

# Einsatz und Berechnung von Schubverstärkungen für Brettschichtholzbauteile

Philipp Dietsch

## Zusammenfassung

Stiff förmige Verstärkungselemente in Form von selbstbohrenden Schrauben oder Gewindestangen sind im Hinblick auf die Verstärkung querzugbeanspruchter Bereiche Stand der Technik. In Bezug auf ihren Einsatz als Schubverstärkungen sind erst in den letzten Jahren vermehrt Forschungstätigkeiten feststellbar. Es fehlen jedoch noch durch experimentelle Untersuchungen abgesicherte Bemessungsansätze. Dieser Beitrag stellt einen analytischen Ansatz zur Berechnung der Tragfähigkeit von Brettschichtholzbauteilen vor, bei denen stiff förmige Verbindungsmittel als Schubverstärkungen vorliegen. Dieser basiert auf bekannten mechanischen Grundlagen und Werkstoffgesetzen und ermöglicht sowohl die Erfassung des nachgiebigen Verbundes zwischen den Verstärkungselementen und dem Holzquerschnitt als auch die Berücksichtigung der Interaktion von Schub- und Querspannungen. Ein Vergleich mit experimentellen Untersuchungen zeigt gute Übereinstimmung, der Einfluss der Schub-Querspannungs-Interaktion sollte mit berücksichtigt werden. Es zeigt sich, dass der Anteil der Verstärkungselemente an der Abtragung der Schubbeanspruchung im ungerissenen Zustand vergleichsweise gering ist. Berechnungen zu mittels Gewindestangen schubverstärkten Brettschichtholzbauteilen deuten an, dass unter baupraktischen Bedingungen Erhöhungen der Schubbeanspruchbarkeit von 20 % möglich sind.

Im Sinne einer internen Redundanz des verstärkten Holzbauteils gegenüber spröden Versagensmechanismen wie Schub und Querzug bietet es sich an, zugehörige Verstärkungen so zu entwerfen, dass diese auch die im gerissenen Zustand angreifenden Kräfte übertragen können. Eine Berechnungsmöglichkeit dieser im Versagensfall nachgiebig verbundenen Trägerteile stellt die Schubanalogie dar. Eine Studie zu baupraktisch relevanten, hochbeanspruchten Formen von Satteldachträgern und gekrümmten Trägern unter Ansatz einer Mindestbewehrung zur Übertragung des Schubflusses in Rissebene zeigt, dass die zwischen dem Ausgangszustand und dem gerissenen Zustand maximal eintretende Erhöhung der Biegespannungen im Bereich von einem Drittel liegt.

Der Beitrag schließt mit Betrachtungen zum Einfluss stiff förmiger Verstärkungselemente auf die Größe feuchteinduzierter Spannungen im Holzbauteil. Es deutet sich an, dass eine Abnahme der Holzfeuchte um 3 – 4 % am Ort von quer zur Faserrichtung eingebachten Gewindestangen zu kritischen Spannungszuständen hinsichtlich feuchteinduzierter Risse führen kann. Im Fall von um 45° geneigten Schubverstärkungen reduziert sich die Größe dieser Querzugspannungen in etwa um die Hälfte. Es wird eine deutliche gegenseitige Beeinflussung mehrerer nebeneinander angeordneter Verstärkungselemente festgestellt. Eine Reduzierung der Abstände der Verstärkungselemente führt demnach zu einer geringeren am Ort der Verstärkung tolerierbaren Reduktion der Holzfeuchte.

## 1 Einleitung

Die Verwendung von Brettschichtholzträgern veränderlicher Höhe eröffnet die Möglichkeit, dem in Trägerlängsrichtung veränderlichen

Biegemoment ein in Trägerlängsrichtung veränderliches Widerstandsmoment gegenüberzustellen. Für den Einfeldträger unter Gleichlast führt dies im Falle der Schubspannungen zu einem gegenteiligen Effekt, da der

Verlauf der Querschnittshöhe gegenläufig zum Verlauf der Querkraft ist, siehe Abb. 1. In Form von z.B. gekrümmten Trägern oder Satteldachträgern weisen derartige Brettschichtholzbauteile neben einer hohen Ausnutzung auf Biegung, Bereiche hoher Schubbeanspruchungen und hoher Querkzugbeanspruchungen auf, zweier Beanspruchungen, denen gegenüber Holz geringe Beanspruchbarkeiten sowie spröde Versagensformen aufweist. Mehrere der insgesamt 245 in [1] ausgewerteten Schadensfälle an weitgespannten Holzbauteilen dokumentieren für derartigen Trägerformen die Möglichkeit eines faserparallelen Bruches über die gesamte Trägerlänge, teilweise gefolgt von einem Biegezugbruch aufgrund der geänderten Spannungsverteilung. Querkzugverstärkungen in Form von selbstbohrenden Schrauben oder Gewindestangen sind Stand der Technik [2], [3]. In Bezug auf ihren Einsatz als Schubverstärkungen sind erst in den letzten Jahren vermehrt Forschungstätigkeiten feststellbar [4], [5]. Hierzu fehlen jedoch noch durch experimentelle Untersuchungen abgesicherte Bemessungsansätze.

Bei der Bemessung von Querkzugverstärkungen zur Aufnahme geometriebedingter Spannungen wird davon ausgegangen, dass die gesamte Querkzugspannung von den Verstärkungselementen übertragen wird [2], [3]. Hinsichtlich eines wirtschaftlichen Einsatzes von Verstärkungselementen ist es jedoch von Interesse, ob sich im ungerissenen Zustand eine anteilige Abtragung auftretender Beanspruchungen durch die Verstärkungselemente einstellt. Dies ist vor allem dann relevant, wenn eine hohe Anzahl an Verstärkungselementen notwendig

ist, um eine Deckung der zugehörigen Beanspruchbarkeit des Materials zu erreichen. Die üblichen im Rahmen der Bemessung von Brettschichtholzbauteilen anzusetzenden Schubbeanspruchbarkeiten liegen im Bereich des fünf-fachen der Querkzugbeanspruchbarkeiten.

Im Rahmen dieses Beitrags werden Ansätze zur Bemessung von Schubverstärkungen für Brettschichtholz im ungerissenen und im gerissenen Zustand präsentiert, validiert und diskutiert. Der Zeitpunkt des Schubversagens des Brettschichtholzbauteils, d.h. der Übergang vom ungerissenen in den gerissenen Zustand, ist von dynamischen Effekten geprägt. Dieser Zustand wird im Folgenden nicht behandelt, ein möglicher Ansatz ist in [1] skizziert.

## 2 Berechnung von Schubverstärkungen im ungerissenen Zustand

### 2.1 Der analytische Ansatz der konstruktiven Anisotropie

Im Folgenden wird ein analytisches Verfahren vorgestellt das es ermöglicht, die Wirksamkeit derartiger Verstärkungen im ungerissenen Zustand rechnerisch zu erfassen. Anhand bekannter mechanischer Grundlagen und Werkstoffgesetze und unter Anwendung der Matrixschreibweise lassen sich die aus einer Schubbeanspruchung resultierenden Dehnungen und daraus wiederum die Spannungen in den Verstärkungselementen bzw. im Holzbauteil ermitteln, siehe auch [6].

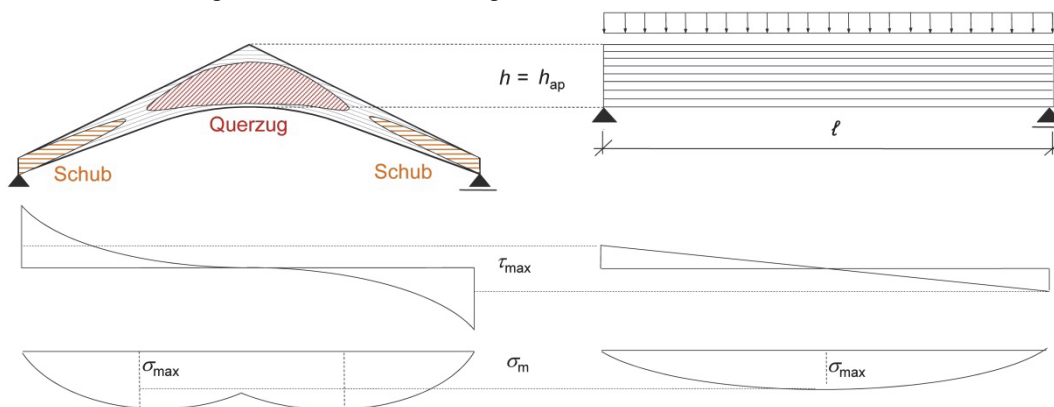


Abb. 1 Schematische Darstellung der Verläufe von Schub- und Biegespannungen in geradem Träger und gekrümmtem Satteldachträger

Das Verfahren basiert auf der Theorie des Mehrschichtenverbundes. In [7] (auf der Basis von [8] und [9]) werden dazu am Beispiel von Brettlagenholz unter Membran- und Biegebeanspruchung anisotrope Werkstoffeigenschaften von Verbundwerkstoffen hergeleitet. In [10] werden diese Werkstoffkenngrößen sowie die Theorie des Mehrschichtverbundes aufgegriffen und für numerische Berechnungen an Wandscheiben aus Brettsperrholz verwendet. Beide Arbeiten enthalten methodische Ansätze, die auf Schubverstärkungen in Holzelementen übertragbar sind. So werden in [7] für die einzelnen, unterschiedlich orientierten Lagen eines Verbundquerschnittes die Steifigkeitskoeffizienten bezogen auf ein globales Koordinatensystem hergeleitet und daraus die Gesamtsteifigkeit des betrachteten Systems berechnet.

Nach dem Elastizitätsgesetz gelten für die Spannungs-Dehnungsbeziehungen eines Elementes unter Scheibenbeanspruchung in der x-z-Ebene:  $\varepsilon = S \cdot \sigma$ . Durch Inversion der Matrix S

erhält man die Steifigkeitsmatrix C und kann die auftretenden Spannungen infolge bekannter Dehnungen bestimmen:

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

Liegt ein Verbundquerschnitt, bestehend aus zwei oder mehr Ebenen mit unterschiedlich orientierten Tragelementen vor, so spricht man von konstruktiver Anisotropie, siehe Abb. 2. 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 darüber wiederum die Spannungen der einzelnen Tragelemente berechnet werden. Die Vorgehensweise ist in Abb. 2 schematisch dargestellt und wird anschließend erläutert.

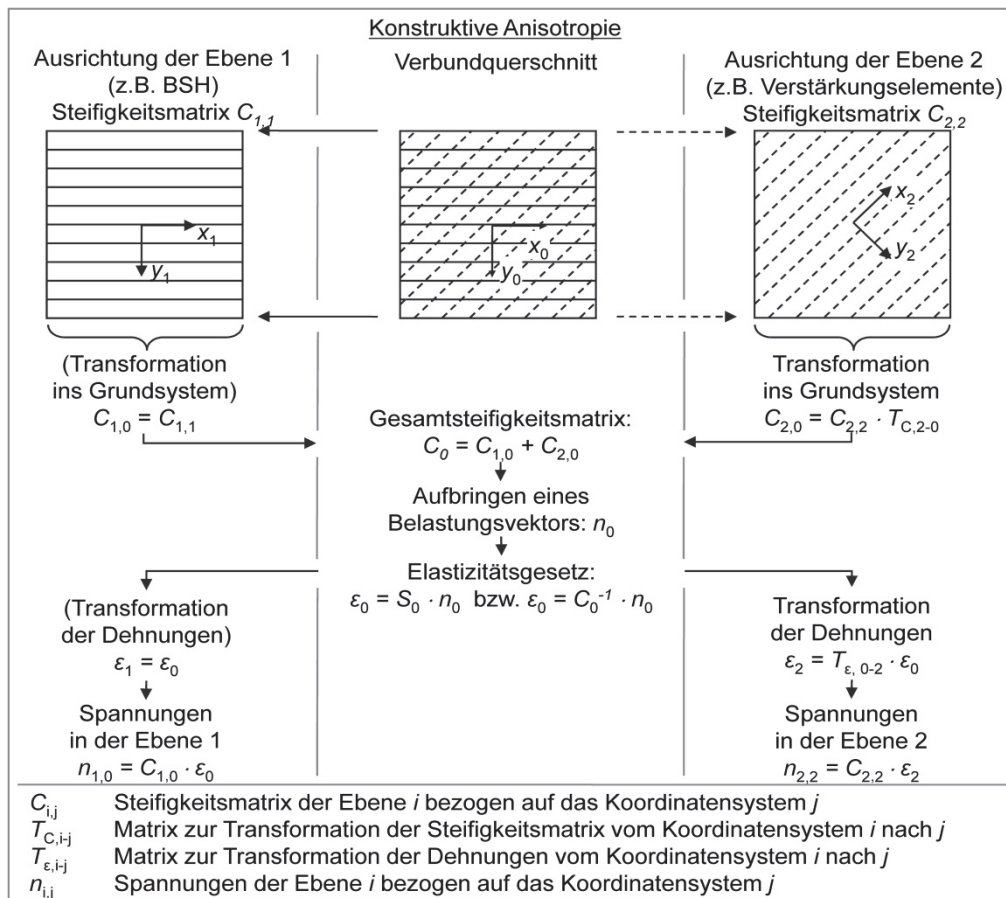


Abb. 2 Scheibenberechnung basierend auf der konstruktiven Anisotropie

Da das lokale Koordinatensystem der Ebene 1 mit dem globalen Koordinatensystem übereinstimmt, ist für diese Ebene weder eine Transformation der Steifigkeiten ( $C_1$ ) noch der am Gesamtsystem ermittelten Dehnungen ( $\epsilon_0$ ) erforderlich. Für die Berechnung der Gesamtsteifigkeitsmatrix ist also nur die Transformation der Steifigkeitsmatrix der Ebene 2 ( $C_2$ ) in das Grundsystem durchzuführen. Nach dem Elastizitätsgesetz können durch die Multiplikation der inversen Gesamtsteifigkeitsmatrix ( $C_0^{-1}$ ) mit einem Beanspruchungsvektor ( $n_0$ ) die Dehnungen ( $\epsilon_0$ ) des Verbundquerschnitts bezogen auf die globalen Koordinaten bestimmt werden. Um anschließend auf die Spannungen der Ebene 2 ( $n_2$ ) rückrechnen zu können, muss eine Rotation der Dehnungen des Grundsystems in das lokale Koordinatensystem der Ebene 2 erfolgen.

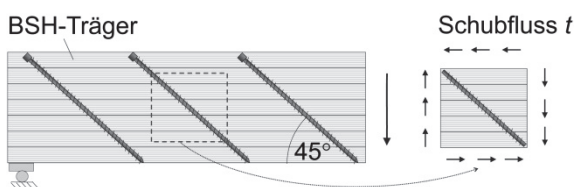
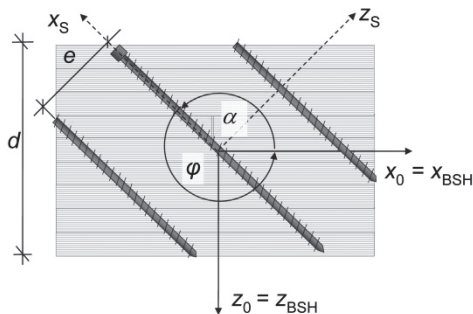


Abb. 3 Schubverstärkungen in BSH-Träger



- $x_0, z_0$  globale Koordinaten (= lokale Koordinaten des BSH)
- $x_s, z_s$  lokale Koordinaten der Verstärkungselemente
- $\varphi, \alpha$  Winkel für die Transformation
- $e$  Abstand der Verstärkungselemente senkrecht zu ihrer Längsachse
- $d$  Elementdicke
- $b$  Elementbreite (senkrecht zur Darstellungsebene)

Abb. 4 Koordinaten- und Winkelbeziehungen für die Steifigkeitstransformation im Rahmen der konstruktiven Anisotropie

## 2.2 Anwendung auf Schubverstärkungen in Holzbauteilen

Das Verfahren ist auch auf schubverstärkte Brettschicht- und Brettsperrholzbauteile an-

wendbar, siehe [6]. Es wird von einachsiger Lastabtragung und einer bereichsweise gleichmäßigen Anordnung der Schubverstärkungen und gleichmäßiger Schubbeanspruchung in diesem Bereich ausgegangen, siehe Abb. 3. Unter Verwendung der im Ingenieurholzbau üblichen Koordinatenbezeichnungen liegen die in Abb. 4 dargestellten Zusammenhänge vor.

### Ermittlung der Steifigkeiten im Grundsystem

Bei der Ermittlung der Steifigkeiten des Grundsystems ist zunächst der Querschnittsaufbau des zu verstärkenden Bauteils zu betrachten. Liegen – wie im Fall von Brettschichtholzbauteilen angenommen – jeweils konstante Materialeigenschaften in Richtung der globalen Koordinaten vor, so ergibt sich die Steifigkeitsmatrix  $C_{Holz,0}$  des Holzelementes bezogen auf das Grundsystem aus den Materialparametern der jeweiligen Richtungen. Mangels präziser Angaben für das anisotrope Material Holz und zum Zwecke der Vereinfachung wird hierbei die Querdehnzahl  $\mu$  zu Null gesetzt.

$$C_{Holz,0} = \begin{vmatrix} E_0 & 0 & 0 \\ 0 & E_{90} & 0 \\ 0 & 0 & G \end{vmatrix} \quad (2)$$

Da die als Schubverstärkung eingesetzten Vollgewindeschrauben bzw. Gewindestangen in erster Linie auf Zug beansprucht werden, besitzen die Dehnsteifigkeiten  $EA_S$  der Verstärkungselemente in axialer Richtung entscheidenden Einfluss auf ihr Tragverhalten. Die Biegesteifigkeiten tragen nur einen unwesentlichen Anteil zur Gesamtsteifigkeit bei und werden daher im Rahmen dieser Betrachtungen vereinfachend vernachlässigt. Mittels der Transformationsmatrix lässt sich die Steifigkeitsmatrix  $C_{S,0}$  der Schubverstärkungen bezogen auf das globale Koordinatensystem bestimmen:

$$C_{S,0} = \begin{pmatrix} n_s \cdot EA_S \\ b \end{pmatrix} \cdot T_{C,S-0} \quad (3)$$

$$T_{C,S-0} = \begin{vmatrix} \cos^4 \varphi & \sin^2 \varphi \cdot \cos^2 \varphi & -\sin \varphi \cdot \cos^3 \varphi \\ \sin^2 \varphi \cdot \cos^2 \varphi & \sin^4 \varphi & -\sin^3 \varphi \cdot \cos \varphi \\ -\sin \varphi \cdot \cos^3 \varphi & -\sin^3 \varphi \cdot \cos \varphi & \sin^2 \varphi \cdot \cos^2 \varphi \end{vmatrix}$$

$EA_S$  Dehnsteifigkeit der Verstärkungselemente

$n_s$  Anzahl der Reihen an Verstärkungselementen senkrecht zur betrachteten Tragrichtung

Die Gesamtsteifigkeit des Verbundquerschnittes im Grundsystem  $C_0$  ergibt sich aus der Addition der Steifigkeitsmatrizen des Holzelementes  $C_{Holz,0}$  und der Verstärkungselemente  $C_{S,0}$ .

$$C_0 = C_{Holz,0} + C_{S,0} \quad (4)$$

Ein Vergleich der Steifigkeiten der einzelnen Elemente ermöglicht die Ermittlung der durch das Verstärkungselement bedingten Erhöhung der Steifigkeitskennwerte des Verbundquerschnittes.

### Ermittlung von Beanspruchungen

Über den Vektor  $n_0$  können am schubverstärkten Element Beanspruchungen aufgebracht werden. Dabei handelt es sich um die Spannungen  $\sigma_{x0}$  bzw.  $\sigma_{z0}$  in den jeweiligen Hauptachsen des Grundsystems sowie die Schubspannung  $\tau_{xz0}$  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:

$$\varepsilon_0 = C_0^{-1} \cdot n_0 \quad \text{bzw.} \quad \begin{pmatrix} \varepsilon_{x_0} \\ \varepsilon_{z_0} \\ \gamma_{xz_0} \end{pmatrix} = C_0^{-1} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_{x_0} \\ \sigma_{z_0} \\ \tau_{xz_0} \end{pmatrix} \quad (5)$$

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

### Holzelement

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

$$n_{Holz} = C_{Holz,0} \cdot \varepsilon_{Holz} \quad \text{bzw.} \quad \begin{pmatrix} \sigma_{Holz,x_0} \\ \sigma_{Holz,z_0} \\ \tau_{Holz,xz_0} \end{pmatrix} = C_{Holz,0} \cdot \begin{pmatrix} \varepsilon_{x_0} \\ \varepsilon_{z_0} \\ \gamma_{xz_0} \end{pmatrix} \quad (6)$$

Aus dem Vergleich der am Gesamtsystem aufgebrauchten Schubbeanspruchung  $\tau_{xz0}$  und der daraus im Holzelement resultierenden Schubspannung  $\tau_{Holz,xz0}$  ergibt sich der Verstär-

kungsgrad  $\eta_\tau$ , der die Reduktion der Schubspannung infolge der Verstärkungselemente beschreibt:

$$\eta_\tau = \frac{\tau_{xz_0}}{\tau_{Holz,xz_0}} \quad (7)$$

Außerdem liefert Gleichung (6) die Spannungskomponente  $\sigma_{Holz,z0}$ . Bei der gewählten Anordnung und dementsprechender Zugbeanspruchung der Verstärkungselemente liefern diese Querdruckbeanspruchungen senkrecht zur Faser. Verschiedene Untersuchungen (u.a. [12], [13], [14]) zeigen, dass sich die Spannungsinteraktion aus Schub und Querdruck positiv auf die Schubfestigkeit in Faserrichtung auswirkt. Die Schubverstärkungen bewirken also nicht nur eine Reduktion der Schubspannungen in den Holzquerschnitten, sondern führen bei gegebener Anordnung gleichzeitig zu einer Spannungsinteraktion, die sich zusätzlich positiv auf die Schubfestigkeiten auswirkt. In [4] wird folgender, aus den in [12] vorgestellten Versuchsergebnissen abgeleiteter Ansatz angegeben:

$$\tau = 4.75 \text{ N/mm}^2 - 1.15 \cdot \sigma_\perp - 0.13 \cdot \sigma_\perp^2 \quad (8)$$

### Schubverstärkung:

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

$$\varepsilon_S = \varepsilon_0 \cdot T_{\varepsilon,0-S} \quad (9)$$

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

$$\varepsilon_{x_s} = \begin{pmatrix} \varepsilon_{x_0} \\ \varepsilon_{z_0} \\ \gamma_{xz_0} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \cos^2 \alpha & \sin^2 \alpha & \sin \alpha \cdot \cos \alpha \end{pmatrix} \quad (10)$$

Die achsenparallele Spannung  $\sigma_{S,x_s}$  und die Normalkraft  $N_{S,x_s}$  je Verstärkungselement betragen somit:

$$\sigma_{S,x_s} = \varepsilon_{x_s} \cdot E_S \quad (11)$$

$$N_{S,x_s} = \varepsilon_{x_s} \cdot EA_S \quad (12)$$

### Berücksichtigung des nachgiebigen Verbundes zwischen Holz und Verstärkung

Bei der zuvor geschilderten Ermittlung der Gesamtsteifigkeitsmatrix wird ein starrer Verbund zwischen den Schubverstärkungen und dem Holzelement vorausgesetzt. Dies ist annähernd der Fall bei eingeklebten Gewindestangen. Bei Schubverstärkungen aus selbstbohrenden Vollgewindeschrauben oder vorgebohrten, eingedrehten Gewindestangen trifft dies jedoch nicht zu. In diesen Fällen liegt ein nachgiebiger Verbund zwischen den Holzfasern und dem Gewinde der Verstärkungselemente vor. 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. Diese kann anhand geeigneter Versuche bestimmt werden (siehe [16]).

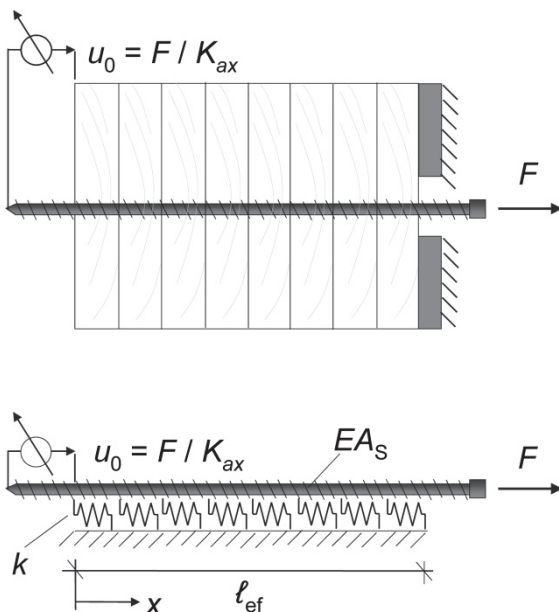


Abb. 5 Versuchsaufbau zur Ermittlung von  $K_{ax}$  [15] und zugehöriges Ersatzsystem

Alternativ besteht die Möglichkeit, die Nachgiebigkeit in Längsrichtung der Schraube durch den axialen Verschiebungsmodul  $K_{ax}$  zu beschreiben, der meist in den allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen der Vollgewindeschrauben enthalten ist. Dieser ist vergleichbar mit einer Federsteifigkeit und ermöglicht die Ermittlung der Relativverschiebung zwischen einer axial beanspruchten Schraube und der

Holzoberfläche. Für das vorliegende Verfahren ist der Verschiebungsmodul jedoch nur bedingt geeignet, da er keine Aussage über den Verlauf des Schubflusses im Verbund und den daran gekoppelten Normalkraftverlauf im Verstärkungselement liefert. Allerdings bietet sich die Möglichkeit, vom Beiwert  $K_{ax}$  auf eine elastische Bettung zurückzurechnen. Dazu wird das Tragverhalten der Schraube anhand eines Ersatzsystems beschrieben, das aus einem beidseitig endlichen, in Schraubenlängsrichtung elastisch gebetteten Träger besteht, siehe Abb. 5.

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

$$u_{(x)} = C_1 \cdot e^{\lambda \cdot x} + C_2 \cdot e^{-\lambda \cdot x} \quad (13)$$

mit:  $\lambda = \sqrt{k / EA_S}$

Unter Einbeziehung der vorliegenden Randbedingungen ergibt sich folgende Lösung für die Differentialgleichung:

$$\lambda \cdot (e^{\lambda \cdot l_{ef}} - e^{-\lambda \cdot l_{ef}}) = 2 \cdot K_{ax} / EA_S \quad (14)$$

Der Beiwert  $\lambda$  kann iterativ oder anhand geeigneter numerischer Programme ermittelt und anschließend nach Gleichung (15) die Bettung  $k$  berechnet werden, die den Verbund zwischen der Schraube und dem Holzquerschnitt beschreibt.

$$k = \lambda^2 \cdot EA_S \quad (15)$$

Die in der Literatur und den bauaufsichtlichen Zulassungen angegebenen Verschiebungsmoduln  $K_{ax}$  gelten in der Regel für Einschraubwinkel von  $90^\circ$  (wie in Abb. 5 dargestellt). Bei Schubverstärkungen liegen üblicherweise Winkel von  $45^\circ$  zwischen Schraubenachse und Faserrichtung vor, siehe Abb. 6. In [4] werden axiale Verschiebungsmoduln für eingedrehte Gewindestangen mit Durchmessern  $d = 16$  mm und  $d = 20$  mm, Einbindelängen  $l = 200$  mm und  $l = 400$  mm und Winkeln zwischen Schraubenachse und Faserrichtung von  $45^\circ$  und  $90^\circ$  angegeben. Für Winkel von  $45^\circ$  werden größere Verschiebungsmoduln ermittelt. Bei Verdoppelung der Einbindelänge wird eine überproportionale Zunahme der Verschiebungsmoduln festgestellt.



Es ist zu berücksichtigen, dass die im Verfahren anzusetzende Länge  $l_{ef}$  der halben Schraubenslänge  $l_s$  entspricht, siehe Abb. 6.

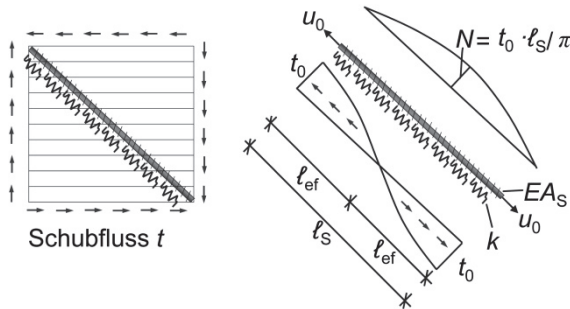


Abb. 6 Nachgiebiger Verbund eines Verstärkungselementes in einem Holzelement

Es existieren verschiedene ingenieurtechnische Ansätze um den nachgiebigen Verbund zwischen zwei Tragelementen zu berücksichtigen. Eine im Holzbau übliche und auch in [2] und [3] enthaltene Vorgehensweise stellt das  $\gamma$ -Verfahren dar. Der nachgiebige Verbund wird dabei über den Beiwert  $\gamma$  berücksichtigt, mit welchem die Dehnsteifigkeit eines Querschnittsteiles des Verbundquerschnitts abgemindert und somit eine effektiv wirksame Dehnsteifigkeit des Gesamtquerschnittes ermittelt wird. Dieses Verfahren lässt sich auch auf den nachgiebigen Verbund zwischen Verstärkung und Holzelement übertragen. In diesem Fall gelten die in Abb. 6 dargestellten Zusammenhänge.

Unter der Annahme, dass sich aufgrund der Schubverformung des Holzelements im Verstärkungselement 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:

$$u_0 = \frac{t_0}{k} + t_0 \cdot \frac{(2 \cdot l_{ef})^2}{\pi^2} \cdot \frac{1}{EA_S} \quad (16)$$

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

$$u_0 = t_0 \cdot \frac{(2 \cdot l_{ef})^2}{\pi^2} \cdot \frac{1}{efEA_S} \quad (17)$$

Durch Gleichsetzen der Gleichungen (16) und (17) erhält man eine effektive Dehnsteifigkeit  $efEA_S$ , welche die Verformungsanteile der Bettung ( $k$ ) und der Verformung des Verstärkungselements ( $EA_S$ ) beinhaltet.

$$efEA_S = EA_S \cdot \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot EA_S}{(2 \cdot l_{ef})^2 \cdot k}} = EA_S \cdot \gamma \quad (18)$$

Analog zum  $\gamma$ -Verfahren lässt sich die Dehnsteifigkeit des Verstärkungselements durch den Beiwert  $\gamma$  abmindern und somit der Einfluss des nachgiebigen Verbundes berücksichtigen. Für die Steifigkeitsmatrix der Verstärkungselemente bezogen auf das Grundsystem gilt somit:

$$C_{S,0} = \left( \frac{n_s \cdot \gamma \cdot EA_S}{b \cdot e} \right) \cdot T_{C,S-0} \quad (19)$$

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:

$$\sigma_{S,xs} = \varepsilon_{xs} \cdot \gamma \cdot E_S \quad (20)$$

$$N_{S,xs} = \varepsilon_{xs} \cdot \gamma \cdot EA_S \quad (21)$$

mit: Beiwert  $\gamma$  nach Gleichung (18)

### 2.3 Vergleich mit experimentellen Untersuchungen

Zur Überprüfung der Eignung des Verfahrens wurden experimentelle Untersuchungen zum Tragverhalten von mit Vollgewindeschrauben verstärkten Brettschichtholzelementen durchgeführt und mit dem vorab vorgestellten Verfahren verglichen. Zuerst wurden nicht zerstörende Versuche im linear-elastischen Bereich zur Ermittlung der wirksamen Schubsteifigkeit von Brettschichtholzträgern nach [17] durchgeführt. Dabei wurde der Ansatz verfolgt, die gleichen Prüfkörper mehrmals zu prüfen, während seine Eigenschaften (Querschnittsform, Verstärkung) zwischen den Versuchen geändert werden. Die Hälfte der zwölf untersuchten Brettschichtholzbauteile wurde mit Rissen versehen um eine mögliche Erhöhung des Einflusses der Verstärkungselemente an gerissenen Bauteilen zu

erfassen. Nach Abwägung der Vor- und Nachteile des Einbringens von Rissen durch Trocknungsvorgänge bzw. dem mechanischen Einbringen wurde letztere Variante angewendet, da hierbei zwar die Holzfasern lokal durchtrennt werden, jedoch nur bei dieser Methode ein eindeutig definierbarer Querschnitt verbleibt. Nach Prüfung beider Serien ohne Schubverstärkungen kamen an denselben Bauteilen zwei Verstärkungsgrade (Abstand der Verstärkungselemente  $a_1 = 160 \text{ mm}$  bzw.  $a_1 = 80 \text{ mm}$ ) zur Prüfung, siehe Abb. 7. Als Verstärkungselemente wurden Vollgewindeschrauben [18] mit einer Länge  $\ell_s = 280 \text{ mm}$  und einem Gewindedurchmesser von  $8,0 \text{ mm}$  verwendet.

Über die an den unverstärkten Elementen ermittelten Steifigkeitskennwerte wurde mit oben

angegebenem Verfahren auf den zu erwartenden wirksamen Schubmodul  $G$  der verstärkten Elemente geschlossen. Die Bettungssteifigkeit  $k$  der Verstärkungselemente wurde aus den in [4] und [16] enthaltenen Versuchsergebnissen für Schrauben in Brettschichtholz abgeleitet. Die sich aus den analytischen Berechnungen ergebende Erhöhung des wirksamen Schubmoduls  $G$  lag für alle Konfigurationen im einstelligen Prozentbereich. Die über die Verstärkungselemente in das Brettschichtholzelement induzierten Querdruckspannungen waren zu klein um einen positiven Einfluss im Sinne einer Querdruck-Schub-Interaktion zu haben. Die Ergebnisse der analytischen Berechnungen und der Versuchsergebnisse werden in Abb. 8 gegenübergestellt.

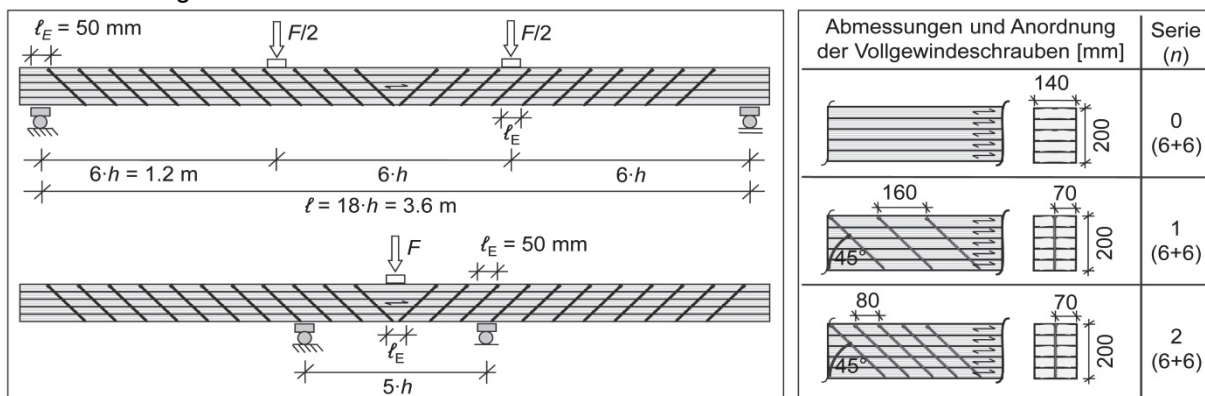


Abb. 7 Versuche zur Ermittlung des wirksamen Schubmoduls  $G$  der mit selbstbohrenden Schrauben schubverstärkten Brettschichtholzträger

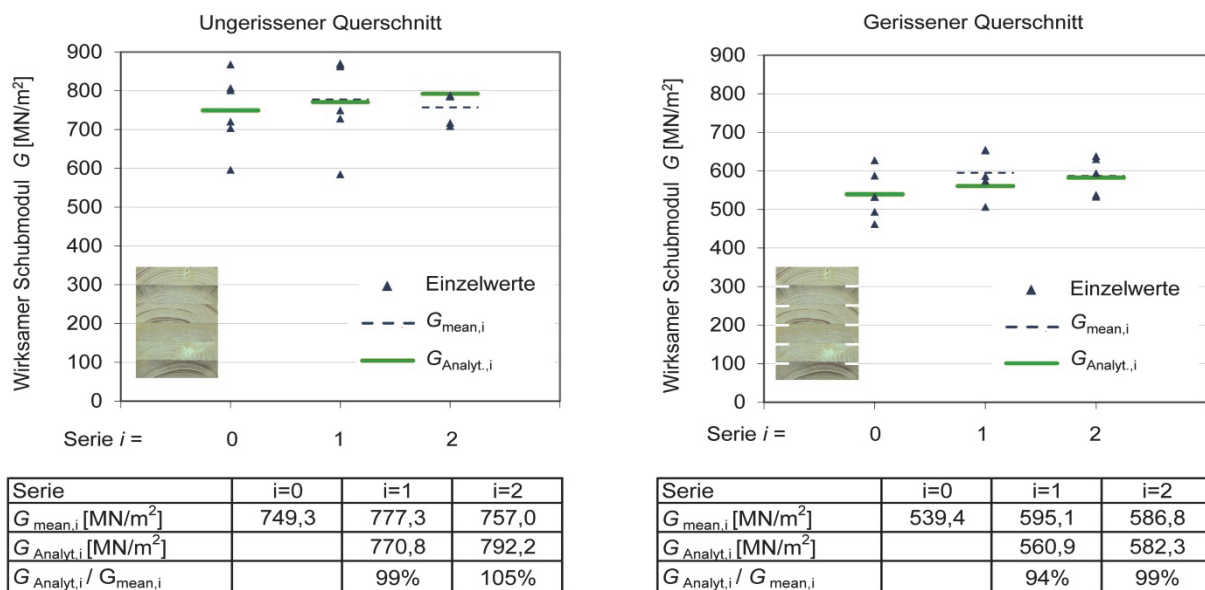


Abb. 8 Wirksamer Schubmodul der Brettschichtholzträger in unterschiedlichen Verstärkungsgraden Vergleich des analytischen Ansatzes mit den Versuchsergebnissen



Die Versuchsergebnisse bestätigen den geringen Einfluss der Verstärkungselemente auf die Schubsteifigkeit (siehe auch [5]) und damit ihren geringen Anteil an der Abtragung der Schubbeanspruchung. Die Reduktion der Schubsteifigkeit durch die Risse zeigt sich dagegen deutlich. Unerwartet war das Ausbleiben einer weiteren Erhöhung des wirksamen Schubmoduls für den zweiten Verstärkungsgrad. Vergleichende experimentelle Untersuchungen zur Ermittlung einer potentiellen Reduktion der Bettungssteifigkeit  $k$  bei zyklischer Aufbringung der sehr geringen Verformungen bestätigten dies nicht [1]. Vielmehr zeigte sich

eine Verbesserung des Verbundes zwischen Verstärkungselement und Holzbauteil mit zunehmender Belastungswiederholung. Eine Erklärung könnte die aus u.a. [20] bekannte Sensitivität des ermittelten Schubmoduls  $G$  vom scheinbaren Elastizitätsmodul  $E_{app}$  liefern, welcher bei geringer Spannweite  $l = 5 \cdot h$  (siehe Abb. 7 unten) und demnach kleinen Verformungen  $w$  bei gleichzeitig großen Lasten  $F$  zu ermitteln ist. Ein Vergleich mit zwei weiteren Methoden zur Ermittlung des Schubmoduls (Schwingungsanalyse, Schubfeld) zeigte für die angewendete Methode jedoch die befriedigendsten Genauigkeiten.

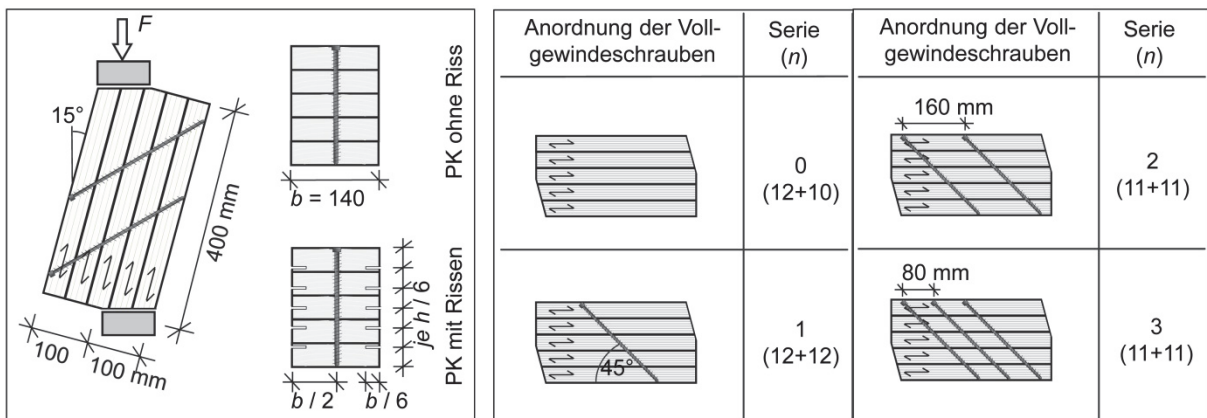


Abb. 9 Versuche zur Ermittlung der Schubfestigkeit  $f_v$  der Schubverstärkten Brettschichtholzbauteile - Versuchsaufbau und verwendete Geometrie

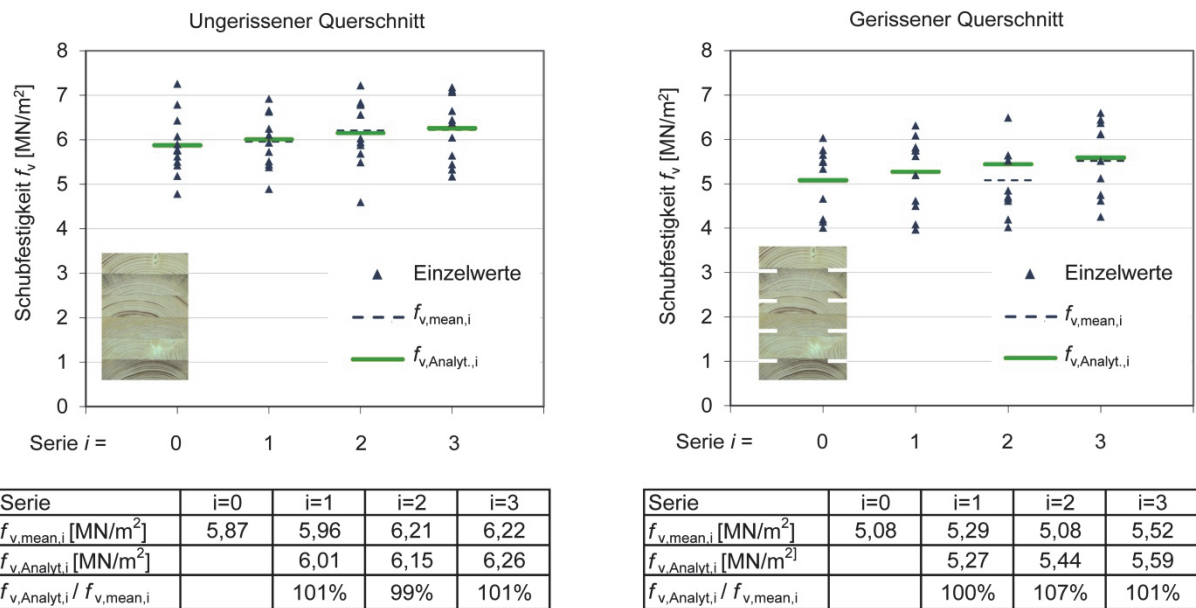


Abb. 10 Schubfestigkeit  $f_v$  der Brettschichtholzbauteile in unterschiedlichen Verstärkungsgraden Vergleich des analytischen Ansatzes mit den Versuchsergebnissen

Nach dem Abschluss der nicht zerstörenden Versuche wurden die Träger in kleinere Abschnitte aufgeteilt. Durch Entnahme von Schrauben konnten drei verschiedene Verstärkungsgrade an jeweils über zehn Prüfkörpern realisiert werden. Die zerstörenden Versuche zur Ermittlung der Schubfestigkeiten der jeweiligen Serien geschahen wiederum in Anlehnung an [17], siehe Abb. 9.

Auch hinsichtlich der Schubfestigkeiten zeigen sowohl die Versuche wie auch der analytische Ansatz nur Erhöhungen im einstelligen Prozentbereich, siehe Abb. 10. Hierbei wurde der Einfluss der durch die Schrauben induzierten Querspannungen auf die Schubbeanspruchbarkeit unter Verwendung des vorab gegebenen Ansatzes berücksichtigt. Die im Versuch ermittelten Erhöhungen der Schubfestigkeiten durch die Verstärkungselemente korrelieren im Mittel gut mit dem Anteil der Tragfähigkeit der Schrauben auf Herausziehen in Richtung der Scherebene [4]. Bei den höheren Verstärkungsgraden (Serien 2 und 3) war nach dem Holzbruch eine weitere Lastaufnahme auf niedrigerem Lastniveau feststellbar. Dies war bedingt durch ein „Einhängen“ der Last in die noch intakten Verstärkungselemente. Die am Nettoquerschnitt ermittelten Schubfestigkeiten der gerissenen Querschnitte liegen im Mittel 14% unter denen der ungerissenen Querschnitte. Die Begründung wird in der lokalen Schwächung des Querschnitts durch das Durchtrennen der Holzfasern während des mechanischen Einbringens der Risse vermutet.

Zum Zwecke einer weiteren Validierung wurden die von [4] im Versuch an schubverstärkten Biegeträgern aus Brettschichtholz ermittelten Tragfähigkeitssteigerungen herangezogen. Als Verstärkungen waren sowohl vorgebohrte und eingedrehte Gewindestangen wie auch selbstbohrende Vollgewindeschrauben verwendet worden. Für den Vergleich wurden alle Versuchsreihen verwendet, welche die Voraussetzungen zur Anwendung der konstruktiven Anisotropie erfüllen (u.a. regelmäßig angeordneten Schubverstärkungen). Weiterhin wurden die von gleichen Autoren ermittelten Verschiebungsmoduln  $K_{ax}$  verwendet. In den Versuchen ergaben sich aufgrund des z.T. hohen Verstärkungsgrades deutlichere Tragfähigkeitssteige-

rungen (max. 38%). Die Abweichungen zwischen den im Versuch und über den analytischen Ansatz ermittelten Steigerungen der Schubtragfähigkeit lagen im Mittel unter 4 %. Auch der negative Einfluss von Querspannungen auf die Schubfestigkeit im Fall druckbeanspruchter Verstärkungselemente wird gut abgeschätzt.

## **2.4 Praktische Anwendung und erreichbare Verstärkungsgrade**

Mit dem in Abschnitt 2.2 vorgestellten analytischen Verfahren lässt sich die Tragfähigkeit von Holzbauteilen ermitteln, bei denen stoffförmige Verbindungsmittel als Schubverstärkungen vorliegen. Das Verfahren ermöglicht sowohl die Erfassung des nachgiebigen Verbundes zwischen den Verstärkungselementen und dem Holzquerschnitt als auch die Berücksichtigung der Interaktion von Schub- und Querspannungen. Die Qualität der Lösung ist abhängig von der Genauigkeit der Eingangsparameter (z.B. dem Verschiebungsmodul der Verstärkungselemente) und den Grundlagen zu den Auswirkungen der Spannungsinteraktion auf die Schubfestigkeiten. Das Verfahren ist auf Bauteile unter einachsiger Lastabtragung mit einer bereichsweise gleichmäßigen Anordnung der Schubverstärkungen und gleichmäßiger Schubbeanspruchung in diesem Bereich anwendbar. Bei Biegebalken unter Linienlasten und üblichen Längen- zu Höhenverhältnissen kann von einer ausreichenden Näherung ausgegangen werden.

Die Verstärkungselemente sollten unter einem Winkel von  $45^\circ$  zur Faserrichtung eingebracht werden. Dies bewirkt, dass sie einer idealen Schubbeanspruchung die höchsten Steifigkeits- und Festigkeitseigenschaften entgegensetzen und somit die Annahme rein axialer Beanspruchung gerechtfertigt scheint. Die Verstärkungselemente sollten so orientiert werden, dass im Belastungsfall Zugspannungen in den Verstärkungselementen entstehen.

Hinsichtlich der baupraktischen Anwendung derartiger Verstärkungselemente für die Schubverstärkung von Brettschichtholzbauteilen ist es von Interesse, welche Verstärkungsgrade tatsächlich erreicht werden können. Hierzu wurde eine Parameterstudie für übliche Konfiguratio-

nen innerhalb praktisch realisierbarer Grenzen durchgeführt. Die hierbei verwendeten Eingangswerte wurden [15], [18], [19] sowie [4] entnommen. Die in Abb. 10 dargestellten Ergebnisse zeigen theoretisch mögliche Erhöhungen der Schubbeanspruchbarkeit von bis zu 50 %. Diese sind jedoch nur erreichbar im Fall sehr geringer Bauteilbreiten ( $b = 120$  mm) bei gleichzeitigem Einsatz von Gewindestangen großen Durchmessers ( $d = 20$  mm) mit kleinstmöglichen Abständen ( $a_1 = 100$  mm). Unter Ansatz baupraktisch üblicher Bauteilbreiten und praktikabler Abstände der Verstärkungselemente bei gleichzeitiger Berücksichtigung möglicher Relaxationserscheinungen erscheinen Erhöhungen der Schubbeanspruchbarkeit von 20 % möglich.

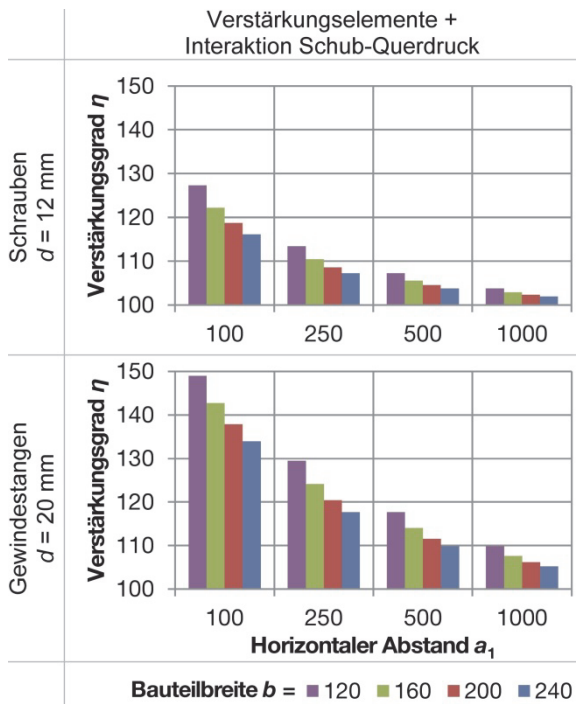


Abb. 11 Parameterstudie zum Verstärkungsgrad

Das oben beschriebene, allgemeine Verfahren wurde im Rahmen der Entwicklung von europäisch technischen Zulassungen (ETAs) für den Fall von Schubverstärkungen mit um  $45^\circ$  zur Faserrichtung geneigten Vollgewindeschrauben bzw. vorgebohrten, eingedrehten Gewindestangen vereinfacht, siehe z.B. [23], [24]. Hierbei wurde von einem linearen, dreiecksförmigen Verlauf des Schubflusses entlang des Verstärkungselementes ausgegangen.

Danach ist in schubverstärkten Bereichen der folgende Nachweis zu führen:

$$\frac{\tau_d}{f_{v,\text{mod},d}} \leq 1 \quad \text{mit:} \quad f_{v,\text{mod},d} = \frac{f_{v,d} \cdot k_\tau}{\eta_H} \quad (22)$$

mit:

$$\eta_H = \frac{G \cdot b}{G \cdot b + \frac{1}{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \left( \frac{6}{\pi \cdot d \cdot h \cdot k_{ax}} + \frac{a_1}{E \cdot A_S} \right)}} \quad (23)$$

$$k_\tau = 1 - 0,46 \cdot \sigma_{90,d} - 0,052 \cdot \sigma_{90,d}^2 \quad (24)$$

$$\sigma_{90,d} = \frac{F_{ax,d}}{\sqrt{2} \cdot b \cdot a_1} = \frac{(1 - \eta_H) \cdot V_d \cdot a_1}{h \cdot b \cdot a_1} = \quad (25)$$

mit:

$\tau_d$  Bemessungswert der Schubspannung

$f_{v,d}$  Bemessungswert der Schubfestigkeit

$V_d$  Bemessungswert der Querkraft [N]

$h$  Höhe des Holzbauteils [mm]

$b$  Breite des Holzbauteils [mm]

$d$  Gewindeaußen-Ø der Verstärkung [mm]

$a_1$  Abstand der Verst. parallel zur Faser [mm]

$k_{ax}$  Verbindungssteifigkeit zwischen Verstärkung und Holzbauteil (z.B. lt. Zulassung)

$EA_S$  Axiale Steifigkeit der Verstärkung (mit Kerndurchmesser  $d_1$ )

$G$  Mittelwert des Schubmoduls [ $\text{N}/\text{mm}^2$ ]

Aus den vorab vorgestellten Ergebnissen lässt sich folgern, dass sich im Fall von stiftförmigen Verstärkungselementen wie Schrauben oder Gewindestangen nennenswerte Erhöhungen der Schubbeanspruchbarkeit nur unter vergleichsweise hohem Aufwand erreichen lassen. Dies liegt an den sehr geringen Schubverformungen des Holzbauteils bis zum Schubbruch, was begründet, dass die Verstärkungselemente im ungerissenen Zustand nicht ihre gesamte Tragfähigkeit aktivieren können. Daraus lässt sich folgern, dass zusätzliche Überlegungen zum Versagensfall des Schubbruches ( $\hat{=}$  gerissener Zustand) anzustellen sind. Im Hinblick darauf ist die vorab gemachte Feststellung, dass im Versagensfall die Verstärkungselemente auf Zug voll ausgenutzt und zusätzliche Reibwiderstände zwischen den zwei Bruchflächen aktiviert werden, positiv zu werten.

### 3 Bemessung von Schubverstärkungen im gerissenen Zustand

Das in Abschnitt 2 vorgestellte analytische Verfahren zur Berechnung von Schubverstärkten Holzbauteilen endet mit dem Fall des Schubbruchs des Holzbauteils. Die im Rahmen der Versuche gemachte Feststellung, dass im Versagensfall die Verstärkungselemente auf Zug voll ausgenutzt und zusätzliche Reibwiderstände zwischen den zwei Bruchflächen aktiviert werden, ist im Hinblick auf die Robustheit des Tragwerkes positiv zu werten. Werden Verstärkungselemente derart bemessen, dass sie im Falle eines Versagens des Holzbauteils die vollständige Trennung der oberen und unteren Trägerhälften verhindern, so erwirkt man damit eine interne Redundanz des verstärkten Bauteils. Die Verstärkungselemente bilden folglich eine zweite Verteidigungslinie gegenüber den spröden Versagensmechanismen wie Schub oder Querkzug, siehe Abb. 12 und [25].

Eine Berechnungsmöglichkeit dieser im Versagensfall nachgiebig verbundenen Trägereile stellt die von Kreuzinger entwickelte Schubanalogie dar (u.a. [26], [27] und [2], [3]).

Hierbei wird der reale Verbundquerschnitt über einen ideellen Modellquerschnitt mit zwei hinsichtlich der Verschiebungen gekoppelten Ebenen A und B beschrieben. Anschaulich be-

schreibt Ebene A das Tragverhalten der lose übereinander liegenden Teilquerschnitte. Dem entsprechend werden ihr die Eigenanteile der Biegesteifigkeiten zugewiesen. Ebene B beschreibt das Zusammenwirken der Teilquerschnitte infolge der Verbundwirkung. Ihr werden die Steineranteile der Biegesteifigkeiten und eine Ersatzschubsteifigkeit zur Berücksichtigung der Nachgiebigkeit des Verbundquerschnitts zugeordnet. Nach Ermittlung der Schnittgrößen am Ersatzsystem erfolgt eine Rückrechnung auf die Schnittgrößen in den Einzelquerschnitten, siehe Abb. 13.

Die Schubanalogie bietet sich für eine rechnerorientierte Umsetzung mittels Stabwerksprogrammen an. Da sich dadurch die Möglichkeit einer abschnittswisen Definition der Querschnittswerte und Steifigkeitskennwerte eröffnet, lassen sich auch Biegeträger veränderlicher Höhe und abschnittsweise veränderlicher Steifigkeit der Verbindungsfuge berechnen. Unter Verwendung dieser Methode wurde eine Parameterstudie zu baupraktisch relevanten, hoch biege-, schub- und querkzugbeanspruchten Formen von Satteldachträgern und gekrümmten Trägern durchgeführt. Zur Ermittlung der relevanten Geometrien wurden die den einzelnen Trägerformen zugehörigen Randbedingungen in gleichmäßigen Schrittweiten durchlaufen, wobei jeweils alle notwendigen Spannungsnachweise geführt wurden [28].

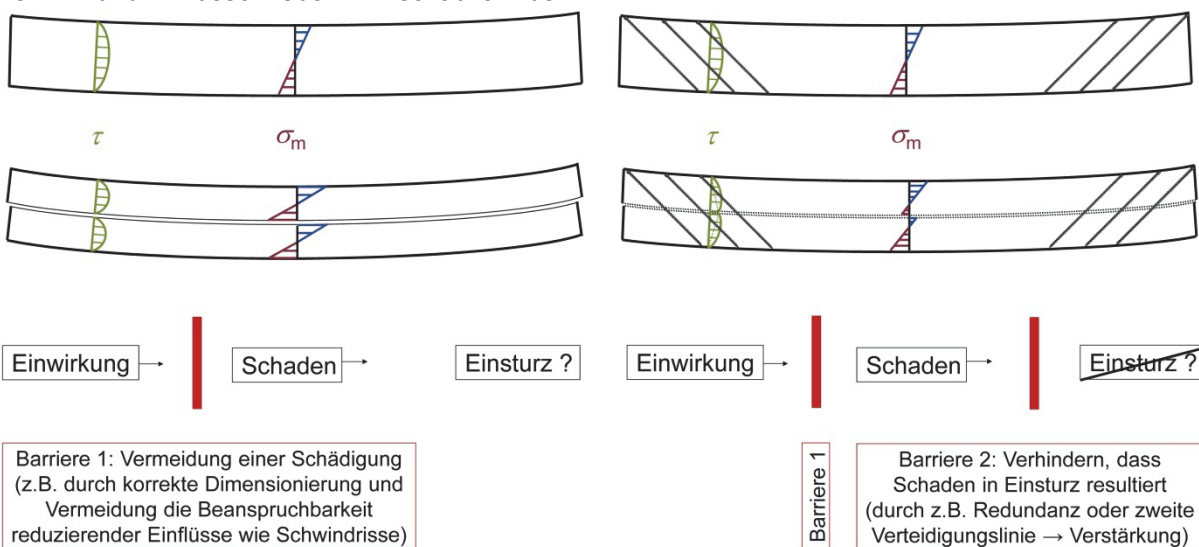


Abb. 12 Barrieremodell im Sinne einer Robustheitsbetrachtung [25]

Mittels vorgegebener Wirtschaftlichkeitsgrenzen und Versagensgrenzen wurden die für jeden Nachweis relevanten Teilmengen an Geometrien bestimmt, aus denen durch Zusammenführung die Schnittmenge der für o.g. Zielsetzung relevanten Geometrien ermittelt wurde. Aus dieser wurden für jede Trägerform (gekrümmter Träger und Satteldachträger mit gekrümmtem Untergurt) zehn Beispiele gewählt, welche den gesamten Bereich der Schnittmenge hochbeanspruchter Geometrien abdeckten. Für diese wurde anschließend auf eine Mindestbewehrung zur Übertragung des Schubflusses und der Querkzugspannungen geschlossen wobei der Ansatz verfolgt wurde, dass die Tragfähigkeit der Verstärkungselemente die auftretenden Spannungen gerade abdeckt, d.h. die Verbindungsmittel voll ausgelastet und in einem maximal möglichen Abstand angeordnet sind. Aufgrund des Zusammenhanges zwischen Fugensteifigkeit und resultierendem Schubfluss war hierbei iterativ vorzugehen. Um den hinsichtlich der Biegespannungen ungünstigsten Fall abzudecken, wurde die Rissfuge auf halber Trägerhöhe angenommen, ein möglicher Reibwiderstand in der Rissfuge wurde vernachlässigt. Die

Verschiebungsmoduln  $K_{ax}$  der vorgebohrten und eingedrehten Gewindestangen wurden [4] entnommen. Kennwerte zur Tragfähigkeit sind z.B. in [18], [21], [23] und [24] enthalten. Hinsichtlich der Verschiebungsmoduln  $K_{ser}$  sowie der notwendigen Anzahl der Verstärkungselemente zur Übertragung der Querkzugspannungen wurde auf [2], [3] zurückgegriffen. Die Länge der schubverstärkten Bereiche je Seite wurde zwischen 10 % und 20 % der gesamten Trägerlänge variiert, so dass in Grenzfällen ein über die gesamte Länge verstärkter Träger (incl. Querkzugverstärkungen) vorlag.

Bei der kleinsten gewählten Länge der schubverstärkten Bereiche ergab sich eine maximale Steigerung der Biegespannungen von 33 % im Vergleich zum ungerissenen Zustand, vgl. Abb. 14. Zurückzuführen ist dies auf die hohen axialen Verschiebungsmoduln der Gewindestangen und die sich daraus ergebenden hohen Fugensteifigkeiten. Diese wiederum resultieren in hohen Schubflüssen und dadurch - unter Berücksichtigung der axialen Tragfähigkeit der Gewindestangen - in recht geringen Verbindungsmittelabständen.

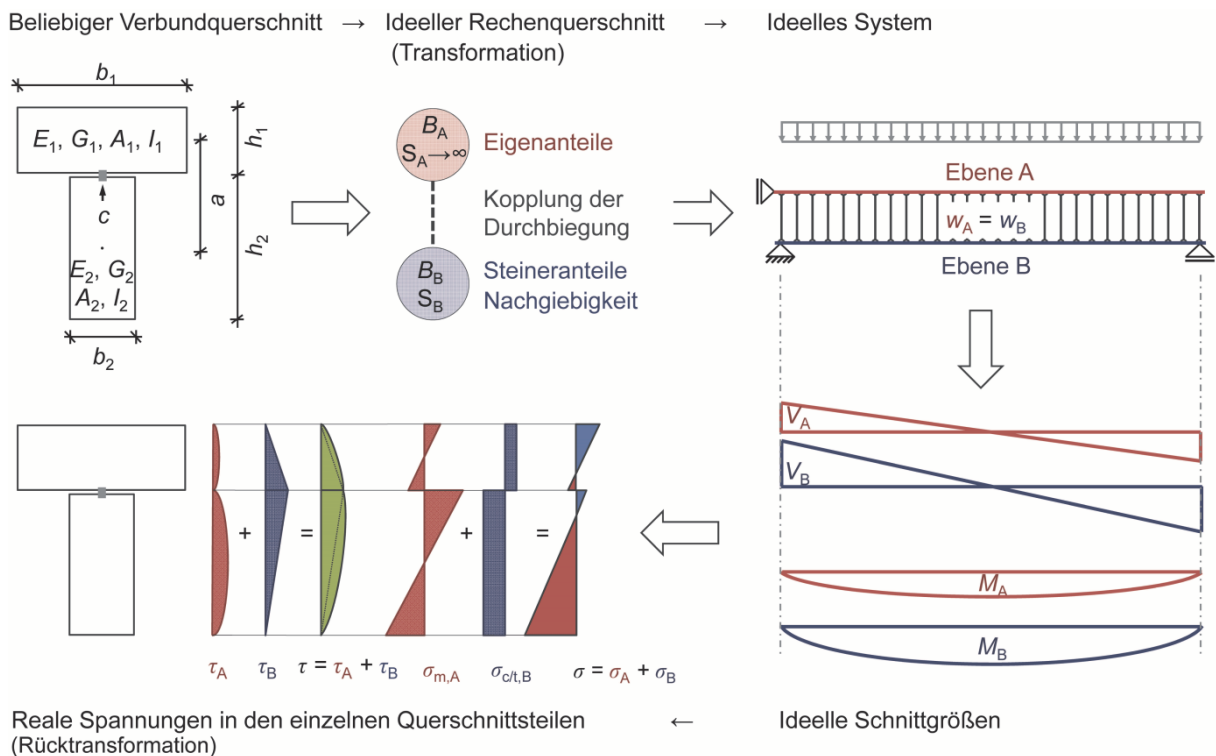


Abb. 13 Schematische Darstellung der Vorgehensweise im Rahmen der Schubanalogie



Auf gegebenem Niveau der Fugensteifigkeiten führt ein Anstieg ebendieser nur zu einem stark unterproportionalen Anstieg des Schubflusses und damit nur zu marginalen Änderungen der Biegespannungen. Zwischen den einzelnen Trägerformen traten nur geringfügige Unterschiede in den Ausnutzungsgraden auf. Mit zunehmendem Verhältnis  $l/(h_{ap}$  bzw.  $h_1)$  ergaben sich leicht steigende Ausnutzungsgrade.

Mit zunehmender Länge der schubverstärkten Bereiche sinken die Ausnutzungsgrade der Biegespannungen deutlich. Weiterhin wurde zwar eine deutliche Änderung der Größe des Schubflusses, jedoch nur eine sehr geringe Änderung des in Summe zu übertragenden Schubflusses festgestellt. Demnach steigt die Summe der notwendigen Verstärkungselemente mit zunehmender Länge des schubverstärkten Bereiches nur in geringem Maße, die maximal möglichen Abstände nehmen annähernd linear zu.

Zur Validierung der Ergebnisse wurden ausgewählte Trägerformen mithilfe der Finite-Element-Methode berechnet. Die Berechnungen wurden zum einen mit einem Scheibenmodell mit Federelementen in der Verbundfuge wie auch mit einem Scheibenmodell incl. kom-

pletter Modellierung der Verstärkungselemente durchgeführt, wobei die mit beiden Modellen ermittelten Ergebnisse waren fast identisch waren. Es wurden Trägergeometrien gewählt, die stark von der Form des geraden Trägers abweichen, also sowohl eine veränderliche Trägerhöhe, als auch einen gekrümmten Bereich aufwiesen. Der Vergleich erfolgte anhand der Biegespannungen über die Trägerlänge am oberen und unteren Trägerrand. Ein Vergleich mit den Ergebnissen der Berechnungen mittels der Schubanalogie zeigte recht gute Übereinstimmung für die Trägerbereiche veränderlicher Höhe. Im Firstbereich (innerhalb ca.  $\pm 2 \cdot h_{ap}$ ) ergaben sich jedoch nicht unerhebliche Abweichungen. Diese waren bei kurzer Länge des schubverstärkten Bereiches stärker ausgeprägt als bei längeren schubverstärkten Bereichen. Eine bessere Übereinstimmung ergab sich bei Vernachlässigung der Schubverformungen der Einzelquerschnitte im Rahmen der Berechnung nach der Schubanalogie.

Der Grund für die Abweichungen liegt hauptsächlich in der Tatsache, dass nach der Methode der Schubanalogie die Schnittgrößen entsprechend der technischen Biegetheorie ermittelt werden, während die nicht geradlinige Spannungsverteilung im Firstbereich

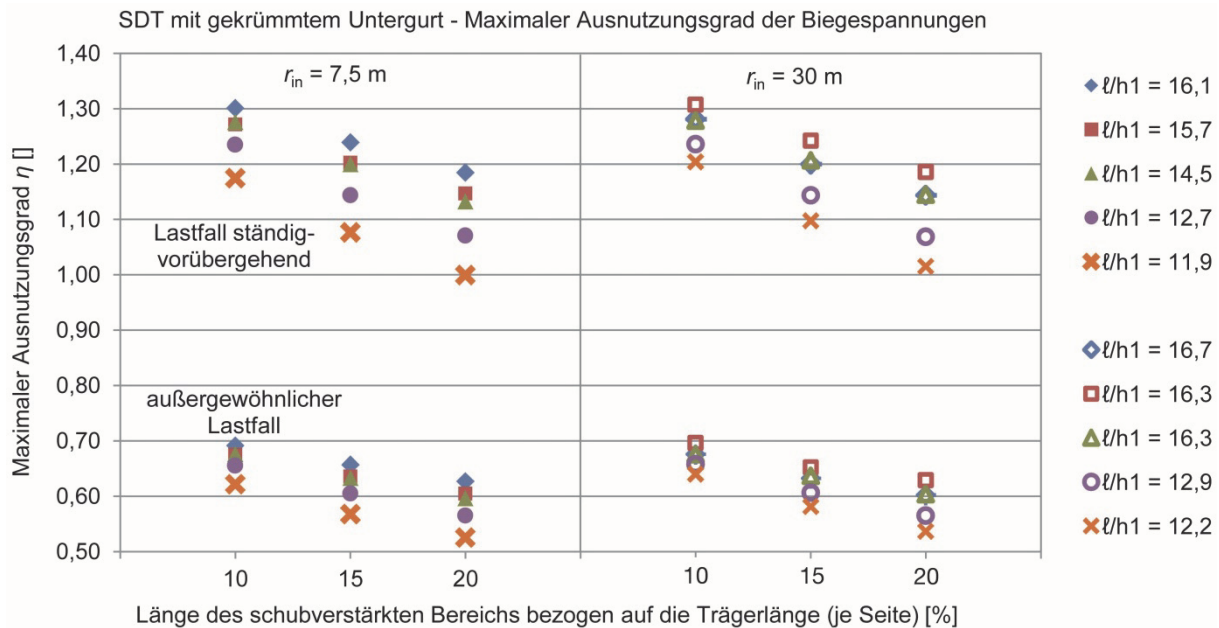


Abb. 14 Beispielhafte Ergebnisse (unten gekrümmter Satteldachträger) der Parameterstudie zur Erhöhung der Biegespannungen im Fall des faserparallelen Bruches verstärkter BSH-Träger bei Variation der Geometrie und Anordnung der Verstärkungselemente [25]

von gekrümmten Trägern oder Satteldachträgern mittels der Scheibentheorie anzunähern ist [29]. Dementsprechend ergab sich eine deutlich bessere Übereinstimmung unter Berücksichtigung der in [29] gegebenen Beiwerte zur Berücksichtigung der nichtlinearen Spannungsverteilung wobei anzumerken ist, dass diese Beiwerte nicht für den gegebenen Fall des gerissenen, nachgiebig verbundenen Querschnitts hergeleitet wurden. Das Verfahren der Schubanalogie lieferte in allen untersuchten Fällen betragsmäßig höhere, also auf der sicheren Seite liegende, Werte der maximalen Biegespannungen.

## 4 Einfluss von Holzfeuchteänderungen auf verstärkte Brett-schichtholzbauteile

### 4.1 Hintergrund

Änderungen des Feuchtegehalts von Holz bedingen Änderungen nahezu aller physikalischer und mechanischer Eigenschaften (z.B. Festigkeiten) dieses Baustoffs. Ein weiterer Effekt von Holzfeuchteänderungen sind die daraus resultierenden Quell- und Schwinderscheinungen im Holz. Da die Aufnahme und Abgabe von Feuchte über die Oberflächen der Holzbauteile erfolgt, passen sich die äußeren Schichten schneller an die klimatischen Bedingungen an als innenliegende Bereiche. Das daraus resultierende Holzfeuchtegefälle (Feuchtegradient) und die zugehörigen Schwind- bzw. Quellerscheinungen führen zu inneren Spannungen im Querschnitt. Diese Spannungen werden zwar durch Relaxationsvorgänge abgemindert, bei der Überschreitung der sehr geringen Querkzugfestigkeit von Holz erfolgt jedoch ein Spannungsabbau in Form von Rissen, welche zu einer Reduktion der Beanspruchbarkeit des Bauteils gegenüber z.B. Schub- oder Querkzugbeanspruchungen führen.

Wird die freie Verformung des Querschnitts durch Haltekräfte verhindert, so ist die Größe der entstehenden Spannungen aus Holzfeuchteänderungen von der Differenz zwischen den Dehnungen des Holzquerschnittes und der sperrenden Elemente abhängig. Ein Ausgleich

der feuchteinduzierten Spannungen über die Querschnittsbreite wird durch die Haltekräfte unterbunden. Ein Beispiel sind Gabellagerungen mit weit auseinander liegenden, stiftförmigen Verbindungsmitteln.

Bei senkrecht zur Faserrichtung angeordneten Verstärkungselementen wird der umliegende Holzquerschnitt durch die mechanische Verzahnung bzw. die Klebefuge zwischen Holz und Verstärkungselement an einer freien Verformung in Richtung des Verstärkungselementes gehindert. Bei Verstärkungselementen aus Holz ist dieser Sperreffekt auf die ausgeprägte Schwindanisotropie von Holz zurückzuführen. Bei Verstärkungselementen aus Stahl entsteht dieser Effekt, da Stahl zwar auf Temperaturänderungen, nicht jedoch auf Feuchteänderungen mit Dehnungsänderungen reagiert. Die im Folgenden aufgeführten mechanischen Überlegungen beziehen sich auf senkrecht zur Faser, mittig in den Holzquerschnitt eingebrachte Verstärkungselemente aus Stahl, sie sind jedoch auf seitlich angebrachte Verstärkungselemente aus Holz übertragbar.

### 4.2 Mechanisches Modell

Um den verstärkten Querschnitt mechanisch zu beschreiben, eignet sich der in Längsrichtung elastisch gebettete Balken, siehe Abb. 15. Die Steifigkeit der Verbundfuge wird dabei durch die horizontale Bettung abgebildet. Im Fall eines verstärkten Holzbauteils unter Schwinddehnungen wird sich um die Enden der innen liegenden Verstärkungselemente ein Druckkegel ausbilden.

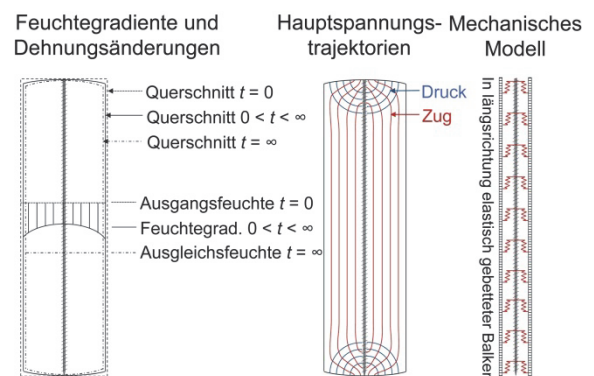


Abb. 15 Verformungsfigur, Hauptspannungstrajektorien und mechanisches Modell eines verstärkten Holzbauteils unter Schwinddehnungen

Senkrecht dazu bilden sich Zugspannungstrajektorien, die sich anschließend parallel zum Verstärkungselement ausrichten, siehe Abb. 15. Die Größe des Spannungskegels im Querschnitt ist abhängig von der Querschnittsbreite und vom Lastausbreitungswinkel, in Trägerlängsrichtung nur von letzterem.

#### 4.3 Experimentelle Untersuchungen und vergleichende Berechnungen

Um einen ersten Einblick in das Verhalten verstärkter Brettschichtholzbauteile unter Schwinddehnungen zu erhalten, wurden Tastversuche in Form von Kurzzeitversuchen durchgeführt. Diese basieren auf der Überlegung, dass Art und Lage der induzierten Dehnungsänderung bei einem relativ steifen Verbund zwischen Holz und Verstärkungselement nur einen recht geringen Einfluss auf die Spannungsverteilung im Holzbauteil haben. Als Modell kann wieder der in Längsrichtung elastisch gebetteten Balken herangezogen werden, bei dem sich unter Annahme einer relativ hohen Steifigkeit der elastischen Bettung die Übertragung der Spannung zwischen den zwei verbundenen Elementen sowohl bei einem äußeren Lastangriff (z.B. Zug auf der Verstärkung) als auch bei intern auftretenden Spannungen (z.B. behinderte Schwinddehnungen) hauptsächlich am Anfang ( $x = 0$ ) und Ende ( $x = \ell$ ) der Elemente stattfinden wird. Das heißt, dass sich zwar die Art der Dehnung (interne Querschnittsverringern durch Schwinddehnungen bzw. Querschnittsvergrößerung durch von außen aufgebrachte Zugdehnungen) voneinander unterscheidet, die Ausbreitung und Verteilung der Spannungen im Holzbauteil aufgrund der Interaktion zwischen diesem und dem Verstärkungselement jedoch vergleichbar sind.

Nachdem diese Annahme mittels Finite-Element-Berechnungen validiert wurde [1], [30], wurden großmaßstäbliche Versuche an mittels einer eingeklebten Gewindestange senkrecht zur Faser verstärkten Brettschichtholzbauteilen durchgeführt, siehe Abb. 16. Die Versuche wurden als weggesteuerte Zugversuche gefahren, wobei die Zugkraft auf das Verstärkungselement aufgebracht wurde. Neben der Kraft und dem Maschinenweg wurde die Dehnungsverteilung einer kompletten Seitenfläche mittels

eines berührungslosen optischen Messsystems aufgenommen. In allen Versuchen trat im Bereich der inneren Viertel der Querschnittshöhe ein durchgehender Riss bei lokalen maximalen Dehnungen  $\epsilon_{\max} = 0.5\%$  auf. Eine weitere Lasterrhöhung führte zu einem Öffnen des bestehenden Risses, jedoch nicht zum Auftreten weiterer Risse. Dieses Ergebnis deckt sich mit Beobachtungen in Bauwerken mit verstärkten Brettschichtholzbauteilen. Die inhomogene Dehnungsverteilung über die Prüfkörperoberfläche wie auch die deutliche Reduktion der Dehnungen ober- und unterhalb des Risses sind deutlich erkennbar, siehe Abb. 16.

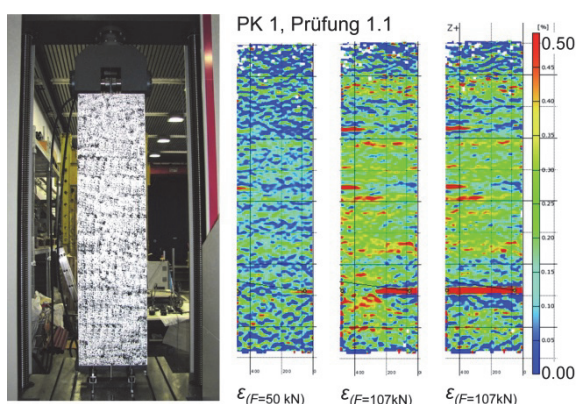


Abb. 16 Prüfkörper in Prüfmaschine (li.) sowie Dehnungsverteilung des Prüfkörper vor und nach Durchriss (rechts)

Um den tatsächlichen während der Versuche vorliegenden Spannungszustand weiter einzugrenzen, wurden die Prüfkörper in einem Finite-Element-Modell implementiert. Nach der Bestimmung der relevanten Steifigkeitsparameter der Prüfkörper wurden die mittleren Querzugspannungen im höchstbeanspruchten Bereich der Prüfkörperoberfläche direkt vor der Rissentstehung sowie bei Maximallast ermittelt. Anschließend wurde mit dem gleichen Modell auf die äquivalente Abnahme der Holzfeuchte geschlossen, welche eine entsprechende Querspannungsverteilung hervorruft.

Die Versuche erlauben keine Rückschlüsse auf Langzeiteffekte wie Relaxation. Der Großteil der Forschungsarbeiten zur Relaxation von Holzelementen bei Holzfeuchteänderungen (aufgrund der Menge der vorliegenden Arbeiten wird für eine Literaturliste auf [1] verwiesen) geben für baupraktische Umgebungsbedingun-



gen einen Spannungsabbau aufgrund der mechano-sorptiven Eigenschaften von Holz in der Größenordnung zwischen 40 % und 70 % an. Unter Ansatz einer Spannungsrelaxation von 60 % deutet sich an, dass im Falle senkrecht zur Faser mit Gewindestangen verstärkter Brettschichtholzbauteile bei einem Absinken der Holzfeuchte um 3 – 4 % am Ort der Verstärkungen, kritische Spannungszustände hinsichtlich feuchteinduzierter Risse auftreten können. Im Falle von um 45° geneigten Verstärkungselementen ergeben sich Querkzugspannungen in einer Größenordnung von etwa der Hälfte, das Ausmaß des hoch querkzugbeanspruchten Volumens reduziert sich dabei deutlich (auf etwa 15 %).

Zur Beantwortung der Frage, warum sich in den Versuchen keine (wie aus dem Stahlbetonbau bekannte) Rissverteilung einstellte, sind hauptsächlich drei Faktoren zu berücksichtigen. Der erste, hinsichtlich einer gleichmäßigen Rissverteilung wichtige Faktor, ist eine homogene Verteilung der Steifigkeiten und Festigkeiten im betrachteten Bereich. Dies ist sowohl bei Holz als auch bei Beton nicht gegeben. Zum zweiten ist – neben einer hohen Verbundsteifigkeit - ein möglichst hohes Verhältnis zwischen Steifigkeit und Festigkeit des Materials notwendig, um eine schnelle Lasteinleitung nach dem Riss bei geringer Verformung zu erreichen. Dies ist bei Beton gegeben, bei Holz ist dieses Verhältnis jedoch näherungsweise um das 25-fache geringer. Zudem ist der Umstand zu berücksichtigen, dass mittig ins Holzbauteil eingebrachte Verstärkungselemente einen Randabstand zur Oberfläche haben, der dem 2- bis 5-fachen der im Stahlbetonbau üblichen Betondeckungen entspricht. In Summe kann dies erklären, dass die durch den Schwindvorgang induzierten Haltekräfte der Verstärkungselemente nicht zu einer Verteilung der sich dadurch im Holzbauteil einstellenden Entlastungsrisse führt.

#### 4.4 Modellierung realer Zustände

Zum Zweck einer Abschätzung der Spannungsverteilungen in verstärkten Holzbauteilen unter Schwind- und Quellschwindungen wurden solche Bauteile mithilfe eines Finite-Element-Programmes generiert und berechnet [1], [30].

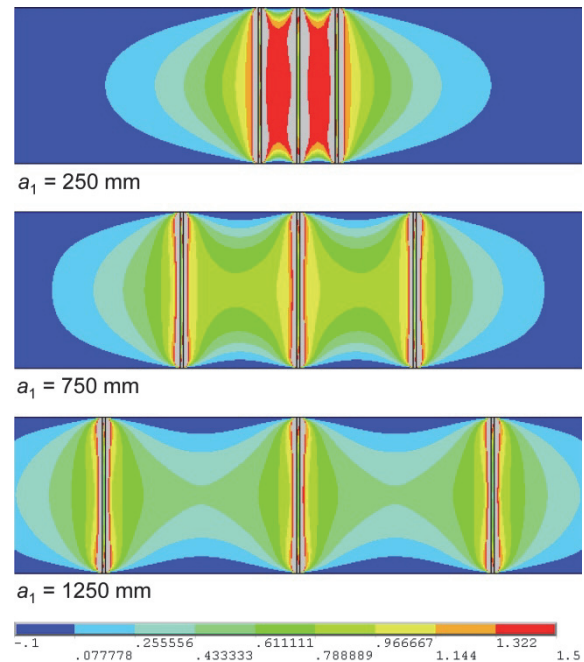


Abb. 17 Verteilung der Querkzugspannungen (normiert) in BSH-Element mit eingeklebten Gewindestangen unter 90°

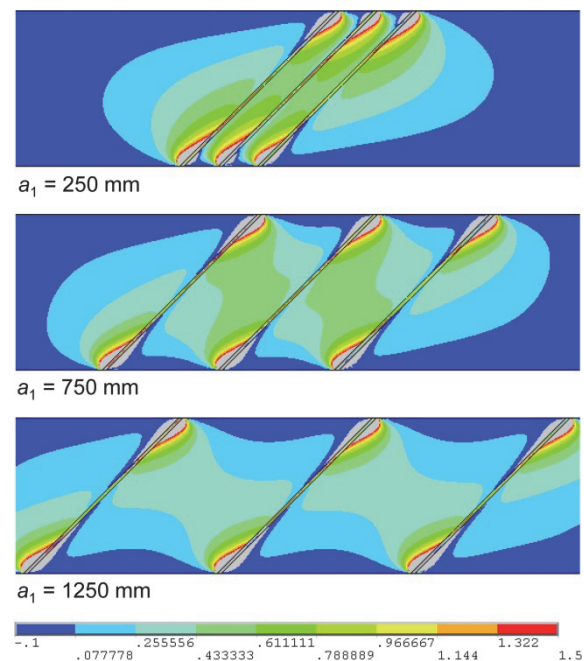


Abb. 18 Verteilung der Querkzugspannungen (normiert) in BSH-Element mit eingeklebten Gewindestangen unter 45°

Abb. 17 und Abb. 18 zeigen die Verteilung der Querspannungen in einem Brettschichtholzelement bei Variation der Abstände und Anordnungswinkel eingeklebter Gewindestangen. Für das Brettschichtholzelement mit

rechtwinklig zur Faser angeordneten Gewindestangen bildet sich ein zum Verstärkungselement achsensymmetrischer Kegel aus Zugspannungen. Bei unter  $45^\circ$  geneigten Gewindestangen zeigt sich ein zum Schwerpunkt der Gewindestange punktsymmetrischer Spannungsverlauf mit Querkzugspannungen zwischen der Gewindestange und der Schwerlinie des Brettschichtholzelementes. Erklärt werden kann dies durch den Schwindprozess des Holzquerschnittes, der die Gewindestangen aus ihrer geraden Form in eine S-Form zwingt. Im Fall von um  $45^\circ$  geneigten Verstärkungselementen ergeben sich Querkzugspannungen in einer Größenordnung von etwa der Hälfte der Querkzugspannungen eines vergleichbaren Bauteils, mit senkrecht eingebrachten Verstärkungselementen. Das Ausmaß des hoch querkzugbeanspruchten Volumens reduziert sich dabei deutlich (auf etwa 15 %). Für beide Anordnungsvarianten ist eine deutliche gegenseitige Beeinflussung mehrerer nebeneinander angeordneter Verstärkungselemente zu erkennen. Für eine ausführlichere Beschreibung und Auswertung wird auf [1] und [30] verwiesen. Hinsichtlich in realen Bauwerken auftretender Holzfeuchten und Holzfeuchteänderungen wird auf den zugehörigen Beitrag in diesem Tagungsband verwiesen [31].

## **5 Schlussfolgerung und Empfehlungen für die Praxis**

Es liegt auf der Hand, Bauteile gegenüber Beanspruchungen zu verstärken, denen gegenüber der Baustoff Holz geringe Beanspruchbarkeiten sowie spröde Versagensformen aufweist. Stiff förmige Verstärkungselemente in Form von selbstbohrenden Vollgewindeschrauben oder Gewindestangen sind im Hinblick auf die Verstärkung querkzugbeanspruchter Bereiche Stand der Technik. In Bezug auf ihren Einsatz als Schubverstärkungen sind erst in den letzten Jahren vermehrt Forschungstätigkeiten feststellbar. Hinsichtlich eines wirtschaftlichen Einsatzes von Verstärkungselementen ist es von Interesse, ob sich im ungerissenen Zustand eine anteilige Abtragung auftretender Beanspruchungen durch die Verstärkungselemente

einstellt. Hierzu wird mit der konstruktiven Anisotropie ein analytisches Verfahren zur Berechnung der Wirksamkeit von Schubverstärkungen im ungerissenen Zustand vorgestellt. Ein Vergleich mit experimentellen Untersuchungen anderer Forschungseinrichtungen wie auch mit selbst durchgeführten Untersuchungen, für die jeweils detaillierte Angaben zu den Eingangsparametern vorlagen, ergab eine gute Übereinstimmung zwischen den Schubsteifigkeiten bzw. Bruchlasten und den analytisch ermittelten Steifigkeiten bzw. Traglasten. Die Erhöhung der Schubbeanspruchbarkeit aus der Interaktion von Querdruck- und Schubspannungen sollte berücksichtigt werden. Ein aus diesem Verfahren für ETAs abgeleitetes, vereinfachtes Nachweisverfahren wird angegeben. Vergleichsrechnungen mittels der konstruktiven Anisotropie unter Ansatz baupraktisch üblicher Querschnittsabmessungen und praktikabler Abstände der Verstärkungselemente bei gleichzeitiger Berücksichtigung möglicher Relaxationserscheinungen zeigen, dass Erhöhungen der Schubbeanspruchbarkeit von 20 % möglich sind. Voruntersuchungen hinsichtlich einer weiteren Erhöhung der Schubbeanspruchbarkeit unter Verwendung von stiftförmigen Verstärkungselementen zeigen, dass sich eine Betrachtung vorgespannter und in Tellerfedern mit degressiver Federkennlinie verankerter Gewindestangen als zielführend erweisen könnte [1]. In Bestandsbauten könnte das obere Ende der Gewindestange in das Holz eingedreht bzw. eingeklebt werden, der verbleibende Teil der Gewindestange bliebe ohne Verbund. Die Verankerung des unteren Teils der Gewindestange in Tellerfedern könnte mittels Muttern geschehen, welche gleichzeitig zum Aufbringen der Vorspannkraft verwendet würden.

Im Sinne einer internen Redundanz des verstärkten Bauteils gegenüber spröden Versagensmechanismen wie Schub oder Querkzug bietet es sich an die Verstärkungselemente so zu bemessen, dass sie im Falle eines faserparallelen Bruchs des Holzbauteils die vollständige Trennung der oberen und unteren Trägerhälften verhindern. Für den sich anschließend einstellenden Zustand bietet die Methode der Schubanalogie ein Näherungsverfahren. Diese ist auch für verstärkte Satteldachträger und



gekrümmte Träger anwendbar, bei denen die maximalen Biegespannungen außerhalb des Firstbereiches auftreten. Umfangreiche Vergleichsrechnungen an hoch beanspruchten, auf Schub und Querkzug verstärkten Trägerformen zeigen, dass sich im Falle eines faserparallelen Durchreißens die Biegespannungen um maximal ein Drittel erhöhen. Unter Ansatz der außergewöhnlichen Bemessungssituation entspricht dies einem rechnerischen Ausnutzungsgrad von maximal 70 %. Aufgrund des resultierenden hohen Niveaus der Fugensteifigkeit hat eine Änderung ebendieser nur einen untergeordneten Einfluss auf die Größe der Biegespannungen. Eine Reduzierung des Abstandes der Verstärkungselemente oder der Einsatz von eingeklebten anstelle von vorgebohrten, eingedrehten Gewindestangen würde im gerissenen Zustand somit zu keiner nennenswerten Verbesserung der Spannungszustände führen. Mit zunehmender Länge der Verstärkungsbereiche ergeben sich deutlich geringere Erhöhungen der Biegespannungen im Versagensfall. Da die Summe des zu übertragenden Schubflusses jedoch nur in geringem Maße zunimmt und sich zudem baupraktische Vorteile in Form größerer Verbindungsmittelabstände ergeben, wird für diesen Bemessungsfall eine Anordnung der Schubverstärkungen über größere Bereiche der Trägerlänge empfohlen.

Im Hinblick auf die Reaktion von Holz gegenüber Feuchtigkeit stellt sich die Frage des Einflusses von stiftförmigen Verstärkungselementen auf die Größe feuchteinduzierter Spannungen aufgrund ihrer Sperrwirkung gegenüber dem freien Schwinden bzw. Quellen des Holzbauteils. Hierzu wurden Tastversuche (Kurzzeitversuche) mit anschließenden Vergleichsrechnungen auf Basis der Finite-Element-Methode durchgeführt. Unter Einbeziehung des Einflusses von Relaxationsvorgängen deutet sich an, dass im Falle senkrecht zur Faser mit Gewindestangen verstärkter Brettschichtholzbauteile bei einem Absinken der Holzfeuchte um 3 – 4 % am Ort der Verstärkungen im Vergleich zur Holzfeuchte beim Einbringen ebendieser, kritische Spannungszustände hinsichtlich feuchteinduzierter Risse auftreten können. Im Falle von um 45° geneigten Verstärkungselementen ergeben sich Querkzugspannungen

in einer Größenordnung von etwa der Hälfte. Das Ausmaß des hoch querkzugbeanspruchten Volumens reduziert sich dabei auf etwa 15 %. Für beide Anordnungsvarianten ist eine deutliche gegenseitige Beeinflussung mehrerer nebeneinander angeordneter Verstärkungselemente zu erkennen. Eine Reduzierung der Abstände der Verstärkungselemente führt demnach zu einer geringeren am Ort der Verstärkung tolerierbaren Reduktion der Holzfeuchte. Die Ergebnisse deuten auch an, dass die Anordnung von stiftförmigen Verstärkungselementen in Querschnittsmitte sinnvoll ist. Jahreszeitliche Schwankungen des Umgebungsklimas haben einen geringen Einfluss auf die Holzfeuchte im Querschnittsinneren. Aufgrund der heterogenen Verteilung der Steifigkeitseigenschaften über die Lamellenbreite werden Spannungen aus äußeren Lasten (z.B. Querkzugspannungen) in Querschnittsmitte ihr Maximum erreichen. Zudem wird das Risiko des seitlichen Austretens der Bohrspitze während des Einbringvorgangs durch eine mittige Anordnung reduziert. Ist eine zweireihige Anordnung (z.B. in blockverklebten Querschnitten) notwendig wird, bis weitere Erkenntnisse vorliegen, ein Abstand zu den Trägerseitenflächen von 70 mm empfohlen. Bei verstärkten Brettschichtholzbauteilen umso mehr darauf zu achten, diese mit einer Holzfeuchte herzustellen und einzubauen, die der Gleichgewichtsfeuchte im fertig gestellten Bauwerk entspricht. Hinsichtlich in realen Bauwerken auftretender Holzfeuchten und Holzfeuchteänderungen wird auf den zugehörigen Beitrag in diesem Tagungsband verwiesen [31].

## 6 Literatur

- [1] DIETSCH, P., Einsatz und Berechnung von Schubverstärkungen für Brettschichtholzbauteile, Dissertation, Technische Universität München, 2012
- [2] DIN 1052:2008-12, Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken. Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 2008

- [3] DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 - Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter - Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 2013
- [4] BLAß, H.-J., KRÜGER, O., Schubverstärkung von Holz mit Holzschrauben und Gewindestangen, Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Band 15, Universitätsverlag Karlsruhe, 2010
- [5] TRAUTZ, M., KOJ, C., Mit Schrauben Bewehren – Neue Ergebnisse, Bautechnik, Band 86, Ausgabe 4, 2009, S. 228-238.
- [6] DIETSCH, P., MESTEK, P., WINTER, S., Analytischer Ansatz zur Erfassung von Tragfähigkeitssteigerungen infolge von Schubverstärkungen in Bauteilen aus Brettschichtholz und Brettsperrholz, Bautechnik, Band 89, Ausgabe 6, 2012, S. 402-414
- [7] LISCHKE, N., Zur Anisotropie von Verbundwerkstoffen am Beispiel von Brettlagenholz, Fortschritts-Bericht VDI, Reihe 5, Nr. 98, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1985.
- [8] KLÖPPEL, K., SCHARDT, R., Systematische Ableitung der Differentialgleichungen für ebene anisotrope Flächentragwerke, Stahlbau, Band 29, Ausgabe 2, 1960, S. 33-43.
- [9] LEKHNITSKII, S., G., Anisotropic Plates (übersetzt aus dem Russischen von Tsai, S., W., Cheron, T., G.), Gordon and Breach Science Publishers, New York London Paris, 1968.
- [10] BOSL, R., Zum Nachweis des Trag- und Verformungsverhaltens von Wandscheiben aus Brettlagenholz, Dissertation, Universität der Bundeswehr, München, 2002.
- [12] SPENGLER, R., Festigkeitsverhalten von Brettschichtholz unter zweiachsiger Beanspruchung, Teil 1 - Ermittlung des Festigkeitsverhaltens von Brettelelementen aus Fichte durch Versuche, Berichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke, Heft 62, Laboratorium für den konstruktiven Ingenieurbau der TU München, 1982
- [13] HEMMER, K., Versagensarten des Holzes der Weißtanne (*Abies Alba*) unter mehrachsiger Beanspruchung, Dissertation, TH Karlsruhe, 1984.
- [14] STEIGER, R.; GEHRI, E., Interaction of shear stresses and stresses perpendicular to the grain, International Council for Research and Innovation in Building and Construction - Working Commission W18 - Timber Structure (CIB-W18), Paper 44-6-2, Alghero, Italy, 2011.
- [15] BLAß, H.J., BEJTKA, I., UIBEL, T., Tragfähigkeit von Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde, Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Band 4, Universitätsverlag Karlsruhe, 2006.
- [16] MESTEK, P., Punktgestützte Flächentragwerke aus Brettsperrholz (BSP) - Schubbemessung unter Berücksichtigung von Schubverstärkungen, Dissertation, Technische Universität München, 2011.
- [17] DIN EN 408:2004, Holzbauwerke - Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz - Bestimmung einiger physikalischer und mechanischer Eigenschaften, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 2004.
- [18] abZ. Nr. Z-9.1-519 vom 07. Mai 2007, SPAX-S Schrauben mit Vollgewinde als Holzverbindungsmittel - ABC Verbindungstechnik GmbH & Co. KG, Ennepetal, Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, 2007.
- [19] MESTEK, P., WINTER, S., Konzentrierte Lasteinleitung in Brettsperrholzkonstruktionen – Verstärkungsmaßnahmen, Schlussbericht zum AiF-Forschungsvorhaben Nr. 15892, Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, Technische Universität München 2011.
- [20] DIVOS, F., TANAKA, T., NAGAO, H., KATO, H., Determination of shear modulus on construction size timber, Wood Science and Technology, Vol. 32, No. 6, 1998, S. 393-402.
- [21] abZ. Nr. Z-9.1-777 vom 30. November 2010, Gewindestangen mit Holzgewinde als Holzverbindungsmittel – SFS Intec GmbH, Oberursel, Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, 2010.
- [22] DIN EN 14080:2013-09, Holzbauwerke - Brettschichtholz und Balkenschichtholz – Anforderungen, DIN, Berlin, 2013

[23] ETA-12/0114 vom 5.9.2012, Self-tapping screws for use in timber structures, SPAX International GmbH & Co. KG, Ennepetal, ETA-Danmark A/S, Charlottenlund, 2012

[24] ETA-11/0190 vom 27.6.2013, Selbstbohrende Schrauben als Holzverbindungsmittel, Adolf Würth GmbH & Co. KG, Künzelsau, DIBt, Berlin, 2013

[25] DIETSCH, P., Robustness of large-span timber roof structures - Structural aspects, Engineering Structures, Vol. 33, No. 11, 2011, S. 3106–3112.

[26] KREUZINGER, H., Platten, Scheiben und Schalen – ein Berechnungsmodell für gängige Statikprogramme, Bauen mit Holz, Band 101, Ausgabe 1, 1999, S. 34-39.

[27] KREUZINGER, H., Verbundkonstruktionen, in: Holzbaukalender 2002, Bruderverlag, Karlsruhe, 2001, S. 598-621.

[28] DANZER, M., Verstärkte BSH-Träger veränderlichen Querschnitts – Berechnungsmöglichkeiten und Spannungszustände im gerissenen Zustand, Masterarbeit (Betreuer: Dietsch, P.), Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, Technische Universität München 2010.

[29] BLUMER, H., Spannungsberechnungen an anisotropen Kreisbogenscheiben und Sattelträgern konstanter Dicke, Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Universität Karlsruhe, 1972/1979.

[30] DIETSCH, P., KREUZINGER, H., WINTER, S., Effects of changes in moisture content in glulam beams, Proceedings of the World Conference on Timber Engineering WCTE 2014, Quebec/Canada, 2014

[31] GAMPER, A., DIETSCH, P., MERK, M., WINTER, S., Gebäudeklima - Auswirkungen auf Konstruktion und Dauerhaftigkeit von Holzbauwerken, Tagungsband Ingenieurholzbau - Karlsruher Tage, 2014

## 7 Danksagung

Dieser Beitrag basiert auf den Ergebnissen meiner Dissertation. Mein besonderer Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Heinrich Kreuzinger

für die wohlwollende Förderung und wissenschaftliche Betreuung meiner Dissertation und den damit verbundenen wertvollen Anregungen und Denkanstößen. Herzlich danken möchte ich zudem den Herren Univ.-Prof. Dr.-Ing. Stefan Winter und Univ.-Prof. Dr.-Ing. Hans-Joachim Blaß für die hilfreiche und stets konstruktive Begleitung meiner Promotion und nicht zuletzt für die Übernahme der Koreferate.

## 8 Autor

Dr.-Ing. Philipp Dietsch

Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion  
Technische Universität München  
Arcisstr. 21,  
D-80333 München

Kontakt:  
dietsch@tum.de