

Durchbrüche in Brettschichtholzbauteilen - Exzentrische Anordnungen, Anordnungen in Gruppen und Verstärkungsmöglichkeiten

Martin Danzer

Zusammenfassung

Der Beitrag handelt von experimentellen und numerischen Untersuchungen zu unverstärkten sowie verstärkten Durchbrüchen in Brettschichtholzbauteilen. Zur Untersuchung exzentrischer Anordnungen sowie Anordnungen in horizontalen Gruppen wurden die Einflüsse „Ausmitte“ sowie „lichter Abstand zwischen mehreren Durchbrüchen“ auf das Tragverhalten am Beispiel runder Durchbrüche im unverstärkten Zustand quantifiziert. Aus den Ergebnissen wurde für runde, unverstärkte Durchbrüche ein Bemessungsansatz abgeleitet, welcher die beiden genannten Parameter berücksichtigt. Eine Erweiterung des Ansatzes auf rechteckige Durchbrüche konnte über vergleichende, numerische Untersuchungen der Tragfähigkeiten runder und rechteckiger Durchbrüche erzielt werden. Neben dem unverstärkten Zustand wurde zudem der verstärkte Zustand in Form innenliegender, eingedrehter Verstärkungselemente untersucht. Dazu wurde zum einen der tragfähigkeitssteigernde Effekt dieser Verstärkung über einen Vergleich mit unverstärkten Durchbrüchen quantifiziert. Zum anderen wurde der negative Effekt der Verstärkung infolge des bei Schwindverformungen in verstärkten Bauteilen auftretenden Sperrreffekts untersucht. Dazu wurden die verstärkten Durchbrüche zunächst einem langsamen Trocknungsprozess ausgesetzt und anschließend deren Resttragfähigkeiten ermittelt.

Stichworte Brettschichtholzträger, Durchbrüche, Gruppe von Durchbrüchen, Verstärkung, Schwinden

1 Einleitung

Architektonische Gründe oder auch nutzerspezifische Anforderungen an das verfügbare Lichtraumprofil führen häufig dazu, dass Leitungen für Heizung, Lüftung und Sanitär in der Ebene der Tragkonstruktion angeordnet werden. Infolgedessen sind in den Trägern Durchbrüche erforderlich, welche das Tragverhalten deutlich beeinflussen. Hinsichtlich der Bemessung derartiger Durchbrüche existieren derzeit auf europäischer Ebene im Eurocode 5 [1] keine normativen Bemessungsregeln. Einzelne Mitgliedsstaaten bieten zwar in den Nationalen Anhängen Bemessungs- und Konstruktionsregeln in Form nicht widersprechender, ergänzender Regelungen (NCI) an, jedoch führen diese Regelungen wie im Fall von Deutschland [2] zu nicht unerheblichen Einschränkungen hinsichtlich der Positionierung der Durchbrüche. Diese geometrischen Einschränkungen waren Anlass für Untersuchungen an Brettschichtholzträgern mit unverstärkten sowie verstärkten, runden Durchbrüchen in exzentrischen sowie benachbarten Anordnungen [3].

2 Unverstärkte Durchbrüche

2.1 Exzentrische Anordnungen

Experimentelle Untersuchungen

Die Grundlage der experimentellen Untersuchungen der Abschnitte 2.1 - 3.2 bildeten zwei Versuchsreihen in unterschiedlichem Maßstab. Die wesentlichen Kenndaten dieser Versuchsreihen können **Tab. 1** entnommen werden.

Tab. 1: Kenndaten der Prüfkörper der beiden Versuchsreihen

Kenndaten		Kleinversuche Großversuche	
Querschnitt	b/h [mm]	120/400	200/1000
Güteklasse	-	GL28h	GL24h/GL28h
Rohdichte	ρ_{mean} [kg/m ³]	465	444/474
	COV [%]	3,0	1,6/1,5
Holzfeuchte	u_{mean} [%]	11,8	11,3/12,4
	COV [%]	10,7	14,8/13,3

Infolge der im Versuchsverlauf häufig zu beobachtenden Schadenscharakteristik

- Anriss in Querschnittsmitte (Querzug)
- Durchriss über die gesamte Querschnittsbreite (Querzug)
- Fortschreitendes Versagen in Trägerlängsrichtung bei Höchstlast (Querzug + Schub)

wurden die Ergebnisse durchgehend entsprechend dieser drei Stufen differenziert.

Im Rahmen der Kleinversuche wurden entsprechend **Abb. 1** vier exzentrische Anordnungen im vorwiegend schubbeanspruchten Bereich untersucht, welche sich über die geforderten Mindestmaße des aktuellen Eurocode 5 [2] (Höhen der oberen/unteren Restquerschnitte $h_{ru/rl} \geq 0,35h$) hinwegsetzen.

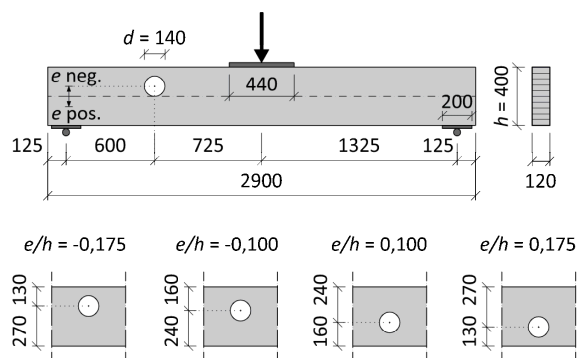


Abb. 1: Versuchsprogramm exzentrisch angeordneter, unverstärkter Durchbrüche im vorwiegend schubbeanspruchten Bereich (Kleinversuche)

In **Abb. 2** sind die Versagenslasten in Form der jeweils erreichten Schubspannung (Querkraft V bezogen auf den Nettoquerschnitt A_{net}) dargestellt. Entsprechend den Ergebnissen war auf allen drei Schädigungsstufen nur ein geringfügiger Einfluss der Ausmitte festzustellen. Aus der Differenz zwischen den erreichten Anriss- und Höchstlasten ergibt sich ein Lastzuwachs von rund 20%, was einem vergleichsweise spröden Versagensverhalten gleichkommt.

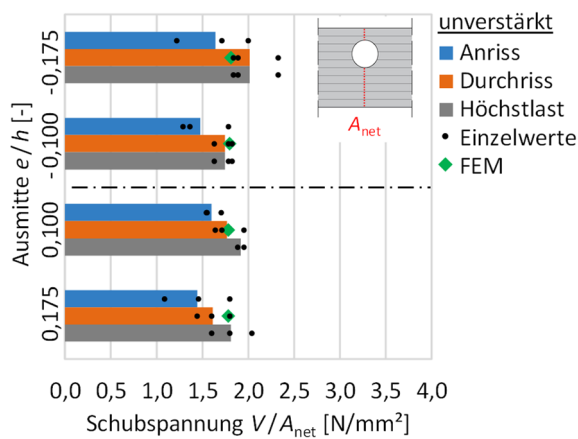


Abb. 2: Versuchsergebnisse exzentrisch angeordneter, unverstärkter Durchbrüche im vorwiegend schubbeanspruchten Bereich (Kleinversuche)

Neben dem vorwiegend schubbeanspruchten Bereich wurden im Rahmen der Großversuche zudem zwei Anordnungen im rein momentenbeanspruchten Bereich geprüft, siehe **Abb. 3**.

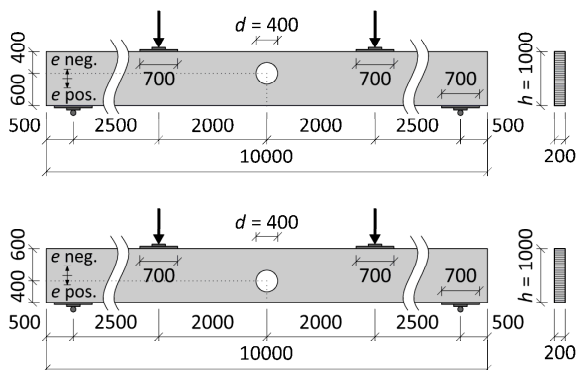


Abb. 3: Versuchsprogramm exzentrisch angeordneter, unverstärkter Durchbrüche im rein momentenbeanspruchten Bereich (Großversuche)

Auf Anriss- und Durchrissniveau ist an den Versuchsergebnissen kaum ein Unterschied zwischen den gewählten Anordnungen in der Biegedruck- sowie Biegezugzone zu erkennen, siehe **Abb. 4**. Abweichend von den Anordnungen im vorwiegend schubbeanspruchten Bereich handelte es sich bei dem letztendlichen Versagen auf Höchstlastniveau um ein Biegeversagen. Dieses trat im Fall $e/h = 0,100$ früher auf, d.h. der Einfluss des Durchbruchs war im Fall einer Anordnung in der Biegezugzone ausgeprägter.

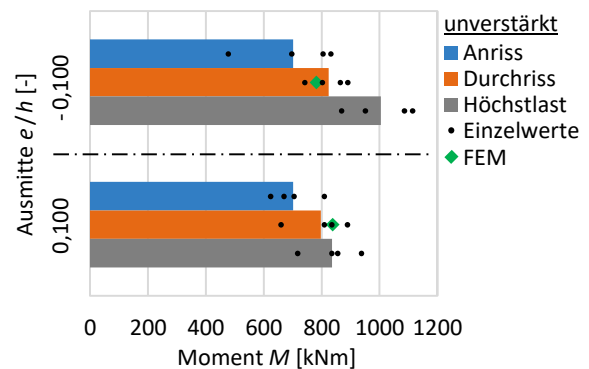


Abb. 4: Versuchsergebnisse exzentrisch angeordneter, unverstärkter Durchbrüche im rein momentenbeanspruchten Bereich (Großversuche)

Neben der Querkzugproblematik treten infolge einer Momentenbeanspruchung aufgrund des Flusses der Biegespannungen um den Durchbruch an den außenliegenden Bereichen des Durchbruchrandes Spannungsspitzen auf, die ein Vielfaches der Biegespannungen am Bauteilrand betragen können, siehe **Abb. 5a**. Für den Fall des Durchbruchs im Biegedruckbereich sind dort Dehnungsmessungen (DMS) am Bauteilrand (**Abb. 5b**), am Durchbruchrand (**Abb. 5d**) sowie über eine begrenzte Ausdehnung vom Rand des Durchbruchs ausgehend (**Abb. 5c**) dargestellt. Ein Vergleich der Werte zwischen Bauteilrand und Durchbruchrand bestätigt die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen in Form von deutlich höheren Dehnungswerten am Durchbruchrand. Bis zu einem Moment von etwa $M = 600 \text{ kNm}$ liegt am Durchbruchrand ein annähernd linear elastisches Verhalten vor. Bei weiterer Laststeigerung nehmen die Dehnungen überproportional zu, d.h. das linear elastische Verhalten geht in ein plastisches Verhalten über. Anhand der DMS-Ketten an den Seitenflächen ist gut erkennbar, dass die Dehnungen mit zunehmender Entfernung vom Durchbruchrand rasch abnehmen und sich die plastische Zone mit zunehmender Belastung ausgehend vom Durchbruchrand immer weiter ausdehnt (**Abb. 5c**). An einem anderen Prüfkörper ohne Dehnungsmessungen konnte die Ausbildung einer Druckfalte beobachtet werden.

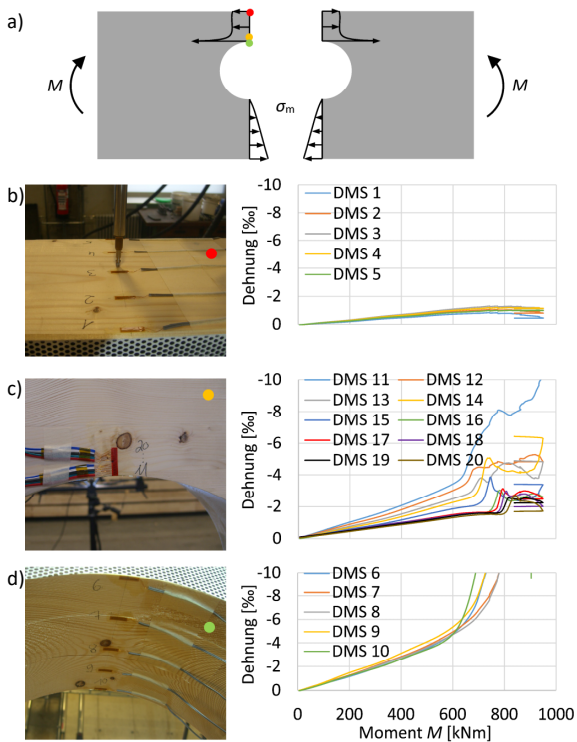


Abb. 5: Dehnungsmessungen an exzentrisch angeordneten, unverstärkten Durchbrüchen im rein momentenbeanspruchten Bereich ($e/h = -0,100$)

Für den Fall einer Anordnung des Durchbruchs in der Biegezugzone zeigten sich ebenfalls deutlich höhere Dehnungen am Durchbruchrand. Hier liegt bis zum endgültigen Versagen ein rein elastisches Verhalten vor.

Numerische Untersuchungen

Neben den experimentellen Untersuchungen wurden zur Abschätzung der Tragfähigkeiten zusätzlich numerische Untersuchungen durchgeführt. Infolge des in den Versuchen beobachteten vergleichsweise spröden Versagensverhaltens wurde als Tragfähigkeit unverstärkter Durchbrüche das Lastniveau im Moment eines auftretenden Querkzugversagens am Durchbruchrand über die gesamte Bauteilbreite (Durchrissniveau) verstanden. Zur Abbildung dieses Zustands wurde innerhalb des FEM-Programms ANSYS ein zweidimensionales Simulationsmodell mit einem orthotropen Materialverhalten für Holz ($E_x = 11500/12600 \text{ N/mm}^2$, $E_y = 300 \text{ N/mm}^2$, $G_{xy} = 650 \text{ N/mm}^2$, $\nu_{xy} = 0,41$) ([4], [5]) erstellt, welches die Materialeigenschaften sowie die Ergebnisse über die Bauteilbreite gesehen in Form konstanter

Werte abbildet, siehe **Abb. 6**. Die Bestimmung von Tragfähigkeiten erfolgte – basierend auf den Untersuchungen in [6] – über wahrscheinlichkeitsbasierte Auswertungen der einzelnen querkzugbeanspruchten Bereiche auf Grundlage der Weibull-Theorie [7].

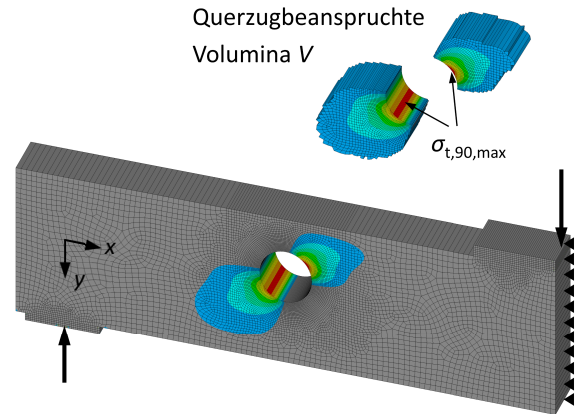


Abb. 6: Simulationsmodell zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Trägern mit unverstärkten Durchbrüchen

Eine Gegenüberstellung von Versuchsergebnissen und numerisch bestimmter Tragfähigkeiten zeigt eine recht gute Übereinstimmung, siehe hierzu die Datenreihen „FEM“ in **Abb. 2** bzw. **Abb. 4**. Für die Querkzugfestigkeit wurde auf Grundlage der Untersuchungen in [8] und [9] ein Mittelwert $f_{t,90,mean} = 0,83 \text{ N/mm}^2$ bezogen auf das Referenzvolumen $V_0 = 0,01 \text{ m}^3$ angesetzt.

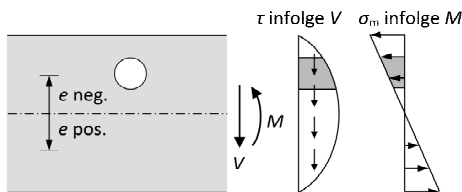
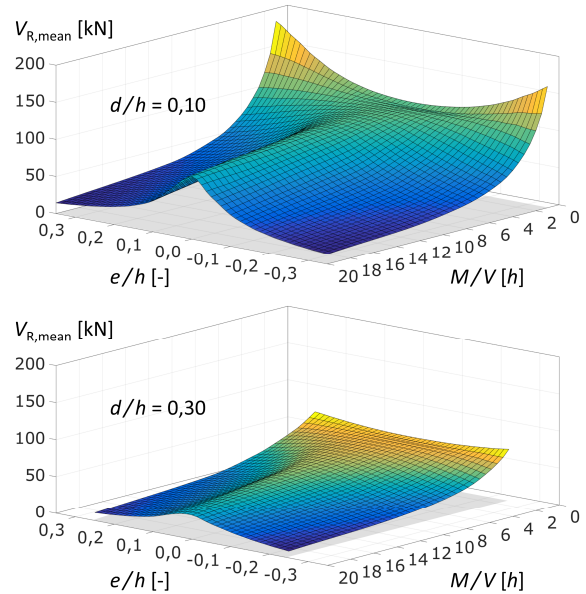
Zur Ausweitung der experimentellen Datenbasis wurden mit diesem Simulationsmodell im Rahmen einer Parameterstudie Tragfähigkeiten runder, unverstärkter Durchbrüche in Abhängigkeit der Durchbruchposition bestimmt. Die Untersuchungen wurden dabei auf Basis der den Kleinversuchen zugrundeliegenden Trägergröße $b/h = 120 \text{ mm}/400 \text{ mm}$ sowie einer Festigkeitsklasse GL28h durchgeführt. **Tab. 2** enthält eine Zusammenstellung aller im Rahmen dieser Parameterstudie variierten Parameter.

Tab. 2: Umfang der Parameterstudie zu exzentrischen Einzeldurchbrüchen

Parameter	Untersuchte Werte
Durchbruchgröße d/h	0,10; 0,20; 0,30; 0,40
Ausmitte e/h	in Stufen 0,05 bis $h_{ru}/r_l = 0,1h$
Schnittgrößenverhältnis M/V	1,0h; 1,5h; 2,5h; 4,0h; 6,0h; 10h; 20h; 50h; "∞"

In **Abb. 8** sind exemplarisch die ermittelten Durchrisslasten auf Mittelwertniveau zweier verschiedener Durchbruchgrößen dargestellt. Das Schnittgrößenverhältnis M/V kann dabei als die Position des Durchbruchs in Trägerlängsrichtung und die relative Ausmitte e/h als die Position über die Trägerhöhe interpretiert werden. Bei sehr kleinen Schnittgrößenverhältnissen (Einfluss des Moments gering) zeigt sich demnach ein geringfügig positiver Effekt der Ausmitte, welcher sich mit zunehmendem Schnittgrößenverhältnis (zunehmender Einfluss des Moments) deutlich ins Negative wandelt.

Dieses Verhalten lässt sich mit den beiden umzulagernden Spannungsanteilen infolge der Querschnittsschwächung erklären, siehe **Abb. 7**. Im Fall der Schubspannungen nehmen diese mit zunehmender Ausmitte geringfügig ab sowie im Fall der Biegespannungen deutlich zu. Dementsprechend wirkt sich eine zunehmende Ausmitte im Hinblick auf das Tragverhalten im Fall der umzulagernden Schubspannungen günstig sowie im Fall der umzulagernden Biegespannungen ungünstig aus. Für jede Gesamtbetrachtung eines Durchbruchs ist eine Superposition dieser beiden gegenläufigen Effekte erforderlich. Die Position des Durchbruchs im Träger (Ausmitte e/h , Schnittgrößenverhältnis M/V) bestimmt dabei, inwieweit daraus ein günstiger/ungünstiger Effekt resultiert.

**Abb. 7:** Umzulagernde Spannungsanteile**Abb. 8:** Parameterstudie zur Tragfähigkeit auf Querkzug von Trägern mit runden, unverstärkten Durchbrüchen

Bemessungsregeln runde Durchbrüche

Basierend auf den vorgestellten experimentellen sowie numerischen Untersuchungen konnte folgendes Nachweisformat für runde, unverstärkte Durchbrüche in exzentrischen Anordnungen abgeleitet werden:

$$\frac{F_{t,90,V}}{l_{t,90,V}} + \frac{F_{t,90,M}}{l_{t,90,M}} \leq 0,5 \cdot b \cdot k_{vol} \cdot f_{t,90} \quad (1)$$

Die grundsätzliche Struktur von Gleichung (1) ist dem Nachweisformat des aktuellen Eurocode 5 [2] ähnlich. Dabei werden die resultierenden Querkzugkräfte $F_{t,90,V}$ infolge einer Querkraft V bzw. $F_{t,90,M}$ infolge eines Moments M additiv berücksichtigt und in eine näherungsweise vom Durchbruchrand ausgehend linear abnehmende Spannungsverteilung umgerechnet. Abweichend von [2] werden für die resultierenden Querkzugkräfte jedoch individuelle Verteilungslängen $l_{t,90,V}$ bzw. $l_{t,90,M}$ berücksichtigt.

Die Grundlage für die Ableitung von Gleichungen für die resultierenden Querkzugkräfte $F_{t,90,V}$ sowie $F_{t,90,M}$ in exzentrischen Anordnungen stellten Ergebnisse numerischer Berechnungen dar. Dazu wurden die resultierenden Querkzugkräfte getrennt für die Beanspruchungen Moment M bzw. Querkraft V in Form

aufintegrierter Querkzugspannungen entlang horizontaler Pfade ausgehend von den Maximalwerten am Durchbruchrand bestimmt, siehe **Abb. 10**. Im Gegensatz zu einer zentrischen Anordnung können bei exzentrischen Anordnungen grundsätzlich beide querkzugbeanspruchte Bereiche (Quadrant I/III) maßgebend werden. Hinsichtlich der Nachweisführung über Gleichung (1) bedeutet dies, dass sowohl Quadrant I als auch Quadrant III zu betrachten sind.

Zur Bestimmung der resultierenden Querkzugkraft $F_{t,90,V,I/III}$ infolge einer Querkraft V wurde ein Beiwert k_{ecc} in Abhängigkeit der Randabstände $h_{ru/rl}$ abgeleitet, mit dem die resultierende Querkzugkraft eines zentrischen Durchbruchs zu multiplizieren ist, siehe Gleichungen (2) - (3). Im Quadrant I ist dabei der Abstand h_{ru} zu verwenden, im Quadrant III entsprechend der Randabstand h_{rl} . Im Zuge der Implementierung in die zukünftige Generation des Eurocode 5 [10] wurde Gleichung (3) im Vergleich zum ursprünglichen Vorschlag [3] geringfügig vereinfacht.

$$F_{t,90,V,I/III} = \frac{V \cdot 0,7 \cdot d}{4 \cdot h} \cdot \left[3 - \left(\frac{0,7 \cdot d}{h} \right)^2 \right] \cdot k_{ecc,I/III} \quad (2)$$

$$\text{mit } k_{ecc,I/III} = 0,1 + \frac{d}{h} + 4,5 \cdot \frac{h_{ru/rl}}{h} - 5 \cdot \left(\frac{h_{ru/rl}}{h} \right)^2 \quad (3)$$

Die Bestimmung der resultierenden Querkzugkräfte $F_{t,90,M,I}$ sowie $F_{t,90,M,III}$ infolge eines Moments M erfolgt über bereichsweise lineare Näherungsgleichungen, siehe Gleichungen (4) - (5). Eine Gegenüberstellung der im Rahmen der Parameterstudie ermittelten Querkzugkräfte mit den über die Gleichungen (2) - (5) ermittelten Werten findet sich in **Abb. 10**.

$$F_{t,90,M,I} = M \cdot \frac{d}{h^3} \cdot \text{Max} \begin{cases} -0,62 \cdot (e - 0,13 \cdot d) \\ -0,2 \cdot (e - 0,45 \cdot d) \\ 0,3 \cdot (e - 0,08 \cdot d) \end{cases} \quad (4)$$

$$F_{t,90,M,III} = M \cdot \frac{d}{h^3} \cdot 0,22 \cdot (e + 0,19 \cdot d) \quad (5)$$

Mithilfe der Gleichungen (6) - (8) können die individuellen Verteilungslängen $l_{t,90,V}$ bzw. $l_{t,90,M}$ für die zugehörigen resultierenden Querkzugkräfte $F_{t,90,V}$ sowie $F_{t,90,M}$ ermittelt werden. Abweichend von den Regelungen in [2] sind die Verteilungslängen nicht mehr

abhängig von der Trägerhöhe h sondern neben der Ausmitte e nur noch von der Durchbruchgröße d .

$$l_{t,90,V,I/III} = 1,3 \cdot d \quad (6)$$

$$l_{t,90,M,I} = 0,8 \cdot d \cdot \left(1 - \frac{e}{d} \right) \quad (7)$$

$$\text{mit } 0,6 \cdot d \leq l_{t,90,M,I} \leq 1,0 \cdot d$$

$$l_{t,90,M,III} = 0,4 \cdot d \quad (8)$$

Die Größenabhängigkeit der Querkzugfestigkeit wird über einen Beiwert k_{vol} entsprechend Gleichung (9) berücksichtigt. Den zugrundeliegenden Hintergrund dieser Gleichung stellt ein Volumen in Form eines Kreisringsegments mit einer konstanten Breite b , einem Öffnungswinkel $\vartheta = 50^\circ$ sowie einer radialen Ausdehnung von $\Delta r = 3/8 \cdot d$ dar, siehe **Abb. 9**. Dieser Beiwert wurde ebenfalls in Zuge der Implementierung in die zukünftige Generation des Eurocode 5 [10] im Vergleich zum ursprünglichen Vorschlag [3] geringfügig vereinfacht.

$$k_{vol} = \left(\frac{V_0}{0,25 \cdot b \cdot d^2} \right)^{0,2} \quad \text{mit } V_0 = 0,01 \text{ m}^3 \quad (9)$$

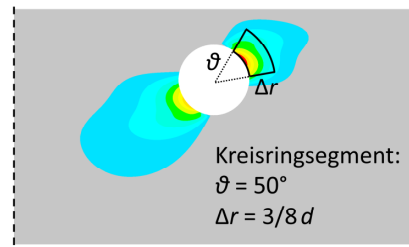
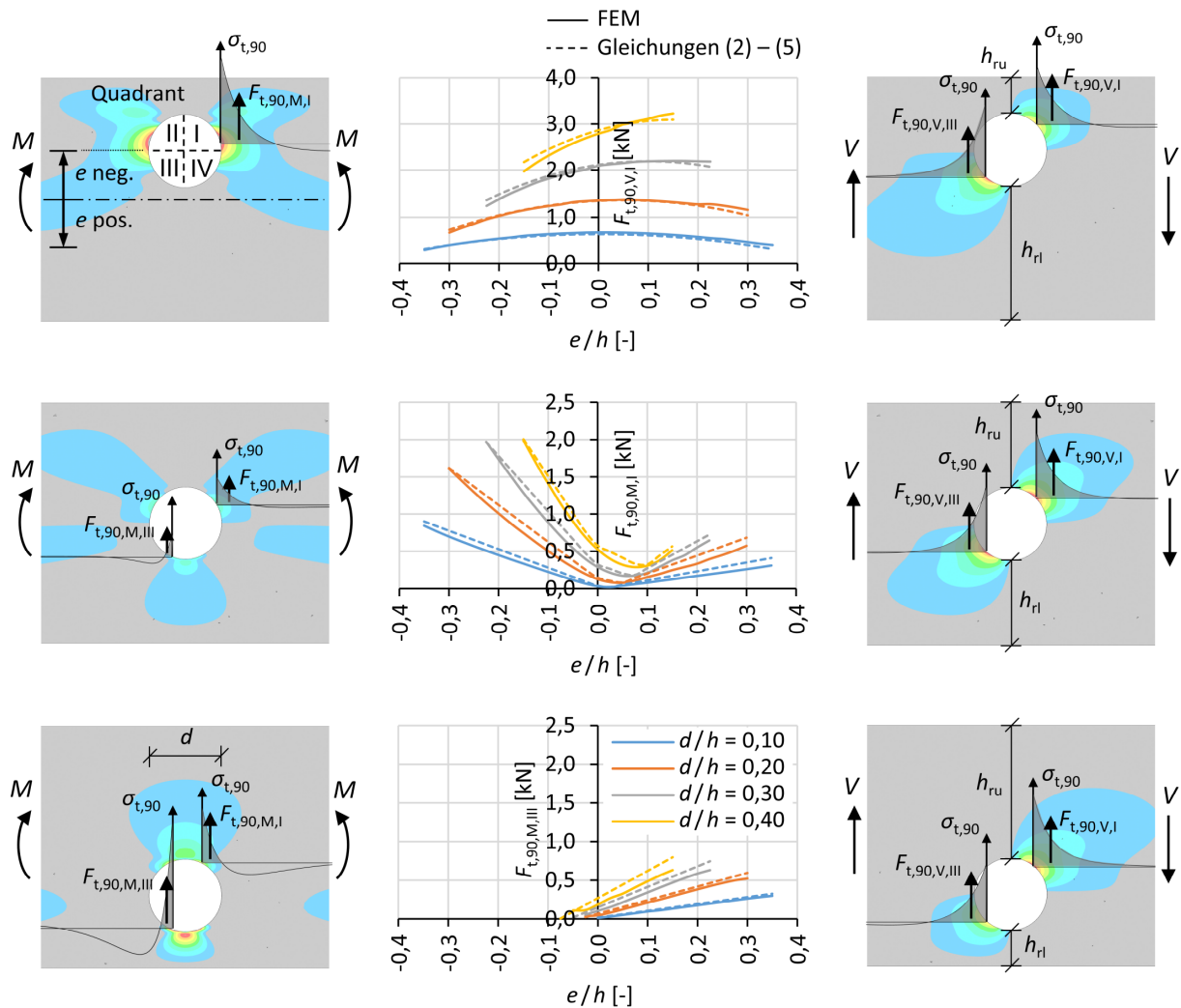


Abb. 9: Dem Beiwert k_{vol} zugrundeliegendes Volumen in Form eines Kreisringsegments

Die Bewertung des Sicherheitsniveaus des vorgestellten Bemessungskonzepts erfolgte über eine Gegenüberstellung mit den eigenen Versuchsergebnissen exzentrischer Durchbrüche sowie den in [11] ermittelten Versuchsergebnissen zentrischer Durchbrüche. Die Gegenüberstellung erfolgte auf dem Niveau charakteristischer Tragfähigkeiten und führte zu dem Ergebnis, dass das vorgestellte Bemessungskonzept größtenteils auf der sicheren Seite liegt. Für detailliertere Informationen wird auf [3] verwiesen.

Abb. 10: Resultierende Querkzugkräfte infolge der Beanspruchungen Moment M bzw. Querkraft V

Bemessungsregeln rechteckige Durchbrüche

Infolge der Einschränkung, dass das vorgestellte Bemessungskonzept ausschließlich für runde, unverstärkte Durchbrüche anwendbar ist, wurden in [12] weitergehende numerische Untersuchungen mit dem Ziel einer Erweiterung der vorhandenen Bemessungsregeln auf rechteckige Durchbrüche durchgeführt. Es wird darauf hingewiesen, dass sich diese Untersuchungen ausschließlich auf rechteckige Durchbrüche in zentrischer Anordnung (Ausmitte $e = 0$) beschränken.

Die Grundlage dafür bildete das vorgestellte Simulationsmodell zur Untersuchung unverstärkter, runder Durchbrüche mit auf Basis der Weibull-Theorie [7] ermittelten Tragfähigkeiten, siehe Abb. 6. Hierbei war zunächst zu prüfen, inwieweit sich damit auch das

Tragverhalten rechteckiger Durchbrüche beschreiben lässt. Eine Gegenüberstellung numerisch ermittelter Tragfähigkeiten rechteckiger Durchbrüche mit dokumentierten Versuchsergebnissen ([13], [14]) zeigte eine gute Übereinstimmung, siehe Abb. 11.

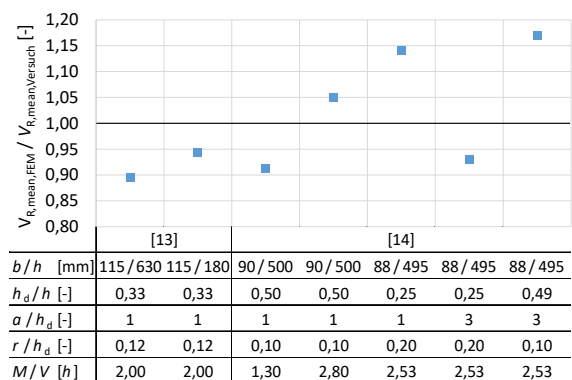


Abb. 11: Gegenüberstellung von Versuchsergebnissen und numerisch bestimmter Tragfähigkeiten rechteckiger Durchbrüche

Versuchsergebnisse von Durchbrüchen mit scharfkantigen Ecken ohne Ausrundung wurden generell nicht herangezogen, da diese in numerischen Untersuchungen infolge der auftretenden Singularität schwer zu interpretieren sind und derartige Ausführungen in der künftigen Generation des Eurocode 5 [10] ohnehin ausgeschlossen werden sollen. In Bezug auf die Problematik einer Singularität wurde der Einfluss des Ausrundungsradius quantifiziert, indem die numerisch ermittelten Tragfähigkeiten zweier rechteckiger Durchbrüche unter variierender Elementgröße verglichen wurden. Während die ermittelten Tragfähigkeiten im Fall einer mit einem Radius $r = 0,1 \cdot h_d$ ausgerundeten Ecke bei abnehmender Elementgröße gegen einen konstanten Wert konvergierten, trat im Fall der scharfkantigen Ecke keine Konvergenz auf. Dies zeigt, dass sich rechteckige Durchbrüche mit bis zur genannten Größe ausgerundeten Ecken mithilfe des verwendeten Simulationsmodells beschreiben lassen, Durchbrüche mit schafkantigen Ecken infolge der Singularität hingegen nicht. Dies deckt sich mit Ergebnissen von Danielsson [13], welcher verschiedene Theorien zur Tragfähigkeitsermittlung von Durchbrüchen untersuchte. Im Fall des Weibull-basierten Ansatzes konnte er an rechteckigen Durchbrüchen mit einem Ausrundungsradius $r = 0,12 \cdot h_d$ eine durchgehend gute Übereinstimmung feststellen.

Darauf aufbauend wurde im Rahmen einer Parameterstudie der geometrische Zusammenhang zwischen rechteckigen und runden, unverstärkten Durchbrüchen über einen Vergleich der ermittelten Tragfähigkeiten beider Durchbruchsformen bestimmt. Auf Basis dieser Untersuchung wurde anschließend eine Gleichung zur Ermittlung einer äquivalenten, runden Durchbruchgröße gleicher Tragfähigkeit abgeleitet, mit welcher die Bemessung eines rechteckigen Durchbruchs mithilfe des bestehenden Bemessungskonzepts ermöglicht wird, siehe **Abb. 12**.

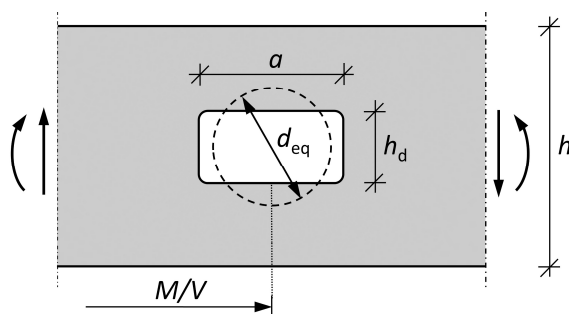


Abb. 12: Abbildung eines rechteckigen Durchbruchs über einen äquivalenten runden Durchbruch

Im Rahmen der Untersuchungen wurden ausschließlich zentrische Anordnungen (Ausmitte $e = 0$) rechteckiger Durchbrüche mit einem Ausrundungsradius $r = 0,1 \cdot h_d$ in Brettschichtholzbauteilen der Güteklasse GL28h betrachtet. Darüber hinaus enthält **Tab. 3** eine Auflistung aller im Rahmen dieser Parameterstudie variierten Parameter.

Tab. 3: Umfang der Parameterstudie zu rechteckigen Durchbrüchen

Parameter		Untersuchte Werte
Querschnitt	b/h	120/400; 200/1500
Schnittgrößenverhältnis	M/V	1,0h; 1,5h; 2,0h; 5h; 10h; "∞"
<input type="checkbox"/> Durchbruchgröße	h_d/h	0,10; 0,20; 0,30
<input type="checkbox"/> Seitenverhältnis	a/h_d	1; 2; 3
<input type="radio"/> Durchbruchgröße	d/h	0,10 - 0,60

Im Detail wurden für sämtliche Konfigurationen auf Basis der in **Tab. 3** genannten Parameter die Tragfähigkeiten $V_{R,mean}$ bzw. $M_{R,mean}$ ermittelt. Anschließend wurde für jeden rechteckigen Durchbruch durch Interpolation der Tragfähigkeiten runder Durchbrüche ein äquivalenter runder Durchbruch der Größe d_{eq} / h gleicher Tragfähigkeit bestimmt.

In **Abb. 13** sind die äquivalenten Durchmesser d_{eq} runder Durchbrüche bezogen auf die Durchbruchhöhe h_d rechteckiger Durchbrüche in Abhängigkeit der beiden maßgebenden Einflussfaktoren Schnittgrößenverhältnis M/V [h] sowie Seitenverhältnis a/h_d [-] exemplarisch für eine Durchbruchgröße $h_d/h = 0,2$ dargestellt. Da das Schnittgrößenverhältnis

nis $M/V [h]$ im Fall einer reinen Momentenbeanspruchung gegen ∞ strebt und sich diese Größe nicht in eine Gleichung integrieren lässt, wurde statt des Schnittgrößenverhältnisses $M/V [h]$ der inverse Wert $V \cdot h/M [-]$ verwendet.

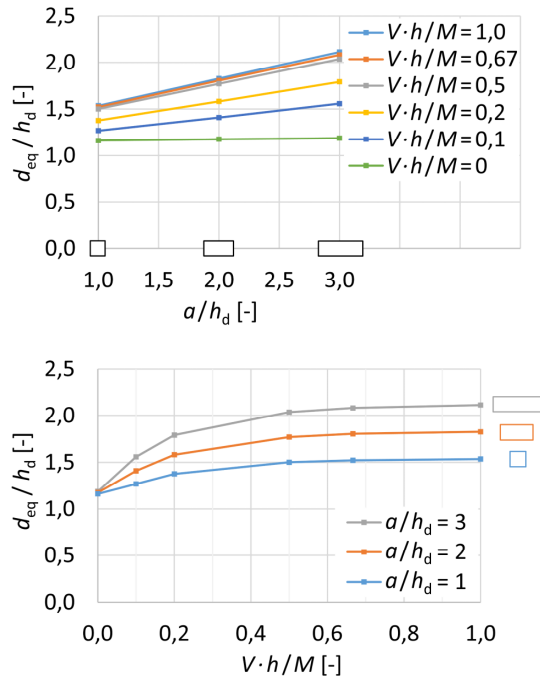


Abb. 13: Zusammenhang d_{eq}/h_d am Beispiel einer Durchbruchgröße $h_d/h=0,2$ in Abhängigkeit des Seitenverhältnisses a/h_d (oben) bzw. des inversen Schnittgrößenverhältnisses $V \cdot h/M$ (unten)

Werden die lineare Abhängigkeit vom Seitenverhältnis in Form einer linearen Funktion sowie die nichtlineare Abhängigkeit vom inversen Schnittgrößenverhältnis in Form einer quadratischen Funktion angenähert, kann für die Beziehung rechteckiger und runder Durchbrüche unter Berücksichtigung der Anwendungsgrenzen

- $h_d/h \leq 0,3$
- $a/h_d \leq 3$
- $r/h_d \geq 0,1$
- $e = 0$ (keine Ausmitte)

folgende Näherungsgleichung angegeben werden:

$$d_{eq} = 1,25 \cdot h_d + 0,3 \cdot a \cdot \left[4 \cdot \frac{V \cdot h}{M} - 3 \cdot \left(\frac{V \cdot h}{M} \right)^2 \right] \quad (10)$$

Eine quantitative Bewertung dieser Gleichung ist in **Abb. 14** dargestellt. Die gelbe Datenreihe bildet die numerisch ermittelten Tragfähigkeiten runder Durchbrüche in Abhängigkeit der Durchbruchgröße d/h ab. Ebenso sind die numerisch ermittelten Tragfähigkeiten rechteckiger Durchbrüche abgebildet, angetragen mit den äquivalenten Durchbruchgrößen d_{eq}/h entsprechend Gleichung (10). Zur Bewertung sind die Tragfähigkeiten rechteckiger und runder Durchbrüche jeweils entlang einer vertikalen Ebene zu vergleichen, wobei die sichere bzw. unsichere Seite entsprechend gekennzeichnet ist. In den überwiegenden Fällen kommt es zu auf der sicheren Seite liegenden Abweichungen. Die minimalen Abweichungen auf der unsicheren Seite im Fall kleiner Durchbrüche erscheinen tolerierbar.

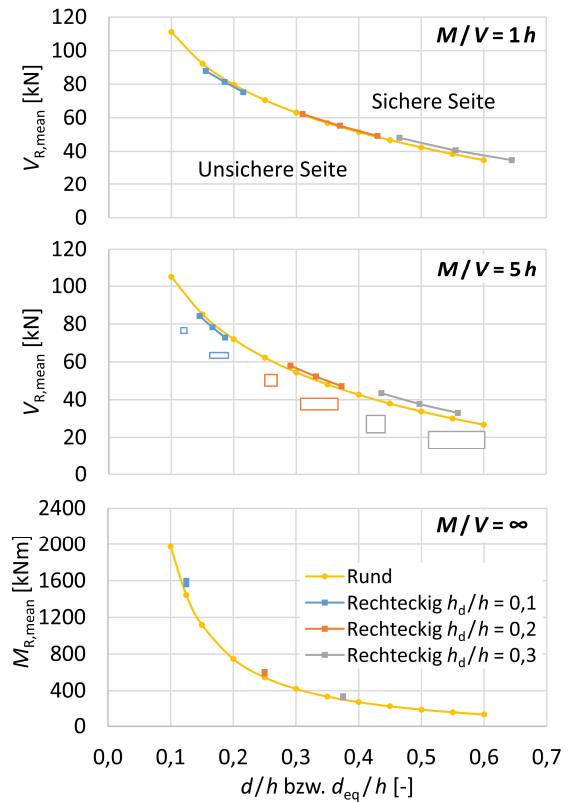


Abb. 14: Vergleich numerisch ermittelter Tragfähigkeiten runder und rechteckiger Durchbrüche, dargestellt in Abhängigkeit ihrer Durchbruchgröße d/h (rund) bzw. d_{eq}/h (rechteckig)

2.2 Anordnung in Gruppen

Experimentelle Untersuchungen

Neben exzentrischen Anordnungen wurden weiterhin Gruppenanordnungen in Form zweier horizontal nebeneinanderliegender Durchbrüche untersucht. In **Abb. 15** sind die 3 untersuchten Konfigurationen der Kleinversuche im unverstärkten Zustand dargestellt. Dabei war der auflagernahe Durchbruch für alle Konfiguration in seiner Position fixiert, die Position des auflagerfernen Durchbruchs variierte in Abhängigkeit des jeweiligen lichten Abstands l_z . Analog zu den exzentrischen Anordnungen unterschritten die gewählten lichten Abstände den geforderten Mindestabstand des aktuellen Eurocode 5 [2] (unverstärkt: $l_z \geq 1,5h$), welcher eine gegenseitige Beeinflussung ausschließt.

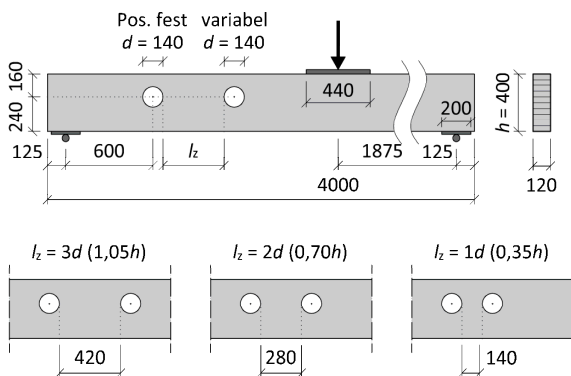


Abb. 15: Versuchsprogramm exzentrisch angeordneter, unverstärkter Durchbrüche in horizontaler Gruppenanordnung (Kleinversuche)

Wie in **Abb. 16** ersichtlich, resultierte ein abnehmender lichter Abstand im unverstärkten Zustand auf allen drei Schädigungsstufen in abnehmenden Traglasten, d.h. einer zunehmenden gegenseitigen Beeinflussung. Bei dem geringsten lichten Abstand $l_z = 0,35h$ sank die Tragfähigkeit auf dem Niveau der Durchrisslasten im Vergleich zu einem entsprechenden Einzeldurchbruch an der Position $M/V = 1,5h$ (auflagernah) auf etwa 73% ab. Experimentelle Vergleichswerte von Einzeldurchbrüchen an den jeweiligen auflagerfernen Positionen lagen nicht vor, da diese Anordnungen nicht im Versuchsprogramm enthalten waren.

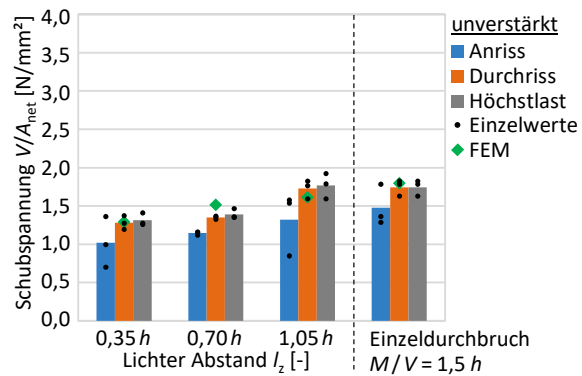


Abb. 16: Versuchsergebnisse exzentrisch angeordneter, unverstärkter Durchbrüche in horizontaler Gruppenanordnung

Numerische Untersuchungen

Vergleichbar zum Vorgehen bei den exzentrischen Anordnungen, sollte die Datenbasis in Bezug auf den Einfluss des Parameters „lichter Abstand“ im Rahmen einer Parameterstudie mithilfe numerischer Untersuchungen erweitert werden. Als Bewertungskenngröße wurde wiederum die Tragfähigkeit in Form von Durchrisslasten infolge der Querzugbeanspruchung gewählt. Dass das Simulationsmodell auch im Fall von unverstärkten Gruppen geeignet ist, kann aus der recht guten Übereinstimmung zwischen den Versuchsergebnissen sowie den numerisch ermittelten Tragfähigkeiten abgeleitet werden, siehe hierzu die Datenreihe „FEM“ in **Abb. 16**.

Im Rahmen der Parameterstudie wurden die maßgebenden Durchrisslasten von Gruppenanordnungen im unverstärkten Zustand bestimmt und mit denjenigen entsprechender Einzeldurchbrüche verglichen. Die Ermittlung erfolgte dabei unter Berücksichtigung aller in **Abb. 17** dargestellter querzugbeanspruchter Bereiche.

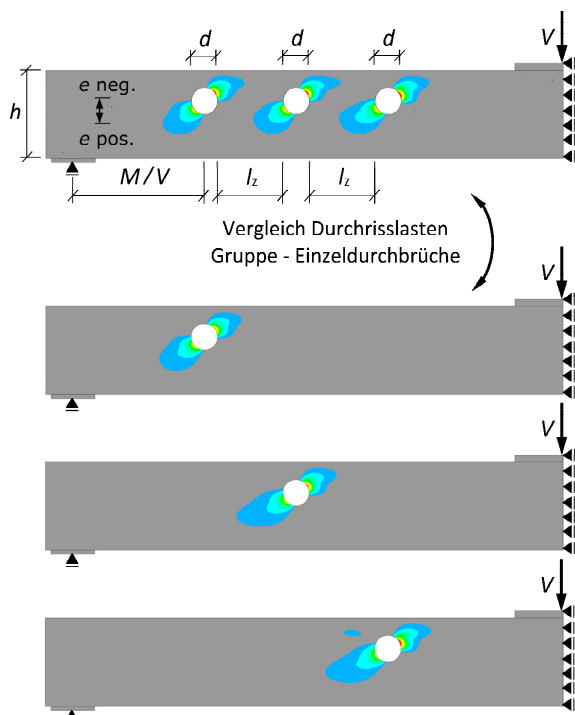


Abb. 17: Simulationsmodell zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Trägern mit unverstärkten Durchbrüchen in Gruppenanordnungen

Tab. 4 enthält eine Zusammenstellung aller variierten Parameter dieser Untersuchungen.

Tab. 4: Umfang der Parameterstudie horizontaler Gruppen

Parameter		Untersuchte Werte
Anzahl Durchbrüche	n	2; 3
Durchbruchgröße	d/h	0,10; 0,30
Lichter Abstand	l_z	$2,0h - 0,25h/0,125h$
Ausmitte	e/h	-0,15; 0,00; 0,15
Schnittgrößenverhältnis	M/V	$1,5h$; $6,0h$; " ∞ "

Entsprechend diesen Untersuchungen ist das Ausmaß des gegenseitigen Einflusses nicht nur abhängig vom lichten Abstand, sondern auch von der Position im Träger, d.h. der Beanspruchungssituation. Während ein zunehmender Momenteneinfluss eher einen positiven Einfluss hat, tritt der größte tragfähigkeitsmindernde Einfluss im auflagernahen, vorwiegend schubbeanspruchten Bereich auf. Für letzteren Fall ist das Ausmaß der gegenseitigen Beeinflussung am Beispiel einer Gruppe von drei Durchbrüchen in **Abb. 18** dargestellt. Das Mindestmaß

$l_z = 1,5h$, ab dem ein gegenseitiger Einfluss vernachlässigt werden darf, erscheint nach diesen Ergebnissen bei der Durchbruchgröße $d/h = 0,10$ eher konservativ, bei der Durchbruchgröße $d/h = 0,30$ passend. Bei noch größeren Durchbrüchen ist zu erwarten, dass sich dieses Mindestmaß vergrößert.

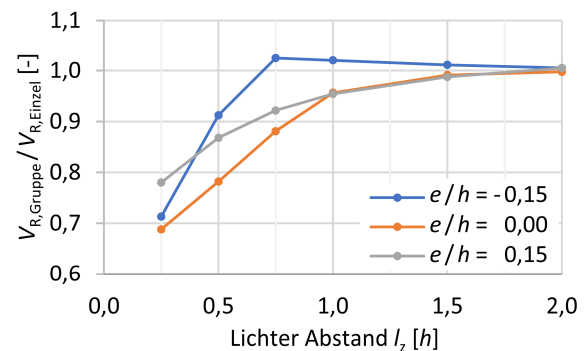
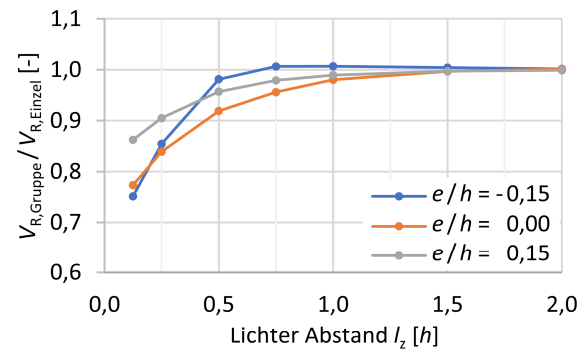


Abb. 18: Verhältniswerte der Tragfähigkeiten von Gruppen bestehend aus 3 Durchbrüchen mit den zugehörigen Einzeldurchbrüchen am Beispiel $d/h = 0,1$ (oben) bzw. $d/h = 0,3$ (unten)

Bemessungsregeln

Basierend auf den vorgestellten Untersuchungen konnte unter Voraussetzung folgender Anwendungsgrenzen

- Durchbruchgröße $d/h \leq 0,30$
- Lichter Abstand $l_z \geq 1d$
- Anzahl der Durchbrüche $n \leq 3$

folgender Abminderungsbeiwert zur Berücksichtigung der gegenseitigen Beeinflussung abgeleitet werden:

$$k_{space} = \min \left\{ \begin{array}{l} 1 \\ 1 - 0,2 \cdot \frac{1,5 \cdot h - l_z}{1,5 \cdot h} \\ 1 - 0,4 \cdot \frac{5 \cdot d - l_z}{5 \cdot d} \end{array} \right\} \quad (11)$$

Die Abminderung erfolgt dabei über zwei lineare Bereiche ausgehend von $l_z = 1,5h$ bzw. $l_z = 5d$, siehe **Abb. 19**. Für den Nachweis einer unverstärkten Gruppe ist dieser Abminderungsbeiwert in den Nachweisen der querzugbeanspruchten Bereiche aller entsprechenden Einzeldurchbrüche der Gruppe anzuwenden, jeweils eingesetzt in den Nenner von Gleichung (1).

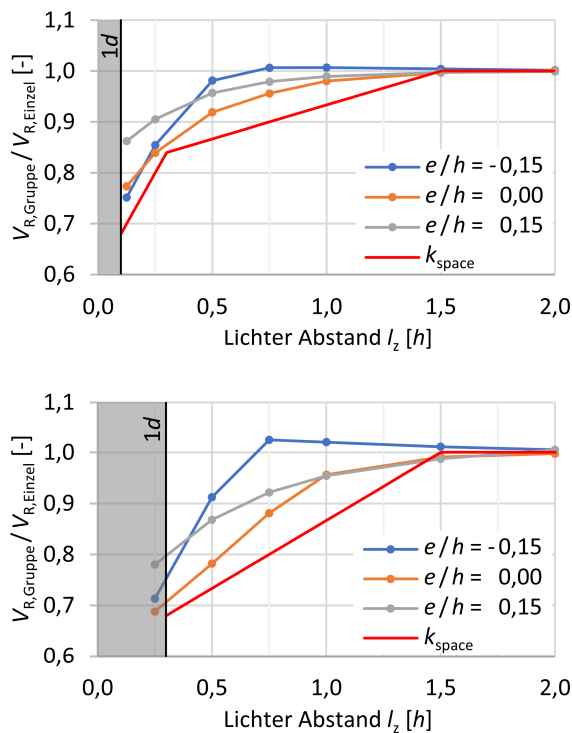


Abb. 19: Gegenüberstellung des Abminderungsbeiwerts k_{space} mit den Ergebnissen der numerischen Untersuchungen am Beispiel $d/h=0,1$ (oben) bzw. $d/h=0,3$ (unten)

3 Verstärkte Durchbrüche

3.1 Exzentrische Anordnungen

Experimentelle Untersuchungen

Alle exzentrischen, unverstärkten Anordnungen der Kleinversuche entsprechend **Abb. 1** wurden zusätzlich im innenliegend verstärkten Zustand untersucht, siehe **Abb. 20**. In jedem querzugbeanspruchten Bereich kamen dabei 2 Vollgewindeschrauben mit einem Durchmesser von 10mm [15] zum Einsatz. Ausgehend von einer Vorbohrung mit einem Durchmesser von 6mm wurden die Verstärkungselemente durchgehend unter einem Winkel von 60° zur Faserichtung geneigt eingedreht.

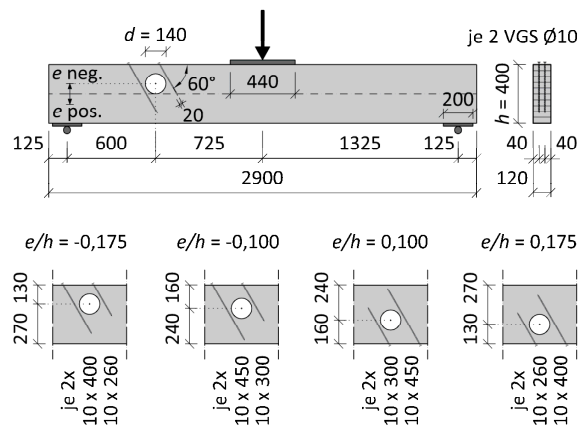


Abb. 20: Versuchsprogramm exzentrisch angeordneter, innenliegend verstärkter Durchbrüche im vorwiegend schubbeanspruchten Bereich (Kleinversuche)

Der Einfluss der Ausmitte stellte sich im Vergleich zum unverstärkten Zustand ausgeprägter in Form abnehmender Tragfähigkeiten bei einer Verlagerung der Position des Durchbruchs vom Biegedruck- in Richtung des Biegezugbereichs dar, siehe **Abb. 21**. Die erreichten Tragfähigkeitssteigerungen belaufen sich auf Höchstlastniveau im Vergleich zum unverstärkten Zustand etwa auf bis zu 100%, abhängig von der exzentrischen Position der Durchbrüche. Aus der Differenz zwischen den erreichten Anriss- und Höchstlasten können Laststeigerungen im Bereich von etwa 25% im Biegezugbereich bis etwa 50% im Biegedruckbereich abgelesen werden. Im Vergleich zum unverstärkten Zustand kommt dies einem deutlich weniger spröden Versagensverhalten gleich.

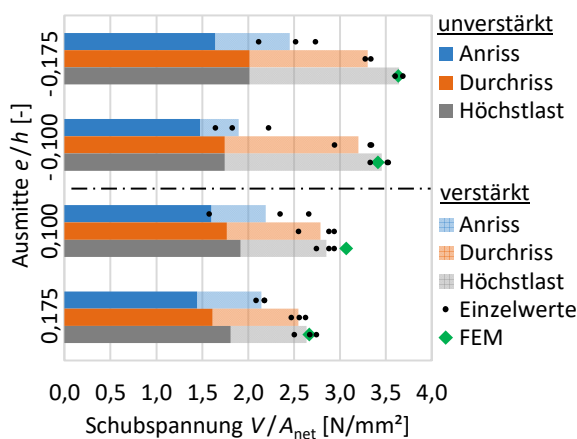


Abb. 21: Versuchsergebnisse exzentrisch angeordneter, innenliegend verstärkter Durchbrüche im vorwiegend schubbeanspruchten Bereich (Kleinversuche)

Im Rahmen der Großversuche wurden nur die beiden größten Ausmitten der Kleinversuche geprüft, siehe **Abb. 22**. Als Verstärkungselemente kamen dabei jeweils 2 eingedrehte Gewindestangen mit einem Durchmesser von 16 mm [15] zum Einsatz. Die Neigung der Gewindestangen wurde auf Basis der Erkenntnisse der vorher stattfindenden Kleinversuche unterschiedlich gewählt. Im Biegedruckbereich wurde die Neigung von 60° beibehalten, im Biegezugbereich wurde die Neigung hingegen auf 45° angepasst.

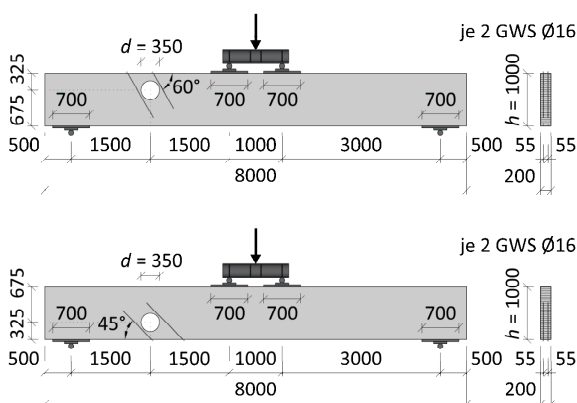


Abb. 22: Versuchsprogramm exzentrisch angeordneter, innenliegend verstärkter Durchbrüche im vorwiegend schubbeanspruchten Bereich (Großversuche)

Die Auswertung der Großversuche zeigte ein zu den Kleinversuchen ähnliches Verhalten, siehe **Abb. 23**. Die erreichten Schubtragfähigkeiten sind im Vergleich zu den Kleinversuchen vermutlich infolge des

Größeneffekts geringer. Ein relativer Vergleich der Höchstlasten zwischen den beiden Ausmitten ergibt einen Verhältniswert, der im Vergleich zu den Kleinversuchen geringfügig höher ausfällt (0,77 statt 0,72), d.h. die angepasste Neigung der Verstärkungselemente in den Prüfkörpern mit dem Durchbruch im Biegezugbereich ($\alpha = 45^\circ$) führte zu einem geringfügig besseren Tragverhalten.

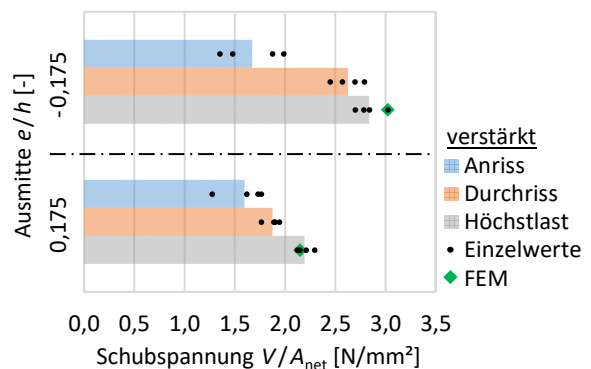


Abb. 23: Versuchsergebnisse exzentrisch angeordneter, innenliegend verstärkter Durchbrüche im vorwiegend schubbeanspruchten Bereich (Großversuche)

Numerische Untersuchungen

Analog zu unverstärkten Durchbrüchen wurden auch verstärkte Durchbrüche im Rahmen numerischer Untersuchungen näher betrachtet. Infolge des im Vergleich zu unverstärkten Durchbrüchen weniger spröden Versagensverhaltens lässt sich die Tragfähigkeit verstärkter Durchbrüche auf Basis des ungerissenen Zustands weniger gut vorhersagen [3]. Für eine bessere Annäherung des Versagensverhaltens ist eine Beschreibung des teilgerissenen Zustands erforderlich, welche beispielsweise mit bruchmechanischen Betrachtungen möglich ist. Aus diesem Grund wurde ein bruchmechanisches Simulationsmodell entwickelt, dessen wesentliche Elemente im Folgenden erläutert werden, siehe **Abb. 24**.

Analog zum unverstärkten Zustand handelt es sich dabei um ein zweidimensionales Simulationsmodell mit einem orthotropen Materialverhalten für Holz ($E_x = 12600$ N/mm², $E_y = 300$ N/mm², $G_{xy} = 650$ N/mm², $\nu_{xy} = 0,41$) ([4], [5]), erstellt innerhalb des FEM-Programms ANSYS.

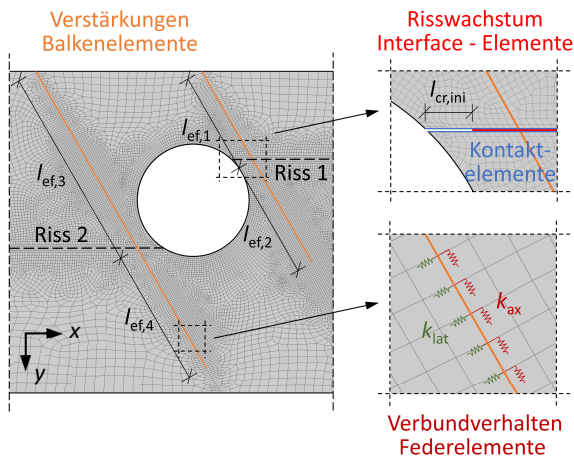


Abb. 24: Simulationsmodell zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Trägern mit innenliegend verstärkten Durchbrüchen

Die innenliegenden Verstärkungselemente wurden als Balkenelemente mit kreisförmigem Querschnitt zur Abbildung des Kerndurchmessers sowie – kennzeichnend für Stahl – isotropem Materialverhalten ($E = 210000 \text{ N/mm}^2$, $\nu = 0,3$) implementiert. Das axiale sowie laterale Verbundverhalten der Verstärkungselemente wurde über Federelemente entlang der Verstärkungselemente abgebildet. Das axiale Verschiebungsmodul wurde entsprechend [15] zu $K_{ax} = 25 \cdot d \cdot l_{ef}$ angenommen. Ausgehend von den möglichen Rissebenen mussten dazu für jedes Verstärkungselement die individuellen Verankerungslängen $l_{ef,i}$ auf beiden Seiten der Rissebenen berücksichtigt werden. Da das laterale Verbundverhalten nur von untergeordneter Bedeutung ist, wird für eine detaillierte Darstellung auf [3] verwiesen.

Die bruchmechanischen Untersuchungen basierten auf dem Konzept der linear elastischen Bruchmechanik. In der Umsetzung wird der Träger entlang zweier vordefinierter Rissebenen in zwei Trägerquerschnitte aufgetrennt. Da ein runder Durchbruch an sich keine Singularität aufweist, ist für die Anwendbarkeit dieses Konzepts für jede Rissebene ausgehend vom Durchbruchrand ein Initialriss (Länge $l_{cr,ini}$) ohne Verbindung der Trägerquerschnitte vorzugeben. Jenseits dieser Initialrisse sind die Trägerquerschnitte entlang der vordefinierten Rissebenen über die gesamte Länge über Interface Elemente verbunden.

Das Risswachstum wurde auf Basis der Virtual Crack Closure Technique (VCCT) simuliert, indem die ver-

formungsgesteuerte Belastung des Trägers stufenweise in kleinen Schritten gesteigert und dabei in jedem Einzelschritt die Energiefreisetzungsrate an der Risspitze im Modus I (G_I) sowie Modus II (G_{II}) bestimmt wurden. Auf Basis des linearen Interaktionskriteriums entsprechend folgender Gleichung

$$\frac{G_I}{G_{f,I}} + \frac{G_{II}}{G_{f,II}} \leq 1 \quad (12)$$

erfolgte in jedem Einzelschritt eine Bewertung, ob eine Risswachstum stattfindet. Falls die Interaktionsbedingung in Gleichung (12) überschritten wird, öffnet sich ein Interface Element hinter der Risspitze und der Riss setzt sich entsprechend um ein Element fort. Die Bruchenergien wurden dabei in Anlehnung an [16] zu $G_{f,I} = 0,3 \text{ N/mm}$ sowie $G_{f,II} = 1,05 \text{ N/mm}$ angenommen.

Zusätzlich zu den Interface Elementen zur Simulation des Risswachstums wurden entlang der Rissebenen Kontaktelemente angeordnet. Diese verhindern bei größeren Risslängen ein gegenseitiges Durchdringen der Trägerquerschnitte, wenn sich die Querzugspannungen abgebaut haben und Querdruckspannungen vorliegen.

In Summe kann mit dem vorgestellten Modell das Risswachstum simuliert und die Tragfähigkeit in Form der erreichten Höchstlast im teilgerissenen Zustand ermittelt werden. Zur Beurteilung der Qualität des Simulationsmodells finden sich in **Abb. 21** bzw. **Abb. 23** Gegenüberstellungen von Versuchsergebnissen und numerisch bestimmter Tragfähigkeiten (Datenreihen „FEM“). Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung, sodass das Modell für weitere Untersuchungen verwendet werden konnte.

Ein Parameter, der mit dem Simulationsmodell untersucht wurde, ist die Neigung der Verstärkungselemente. Dazu wurden die vier verstärkten Konfigurationen der Kleinversuche (**Abb. 20**) betrachtet und die Neigung der Verstärkungselemente in den Stufen $\alpha = 45^\circ$, 60° sowie 90° variiert. Die Verankerungslängen auf den Seiten der Schraubenspitzen jenseits der Rissebenen wurde für alle Neigungen konstant gehalten.

Entsprechend den Ergebnissen in **Abb. 25** werden die höchsten Tragfähigkeiten im Biegedruckbereich unter einem Winkel $\alpha = 60^\circ$ erreicht, im Biegezugbereich unter einem Winkel $\alpha = 45^\circ$. Während die Unterschiede in den Ergebnissen dieser beiden Neigungen generell gering erscheinen, fällt im Vergleich der beiden geneigten Anordnungen zu einer Anordnung unter $\alpha = 90^\circ$ ein deutlicherer Unterschied in den Tragfähigkeiten auf. Die Ergebnisse der senkrechten Anordnung liegen dabei etwa 15% - 25% unter den Werten der geneigten Anordnungen.

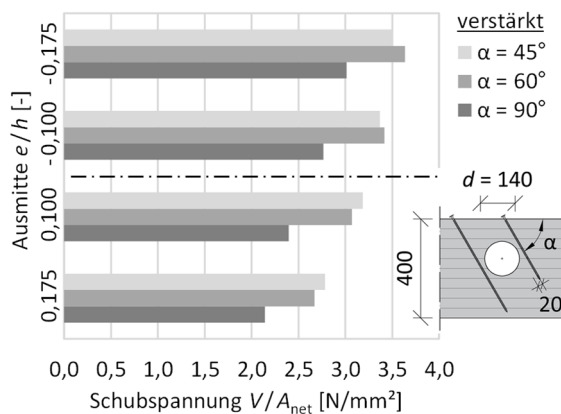


Abb. 25: Numerische Ergebnisse exzentrisch angeordneter, innenliegend verstärkter Durchbrüche unter variierender Neigung der Verstärkungselemente

3.2 Anordnung in Gruppen

Experimentelle Untersuchungen

Analog zum Vorgehen bei den exzentrischen Anordnungen wurden alle unverstärkten, horizontalen Gruppenanordnungen der Kleinversuche (**Abb. 15**) ebenso im innenliegend verstärkten Zustand untersucht, siehe **Abb. 26**. Die Art der Verstärkung wurde identisch zur Situation des entsprechenden Einzeldurchbruchs ($M/V = 1,5h$, $e/h = -0,100$) gewählt, vgl. **Abb. 20**.

Wie in **Abb. 27** ersichtlich, kann im verstärkten Zustand keine Aussage hinsichtlich der gegenseitigen Beeinflussung getroffen werden, da auf Höchstlastniveau an allen Prüfkörpern ein globales Biege-/Schubversagen außerhalb der Durchbruchbereiche festzustellen war.

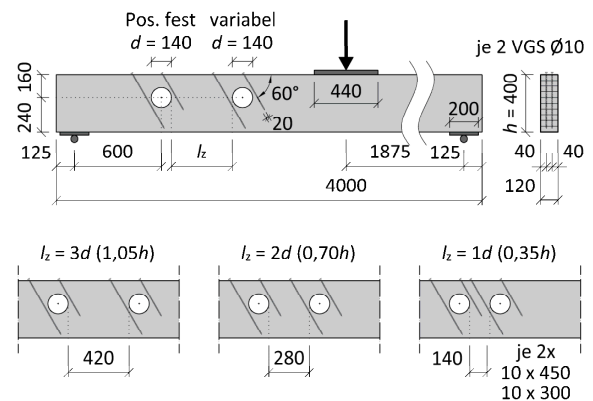


Abb. 26: Versuchsprogramm exzentrisch angeordneter, innenliegend verstärkter Durchbrüche in horizontaler Gruppenanordnung (Kleinversuche)

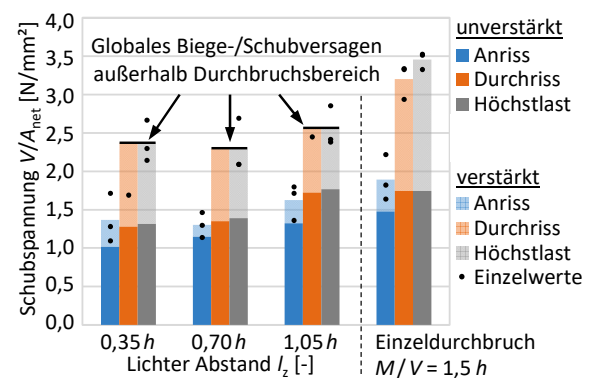


Abb. 27: Versuchsergebnisse exzentrisch angeordneter, innenliegend verstärkter Durchbrüche in horizontaler Gruppenanordnung (Kleinversuche)

3.3 Schwindverhalten

Experimentelle Untersuchungen

Neben dem tragfähigkeitssteigernden Effekt von Verstärkungen im Bereich von Durchbrüchen (siehe Abschnitte 3.1 und 3.2) wurde in [17] auch der negative Effekt von Verstärkungen infolge der Eigenschaft, das freie Schwinden des Holzes zu behindern und dadurch Risse zu induzieren, untersucht.

Die Grundlage der Untersuchungen stellten Brett-schichtholzbauteile der Güteklasse GL28c mit verstärkten und unverstärkten, runden Durchbrüchen dar, welche in Form einer Klimakammer dem Austrocknungsszenario von gedämmten, beheizten Gebäuden ausgesetzt wurden. Das Klima in diesen Gebäuden zeichnet sich durch trockene Bedingungen mit vergleichsweise geringen jahreszeitlichen

Schwankungen aus, welche zu einem einmaligen, aber deutlichen Austrocknen der Holzbauteile von der Herstellfeuchte ($\approx 12\%$) auf die Ausgleichsfeuchte ($\approx 6-10\%$) führen können [18]. Nach der Klimalagerung sollten Belastungsversuche klären, welche Resttragfähigkeit die verstärkten, ausgetrockneten und potentiell gerissenen Brettschicht-holzbauteile noch aufweisen.

Das Versuchsprogramm umfasste 3 verschiedene Konfigurationen, siehe **Abb. 28**. Zwei Konfigurationen waren mit einer innenliegenden, eingedrehten Verstärkung (Gewindestangen $d = 20$ mm mit Holzgewinde entsprechend [19]) unter variierendem Winkel zwischen Gewindestangenachse und Holzfaserrichtung ($\alpha = 90^\circ/45^\circ$) sowie eine Konfiguration mit einer außenliegenden, mittels Schraubenpressklebung aufgebrachten Verstärkung (Furnierschichtholz Kerto Q, $t = 24$ mm entsprechend [20]) versehen. Weder die Hirnholzflächen der Träger noch die der Durchbrüche wurden versiegelt. Jede der 3 Konfigurationen umfasste 4 Prüfkörper, welche jeweils zur Hälfte von zwei Brettschichtholzherstellern (A bzw. B) bezogen wurden.

Zur Quantifizierung des Sperreffekts der Verstärkung wurden die Durchbrüche auf einer Trägerseite vor der Klimalagerung verstärkt. Auf der gegenüberliegenden Trägerseite hingegen blieben die Durchbrüche unverstärkt, sodass sich dort ein unbehinderter Schwindvorgang einstellen konnte. Nach der Klimalagerung wurden die während der Klimalagerung unverstärkten Durchbrüche in analoger Art und Weise zur gegenüberliegenden Seite verstärkt. Nach dem Einbringen von selbstbohrenden Vollgewindeschrauben zur Querdruckverstärkung der Auflager- sowie Lasteinleitungspunkte wurde jeweils ein erster 3-Punkt Biegeversuch (Versuch 1) bis zum Versagen der während der Klimalagerung verstärkten Durchbrüche durchgeführt. Anschließend wurden auf die gerissenen Trägerbereiche Sperrholzplatten mittels Schraubenpressklebung aufgebracht und jeweils ein zweiter 3-Punkt Biegeversuch (Versuch 2) bis zum Versagen der nach der Klimalagerung verstärkten Durchbrüche durchgeführt. Eine Gegenüberstellung der auf diese Weise bestimmten Tragfähigkeiten sollte Auskunft über den Sperreffekt der Verstärkung liefern.

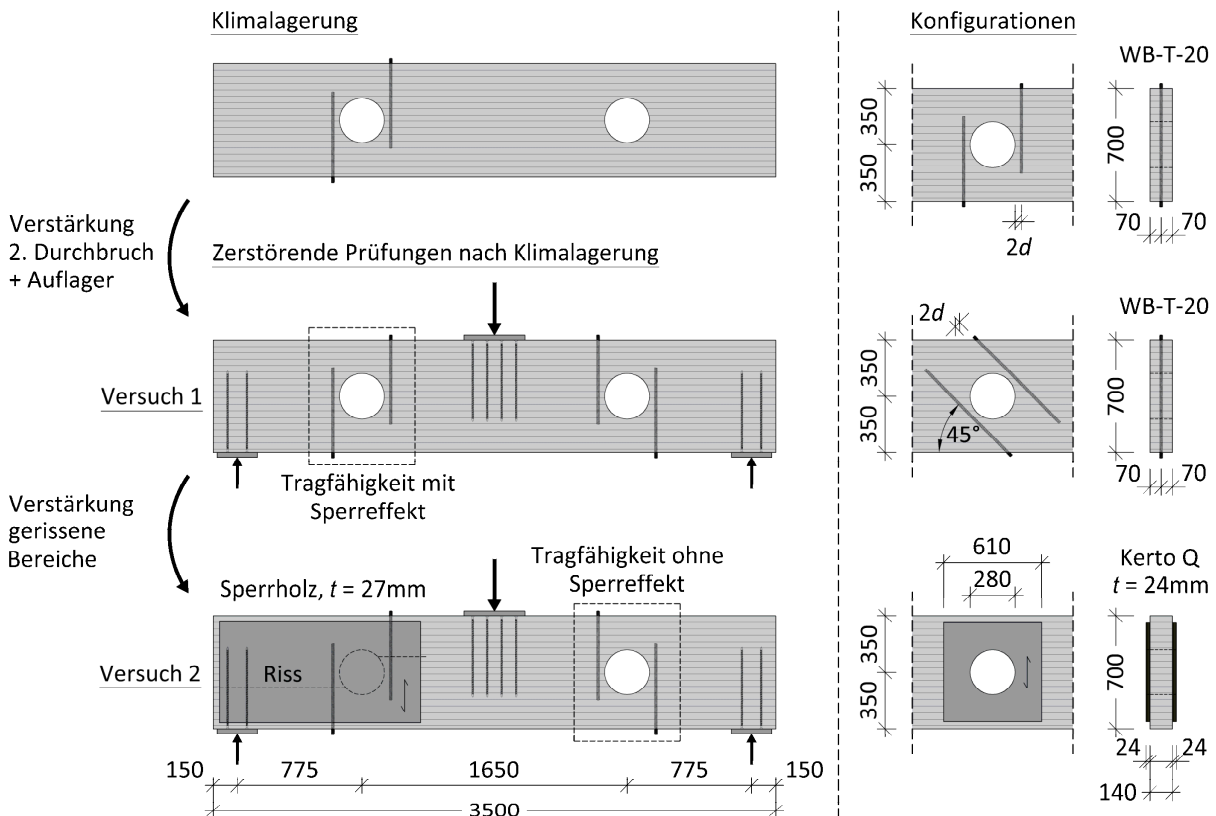


Abb. 28: Versuchsprogramm runder Durchbrüche unter Schwindbeanspruchung mit/ohne Sperreffekt der Verstärkung

Zur Bestimmung der Ausgangsholzfeuchten u_0 wurden an jedem Prüfkörper 2 Lamellen ausgewählt, an welchen jeweils von beiden Seiten elektronische Widerstandsmessungen in drei unterschiedlichen Tiefen 15/25/40 mm vorgenommen wurden. Die über die Bauteilbreite gemittelte Ausgangsholzfeuchte der Prüfkörper des Herstellers A lag demnach bei $u_0 = 10,2\%$, der Prüfkörper des Herstellers B bei $u_0 = 13,4\%$.

Für die Klimalagerung stand ein abgetrennter Raum am MPA Bau der TU München zur Verfügung. Die Luftfeuchte wurde zu Beginn mithilfe eines Kondensationstrockners, im späteren Verlauf mithilfe zweier Kondensationstrockner geregelt gesenkt. In **Abb. 29** ist der Verlauf der stündlich mittels eines Datenloggers „Hygrofox“ der Firma Scanntronik aufgezeichneten Werte über den gesamten Zeitraum von 410 Tagen dargestellt.

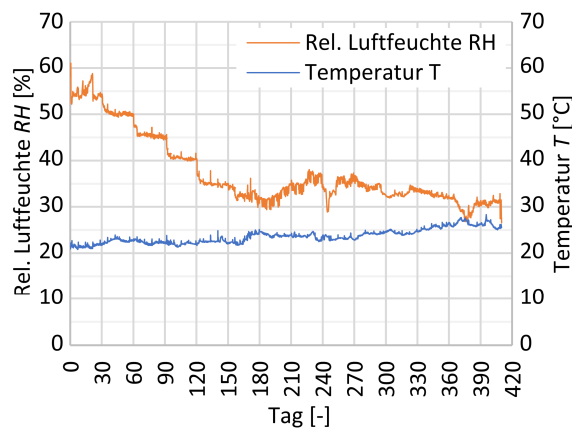


Abb. 29: Ablauf Klimalagerung

Zu Beginn wurden die Prüfkörper einem langsamen Trocknungsszenario ausgesetzt, indem die rel. Luftfeuchte im monatlichen Rhythmus stufenweise mit einer Geschwindigkeit von 5% rel. Luftfeuchte pro Monat gesenkt wurde. Diese Vorgehensweise wurde bewusst gewählt, um das Auftreten oberflächennaher Schwindrisse, welche nicht auf die Sperrwirkung der Verstärkung zurückzuführen sind, ausschließen. Aus Untersuchungen von [21] ist bekannt, dass an unverstärkten Prüfkörpern ab einer Feuchtegradienten von etwa 4 %-5 % zwischen Bauteilmitte und einem 1 cm breiten Randstreifen mit Rissen zu rechnen ist. Durch das gewählte Vorgehen blieben die sich im zeitlichen Verlauf einstellenden Feuchtegradienten

deutlich unter dieser kritischen Größe von etwa 4 %-5 %. Im weiteren Verlauf der Klimalagerung bewegte sich die rel. Luftfeuchte etwa in einem Bereich 30 % - 35 %, wobei der untere Wert eine technische Grenze darstellte.

Die Holzfeuchteverteilungen im zeitlichen Verlauf wurden sowohl über elektronische Widerstandsmessungen an den eigentlichen Prüfkörpern als auch über zusätzliche, vierseitig abgeklebte Darrscheiben, bei welchen ein Feuchtetransport nur über die Seitenflächen möglich war, bestimmt. Während der Klimalagerung wurden fortlaufend einzelne Darrscheiben aus dem Klimaraum entnommen, mittels einer Kreissäge (Blattstärke 3 mm) in Streifen aufgetrennt und über Wägungen vor und nach dem Trocknen die Holzfeuchtegehalte bestimmt.

In **Abb. 30** ist der zeitliche Verlauf der Holzfeuchteverteilungen exemplarisch anhand der Darrscheiben des Herstellers A dargestellt. Auf Grundlage der Ergebnisse der Darrproben ergaben sich zum Ende der Klimalagerung bezogen auf die Ausgangsfeuchten u_0 im Fall des Herstellers A Feuchtedifferenzen $\Delta u_{410d} = 2,4\%$ und im Fall des Herstellers B $\Delta u_{410d} = 5,3\%$.

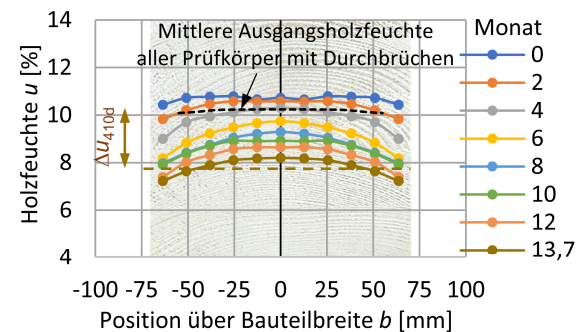


Abb. 30: Zeitlicher Verlauf der Holzfeuchteverteilungen am Beispiel der Darrscheiben des Herstellers A

Im Rahmen der Versuche 1 und 2 wurden als Tragfähigkeiten die Höchstlasten verstanden. Eine Unterscheidung nach verschiedenen Lastniveaus in Form der Stufen „Anriss“/„Durchriss“/„Höchstlast“ machte im Rahmen dieser Untersuchungen infolge der aus der Klimalagerung teils bestehenden Vorschädigung keinen Sinn. Die Auswertung erfolgte sowohl nach Herstellern getrennt als auch zusammen betrachtet, siehe **Abb. 31**. Die Bezeichnung „Mit

Sperreffekt“ kennzeichnet dabei die Trägerseite, die während der Klimalagerung verstärkt war, die Bezeichnung “Ohne Sperreffekt“ die Trägerseite, die während der Klimalagerung unverstärkt war.

Mit Ausnahme eines Prüfkörpers versagten alle Prüfkörper auf der während der Klimalagerung verstärkten Seite zuerst. Infolgedessen führte der Sperreffekt - mit Ausnahme der geneigten Anordnung an Prüfkörpern des Herstellers A - durchgehend zu einer deutlichen Reduktion der Tragfähigkeit.

Hinsichtlich der nach Herstellern getrennten Auswertung ist für die Datenreihe “Ohne Sperreffekt“ der Trend erkennbar, dass die Prüfkörper des Herstellers B höhere Versagenslasten aufweisen. Dies lässt sich mit der an zusätzlichen Trägern ohne Durchbrüche ermittelten, höheren Schubfestigkeit begründen. Für die Datenreihe “Mit Sperreffekt“ ist kein klarer Trend erkennbar, teils liefern die Prüfkörper des Herstellers A höhere Versagenslasten, teils umgekehrt. Aus den Verhältniswerten “Mit / Ohne Sperreffekt“ ist jedoch ersichtlich, dass die Reduktion der Tragfähigkeit an Prüfkörpern des Herstellers B in relativer Hinsicht durchgehend höher ausfällt. Dies deutet darauf hin, dass die im Vergleich zu Prüfkörpern des Herstellers A höhere Differenzfeuchte zu höheren trocknungsinduzierten Spannungen quer zur Faser geführt und infolgedessen die Schubtragfähigkeit deutlicher reduziert hat.

Aus den Ergebnissen der gemeinsamen Auswertung ist im Fall “Ohne Sperreffekt“ ersichtlich, dass die höchste Tragfähigkeit im Fall der Konfiguration mit aufgeklebten Verstärkungsplatten erreicht wurde. Die Tragfähigkeit der geneigten, innenliegenden Verstärkung blieb geringfügig, die der unter $\alpha = 90^\circ$ angeordneten Verstärkung deutlich hinter den Werten dieser Konfiguration zurück. Die Tragfähigkeit infolge eines vorhandenen Sperreffekts der Verstärkung reduzierte sich bei innenliegender Verstärkung unter $\alpha = 90^\circ$ auf 65 %, bei außenliegender Verstärkung auf 68 % sowie bei innenliegender Verstärkung unter $\alpha = 45^\circ$ auf 79 %. Relativ wie auch absolut liefert damit die geneigte Anordnung die höchsten Tragfähigkeiten für den Fall “Mit Sperreffekt“, wobei die Differenzen zur außenliegenden Verstärkung gering, zur innenliegenden Verstärkung unter $\alpha = 90^\circ$ deutlich sind.

Insgesamt betrachtet lassen sich aus einem Vergleich geneigte Anordnung vs. senkrechte Anordnung innenliegender Verstärkungselemente zwei wesentliche Aussagen formulieren. Zum einen resultieren aus einer geneigten Anordnung infolge des gleichzeitigen Verstärkungseffekts hinsichtlich Querkzug und Schub im Fall auflagnaher Durchbrüche generell höhere Tragfähigkeiten (“Ohne Sperreffekt“). Zum anderen stellt eine geneigte Anordnung gleichzeitig einen geringeren Sperreffekt gegenüber Schwindvorgängen dar, was sich in höheren Verhältniswerten “Mit / Ohne Sperreffekt“ widerspiegelt.

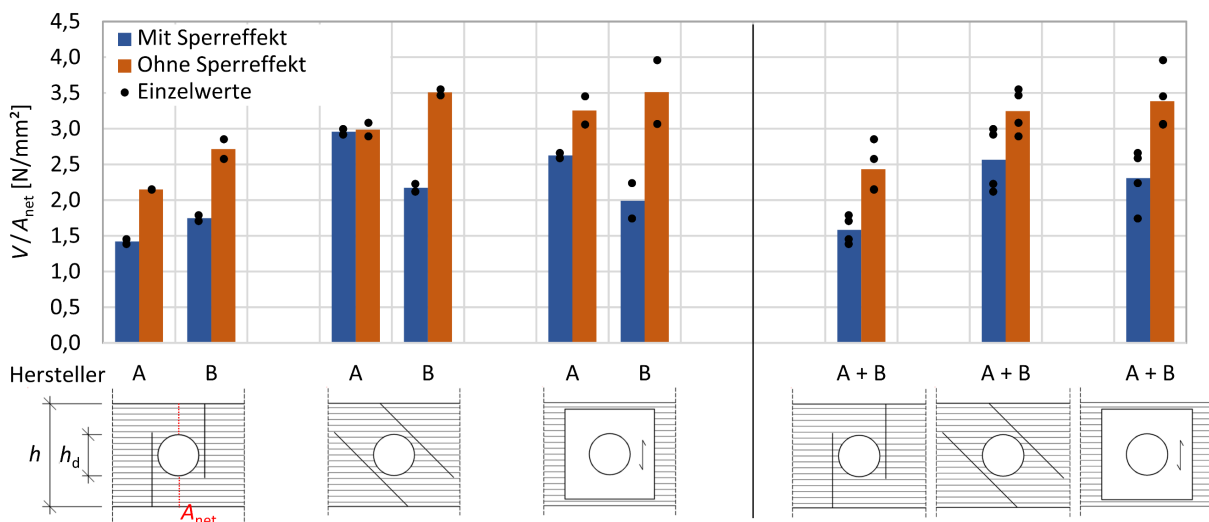


Abb. 31: Tragfähigkeiten mit/ohne Sperreffekt der Verstärkung

4 Literaturverzeichnis

- [1] DIN EN 1995-1-1:2010-12: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau. DIN, Berlin.
- [2] 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. DIN, Berlin.
- [3] Danzer, M.; Dietsch, P.; Winter, S. (2017). Einfluss exzentrisch positionierter runder Einzeldurchbrüche und Gruppen von Durchbrüchen auf die Tragfähigkeit von Brettschichtholzträgern – Entwicklung von Bemessungsverfahren und Konstruktionsregeln für Verstärkungsmaßnahmen. Schlussbericht AiF-Forschungsvorhaben Nr. 18048 N, TU München.
- [4] DIN EN 14080: 2013-09, Holzbauwerke – Brettschichtholz und Balkenschichtholz – Anforderungen; Deutsche Fassung EN 14080:2013. DIN, Berlin
- [5] Neuhaus, H. (1981). Elastizitätszahlen von Fichtenholz in Abhängigkeit von der Holzfeuchtigkeit. Dissertation. In: Technisch-wissenschaftliche Mitteilungen, Mitteilung Nr. 81-8. Institut für konstruktiven Ingenieurbau, Ruhr-Universität Bochum.
- [6] Höfflin, L. (2005). Runde Durchbrüche in Brettschichtholzträgern – Experimentelle und theoretische Untersuchungen. Dissertation. Universität Stuttgart.
- [7] Weibull, W. (1939). A statistical theory of the strength of materials. Proceedings of the Royal Swedish Institute of Engineering, No. 151. Stockholm.
- [8] Aicher, S., Dill-Langer, G. (1997). DOL effect in tension perpendicular to the grain of glulam depending on service classes and volume. CIB-W18, Paper No. CIB-W18/30-9-1. Vancouver.
- [9] Blaß, H.J., Ehlbeck, J., Schmid, M. (1998). Ermittlung der Querkzugfestigkeit von Voll- und Brettschichtholz. Forschungsbericht. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abteilung Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe.
- [10] prEN 1995-1-1:2023 E: Eurocode 5 – Design of timber structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings. CEN.
- [11] Aicher, S., Höfflin, L. (2006). Tragfähigkeit und Bemessung von Brettschichtholzträgern mit runden Durchbrüchen – Sicherheitsrelevante Modifikationen der Bemessungsverfahren nach Eurocode 5 und DIN 1052. Forschungsbericht. MPA Stuttgart.
- [12] Danzer, M., Rodemeier, S., Dietsch, P. (2019). Rectangular holes. Final Report PRB-4.1 (2019), Chair of Timber Structures and Building Construction, Technical University of Munich.
- [13] Danielsson, H. (2009). The strength of glulam beams with holes – A probabilistic fracture mechanics method and experimental tests. Dissertation. Department of Construction Sciences, Structural Mechanics. Lund University.
- [14] Johannesson, B. (1983). Design problems for glulam beams with holes. Dissertation. Division of Steel and Timber structures, Chalmers University of Technology, Göteborg, Sweden.
- [15] ETA-12/0114. Europäische Technische Bewertung vom 12.10.2017. SPAX Schrauben - Schrauben als Holzverbindungsmittel in tragenden Holzkonstruktionen. ETA-Danmark A/S.
- [16] Aicher, S., Gustafsson, P.J., Haller, P., Petersson, H. (2002). Fracture mechanics models for strength analysis of timber beams with a hole or a notch – a report of RILEM TC-133. Report TVSM-7134. Division of Structural Mechanics, Lund University.
- [17] Danzer, M., Dietsch, P., Winter, S. (2019). Verhalten verstärkter Brettschichtholzbauteile unter Schwindbeanspruchung. Forschungsbericht. Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion. TU München.
- [18] Gamper, A., Dietsch, P., Merk, M., Winter, S. (2014). Building Climate – Long-term measurements to determine the effect on the moisture gradient in timber structures. Forschungsbericht. Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion. TU München.

- [19] Z-9.1-777 vom 30.11.2015. Gewindestangen mit Holzgewinde als Holzverbindungsmitel. SFS intec GmbH, DIBt, Berlin
- [20] Z-9.1-847 vom 07.05.2014. Furnierschichtholz "Kerto-S" und "Kerto-Q" nach EN 14374. Metsä Wood, Building & Industry, DIBt, Berlin
- [21] Möhler, K.; Steck, G. (1977). Rissbildung in Brett-schichtträgern durch Trocknung oder durch Trocknung nach vorheriger Feuchtigkeitszu-nahme. Forschungsbericht. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine – Abteilung Ingenieur-holzbau. Universität Karlsruhe (TH).

Autor

Martin Danzer

Technische Universität München
Lehrstuhl für Holzbau & Baukonstruktion
Arcisstraße 21
80333 München

Kontakt:
danzer@tum.de