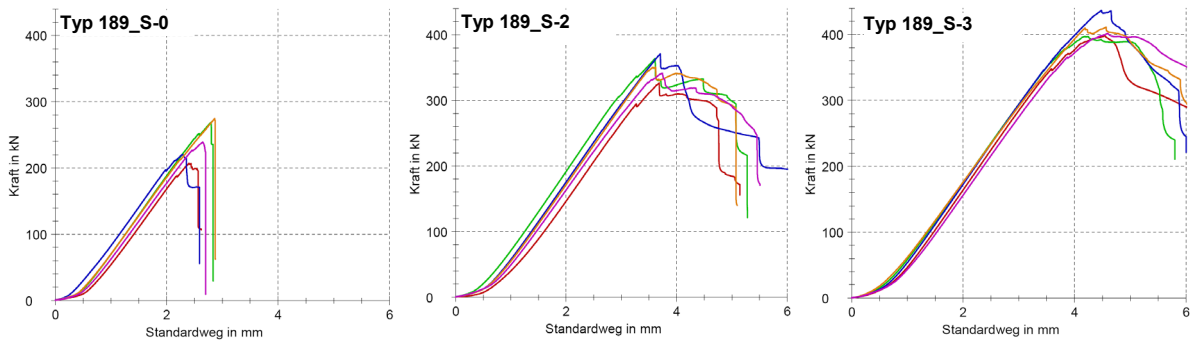







Abbildung D-8: Lastverformungskurven der Schubelemente, Typ 189_S

Tabelle D-6: Vierpunkt-Schubversuch am Balkenelement, Typ 189_S

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

* Biegezugversagen

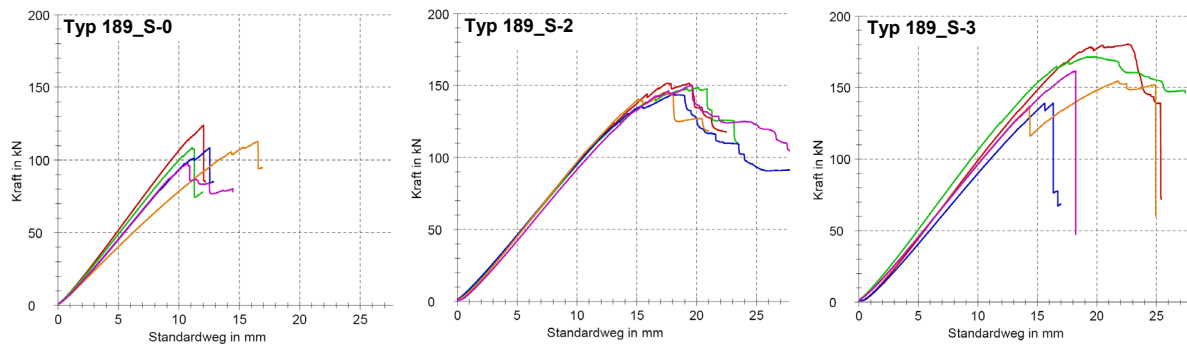

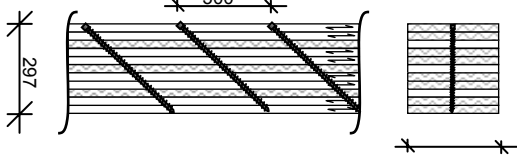
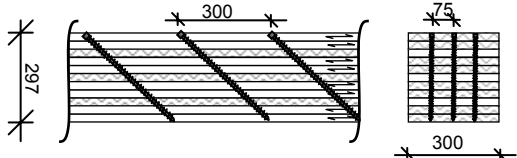


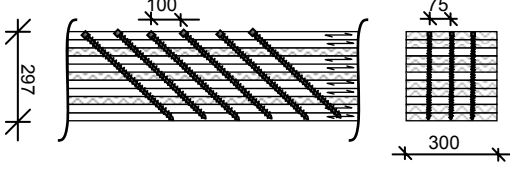
Abbildung D-9: Lastverformungskurven der Balkenelemente, Typ 189_S

D.3 Auswertungen der Versuche von COLLING & BEDÖ

In den nachfolgenden Tabellen sind die Auswertungen der Bauteilversuche von Colling enthalten. Aus dem Untersuchungsbericht COLLING & BEDÖ (2007) wurden die maximalen Prüflasten entnommen und daraus die Rollschubspannungen τ_R zum Bruchzeitpunkt berechnet. Neben den Mittelwerten sind zusätzlich die 5%-Quantilwerte der Bruchlasten und der Rollschubspannungen ermittelt worden. Die Berechnung der 5%-Quantilwerte erfolgte gemäß [EN 14358]. Die ursprünglichen Bezeichnungen der Querschnittstypen und Schraubenanordnungen wurden an die der vorliegenden Arbeit angepasst. Aus den jeweiligen Grafiken sind die Anordnungen der Schrauben in Prüfkörperlängs- und Querrichtung zu entnehmen. Prüfkörper die nicht auf Rollschub versagt haben sind entsprechend gekennzeichnet.

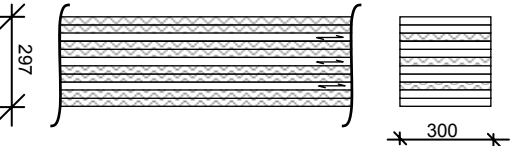
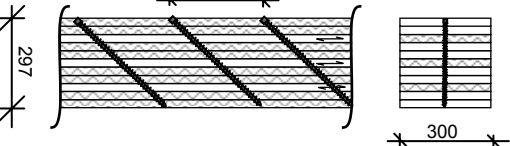
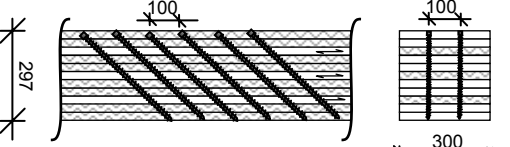
Tabelle D-7: Schraubenanordnungen und Verstärkungsgrade beim Elementtyp I

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

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

* Biegezugbruch

Tabelle D-8: Schraubenanordnungen und Verstärkungsgrade beim Elementtyp II

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

* Biegezugbruch

Anhang E Modell der Konstruktiven Anisotropie - Eingangsgrößen

E.1 Steifigkeitsmatrix der Brettsperrholzelemente

Die Steifigkeitsmatrix des Brettsperrholzelementes setzt sich unter Berücksichtigung der Elementabmessungen wie folgt zusammen:

$$C_{BSP,0} = \left(\frac{1}{d} \right) \cdot \begin{vmatrix} D_x & 0 & 0 \\ 0 & D_z & 0 \\ 0 & 0 & S_{xz} \end{vmatrix} \quad (\text{Gl. E-1})$$

mit: d : Elementdicke

Während bei der Dehnsteifigkeit D_z in allen Lagen der Elastizitätsmodul E_{90} senkrecht zur Faserrichtung vorliegt, muss bei der Dehnsteifigkeit D_x beachtet werden, dass nur der Elastizitätsmodul E_0 parallel zur Faser der Längslagen in x-Richtung anzusetzen ist. Die Berechnung der Steifigkeiten erfolgt in Anlehnung an die Angaben des Anhangs D der [DIN 1052]:

$$D_x = \sum (E_{x,i} \cdot d_{x,i}) \quad (\text{Gl. E-2})$$

$$D_z = \sum (E_{z,i} \cdot d_i) \quad (\text{Gl. E-3})$$

$$\frac{1}{S_{xz}} = \frac{1}{a_x^2} \left\{ \frac{d_1}{2 \cdot G_{xz,1}} + \sum_{i=2}^{n-1} \frac{d_i}{G_{xz,i}} + \frac{d_n}{2 \cdot G_{xz,n}} \right\} \quad (\text{Gl. E-4})$$

mit a_x : Schwerpunktabstand der Decklagen in x-Richtung

In der nachfolgenden Tabelle sind die Eingangsgrößen und die nach den Gleichungen (Gl. E-2) bis (Gl. E-4) ermittelten Steifigkeitskennwerte der einzelnen Querschnittstypen aufgeführt.

Tabelle E-1: Eingangsgrößen für die Steifigkeitsmatrix der Brettsperrholzquerschnitte

Querschnittstyp	Typ 119	Typ 189	Typ 189_S	Typ 297	
b	0,300	0,300	0,300	0,300	[m]
d	0,119	0,189	0,189	0,297	[m]
$d_{x,i}$	0,017	0,027	0,027	0,054	[m]
$d_{y,i}$	0,017	0,027	0,027	0,027	[m]
a_x	0,102	0,162	0,162	0,243	[m]
$E_{x,i}$	11000	11000	11000	11000	[MN/m ²]
$E_{z,i}$	370	370	370	370	[MN/m ²]
$G_{mean} (i=1,3,5,7)$	690	690	690	690	[MN/m ²]
$G_R (i=2,4,6)$	¹⁾ 55	¹⁾ 60	¹⁾ 75	²⁾ 50	[MN/m ²]
D_x	748	1188	1188	2376	[MN/m]
D_z	44	70	70	110	[MN/m]
S_{xz}	10,39	17,88	21,92	31,84	[MN/m]

¹⁾ entsprechend den Vergleichsrechnungen aus Kapitel 6.2.2.1

²⁾ entsprechend [abZ-9.1-501]

E.2 Steifigkeitsmatrix der Schraubenverstärkungen

Die Steifigkeitsmatrix der Schraubenverstärkungen bezogen auf das Grundsystem berechnet sich unter Berücksichtigung der Nachgiebigkeit der Verbundschicht nach Gleichung (Gl. E-5):

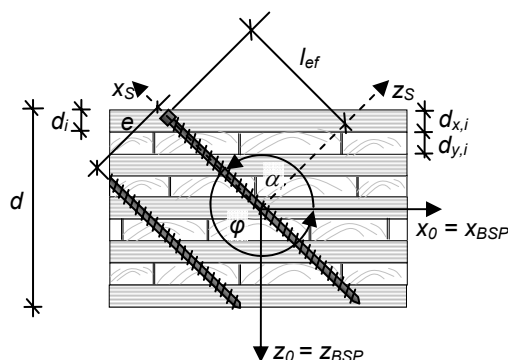
$$C_{S,0} = \left(\frac{n_s}{b} \cdot \frac{efEA_s}{e} \right) \cdot T_{C,S-0} = \left(\frac{n_s}{b} \cdot \frac{\gamma \cdot EA_s}{e} \right) \cdot T_{C,S-0} \quad (\text{Gl. E-5})$$

- mit:
- n_s : Anzahl der Schraubenreihen senkrecht zur betrachteten Tragebene
 - b : Breite des Brettsperrholzelementes
 - EA_s : Dehnsteifigkeit der Vollgewindeschrauben
 - e : Abstand der Schrauben senkrecht zur Schraubenachse
 - γ : Beiwert γ zur Berücksichtigung des nachgiebigen Verbundes
 - $T_{C,S-0}$: Transformationsmatrix

Zur Ermittlung des Beiwertes γ wurde in Kapitel 6.2.4.3 folgender Term abgeleitet:

$$\gamma = \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot EA_s}{(2 \cdot l_{ef})^2 \cdot k}} \quad (\text{Gl. E-6})$$

- mit:
- l_{ef} : Einbindelänge der Vollgewindeschrauben gemäß Abbildung E-1
 - k : Bettungssteifigkeit



- x_0, z_0 globale Koordinaten (= lokale Koordinaten des BSP)
- x_s, z_s lokale Koordinaten der Schraube
- φ, α Winkel für die Transformation
- e Abstand der Schrauben senkrecht zur Schraubenachse
- d Elementdicke
- b Elementbreite (senkrecht zur Darstellungsebene)
- d_i Einzelschichtdicke der Schicht i
- l_{ef} Einbindelänge der Vollgewindeschrauben

Abbildung E-1: Koordinaten- und Winkelbeziehungen für die Steifigkeitstransformation

Die Verbundsteifigkeit der Vollgewindeschrauben mit den Brettsperrholzelementen wurde in Kapitel 6.2.1 ausführlich erörtert. In Anlehnung an die geschilderten Untersuchungen wurde die axiale Bettungssteifigkeit k_{ax} nach (Gl. 6-14) berechnet.

$$k_{ax} = 1287 \cdot (\rho \cdot d)^{0,2} \cdot l_{ef}^{-0,6} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (\text{Gl. E-7})$$

- mit:
- ρ Mittelwert der Rohdichte der Prüfkörper von ca. 460 kg/m³ (siehe Kapitel 6.1.1)
 - d Verbindungsmitteldurchmesser $d = 8,0$ mm (Gewindeaußendurchmesser)
 - l_{ef} Einbindelänge der Vollgewindeschrauben gemäß Abbildung E-1 in mm

In Verbindung mit der Dehnsteifigkeit EA_s der Vollgewindeschrauben, die sich aus dem Elastizitätsmodul von Stahl und der aus dem Kerndurchmesser d_k der verwendeten Schrauben resultierenden Querschnittsfläche zusammensetzt, lässt sich der Beiwert γ ermitteln (siehe Tabelle E-2).

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

	Typ 119		Typ 189 bzw. 189_S		Typ 297	
Neigung	45°	30°	45°	30°	45°	[°]
d	8,0	8,0	8,0	8,0	10,0	[mm]
l_{ef}	80	120	130	190	200	[mm]
k_{ax}	480	376	358	285	289	[N/mm ²]
d_k	5,0	5,0	5,0	5,0	6,1	[mm]
EA_s	4123340	4123340	4123340	4123340	6137180	[N]
γ	0,23	0,35	0,37	0,50	0,43	[-]

Zusammenfassend ergeben sich für die einzelnen Versuchsserien zur Berechnung der Steifigkeitsmatrix der Schraubenverstärkungen nach Gleichung (Gl. E-8) die in Tabelle E-3 aufgeführten Eingangsgrößen.

$$C_{S,0} = \left(\frac{n_s}{b} \cdot \frac{efEA_s}{e} \right) \cdot T_{C,S-0} = \left(\frac{n_s}{b} \cdot \frac{\gamma \cdot EA_s}{e} \right) \cdot T_{C,S-0} \quad (\text{Gl. E-8})$$

Tabelle E-3: Eingangsgrößen für die Steifigkeitsmatrix der Schraubenverstärkungen

	Typ 119 - i				Typ 189 - i bzw. Typ 189_S - i				Typ 297			[-]
	i=1	i=2	i=3	i=4	i=1	i=2	i=3	i=4	i=1	i=2	i=3	
e	0,064	0,095	0,064	0,045	0,071	0,141	0,071	0,05	0,212	0,212	0,071	[m]
n_s	1	2	2	2	1	2	2	2	1	3	3	[-]
b	0,30				0,30				0,30			[m]
EA_s	4,12				4,12				6,14			[MN]
γ	0,23	0,23	0,23	0,35	0,37	0,37	0,37	0,5	0,43	0,43	0,43	[-]

E.3 Belastungsvektor n_0

Bei der Ermittlung des Verstärkungsgrades durch die Vollgewindeschrauben wurden nach Gleichung (Gl. E-9) über den Vektor n_0 am schubverstärkten Brettsperrholzelement Rollschubspannungen aufgebracht. Diese entsprachen den aus den Mittelwerten der Prüflasten (F_0) der jeweiligen Referenzserie berechneten Rollschubfestigkeiten $f_{R,mean,0}$. Tabelle E-4 enthält die in Abhängigkeit der Versuchskonfiguration und des Querschnittstyps ermittelten Rollschubfestigkeitswerte.

$$\varepsilon_0 = C_0^{-1} \cdot n_0 \quad \text{bzw.} \quad \begin{vmatrix} \varepsilon_{x_0} \\ \varepsilon_{z_0} \\ \gamma_{xz_0} \end{vmatrix} = C_0^{-1} \cdot \begin{vmatrix} 0 \\ 0 \\ \tau_{xz_0} \end{vmatrix} \quad (\text{Gl. E-9})$$

mit $\tau_{xz_0} = f_{R,mean,0}$ Mittelwert der Rollschubfestigkeit der unverstärkten Referenzserien

Tabelle E-4: Mittelwert der Rollschubfestigkeit der unverstärkten Referenzserien

$f_{R,mean,0}$	Typ 119	Typ 189	Typ 189_S	Typ 297	
Schubelement	1,33	0,95	1,27	-	[MN/m ²]
Balkenelement	1,35	0,97	1,34	1,34	[MN/m ²]

Anhang F Biaxiale Traglastversuche – Abgleich mit dem Bemessungskonzept

Nach dem auf Grundlage des kombinierten Fachwerkmodells vorgestellten Bemessungskonzept besteht die Tragfähigkeit eines verstärkten Brettsper Holzquerschnitts unter Rollschubbeanspruchung anteilig aus der Rollschubfestigkeit unter Berücksichtigung der Spannungsinteraktion von Rollschub- und Querdruckspannungen und der Tragfähigkeit der Vollgewindeschrauben:

$$\bar{f}_{R,k} = k_{R,90} \cdot f_{R,k} + \frac{R_{ax,k} / \sqrt{2}}{a_1 \cdot a_{2,ef}} \quad (\text{Gl. F-1})$$

Da diese Tragfähigkeit mit der am unverstärkten Brettsper Holzelement ermittelten Rollschubspannung zu vergleichen ist, kann auf die maximal aufnehmbare Last zurückgerechnet werden. Für die im Rahmen der Versuche geprüften Tragsysteme wurde in Kapitel 4.3 ein vereinfachtes Verfahren zur Berechnung der Rollschubspannungen vorgestellt und die dafür notwendigen Gleichungen in Tabelle 4-6 zusammengefasst. Dabei erfolgt die Spannungsermittlung entlang einer Schnittlinie, die sich aus den mitwirkenden Breiten unter Berücksichtigung eines Lastausbreitungswinkels von 35° bis zur Schwerachse der Elemente ergibt. Die geometrischen Zusammenhänge sowie die Schnittlinien für die Nachweisführung, wie sie sich aus den Randbedingungen der durchgeführten Versuche ergeben, sind in Abbildung F-1 dargestellt.

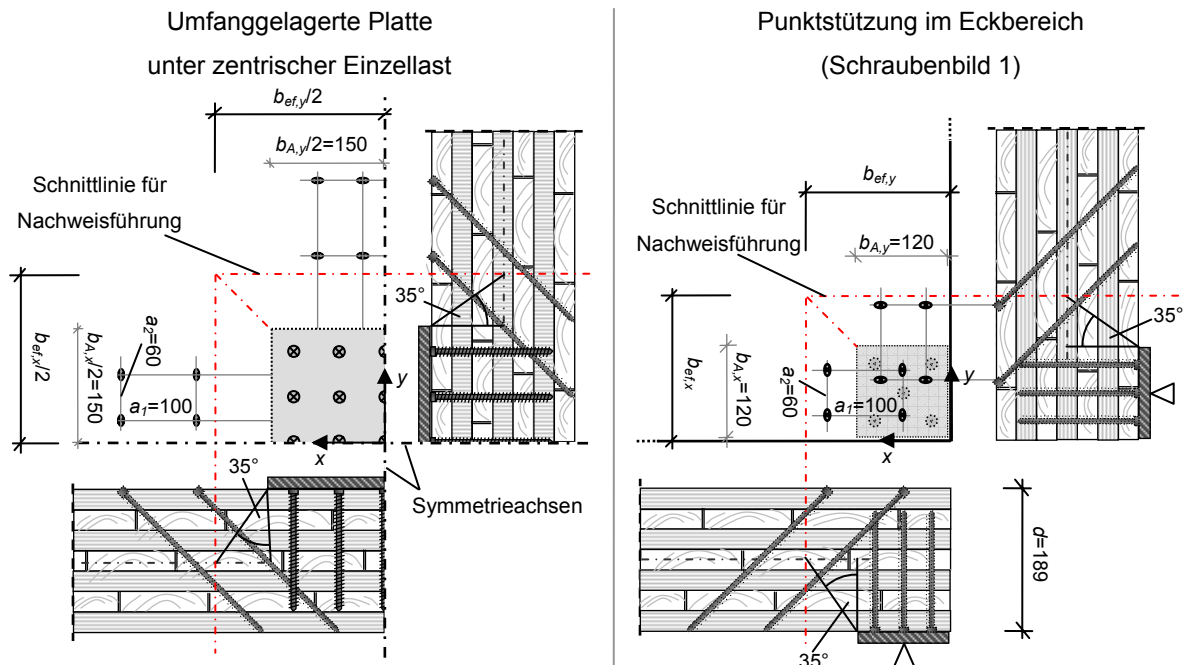


Abbildung F-1: Geometrische Zusammenhänge

In den Anhängen F.2 und F.3 werden die aus dem Bemessungskonzept abgeleiteten maximal aufnehmbaren Prüflasten ermittelt. Versuchsübergreifend gelten die nachfolgend aufgeführten Berechnungsparameter:

- Gesamtdicke d :
 $d = 189 \text{ mm}$

- Einzelschichtdicke d_x in x-Richtung bzw. d_y in y-Richtung:
 $d_x = d_y = 27 \text{ mm}$
- Anzahl der Lagen n :
 $n = 7$
- Rollschubfestigkeit $f_{R,k}$:
 $f_{R,k} = 0,70 \text{ N/mm}^2$ nach [abZ-9.1-501]
- Beiwert $k_{R,90}$:
 $k_{R,90} = 1,20$ Diese Annahme wird jeweils überprüft.
- Schraubendurchmesser d_S :
 $d_S = 8,0 \text{ mm}$
- Einbindelängen $l_{ef,x}$ und $l_{ef,y}$ der Schrauben:

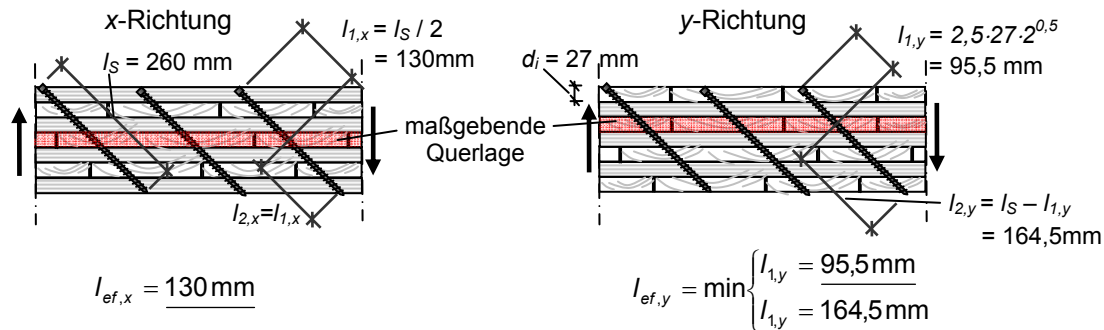


Abbildung F-2: Ermittlung der effektiven Einbindelängen

- charakt. Zugtragfähigkeit der Vollgewindeschrauben $R_{t,u,k}$:
 $R_{t,u,k} = 17 \text{ kN}$ nach Tabelle 1 der [abZ-9.1-519]
- Herauszieh Widerstand der Schrauben $R_{ax,k,x}$ in Haupttragrichtung:

$$R_{ax,k,x} = \min \begin{cases} 24,8 \cdot d^{0,8} \cdot l_{ef,x}^{0,9} = 24,8 \cdot 8^{0,8} \cdot 130^{0,9} = \underline{10,4 \text{ kN}} \\ R_{t,u,k} = 17,0 \text{ kN} \end{cases} \quad (\text{Gl. F-2})$$

- Herauszieh Widerstand der Schrauben $R_{ax,k,y}$ in Nebentragrichtung:

$$R_{ax,k,y} = \min \begin{cases} 24,8 \cdot d^{0,8} \cdot l_{ef,y}^{0,9} = 24,8 \cdot 8^{0,8} \cdot 95,5^{0,9} = \underline{7,9 \text{ kN}} \\ R_{t,u,k} = 17,0 \text{ kN} \end{cases} \quad (\text{Gl. F-3})$$

- Beiwert $k_{R,x}$ zur Berechnung der Rollschubspannung in Haupttragrichtung:
 $k_{R,x} = 2,5$ nach Tabelle 4-7 für $n=7$
- Beiwert $k_{R,y}$ zur Berechnung der Rollschubspannung in Nebentragrichtung:
 $k_{R,y} = 2,0$ nach Tabelle 4-7 für $n=7$

- Rollschubspannung in Haupttragrichtung:

$$\tau_{R,xz} = \frac{V_{xz} / b_{ef,x}}{k_{R,x} \cdot (d_x + d_y)} \quad (\text{Gl. F-4})$$

- Rollschubspannung in Nebentragrichtung:

$$\tau_{R,yz} = \frac{V_{yz} / b_{ef,y}}{k_{R,y} \cdot (d_x + d_y)} \quad (\text{Gl. F-5})$$

F.1 Generelle Vorgehensweise

Die Berechnung der aus dem Bemessungskonzept abgeleiteten maximal aufnehmbaren Last wird nachfolgend exemplarisch für die Haupttragrichtung der umfanggelagerten Platte unter Einzellast beschrieben.

Für die in Abbildung F-1 dargestellte mitwirkende Breite $b_{ef,x}$ gilt:

$$b_{ef,x} = b_{A,x} + d \cdot \tan 35^\circ \quad (\text{Gl. F-6})$$

mit: $b_{A,x}$: Breite der Lasteinleitungsfläche in x-Richtung
 d : Gesamtdicke des Brettsperrholzelementes

Der effektive Abstand $a_{2,ef}$ der Schraubenreihen in Haupttragrichtung berechnet sich wie folgt:

$$a_{2,ef} = \max \left\{ \begin{array}{l} a_2 \\ b_{ef,x} / n_\perp \end{array} \right. \quad (\text{Gl. F-7})$$

Auch die Spannungsermittlung erfolgt unter Ansatz der effektiven Breite. Die maximale Rollschubspannung eines siebenlagigen Brettsperrholzquerschnittes in x-Richtung resultierend aus einer zentrischen Einzellast beträgt somit:

$$\tau_{R,xz} = \frac{V_{xz} / b_{ef,x}}{k_{R,x} \cdot (d_x + d_y)} \quad \text{mit } k_{R,x} = 2,5 \text{ gemäß Tabelle 4-7} \quad (\text{Gl. F-8})$$

Die Querkraft je Schnitthufer kann wie folgt abgeschätzt werden:

$$V_{xz} \approx 0,33 \cdot n^{-0,1} \cdot F_{max,x} \quad (\text{Gl. F-9})$$

mit: n : Anzahl der Schichten

$F_{max,x}$: Aus der Bemessung in Haupttragrichtung maximal aufnehmbare Last

Setzt man die Tragfähigkeit des verstärkten Elementes nach (Gl. F-1) mit der am unverstärkten Element nach (Gl. F-8) berechneten Rollschubspannung gleich, so kann man auf die aus der Bemessung in Haupttragrichtung maximal aufnehmbare Last $F_{max,x}$ schließen. Nach Umformung erhält man für die umfanggelagerte Platte unter zentrischer Einzellast:

$$F_{max,x} = \left(k_{R,90} \cdot f_{R,k} + \frac{R_{ax,k,x} / \sqrt{2}}{a_1 \cdot a_{2,ef}} \right) \cdot \frac{k_{R,x} \cdot (d_x + d_y) \cdot (b_{A,x} + d \cdot \tan 35^\circ)}{0,33 \cdot n^{-0,1}} \quad (\text{Gl. F-10})$$

mit $f_{R,k} = 0,70 \text{ N/mm}^2$ Rollschubfestigkeit $f_{R,k}$ nach [abZ-9.1-501]
 $k_{R,90} = 1,20$ im Einzelfall zu überprüfende Annahme

Es wird zunächst davon ausgegangen, dass die maximal aufnehmbare Last $F_{max,x}$ im Bereich der durch die mitwirkenden Breiten umschriebenen Fläche eine Querdruckspannung erzeugt, die den Ansatz des entsprechenden Beiwertes $k_{R,90}$ zulässt. Anschließend wird jeweils überprüft, ob diese Annahme zutreffend ist. Die Vorgehensweise sowohl für die Nebentragrichtung und als auch für die Punktstützung im Eckbereich verläuft analog unter Verwendungen der entsprechenden Gleichungen aus Tabelle 4-6. In den nachfolgenden Kapiteln sind die einzelnen Rechenschritte und die Zwischenergebnisse aufgeführt.

F.2 Umfanggelagerte Platte

Bei den umfanggelagerten Elementen unter zentrischer Belastung gilt für die mitwirkende Breite $b_{ef,x}$ bzw. $b_{ef,y}$:

$$b_{ef,x} = b_{A,x} + d \cdot \tan 35^\circ = 300 + 189 \cdot \tan 35^\circ = 432 \text{ mm} \quad (\text{Gl. F-11})$$

$$b_{ef,y} = b_{ef,x} = 432 \text{ mm} \quad (\text{Gl. F-12})$$

Die Querkräfte in den jeweiligen Tragrichtungen ergeben sich wie folgt:

- in x-Richtung:

$$V_{xz} = 0,33 \cdot n^{-0,1} \cdot F_{\max,x} \quad (\text{Gl. F-13})$$

- in y-Richtung:

$$V_{yz} = (0,5 - 0,33 \cdot n^{-0,1}) \cdot F_{\max,y} \quad (\text{Gl. F-14})$$

F.2.1 Unverstärkte Elemente

Die Festigkeit der Elemente unter Berücksichtigung des Interaktionseinflusses beträgt:

$$\bar{f}_{R,k} = k_{R,90} \cdot f_{R,k} \quad (\text{Gl. F-15})$$

Durch das Gleichsetzen dieser Festigkeit mit den Rollschubspannungen gilt:

- in x-Richtung:

$$F_{\max,x} = (k_{R,90} \cdot f_{R,k}) \cdot \frac{k_{R,x} \cdot (d_x + d_y) \cdot b_{ef,x}}{0,33 \cdot n^{-0,1}} \quad (\text{Gl. F-16})$$

$$F_{\max,x} = (1,20 \cdot 0,70) \cdot \frac{2,5 \cdot (0,027 + 0,027) \cdot 0,432}{0,33 \cdot 7^{-0,1}} \cdot 10^3 = 180,3 \text{ kN}$$

- in y-Richtung:

$$F_{\max,y} = (k_{R,90} \cdot f_{R,k}) \cdot \frac{k_{R,y} \cdot (d_x + d_y) \cdot b_{ef,y}}{0,5 - 0,33 \cdot n^{-0,1}} \quad (\text{Gl. F-17})$$

$$F_{\max,y} = (1,20 \cdot 0,70) \cdot \frac{2,0 \cdot (0,027 + 0,027) \cdot 0,432}{0,5 - 0,33 \cdot 7^{-0,1}} \cdot 10^3 = 171,6 \text{ kN}$$

Die maximal aufnehmbare Kraft F_{\max} ergibt sich aus dem Minimum von:

$$F_{\max} = \min \begin{cases} F_{\max,x} = 180,3 \text{ kN} \\ F_{\max,y} = 171,6 \text{ kN} \end{cases} \quad (\text{Gl. F-18})$$

Diese führt unter dem Ansatz der mitwirkenden Breiten zu folgender Querdruckspannung:

$$\sigma_{c,90,k} = \frac{F_{\max}}{b_{ef,x} \cdot b_{ef,y}} = \frac{170,6 \cdot 10^{-3}}{0,432 \cdot 0,432} = 0,92 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{Gl. F-19})$$

Die Überprüfung des Beiwertes $k_{R,90}$ zeigt, dass die Annahme $k_{R,90} = 1,20$ zutreffend ist:

$$k_{R,90} = \min \begin{cases} 1 + 0,35 \cdot 0,92 = 1,32 \\ 1,20 \end{cases} \quad (\text{Gl. F-20})$$

F.2.2 Verstärkte Elemente

Gemäß dem Bemessungsansatz in Kapitel 8 beträgt die Festigkeit eines verstärkten Brettsper Holzquerschnittes:

$$\bar{f}_{R,k} = k_{R,90} \cdot f_{R,k} + \frac{R_{ax,k} / \sqrt{2}}{a_1 \cdot a_{2,ef}} \quad (\text{Gl. F-21})$$

Für den Abstand der Verstärkungselemente parallel zur jeweiligen Tragrichtung gilt:

$$a_1 = 100 \text{ mm}$$

Aufgrund des gewählten Schraubenbildes beträgt der effektive Abstand der Verstärkungselemente senkrecht zur betrachteten Tragrichtung:

$$a_{2,ef} = \max \left\{ \begin{array}{l} a_2 = 60 \text{ mm} \\ b_{ef,x} / n_{\perp} = 432 / 4 = 108 \text{ mm} \end{array} \right. \quad (\text{Gl. F-22})$$

Durch das Gleichsetzen dieser Festigkeit mit den Rollschubspannungen gilt:

- in x-Richtung:

$$F_{\max,x} = \left(k_{R,90} \cdot f_{R,k} + \frac{R_{ax,k,x} / \sqrt{2}}{a_1 \cdot a_{2,ef}} \right) \cdot \frac{k_{R,x} \cdot (d_x + d_y) \cdot b_{ef,x}}{0,33 \cdot n^{-0,1}} \quad (\text{Gl. F-23})$$

$$F_{\max,x} = \left(1,20 \cdot 0,70 + \frac{10,4 \cdot 10^{-3} / \sqrt{2}}{0,1 \cdot 0,108} \right) \cdot \frac{2,5 \cdot (0,027 + 0,027) \cdot 0,432}{0,33 \cdot 7^{-0,1}} \cdot 10^3 = 326,5 \text{ kN}$$

- in y-Richtung:

$$F_{\max,y} = \left(k_{R,90} \cdot f_{R,k} + \frac{R_{ax,k,y} / \sqrt{2}}{a_1 \cdot a_{2,ef}} \right) \cdot \frac{k_{R,y} \cdot (d_x + d_y) \cdot b_{ef,y}}{0,5 - 0,33 \cdot n^{-0,1}} \quad (\text{Gl. F-24})$$

$$F_{\max,y} = \left(1,20 \cdot 0,70 + \frac{7,9 \cdot 10^{-3} / \sqrt{2}}{0,1 \cdot 0,108} \right) \cdot \frac{2,0 \cdot (0,027 + 0,027) \cdot 0,432}{0,5 - 0,33 \cdot 7^{-0,1}} \cdot 10^3 = 277,2 \text{ kN}$$

Die maximal aufnehmbare Kraft F_{\max} ergibt sich aus dem Minimum von:

$$F_{\max} = \min \left\{ \begin{array}{l} F_{\max,x} = 326,5 \text{ kN} \\ F_{\max,y} = 277,2 \text{ kN} \end{array} \right. \quad (\text{Gl. F-25})$$

Diese führt unter dem Ansatz der mitwirkenden Breiten zu folgender Querdruckspannung:

$$\sigma_{c,90,k} = \frac{F_{\max}}{b_{ef,x} \cdot b_{ef,y}} = \frac{277,2 \cdot 10^{-3}}{0,432 \cdot 0,432} = 1,49 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{Gl. F-26})$$

Die Überprüfung des Beiwertes $k_{R,90}$ zeigt, dass die Annahme $k_{R,90} = 1,20$ zutreffend ist:

$$k_{R,90} = \min \left\{ \begin{array}{l} 1 + 0,35 \cdot 1,66 = 1,58 \\ 1,20 \end{array} \right. \quad (\text{Gl. F-27})$$

F.3 Punktstützung im Eckbereich

Bei den in den Eckbereichen punktgestützten Elementen gilt für die mitwirkende Breite $b_{ef,x}$ bzw. $b_{ef,y}$:

$$b_{ef,x} = b_{A,x} + d \cdot \tan 35^\circ = 122,5 + 189 / 2 \cdot \tan 35^\circ = 189 \text{ mm} \quad (\text{Gl. F-28})$$

$$b_{ef,y} = b_{ef,x} = 189 \text{ mm} \quad (\text{Gl. F-29})$$

Der Beiwert k_A beträgt:

$$k_A = 1,35 \quad \text{nach Tabelle 4-8}$$

Die Querkräfte in den jeweiligen Tragrichtungen ergeben sich unter Berücksichtigung der Symmetriebedingungen wie folgt:

- in x-Richtung:

$$V_{xz} = 0,67 \cdot n^{-0,1} \cdot F_{\max,x} / 4 \quad (\text{Gl. F-30})$$

- in y-Richtung:

$$V_{yz} = (1 - 0,67 \cdot n^{-0,1}) \cdot F_{\max,y} / 4 \quad (\text{Gl. F-31})$$

F.3.1 Unverstärkte Elemente

Die Festigkeit der Elemente unter Berücksichtigung des Interaktionseinflusses beträgt:

$$\bar{f}_{R,k} = k_{R,90} \cdot f_{R,k} \quad (\text{Gl. F-32})$$

Durch das Gleichsetzen dieser Festigkeit mit den Rollschubspannungen gilt:

- in x-Richtung:

$$F_{\max,x} = (k_{R,90} \cdot f_{R,k}) \cdot \frac{k_{R,x} \cdot (d_x + d_y) \cdot b_{ef,x}}{0,67 \cdot n^{-0,1}} \cdot \frac{4}{k_A} \quad (\text{Gl. F-33})$$

$$F_{\max,x} = (1,20 \cdot 0,70) \cdot \frac{2,5 \cdot (0,027 + 0,027) \cdot 0,189}{0,67 \cdot 7^{-0,1}} \cdot \frac{4}{1,35} \cdot 10^3 = 115,1 \text{ kN}$$

- in y-Richtung:

$$F_{\max,y} = (k_{R,90} \cdot f_{R,k}) \cdot \frac{k_{R,y} \cdot (d_x + d_y) \cdot b_{ef,y}}{0,67 \cdot n^{-0,1}} \cdot \frac{4}{k_A} \quad (\text{Gl. F-34})$$

$$F_{\max,y} = (1,20 \cdot 0,70) \cdot \frac{2,0 \cdot (0,027 + 0,027) \cdot 0,189}{1 - 0,67 \cdot 7^{-0,1}} \cdot \frac{4}{1,35} \cdot 10^3 = 113,3 \text{ kN}$$

Die maximal aufnehmbare Kraft F_{\max} ergibt sich aus dem Minimum von:

$$F_{\max} = \min \begin{cases} F_{\max,x} = 115,1 \text{ kN} \\ F_{\max,y} = 113,3 \text{ kN} \end{cases} \quad (\text{Gl. F-35})$$

Dieser führt unter dem Ansatz der mitwirkenden Breiten zu folgender Querdruckspannung:

$$\sigma_{c,90,k} = \frac{F_{\max} / 4}{b_{ef,x} \cdot b_{ef,y}} = \frac{113,3 / 4 \cdot 10^{-3}}{0,189 \cdot 0,189} = 0,79 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{Gl. F-36})$$

Die Überprüfung des Beiwertes $k_{R,90}$ zeigt, dass die Annahme $k_{R,90} = 1,20$ zutreffend ist:

$$k_{R,90} = \min \begin{cases} 1 + 0,35 \cdot 0,79 = 1,28 \\ 1,20 \end{cases} \quad (\text{Gl. F-37})$$

F.3.2 Verstärkte Elemente - Schraubenbild 1

Gemäß dem Bemessungsansatz in Kapitel 8 beträgt die Festigkeit eines verstärkten Brettsper Holzquerschnittes:

$$\bar{f}_{R,k} = k_{R,90} \cdot f_{R,k} + \frac{R_{ax,k} / \sqrt{2}}{a_1 \cdot a_{2,ef}} \quad (\text{Gl. F-38})$$

Für den Abstand der Verstärkungselemente parallel zur jeweiligen Tragrichtung gilt:

$$a_1 = 100 \text{ mm}$$

Aufgrund des gewählten Schraubenbildes beträgt der effektive Abstand der Verstärkungselemente senkrecht zur betrachteten Tragrichtung:

$$a_{2,ef} = \max \left\{ \begin{array}{l} a_2 = 60 \text{ mm} \\ b_{ef,x} / n_{\perp} = 189 / 2 = \underline{94,5 \text{ mm}} \end{array} \right. \quad (\text{Gl. F-39})$$

Durch das Gleichsetzen dieser Festigkeit mit den Rollschubspannungen gilt:

- in x-Richtung:

$$F_{\max,x} = \left(k_{R,90} \cdot f_{R,k} + \frac{R_{ax,k,x} / \sqrt{2}}{a_1 \cdot a_{2,ef}} \right) \cdot \frac{k_{R,x} \cdot (d_x + d_y) \cdot b_{ef,x}}{0,67 \cdot n^{-0,1}} \cdot \frac{4}{k_A} \quad (\text{Gl. F-40})$$

$$F_{\max,x} = \left(1,20 \cdot 0,70 + \frac{10,4 \cdot 10^{-3} / \sqrt{2}}{0,1 \cdot 0,0945} \right) \cdot \frac{2,5 \cdot (0,027 + 0,027) \cdot 0,189}{0,67 \cdot 7^{-0,1}} \cdot \frac{4}{1,35} \cdot 10^3$$

$$F_{\max,x} = 221,7 \text{ kN}$$

- in y-Richtung:

$$F_{\max,y} = \left(k_{R,90} \cdot f_{R,k} + \frac{R_{ax,k,y} / \sqrt{2}}{a_1 \cdot a_{2,ef}} \right) \cdot \frac{k_{R,y} \cdot (d_x + d_y) \cdot b_{ef,y}}{1 - 0,67 \cdot n^{-0,1}} \cdot \frac{4}{k_A} \quad (\text{Gl. F-41})$$

$$F_{\max,y} = \left(1,20 \cdot 0,70 + \frac{7,9 \cdot 10^{-3} / \sqrt{2}}{0,1 \cdot 0,0945} \right) \cdot \frac{2,0 \cdot (0,027 + 0,027) \cdot 0,189}{1 - 0,67 \cdot 7^{-0,1}} \cdot \frac{4}{1,35} \cdot 10^3$$

$$F_{\max,y} = 193,0 \text{ kN}$$

Die maximal aufnehmbare Kraft F_{\max} ergibt sich aus dem Minimum von:

$$F_{\max} = \min \left\{ \begin{array}{l} F_{\max,x} = 221,7 \text{ kN} \\ F_{\max,y} = \underline{193,0 \text{ kN}} \end{array} \right. \quad (\text{Gl. F-42})$$

Diese führt unter dem Ansatz der mitwirkenden Breiten zu folgender Querdruckspannung:

$$\sigma_{c,90,k} = \frac{F_{\max} / 4}{b_{ef,x} \cdot b_{ef,y}} = \frac{193,0 / 4 \cdot 10^{-3}}{0,189 \cdot 0,189} = 1,35 \text{ N / mm}^2 \quad (\text{Gl. F-43})$$

Die Überprüfung des Beiwertes $k_{R,90}$ zeigt, dass die Annahme $k_{R,90} = 1,20$ zutreffend ist:

$$k_{R,90} = \min \left\{ \begin{array}{l} 1 + 0,35 \cdot 1,35 = 1,47 \\ \underline{1,20} \end{array} \right. \quad (\text{Gl. F-44})$$

F.3.3 Verstärkte Elemente - Schraubenbild 2

Gemäß dem Bemessungsansatz in Kapitel 8 beträgt die Festigkeit eines verstärkten Brettsperrholzquerschnittes:

$$\bar{f}_{R,k} = k_{R,90} \cdot f_{R,k} + \frac{R_{ax,k} / \sqrt{2}}{a_1 \cdot a_{2,ef}} \quad (\text{Gl. F-45})$$

Für den Abstand der Verstärkungselemente parallel zur jeweiligen Tragrichtung gilt:

$$a_1 = 60 \text{ mm}$$

Aufgrund des gewählten Schraubenbildes beträgt der effektive Abstand der Verstärkungselemente senkrecht zur betrachteten Tragrichtung:

$$a_{2,ef} = \max \left\{ \begin{array}{l} a_2 = 60 \text{ mm} \\ b_{ef,x} / n_{\perp} = 189 / 2 = \underline{94,5 \text{ mm}} \end{array} \right. \quad (\text{Gl. F-46})$$

Durch das Gleichsetzen dieser Festigkeit mit den Rollschubspannungen gilt:

- in x-Richtung:

$$F_{\max,x} = \left(k_{R,90} \cdot f_{R,k} + \frac{R_{ax,k,x} / \sqrt{2}}{a_1 \cdot a_{2,ef}} \right) \cdot \frac{k_{R,x} \cdot (d_x + d_y) \cdot b_{ef,x}}{0,67 \cdot n^{-0,1}} \cdot \frac{4}{k_A}$$

$$F_{\max,x} = \left(1,20 \cdot 0,70 + \frac{10,4 \cdot 10^{-3} / \sqrt{2}}{0,06 \cdot 0,0945} \right) \cdot \frac{2,5 \cdot (0,027 + 0,027) \cdot 0,189}{0,67 \cdot 7^{-0,1}} \cdot \frac{4}{1,35} \cdot 10^3 \quad (\text{Gl. F-47})$$

$$F_{\max,x} = 292,9 \text{ kN}$$

- in y-Richtung:

$$F_{\max,y} = \left(k_{R,90} \cdot f_{R,k} + \frac{R_{ax,k,y} / \sqrt{2}}{a_1 \cdot a_{2,ef}} \right) \cdot \frac{k_{R,y} \cdot (d_x + d_y) \cdot b_{ef,y}}{1 - 0,67 \cdot n^{-0,1}} \cdot \frac{4}{k_A}$$

$$F_{\max,y} = \left(1,20 \cdot 0,70 + \frac{7,9 \cdot 10^{-3} / \sqrt{2}}{0,06 \cdot 0,0945} \right) \cdot \frac{2,0 \cdot (0,027 + 0,027) \cdot 0,189}{1 - 0,67 \cdot 7^{-0,1}} \cdot \frac{4}{1,35} \cdot 10^3 \quad (\text{Gl. F-48})$$

$$F_{\max,y} = 246,1 \text{ kN}$$

Die maximal aufnehmbare Kraft F_{\max} ergibt sich aus dem Minimum von:

$$F_{\max} = \min \left\{ \begin{array}{l} F_{\max,x} = 292,9 \text{ kN} \\ F_{\max,y} = \underline{246,1 \text{ kN}} \end{array} \right. \quad (\text{Gl. F-49})$$

Diese führt unter dem Ansatz der mitwirkenden Breiten zu folgender Querdruckspannung:

$$\sigma_{c,90,k} = \frac{F_{\max} / 4}{b_{ef,x} \cdot b_{ef,y}} = \frac{246,1 / 4 \cdot 10^{-3}}{0,189 \cdot 0,189} = 1,72 \text{ N / mm}^2 \quad (\text{Gl. F-50})$$

Die Überprüfung des Beiwertes $k_{R,90}$ zeigt, dass die Annahme $k_{R,90} = 1,20$ zutreffend ist:

$$k_{R,90} = \min \left\{ \begin{array}{l} 1 + 0,35 \cdot 1,72 = 1,60 \\ \underline{1,20} \end{array} \right. \quad (\text{Gl. F-51})$$

Anhang G Zugversuche zu Schraubenkenngößen

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

Folgender Schraubentyp wurde untersucht:

- Spax Vollgewindeschraube nach abZ Nr. 9.1-519 [abZ-9.1-519]

Gewindedurchmesser:	8,0 mm	(mögl. Abweichung $\pm 0,2$ mm)
Kerndurchmesser:	5,0 mm	(mögl. Abweichung $- 0,3$ mm)
Schraubenlänge:	400 mm	
Anzahl der Prüfkörper:	5 Schrauben	

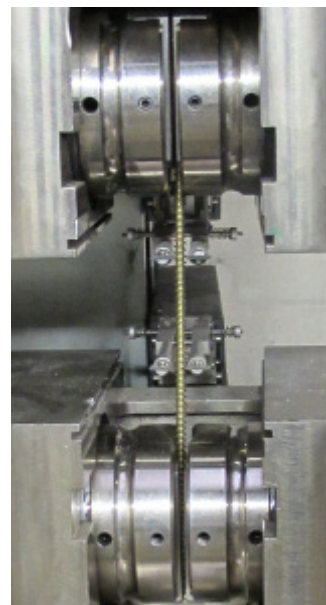
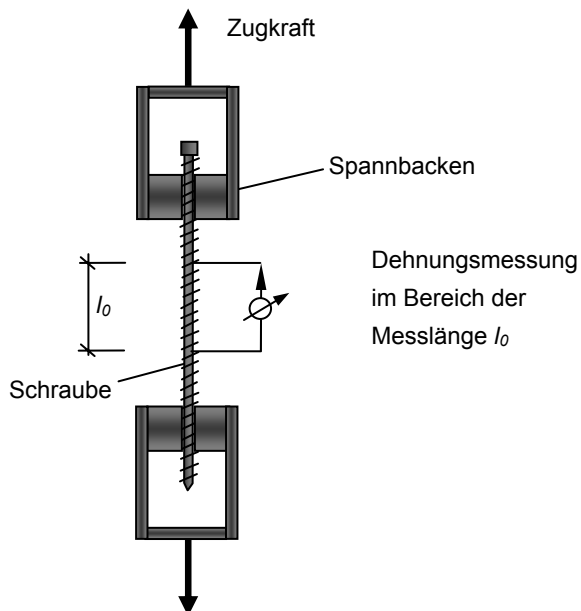


Abbildung G-1: Prüfaufbau der Zugversuche

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



Abbildung G-2: Bruchbilder der Zugversuche

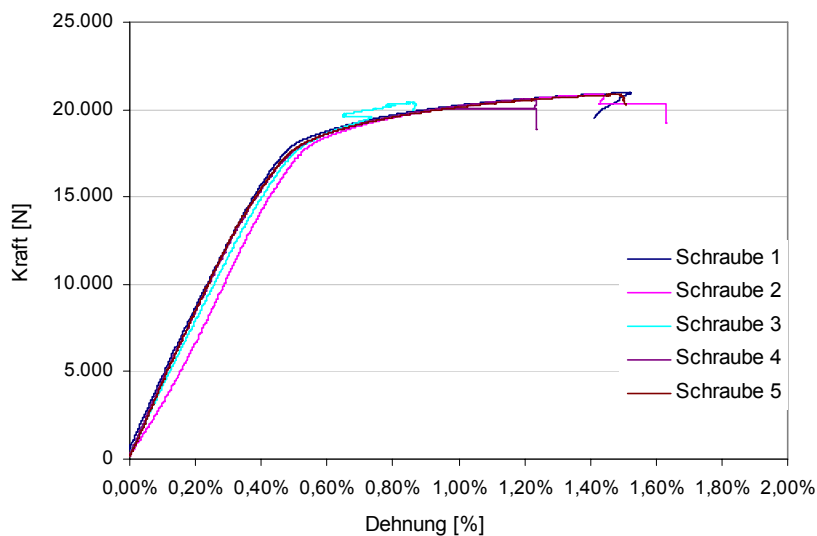


Abbildung G-3: Kraft-Dehnungsbeziehung der Schrauben

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

Tabelle G-1: Auswertung der Schraubenzugversuche

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