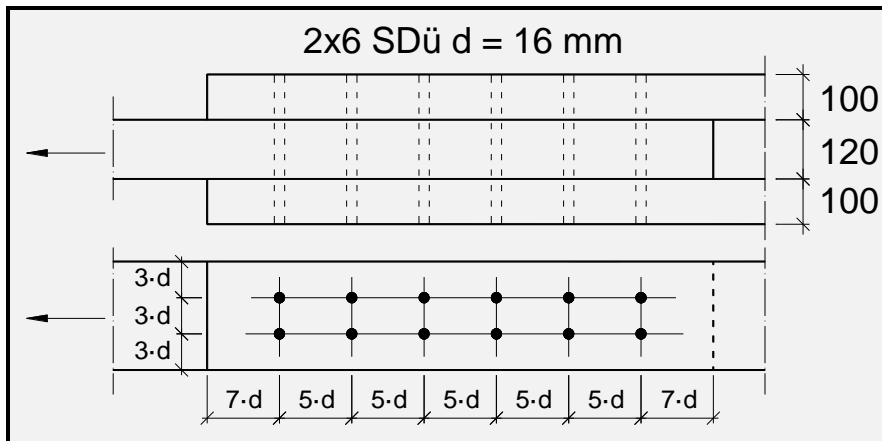


Tragfähigkeit von Stabdübelverbindungen

F. Colling; H. J. Blaß; C. Prüfer



Tragfähigkeit von Stabdübelverbindungen

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Deutschen Instituts für Bautechnik (DIBt), Berlin unter dem Geschäftszeichen P 52-5-13.190-1434/13 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

F. Colling

H. J. Blaß

C. Prüfer

Inhalt

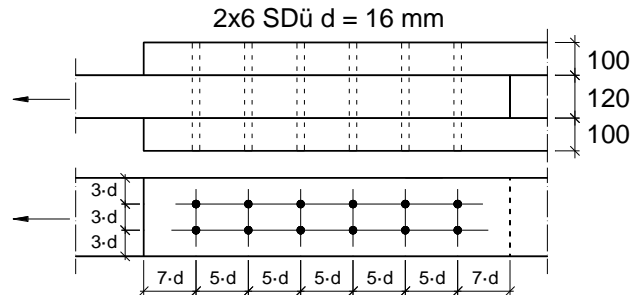
1	Allgemeines	1
2	Vergleich DIN 1052:1988 – EC 5	2
2.1	Grundlagen für die Vergleichsrechnungen	2
2.1.1	zul N_{St} nach DIN 1052:1988	2
2.1.2	$F_{V,RK}$ nach EC 5	4
2.1.3	Vergleichswert R_V	6
2.2	Zusammenstellung der Vergleichsrechnungen	8
2.2.1	Holz-Holz-Verbindungen, $n_h = 1$ und $n_h = 6$	9
2.2.2	Holz-Holz-Verbindungen, Einfluss des Beanspruchungswinkels α	10
2.2.3	Stahlblech-Holz-Verbindungen	13
2.3	Fazit, Erkenntnisse	14
3	Bestandsaufnahme ausgeführter Verbindungen	14
4	Versuchsdaten	16
4.1	Quellen, Zug-/Druckscherversuche, Schlankheiten	16
4.2	Rohdichten	18
4.3	Stahlqualitäten	20
4.4	Abstände	21
4.5	Durchmesser	23
4.6	Anschlussbild	23
4.7	Ausgeschlossene Werte	24
5	Auswertungen – Teil 1	25
5.1	Vergleich mit zulässigen Werten nach DIN 1052:1988	25
5.2	Vergleich mit charakteristischen Werten nach Eurocode 5	26
5.2.1	Einzelauswertungen	26
5.2.2	Zusammenfassende Auswertung	33
5.3	Vergleich mit erwarteten Versuchswerten	34
5.4	Fazit	36
6	Versuche mit Stabdübeln	36
6.1	Allgemeines	36
6.2	Versuche mit Stabdübeln	37
6.2.1	Material und Methoden	37
6.2.2	Ergebnisse der Zugversuche	39
6.2.3	Ergebnisse der Biegeversuche	40
7	Schlankheitseffekt	45

8	Auswertungen – Teil 2	46
8.1	M_y -neu	46
8.2	M_y -neu + Schlankheitseffekt von 25% bei Ausbildung von 2 Fließgelenken	47
8.3	M_y -neu +Schlankheitseffekt von 25% bei Ausbildung von 1 und 2 Fließgelenken ..	49
8.4	M_y -neu +Schlankheitseffekt von 10% bei Ausbildung von 1 Fließgelenk und von 25% bei 2 Fließgelenken	50
8.5	Auswirkungen anhand von Beispielen	52
9	Wirksame Anzahl n_{ef} der Stabdübel	56
9.1	Allgemeines	56
9.2	Datenmaterial.....	56
9.3	Einflussfaktoren.....	58
9.3.1	Anzahl hintereinander liegender Stabdübel (n_h)	58
9.3.2	Abstand der Verbindungsmittel untereinander (a_1/d)	58
9.3.3	Schlankheit der Verbindung (λ_{SH}).....	59
9.4	Multiple Regression.....	60
9.4.1	Regressionsgleichung	60
9.4.2	Einfluss der Schlankheit.....	60
10	Versetzte/nicht versetzte Anordnung der Stabdübel	62
11	Zusammenfassung	63
12	Literatur	65

1 Allgemeines

In Fachkreisen wird seit Jahren intensiv darüber diskutiert, dass die rechnerischen Tragfähigkeiten von Verbindungen mit Stabdübeln (SDü) nach DIN 1052:2008 oder DIN EN 1995-1-1:2010 (EC 5) z.T. erheblich geringer sind als nach DIN 1052:1988. Dies soll nachfolgend mit Hilfe eines Beispiels verdeutlicht werden.

Beispiel: Verbindung mit schlanken Stabdübeln. NKL 2, KLED = mittel. $F_{g,k} = F_{p,k} = 76 \text{ kN}$



Nach DIN 1052:1988 dürfen bis zu 6 hintereinander liegende Verbindungsmittel als voll wirksam angenommen werden. Es dürfen in dem Beispiel daher alle SDü ($2 \cdot 6 = 12$) als voll tragend angenommen werden.

Nach Eurocode 5 dürfen wegen der bei hintereinander liegenden Verbindungsmitteln bestehenden Spaltgefahr des Holzes im Anschlussbereich nicht alle Verbindungsmittel vollständig angesetzt werden. Die rechnerisch wirksame Anzahl der SDü ergibt sich im vorliegenden Fall mit $a_1 = 5 \cdot d$ zu $2 \cdot 3,95 = 7,9$.

Nachfolgend sind die rechnerischen Ausnutzungsgrade für eine Bemessung nach DIN 1052:1988 und Eurocode 5 angegeben:

DIN 1052:1988: $\eta = 0,97 < 1 \quad \checkmark$

Eurocode 5: $\eta = 1,83 \gg 1 \quad !$

Die vorliegende Verbindung wäre somit nach DIN 1052:1988 zulässig gewesen. Auf der Grundlage des Berechnungsmodells nach Eurocode 5 hingegen liegt eine unzulässige Überschreitung von 83% vor.

Nimmt man an, dass das Berechnungsmodell des Eurocode 5 (Johansen-Theorie) korrekt ist, so führt das oben gezeigte Beispiel zu dem Schluss, dass bei Verbindungen, die nach „alter“ DIN 1052:1988 berechnet wurden, teilweise erhebliche Sicherheitsdefizite bestehen.

Da Stabdübelverbindungen aber nicht besonders schadensauffällig sind (siehe z.B. [1]), was auf eine Überschätzung der Stabdübeltragfähigkeiten in der Vergangenheit hinweisen würde, wurde das vorliegende Forschungsvorhaben vom DIBt in Auftrag gegeben, in dessen Rahmen das Tragverhalten von Stabdübelverbindungen nochmals umfassend untersucht und bewertet werden sollte.

2 Vergleich DIN 1052:1988 – EC 5

In diesem Abschnitt sollen diejenigen Bereiche aufgezeigt werden, in denen deutliche Abweichungen zwischen den rechnerischen Stabdübel-Tragfähigkeiten nach DIN 1052:1988 und EC 5 auftreten.

Mit Hilfe von Parameterstudien wird dabei veranschaulicht, in welchen Bereichen bzw. für welche Fälle die Unterschiede in den Tragfähigkeiten nach DIN 1052:1988 bzw. nach EC 5, der auf der Johansen-Theorie basiert, besonders gravierend sind.

Die Vergleichsrechnungen wurden am Beispiel von zweischnittigen Holz-Holz- und Stahlblech-Holz-Verbindungen durchgeführt.

2.1 Grundlagen für die Vergleichsrechnungen

2.1.1 zul N_{St} nach DIN 1052:1988

Nach DIN 1052:1988 wurde die zulässige Belastung eines Stabdübels auf der Grundlage der nachfolgenden Gleichungen berechnet:

Für das Seitenholz: $zulN_{St} = 2 \cdot zul\sigma_{\ell,SH} \cdot a_{SH} \cdot d_{St}$ Gl.(2.1a)

jedoch höchstens $zulN_{St} = 2 \cdot B_{SH} \cdot d_{St}^2$

Für das Mittelholz: $zulN_{St} = zul\sigma_{\ell,MH} \cdot a_{MH} \cdot d_{St}$ Gl.(2.1b)

jedoch höchstens $zulN_{St} = B_{MH} \cdot d_{St}^2$

mit

zul N_{St} = zulässige Belastung eines Stabdübels

zul σ_{ℓ} = zulässige Lochleibungsspannung in N/mm²

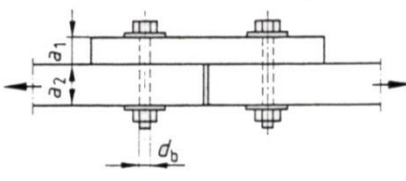
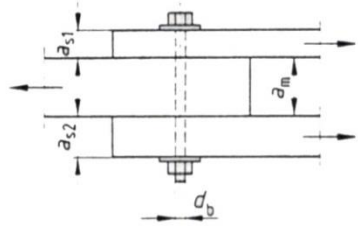
a = Holzdicke in mm

d_{St} = Durchmesser des Verbindungsmittels

B = Festwert in N/mm²

Die zulässigen Lochleibungsspannungen zul σ_{ℓ} und die Festwerte B können für Seiten- und Mittelhölzer folgender Tabelle aus DIN 1052:1988 entnommen werden.

Tabelle 10. Werte für $zul\ \sigma_1$ und B in MN/m^2 zur Berechnung der zulässigen Belastung in N von Stabdübel-, Paßbolzen- und Bolzenverbindungen nach den Gleichungen (3) und (4)

	Holzart 1)	Stabdübel und Paßbolzen		Bolzen	
		zul σ_1	Festwert B	zul σ_1	Festwert B
einschnittig 	NH und BSH	4,0	23,0	4,0	17,0
	LH, Gruppe: A	5,0	27,0	5,0	20,0
	B	6,1	30,0	6,1	24,0
	C 2)	9,4	36,0	9,4	30,0
zweischnittig 	Mittelholz				
	NH und BSH	8,5	51,0	8,5	38,0
	LH, Gruppe: A	10,0	60,0	10,0	45,0
	B	13,0	65,0	13,0	52,0
	C 2)	20,0	80,0	20,0	65,0
	Seitenholz				
	NH und BSH	5,5	33,0	5,5	26,0
	LH, Gruppe: A	6,5	39,0	6,5	30,0
B	8,4	42,0	8,4	34,0	
C 2)	13,0	52,0	13,0	42,0	

1) Bezeichnungen für die Holzarten siehe DIN 1052 Teil 1, Abschnitt 3.4.
 2) Die Abminderungen für Feuchteinwirkungen nach DIN 1052 Teil 1, Abschnitt 5.1.7, gelten nicht für Laubhölzer der Holzartgruppe C.

Beispiel:

Zugstoß (Beanspruchung || Faser), $d = 16\text{ mm}$, $a_{SH} = 60\text{ mm}$, $a_{MH} = 100\text{ mm}$.

Für das Seitenholz: $zulN_{St} = 2 \cdot 5,5 \cdot 60 \cdot 16 = 10560\text{ N} = 10,56\text{ kN}$

jedoch höchstens $zulN_{St} = 2 \cdot 33,0 \cdot 16^2 = 16896\text{ N} = 16,90\text{ kN}$

Für das Mittelholz: $zulN_{St} = 8,5 \cdot 100 \cdot 16 = 13600\text{ N} = 13,60\text{ kN}$

jedoch höchstens $zulN_{St} = 51,0 \cdot 16^2 = 13056\text{ N} = 13,06\text{ kN}$

→ maßgebend: $zulN_{St} = 10,56\text{ kN}$

Bei in Faserrichtung **hintereinander liegenden** Verbindungsmitteln dürfen bis zu 6 Stabdübel als voll wirksam angesetzt werden, d.h. es war keine Abminderung erforderlich.

Bei mehr als 6 hintereinander liegenden Verbindungsmitteln konnte die Anzahl der wirksamen Stabdübel wie folgt berechnet werden:

$$n_{ef} = 6 + \frac{2}{3} \cdot (n - 6) \quad \text{Gl. (2.2)}$$

Dies bedeutet, dass die ersten 6 Stabdübel in einer Reihe vollständig und der 7. und jeder weitere Stabdübel mit $2/3$ der zulässigen Belastung eines Stabdübels angesetzt wurden.

Bei Kraftangriff **schräg zur Faserrichtung** eines Holzes musste die zulässige Belastung des betroffenen Seiten- oder Mittelholzes mit folgendem Beiwert abgemindert werden:

$$k_{\alpha} = 1 - \frac{\alpha}{360} \quad \text{Gl. (2.3)}$$

Bei **Stahlblech-Holz**-Verbindungen durften die zulässigen Belastungen der Stabdübel pauschal um 25% gegenüber **Holz-Holz**-Verbindungen erhöht werden.

2.1.2 $F_{v,Rk}$ nach EC 5

Die Berechnung der Tragfähigkeit eines stiftförmigen Verbindungsmittels nach EC 5 basiert auf der Johansen-Theorie [1], die auch in der „neuen“ DIN 1052 aus dem Jahre 2004 als Grundlage der Bemessungsregeln für auf Abscheren beanspruchte Stifte verankert wurde.

Nach dem EC 5 kann für eine zweischnittige Verbindung die charakteristische Tragfähigkeit $F_{v,Rk}$ pro Scherfuge wie nachfolgend beschrieben berechnet werden.

Holz-Holz-Verbindung:

- Versagensfall 1 (Lochleibungsversagen im SH):

$$F_{v,Rk} = f_{h,1,k} \cdot t_1 \cdot d \quad \text{Gl. (2.4a)}$$

- Versagensfall 2 (Lochleibungsversagen im MH):

$$F_{v,Rk} = 0,5 \cdot f_{h,1,k} \cdot t_2 \cdot d \cdot \beta \quad \text{Gl. (2.4b)}$$

- Versagensfall 3 (1 Fließgelenk im MH und Schrägstellen des Stiftes im SH):

$$F_{v,Rk} = 1,05 \cdot \frac{f_{h,1,k} \cdot t_1 \cdot d}{2 + \beta} \cdot \left[\sqrt{2 \cdot \beta \cdot (1 + \beta) + \frac{4 \cdot \beta \cdot (2 + \beta) \cdot M_{y,k}}{f_{h,1,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - \beta \right] \quad \text{Gl. (2.4c)}$$

- Versagensfall 4 (2 Fließgelenke pro Scherfuge):

$$F_{v,Rk} = 1,15 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \beta}{1 + \beta}} \cdot \sqrt{2 \cdot M_{y,k} \cdot f_{h,1,k} \cdot d} \quad \text{Gl. (2.4d)}$$

mit

$F_{v,Rk}$ = charakteristische Tragfähigkeit eines Stabdübels in N

$f_{h,1,k}$ = charakteristische Lochleibungsfestigkeit des SH in N/mm²

t_1 = Holzdicke des Seitenholzes in mm

d = Durchmesser des Verbindungsmittels

$M_{y,k}$ = charakteristisches Fließmoment des Stabdübels in N/mm²

β = Verhältnis der Lochleibungsfestigkeiten im MH ($f_{h,2,k}$) und SH ($f_{h,1,k}$)

$$= f_{h,2,k} / f_{h,1,k}$$

Die Faktoren 1,05 und 1,15 in den Versagensfällen 3 und 4 haben keinen Bezug zur Johansen-Theorie. Sie dienen dazu, realistischere Bemessungswerte der Tragfähigkeit $F_{v,Rd}$ zu berechnen, wenn der charakteristische Wert der Tragfähigkeit $F_{v,Rk}$ mit dem Beiwert k_{mod} multipliziert und durch den Teilsicherheitsbeiwert für die Materialeigenschaften γ_M dividiert wird. Da in den Versagensfällen mit Fließgelenken der charakteristische Wert der Tragfähig-

keit $F_{v,Rk}$ auch von der Stahleigenschaft „Fließmoment“ abhängt, würde bei einer einfachen Umrechnung

$$\begin{aligned}
 F_{v,Rd} &= \frac{k_{mod}}{\gamma_M} \cdot F_{v,Rk} = \frac{k_{mod}}{\gamma_M} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \beta}{1 + \beta}} \cdot \sqrt{2 \cdot M_{y,k} \cdot f_{h,1,k} \cdot d} \\
 &= \sqrt{\frac{2 \cdot \beta}{1 + \beta}} \cdot \sqrt{2 \cdot \frac{k_{mod} \cdot M_{y,k}}{\gamma_M} \cdot \frac{k_{mod} \cdot f_{h,1,k}}{\gamma_M} \cdot d}
 \end{aligned}
 \tag{2.5}$$

auch das Fließmoment mit k_{mod} multipliziert und durch den Teilsicherheitsbeiwert für Holz dividiert werden. Da dies zu konservativ ist, wird dies mit einem Faktor 1,15 im Versagensfall 4 und 1,05 im Versagensfall 3 kompensiert. Die charakteristischen Werte der Tragfähigkeit in den Versagensfällen 3 und 4 werden an dieser Stelle unter Berücksichtigung der Faktoren 1,05 und 1,15 berechnet, in den späteren Vergleichen mit Versuchsergebnissen jedoch ohne die Faktoren 1,05 bzw. 1,15.

Die charakteristische Lochleibungsfestigkeit bei Beanspruchung parallel zur Faser $f_{h,0,k}$ berechnet sich zu:

$$f_{h,0,k} = 0,082 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot \rho_k \tag{2.6}$$

mit

ρ_k = charakteristische Rohdichte des Holzes

Das charakteristische Fließmoment $M_{y,k}$ berechnet sich zu:

$$M_{y,k} = 0,3 \cdot f_{u,k} \cdot d^{2,6} \tag{2.7}$$

mit

$f_{u,k}$ = charakteristische Zugfestigkeit des Stabdübels

Beispiel (siehe oben):

Zugstoß (Beanspruchung || Faser), $d = 16 \text{ mm}$ (S 235), SH = MH = C 24, $a_{SH} = 60 \text{ mm}$, $a_{MH} = 100 \text{ mm}$.

Lochleibungsfestigkeit: C 24 $\rightarrow \rho_k = 350 \text{ kg/m}^3$

SH: $f_{h,1,k} = 0,082 \cdot (1 - 0,01 \cdot 16) \cdot 350 = 24,11 \text{ N/mm}^2$

MH: $f_{h,2,k} = 24,11 \text{ N/mm}^2 \rightarrow \beta = 1,00$

Fließmoment: S 235 $\rightarrow f_{u,k} = 360 \text{ N/mm}^2$

$\rightarrow M_{y,k} = 0,3 \cdot 360 \cdot 16^{2,6} = 145.927 \text{ Nmm}$

- Versagensfall 1 (Lochleibungsversagen im SH):

$$F_{v,Rk} = 24,11 \cdot 60 \cdot 16 = 23146 \text{ N} = 23,15 \text{ kN pro SF}$$

- Versagensfall 2 (Lochleibungsversagen im MH):

$$F_{v,Rk} = 0,5 \cdot 24,11 \cdot 100 \cdot 16 \cdot 1,00 = 19288 \text{ N} = 19,29 \text{ kN pro SF}$$

- Versagensfall 3 (1 Fließgelenk im MH und Schrägstellen des Stiftes im SH):

$$\begin{aligned}
 F_{v,Rk} &= 1,05 \cdot \frac{24,11 \cdot 60 \cdot 16}{2 + 1,00} \cdot \left[\sqrt{2 \cdot 1,00 \cdot (1 + 1,00) + \frac{4 \cdot 1,00 \cdot (2 + 1,00) \cdot 145927}{24,11 \cdot 16 \cdot 60^2}} - 1,00 \right] \\
 &= 10480 \text{ N} = 10,48 \text{ kN pro SF}
 \end{aligned}$$

- Versagensfall 4 (2 Fließgelenke pro Scherfuge):

$$F_{v,Rk} = 1,15 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot 1,00}{1 + 1,00}} \cdot \sqrt{2 \cdot 145927 \cdot 24,11 \cdot 16} = 12202 \text{ N} = 12,20 \text{ kN pro SF}$$

→ maßgebend: $F_{v,Rk} = 10,48 \text{ kN pro SF} \rightarrow 2 \cdot 10,48 = 20,96 \text{ kN pro SDü}$

Bei Kraftangriff **schräg zur Faserrichtung** eines Holzes ist die **Lochleibungsfestigkeit** des betroffenen Holzes mit dem Beiwert k_α zu multiplizieren:

$$d \leq 8 \text{ mm: } k_\alpha = 1,0$$

$$d > 8 \text{ mm: } k_\alpha = \frac{1}{(1,35 + 0,15 \cdot d) \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad \text{Gl.(2.8)}$$

mit

α = Winkel zwischen Kraft und Faserrichtung im betrachteten Holz

Bei **Stahlblech-Holz-Verbindungen** (mit innen liegendem Blech) kann die Tragfähigkeit wie folgt berechnet werden:

- Versagensfall 1 (Lochleibungsversagen im SH):

$$F_{v,Rk} = f_{h,1,k} \cdot t_1 \cdot d \quad \text{Gl.(2.9a)}$$

- Versagensfall 2 (1 Fließgelenk beim Stahlblech und Schrägstellen des Stiftes im SH):

$$F_{v,Rk} = f_{h,1,k} \cdot t_1 \cdot d \cdot \left[\sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_{y,k}}{f_{h,1,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right] \quad \text{Gl.(2.9b)}$$

- Versagensfall 3 (2 Fließgelenke pro Scherfuge):

$$F_{v,Rk} = 1,15 \cdot \sqrt{2} \cdot \sqrt{2 \cdot M_{y,k} \cdot f_{h,1,k} \cdot d} \quad \text{Gl.(2.9c)}$$

Bei in Faserrichtung **hintereinander liegenden** Verbindungsmitteln und Kraft parallel zur Faserrichtung ist die Anzahl der effektiv wirksamen Stabdübel:

$$n_{ef} = n^{0,9} \cdot \sqrt{\frac{a_1}{13 \cdot d}} \quad \text{Gl.(2.10)}$$

mit

a_1 = Abstand der Stabdübel untereinander in Faserrichtung

2.1.3 Vergleichswert R_v

Nach **DIN 1052:1988** war folgender Nachweis zu führen:

$$\text{vorh} N_{St} \leq \text{zul} N_{St} \quad \text{Gl.(2.11)}$$

mit

$\text{vorh} N_{St}$ = Belastung auf der Grundlage der charakteristischen Einwirkungen nach DIN 1055

Nach EC 5 ist folgender Nachweis zu führen:

$$F_{v,Ed} \leq F_{v,Rd} = \frac{k_{mod}}{\gamma_M} \cdot F_{v,Rk} \quad \text{Gl.(2.12)}$$

mit

$F_{v,Ed}$ = Bemessungswert der Last; dieser wird mit den $\gamma_{G/Q}$ -fach erhöhten charakteristischen Einwirkungen nach EC 1 ermittelt.

Der Bemessungswert der Last kann in ausreichender Näherung wie folgt berechnet werden:

$$F_{v,Ed} \approx 1,4 \cdot F_{v,Ek} \quad \text{Gl.(2.13)}$$

mit

$F_{v,Ek}$ = Charakteristische Last auf der Basis der Einwirkungen nach EC 1

Der Nachweis nach EC 5 kann somit umgeformt werden zu:

$$F_{v,Ed} \approx 1,4 \cdot F_{v,Ek} \leq F_{v,Rd} \quad \text{bzw.} \quad F_{v,Ek} \leq \frac{F_{v,Rd}}{1,4} \quad \text{Gl.(2.14)}$$

Da die charakteristischen Einwirkungen nach EC 1 nahezu identisch sind mit den Einwirkungen nach DIN 1055, kann unter Vernachlässigung der Kombinationsbeiwerte ψ_0 bei der Berechnung der Einwirkungen die Belastung vorh N_{St} in guter Näherung gleichgesetzt werden mit der Last $F_{v,Ek}$:

vorh $N_{St} \approx F_{v,Ek}$

Damit kann der Nachweis nach EC 5 erneut umgeformt werden zu:

$$F_{v,Ek} \approx \text{vorh} N_{St} \leq \frac{F_{v,Rd}}{1,4} = \frac{k_{mod}}{\gamma_M} \cdot \frac{F_{v,Rk}}{1,4} \quad \text{Gl.(2.15)}$$

Damit hat man einen Nachweis, der demjenigen nach DIN 1052:1988 entspricht, wobei als „zulässige“ Tragfähigkeit nach EC 5 der Vergleichswert R_v dient:

$$R_v = \frac{k_{mod}}{\gamma_M} \cdot \frac{F_{v,Rk}}{1,4} \quad \text{Gl.(2.16)}$$

Unter Ansatz der Nutzungsklasse 2 und einer Klasse der Lasteinwirkungsdauer KLED = mittel ($\rightarrow k_{mod} = 0,8$) sowie mit $\gamma_M = 1,3$ kann die zulässige Belastung nach DIN 1052:1988 mit dem Vergleichswert R_{vgl} wie folgt verglichen werden:

$$\text{zul} N_{St} \leftrightarrow R_v = \frac{0,8}{1,3} \cdot \frac{F_{v,Rk}}{1,4} = 0,44 \cdot F_{v,Rk} \quad \text{Gl.(2.17)}$$

Beispiel:

DIN 1052:1988: zul $N_{St} = 10,56$ kN pro SDü

EC 5: $F_{v,Rk} = 20,96$ kN pro SDü $\rightarrow R_v = 0,44 \cdot 20,96 = 9,22$ kN pro SDü

Für die in diesem Beispiel zugrunde gelegte Verbindung ergibt somit sich nach EC 5 eine etwa 13% geringere Tragfähigkeit ($9,22 / 10,56 = 0,87$).

Die zulässige Belastung nach DIN 1052:1988 entspricht somit einer etwa 2,3-fachen globalen Sicherheit gegenüber der charakteristischen Tragfähigkeit nach Eurocode 5 ($1/0,44 \approx 2,3$).

2.2 Zusammenstellung der Vergleichsrechnungen

Bei den nachfolgend erläuterten Vergleichsrechnungen wurden folgende Randbedingungen angenommen:

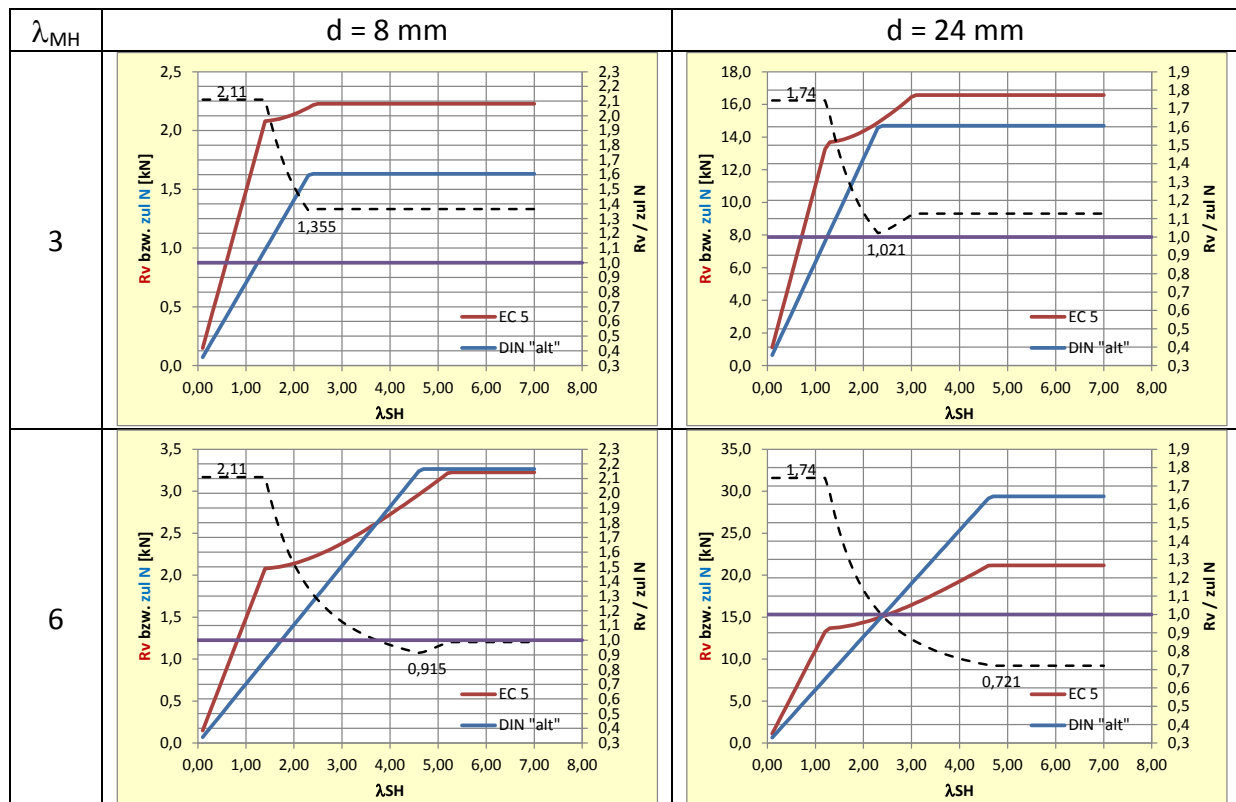
- LF H für die Berechnungen nach DIN 1052:1988,
- KLED = mittel für die Berechnungen nach EC 5,
- Sortierklasse S 10 bzw. Festigkeitsklasse C 24,
- Stahlgüte St 37 bzw. S 235.

Bei den Vergleichsrechnungen wurden die Stabdübeldurchmesser d sowie die Schlankheiten des Mittelholzes λ_{MH} und der Seitenhölzer λ_{SH} variiert. In der nachfolgenden **Tabelle 2-1** sind die übrigen Parameter für die durchgeführten Vergleichsrechnungen zusammengestellt.

Tabelle 2-1 Zusammenstellung der Parameter (LF H, KLED = mittel)

Bild-Nr.	Verbindung	Anzahl hintereinander liegender SDü n_h	Winkel Kraft-Faser im SH bzw. MH
Bild 2.1	Holz-Holz	1	$\alpha_{SH} = 0^\circ; \alpha_{MH} = 0^\circ$
Bild 2.2	Holz-Holz	6	$\alpha_{SH} = 0^\circ; \alpha_{MH} = 0^\circ$
Bild 2.3	Holz-Holz	1	$\alpha_{SH} = 45^\circ; \alpha_{MH} = 0^\circ$
Bild 2.4	Holz-Holz	1	$\alpha_{SH} = 90^\circ; \alpha_{MH} = 0^\circ$
Bild 2.5	Holz-Holz	1	$\alpha_{SH} = 0^\circ; \alpha_{MH} = 45^\circ$
Bild 2.6	Holz-Holz	1	$\alpha_{SH} = 0^\circ; \alpha_{MH} = 90^\circ$
Bild 2.7	Stahlblech-Holz	1	$\alpha = 0^\circ - 90^\circ$
Bild 2.8	Stahlblech-Holz	6	$\alpha = 0^\circ$

2.2.1 Holz-Holz-Verbindungen, $n_h = 1$ und $n_h = 6$

 In **Bild 2.1** sind die Vergleichsrechnungen für 1 Stabdübel dargestellt.

Bild 2.1 Ergebnisse der Vergleichsrechnungen: Holz-Holz, $n_h = 1$ SDü, $\alpha_{SH} = \alpha_{MH} = 0^\circ$

Aus diesem Bild ist folgendes zu erkennen:

- Bei kleinen Stabdübeln und geringer MH-Schlankheit liegt der Vergleichswert der Tragfähigkeit R_v z.T. deutlich über dem zulässigen Wert nach DIN 1052:1988 (Diagramm links oben: $R_v/\text{zul N} \rightarrow 1,355$).
- Bei größeren Stabdübeln und größeren Schlankheiten der Hölzer liegt der Vergleichswert R_v z.T. deutlich unter den zugehörigen Werten der DIN 1052:1988 (Diagramm rechts unten: $R_v/\text{zul N} \rightarrow 0,721$).

 Aus **Bild 2.2** ist zu erkennen, dass die festgestellten Unterschiede noch gravierender werden, wenn mehrere in Faserrichtung hintereinander liegende Stabdübel betrachtet werden. Während nach DIN 1052:1988 eine Abminderung der Tragfähigkeit nur bei mehr als 6 Stabdübeln erforderlich war, ist nach EC 5 bereits bei 2 hintereinander liegenden Stabdübeln eine deutliche Abminderung zu berücksichtigen.

 Diese Abminderung führt dazu, dass die Vergleichswerte R_v nach EC 5 nahezu immer geringer sind als die zulässigen Werte nach DIN 1052:1988. Bei größeren Stabdübeln und Schlankheiten beträgt der Vergleichswert R_v nur noch ca. 47% des zulässigen Wertes (Diagramm rechts unten: $R_v/\text{zul N} \rightarrow 0,474$)

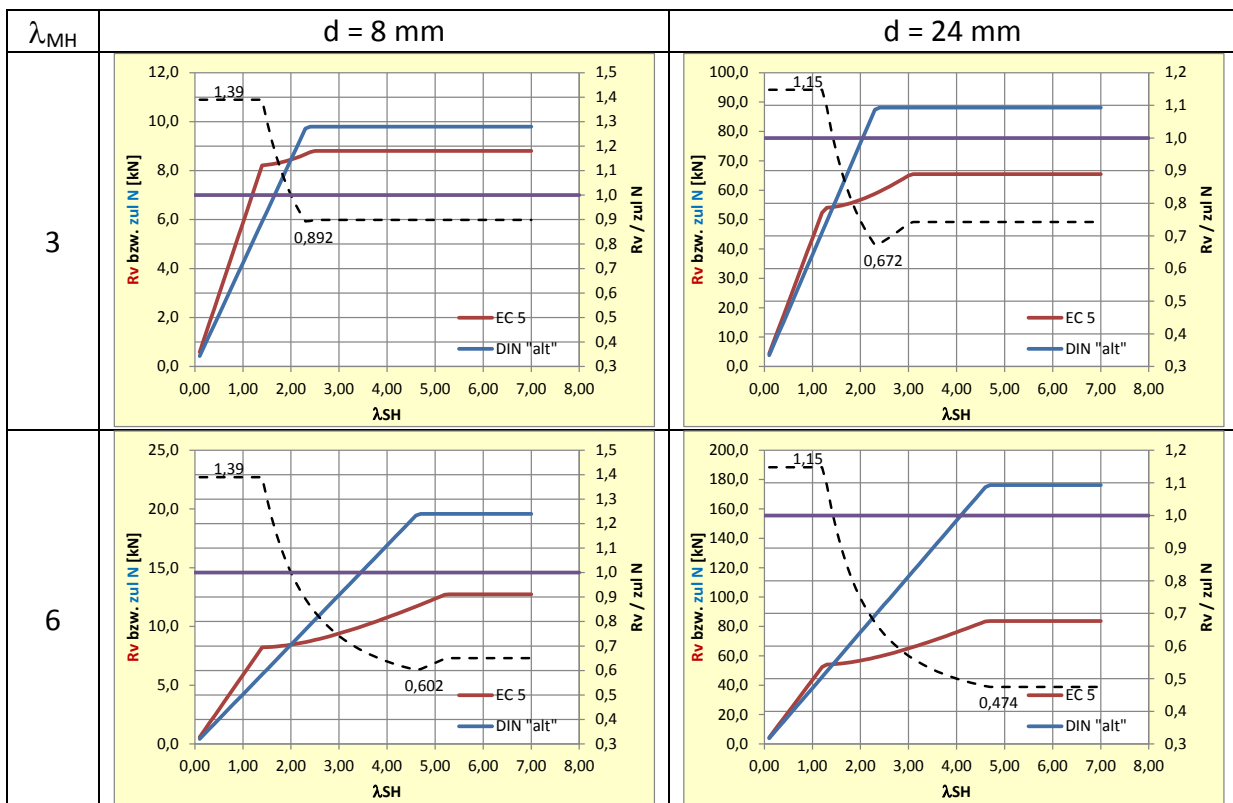


Bild 2.2 Ergebnisse der Vergleichsrechnungen: Holz-Holz, $n_h = 6$ SDü, $\alpha_{SH} = \alpha_{MH} = 0^\circ$

2.2.2 Holz-Holz-Verbindungen, Einfluss des Beanspruchungswinkels α

In **Bild 2.3** bis **Bild 2.6** sind die Vergleichsrechnungen für verschiedene Beanspruchungswinkel im Seitenholz (α_{SH}) und im Mittelholz (α_{MH}) zusammengestellt.

Aus diesen Bildern sind die gleichen Tendenzen zu erkennen, wie bei Beanspruchung parallel zur Faserrichtung des Holzes: mit zunehmenden Stabdübeln durchmessern und Schlankheiten der Hölzer liefert der EC 5 geringere Vergleichswerte für die Stabdübeltragfähigkeit als DIN 1052:1988.

Tragfähigkeit von Stabdübelverbindungen

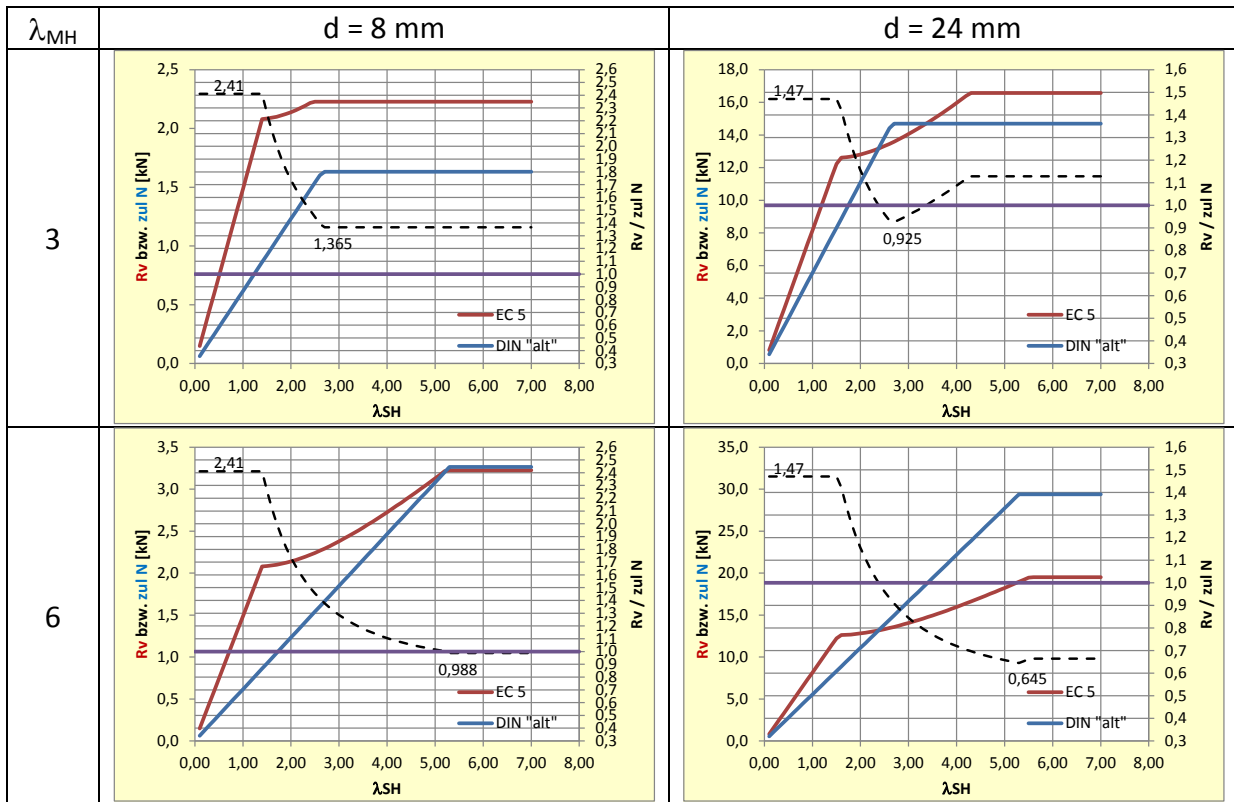


Bild 2.3 Ergebnisse der Vergleichsrechnungen: Holz-Holz, $n_h = 1$ SDü, $\alpha_{SH} = 45^\circ$

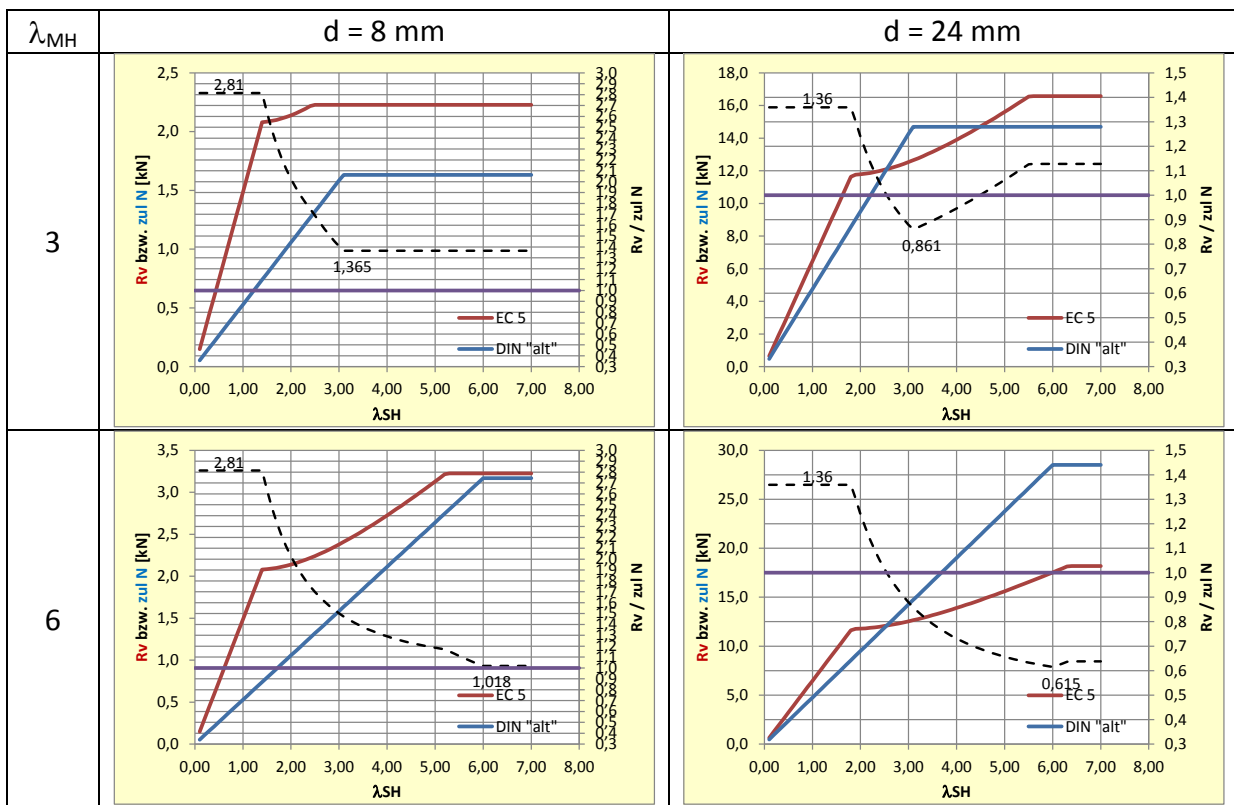


Bild 2.4 Ergebnisse der Vergleichsrechnungen: Holz-Holz, $n_h = 1$ SDü, $\alpha_{SH} = 90^\circ$

Tragfähigkeit von Stabdübelverbindungen

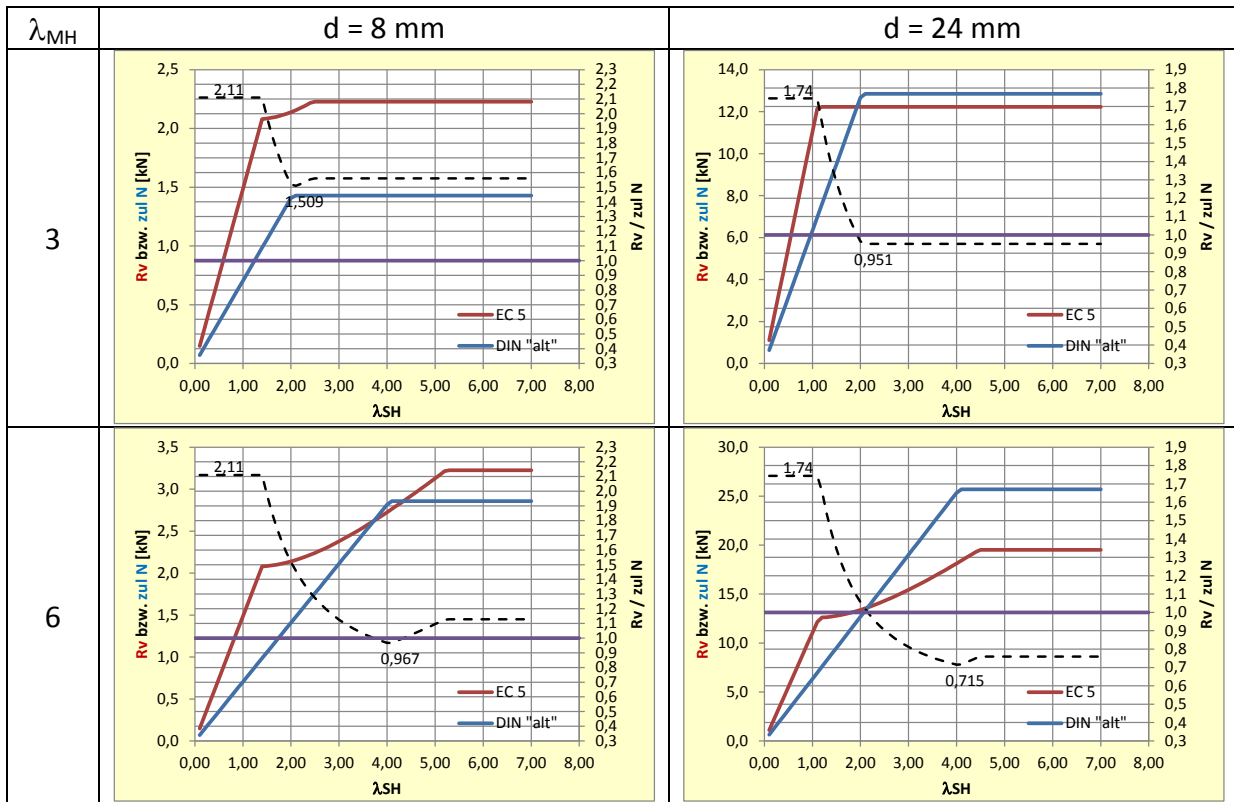


Bild 2.5 Ergebnisse der Vergleichsrechnungen: Holz-Holz, $n_h = 1$ SDü, $\alpha_{MH} = 45^\circ$

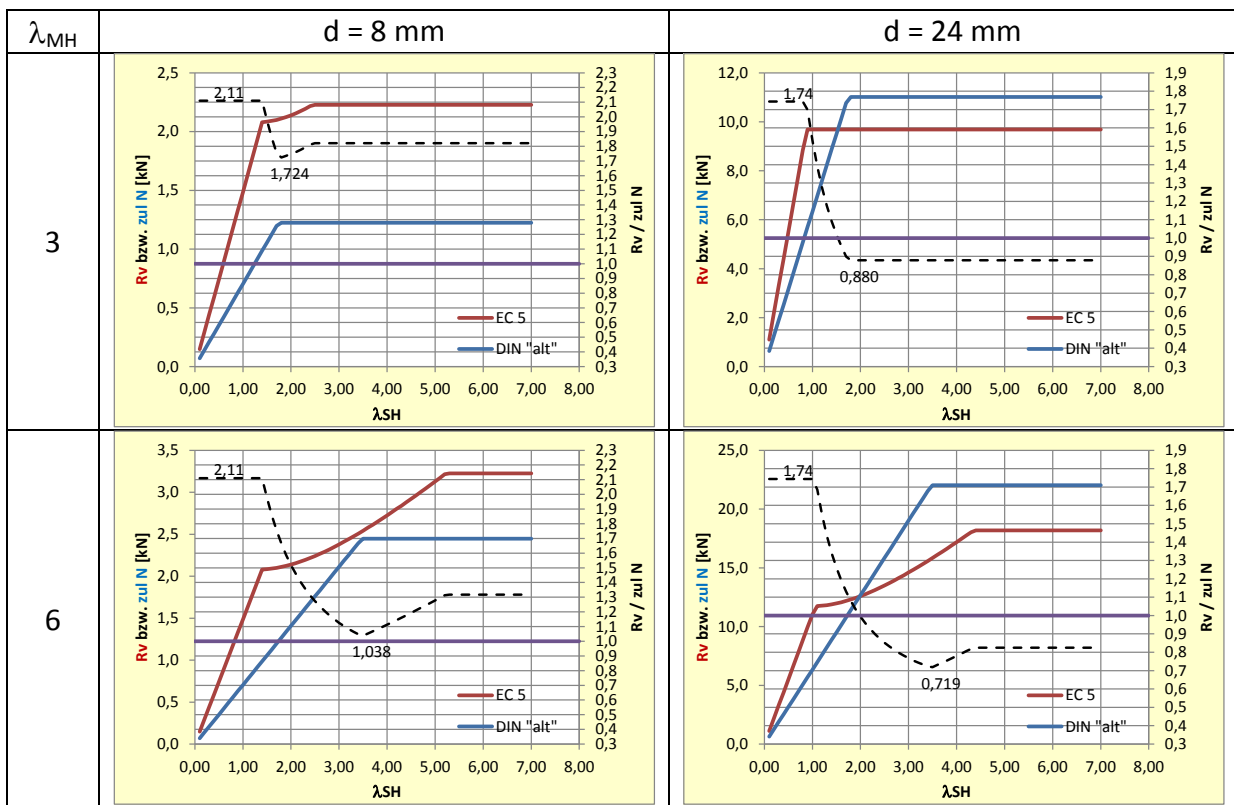


Bild 2.6 Ergebnisse der Vergleichsrechnungen: Holz-Holz, $n_h = 1$ SDü, $\alpha_{MH} = 90^\circ$

2.2.3 Stahlblech-Holz-Verbindungen

In Bild 2.7 sind die Ergebnisse der Vergleichsrechnungen für 1 Stabdübel zusammengestellt.

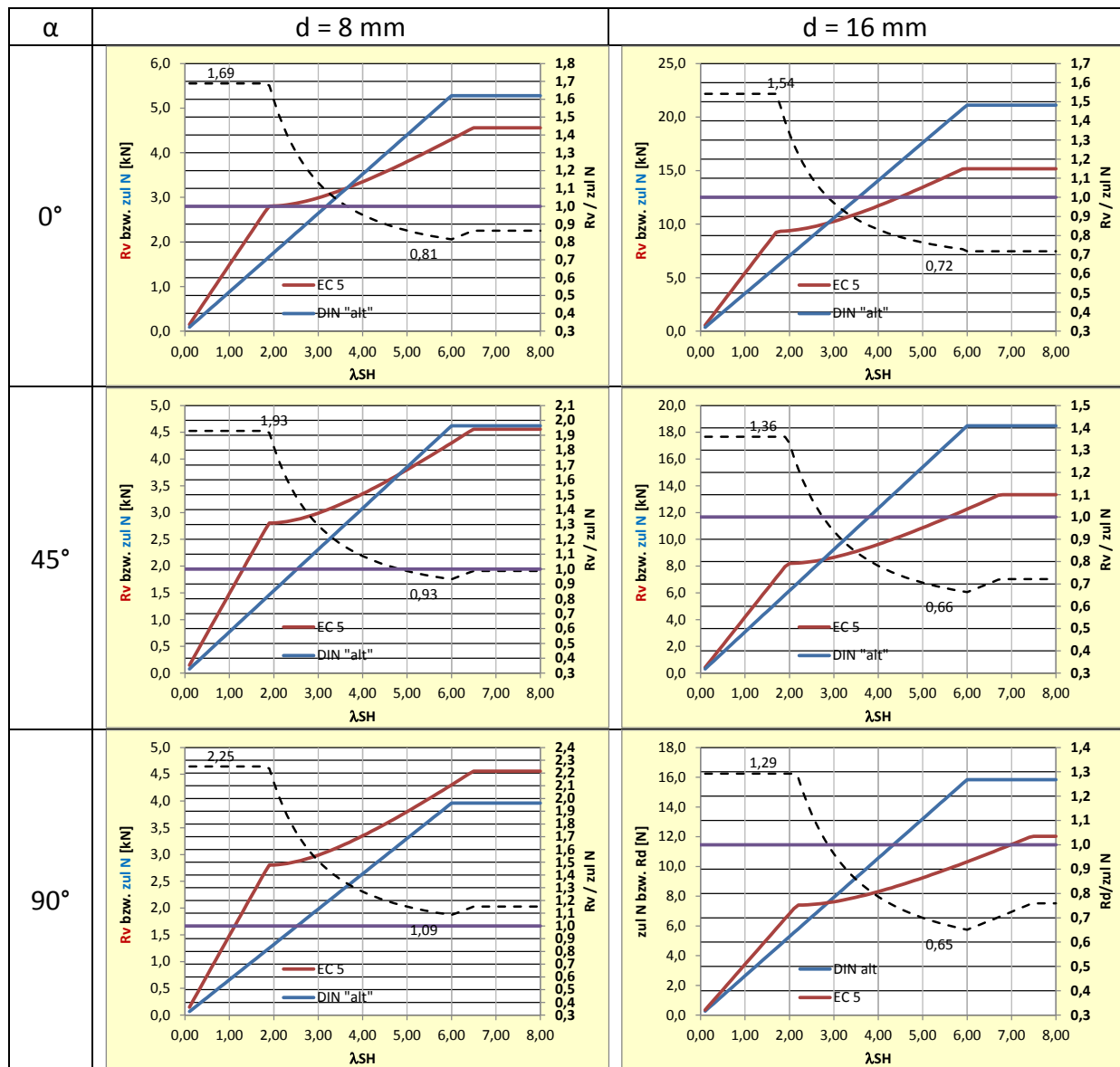


Bild 2.7 Ergebnisse der Vergleichsrechnungen: Stahlblech-Holz (innen liegendes Blech), $n_h = 1$ SDü

Auch aus diesem Bild ist die Tendenz zu erkennen, dass mit zunehmendem Durchmesser und größer werdender Schlankheit der Hölzer die Tragfähigkeit eines Stabdübels nach EC 5 geringer ist als die nach DIN 1052:1988.

Im nachfolgenden Bild 2.8 sind die Ergebnisse der Vergleichsrechnungen für 6 hintereinander liegende Verbindungsmittel für eine Beanspruchung parallel zur Faser ($\alpha = 0^\circ$) dargestellt.

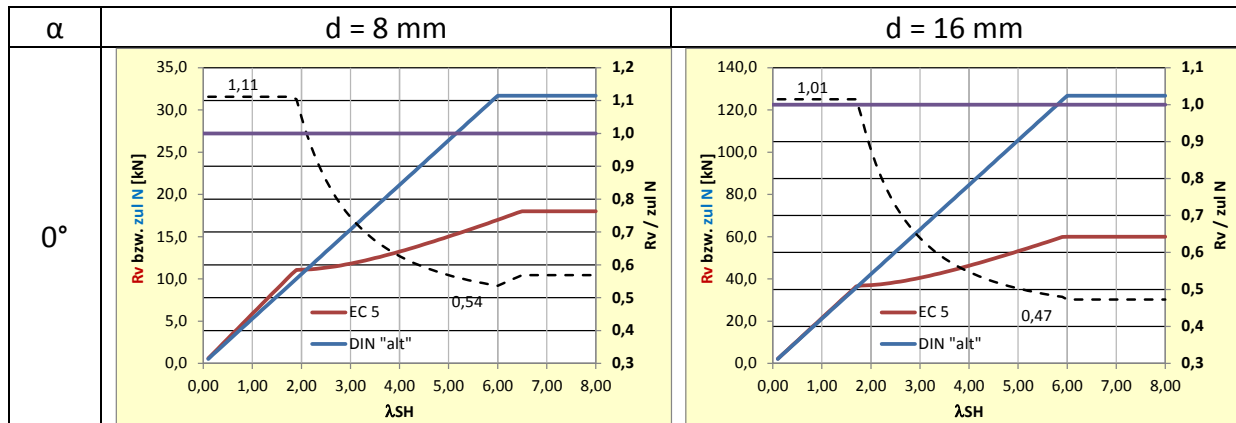


Bild 2.8 Ergebnisse der Vergleichsrechnungen: **Stahlblech-Holz** (innen liegendes Blech), $n_h = 6$ SDü

Aus diesem Bild ist zu erkennen, dass bei mehreren hintereinander liegenden Verbindungsmitteln die Unterschiede zwischen dem Vergleichswert nach EC 5 und dem zulässigen Wert nach DIN 1052:1988 noch größer werden ($R_v/\text{zul N} \rightarrow 0,54$ bzw. $0,47$).

2.3 Fazit, Erkenntnisse

Auf der Grundlage der durchgeführten Vergleichsrechnungen lassen sich folgende Erkenntnisse ableiten:

- Die Einflüsse des Stabdübeldurchmessers und der Schlankheit der Verbindung (Verhältnis Holzdicke/Durchmesser) werden in den beiden Normenwerken EC 5 und DIN 1052:1988 unterschiedlich bewertet.
- Mit zunehmendem Durchmesser und zunehmender Schlankheit des Stabdübels wird die rechnerische Tragfähigkeit nach EC 5 im Vergleich zur DIN 1052:1988 zunehmend geringer.
- Diese Tendenz verschärft sich noch deutlich bei Verbindungen mit mehreren hintereinander liegenden Verbindungsmitteln.
- Diese Tendenz besteht sowohl bei Holz-Holz- als auch Stahlblech-Holz-Verbindungen.
- Die Unterschiede in den berechneten Tragfähigkeiten sind bedeutend.

3 Bestandsaufnahme ausgeführter Verbindungen

Im Arbeitsplan zum Forschungsvorhaben war vorgesehen, im Rahmen einer Bestandsaufnahme typische Anschluss-Ausführungen von Stabdübelverbindungen zu identifizieren. Dazu sollten Projekte aus den beiden ausführenden Ingenieurbüros ausgewertet werden. Zusätzlich sollten weitere Ingenieurbüros und Holzbaubetriebe kontaktiert und um Übermittlung häufig ausgeführter Verbindungen gebeten werden. Es wurden insgesamt 27 Ingenieurbüros und Holzbaubetriebe mit der Bitte angeschrieben, detaillierte Informationen zu Stabdübelverbindungen in ausgeführten Holzkonstruktionen zur Verfügung zu stellen (siehe Anlage 1).

Die gesammelten Daten sollten in eine Datenbank aufgenommen und bei der späteren Auswertung berücksichtigt werden. Von den 27 angeschriebenen Betrieben antworteten nur 5 Ingenieurbüros bzw. Holzbaubetriebe, sodass einschließlich der Unterlagen aus den beiden ausführenden Ingenieurbüros nur insgesamt 11 Projekte mit tatsächlich ausgeführten Stab-

dübelverbindungen zur Verfügung standen. Insgesamt wurden 183 verschiedene Verbindungen in die Datenbank aufgenommen. Es handelte sich bei 174 Verbindungen um Stahlblech-Holz-Verbindungen, nur 9 Holz-Holz-Verbindungen standen für die Auswertung zur Verfügung. In den folgenden Darstellungen wurden daher nur Stahlblech-Holz-Verbindungen berücksichtigt. Diese bilden keine repräsentative Darstellung, sondern nur eine mehr oder weniger zufällige Auswahl.

Die Schlankheiten λ_{SH} der Seitenhölzer (= Seitenholzdicke / Stabdübeldurchmesser) der ausgeführten Verbindungen variierten dabei zwischen 3,28 und 13,4 mit einem Mittelwert von 6,88 (siehe **Bild 3.1** links). Am häufigsten wurde eine Seitenholzschlankheit von $\lambda_{SH} \approx 6$ identifiziert. Einen Überblick über die verwendeten Stabdübeldurchmesser gibt **Bild 3.1** rechts. **Bild 3.2** zeigt die Anzahl der in Kraft- und Faserrichtung hintereinander angeordneten Stabdübel.

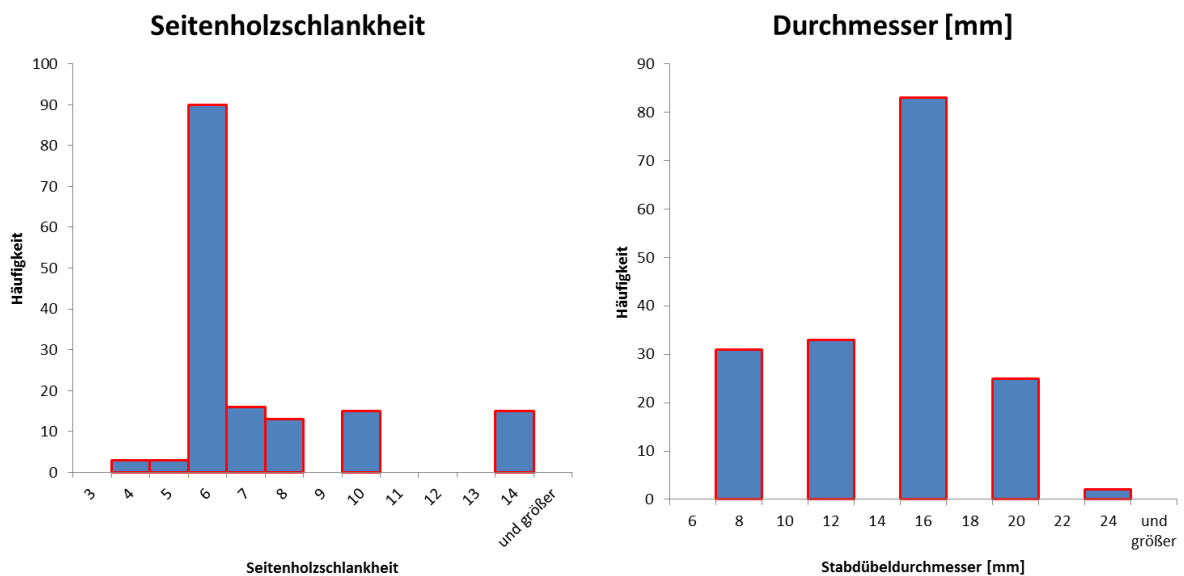


Bild 3.1 Schlankheiten der Seitenhölzer (links) und Stabdübeldurchmesser (rechts) der ausgeführten Verbindungen

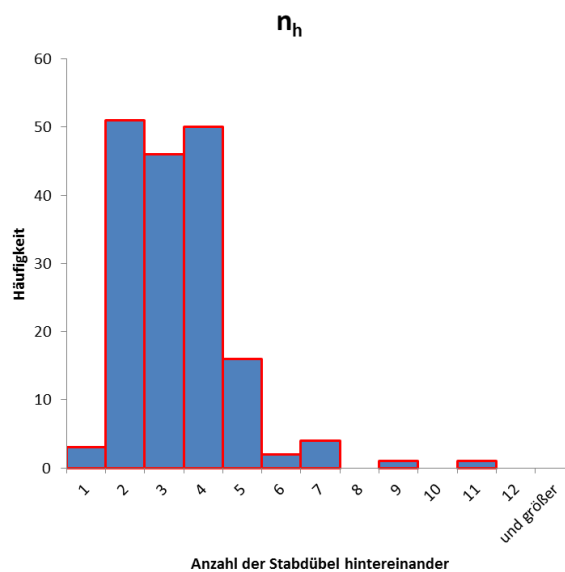


Bild 3.2 Anzahl der in Kraft- und Faserrichtung hintereinander angeordneten Stabdübel der ausgeführten Verbindungen

4 Versuchsdaten

Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurden Versuchsergebnisse aus insgesamt 7 Quellen (siehe [5] bis [11]) zusammengestellt und umfassend ausgewertet.

4.1 Quellen, Zug-/Druckscherversuche, Schlankheiten

Insgesamt wurden 1588 Versuche ausgewertet, davon 1045 Holz-Holz-Verbindungen und 543 Stahlblech-Holz-Verbindungen. In **Bild 4.1** sind die Versuchszahlen mit den zugehörigen Quellen angegeben.

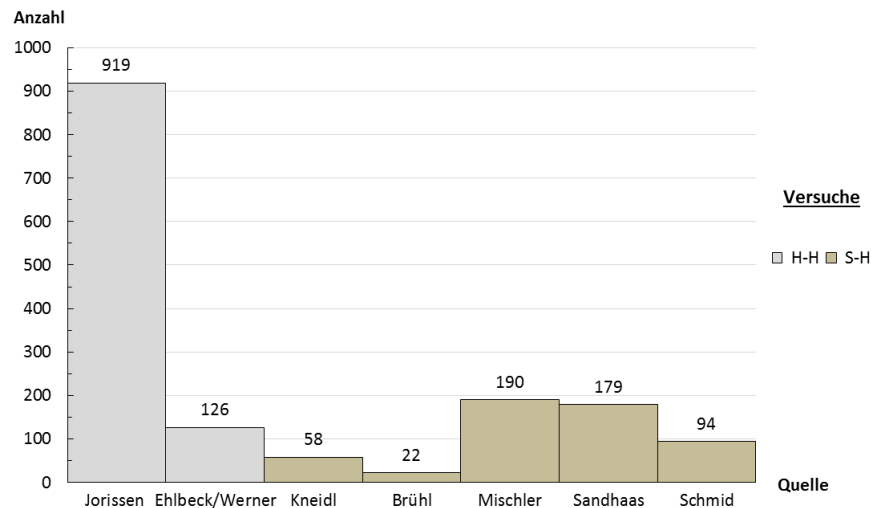


Bild 4.1 Ausgewertete Versuche mit Quellen

In **Bild 4.2** ist die Zahl der durchgeführten Zug- und Druckscherversuche für jede Quelle dargestellt. Insgesamt wurden 988 Zugversuche und 600 Druckversuche durchgeführt.

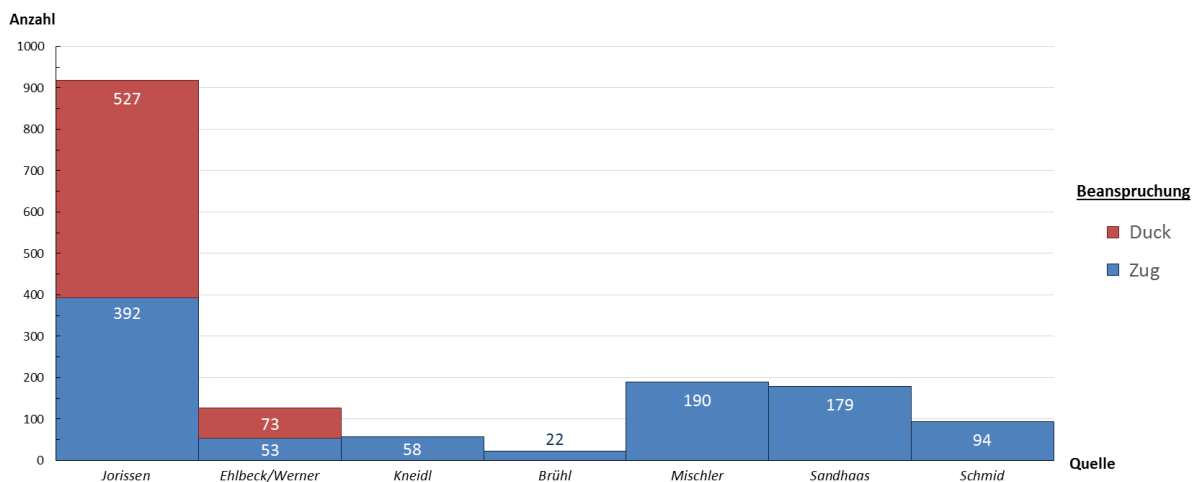


Bild 4.2 Anzahl der Zug- und Druckscherversuche

Die Schlankheiten λ_{SH} der Seitenhölzer (= Seitenholzdicke / Stabdübeldurchmesser) der Prüfkörper variierten dabei zwischen 1,0 und 7,5 (Bild 4.3). Aus diesem Bild ist zu erkennen, dass bei Holz-Holz-Verbindungen vornehmlich Verbindungen mit Seitenholzschlankheiten von $\lambda_{SH} < 5$ geprüft wurden.

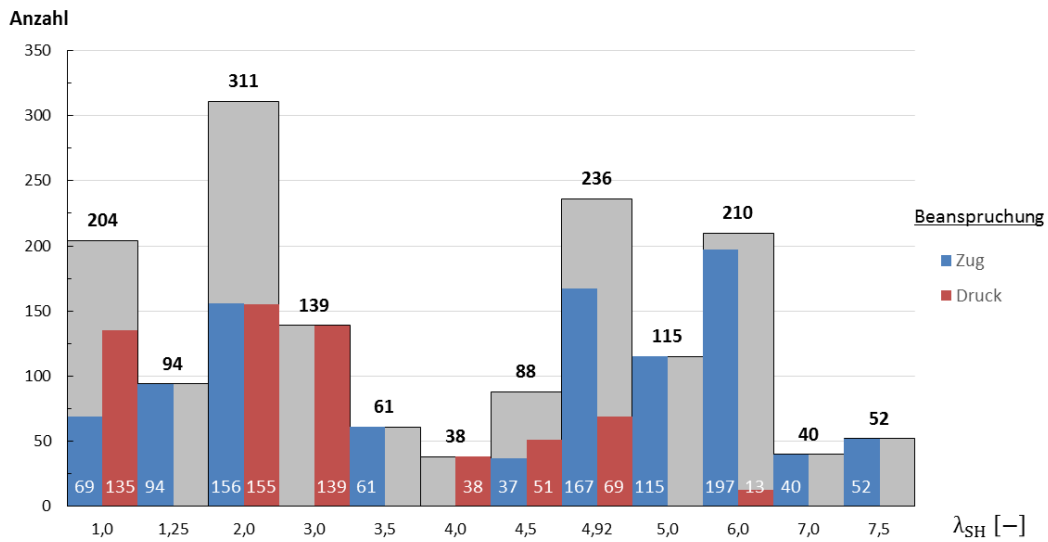


Bild 4.3 Schlankheiten der Seitenhölzer

In **Bild 4.4** sind die untersuchten Seitenholzschlankheiten (λ_{SH}) getrennt für Holz-Holz- und Stahlblech-Holz-Verbindungen dargestellt.

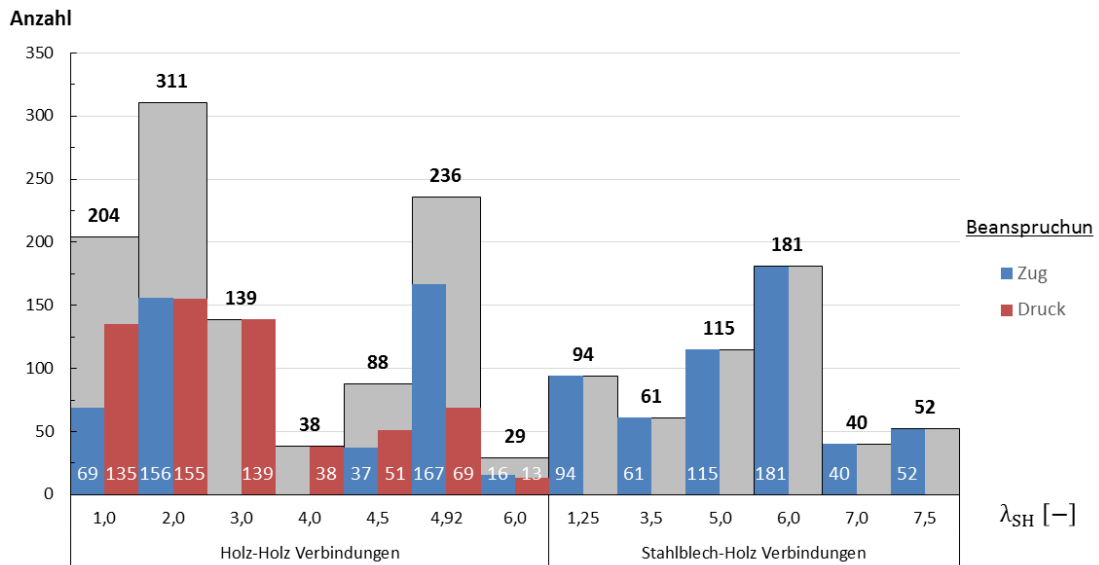


Bild 4.4 Schlankheiten der Seitenhölzer getrennt für Holz-Holz- und Stahlblech-Holz-Verbindungen

In **Bild 4.5** sind die untersuchten Seitenholzschlankheiten (λ_{SH}) in Abhängigkeit der zugehörigen Stabdübeldurchmesser angegeben.

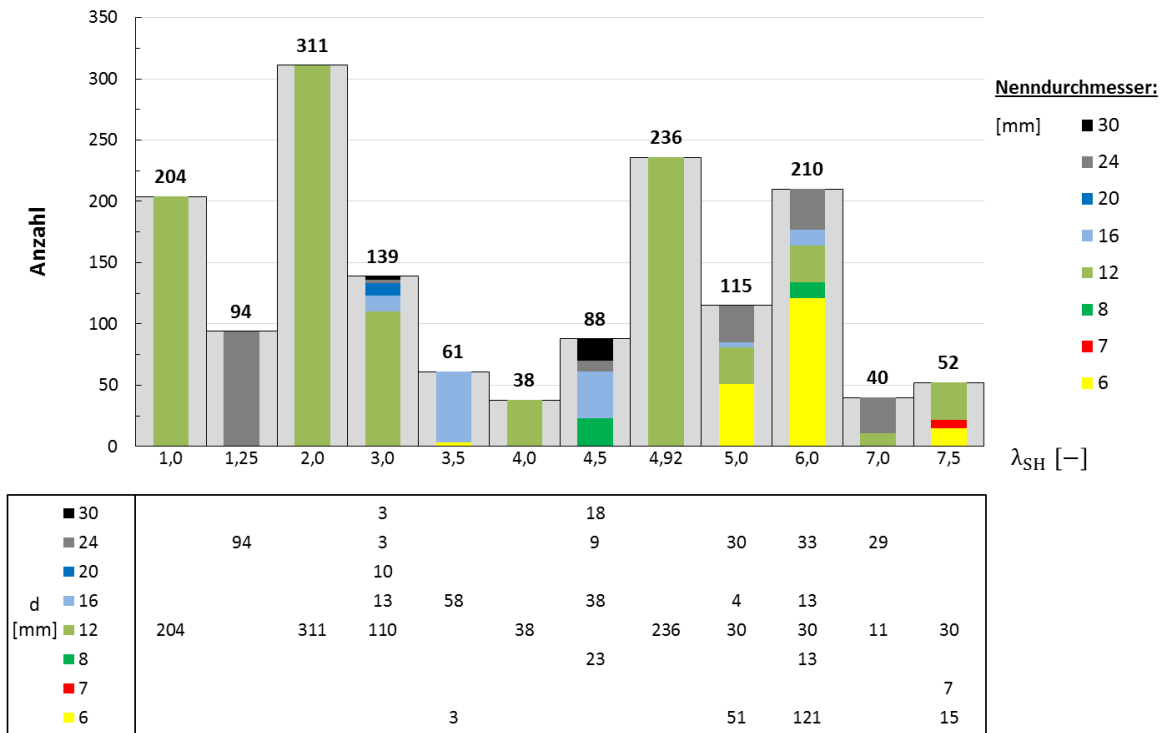


Bild 4.5 Schlankheiten der Seitenhölzer und zugehörige Stabdübeldurchmesser

4.2 Rohdichten

In **Bild 4.6** sind die Rohdichten der Prüfkörper dargestellt (bezogen auf eine Holzfeuchte von $\omega = 12\%$). Aus diesem Bild ist zu erkennen, dass auch Versuche mit europäischen Laubhölzern (Rohdichten ab ca. 550 kg/m^3) und tropischen Laubhölzern (Rohdichten ab ca. 1000 kg/m^3) durchgeführt wurden.

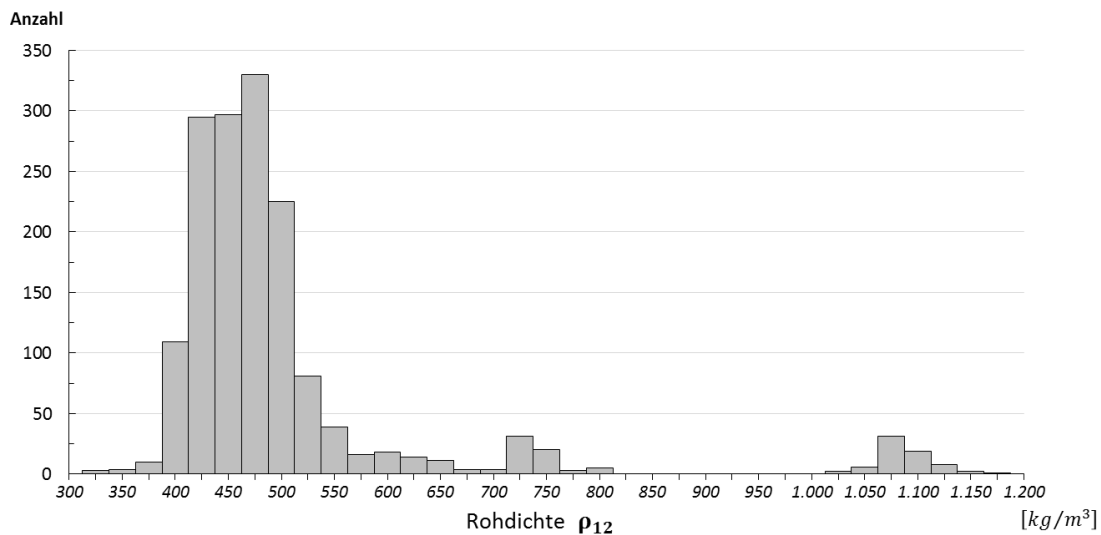


Bild 4.6 Rohdichten der Prüfkörper

Im Hinblick auf die Berechnung der Tragfähigkeiten nach dem Eurocode 5 wurden die Hölzer jeder Versuchsreihe auf der Grundlage ihrer Rohdichten in Festigkeitsklassen nach DIN EN 338 bzw. DIN 1052:2008 zugeordnet.

Diese Rohdichten wurden entsprechend DIN EN 338 und DIN 1052:2008 in entsprechende Festigkeitsklassen zugeordnet. Diese Zuordnung und die jeweils zugrunde gelegte charakteristische Rohdichte ρ_k ist in der nachfolgenden Tabelle 4-1 angegeben.

Tabelle 4-1 Zuordnung der Versuchsreihen in Festigkeitsklassen und zugehörige char. Rohdichten ρ_k

Quelle	Versuchsreihe		Rohdichte		Festigkeitsklasse	
			ρ_{mean} [kg/m ³]	ρ_k [kg/m ³]	VH nach DIN EN 338	BSH nach DIN 1052:2008
Jorissen	alle		$\rho_{\text{mean}} < 450$	350	C 24	-
			$450 < \rho_{\text{mean}} \leq 475$	380	C 30	
			$475 < \rho_{\text{mean}}$	400	C 35	
Ehlbeck/ Werner	BSH	Niedrige Rohdichte	382	350	-	GI 24c
		Mittlere Rohdichte	423	380		GI 24h
		Hohe Rohdichte	528	430		GI 32h
	NH	Douglasie	490	400	C 35	-
		Fichte / Tanne niedrige Rohdichte	377	310	C 16	
		Fichte / Tanne hohe Rohdichte	501	420	C 40	
	LH	Buche	715	600	-	-
		Afzelia	793	620		
		Bongossi	1053	900		
Kneidl	alle		Angabe Festigkeitsklasse: C 24	350	C 24	-
Brühl	alle		Angabe Festigkeitsklasse: GI 24h	380	-	GI 24h
Mischler	alle		450	380	-	klassifiziert nach SIA 164 Festigkeitsklasse 2
Sandhaas	Spruce (Picea abies)		445	380	380	-
	Azobé (Lophira alata)		1100	900	900	
	Beech (Fagus sylvatica)		720	620	620	
Blaß/ Schmid	Douglasie		494	400	C 35	-
	Western Hemlock		479			
	Fichte		440	380	C 30	
	Tanne		465			
	Kiefer		569	420	C 40	
	Lärche		574			
	Southern Pine		573			
	Red Cedar		334	310	C 16	

In **Bild 4.7** sind die Rechenwerte für die charakteristischen Rohdichten dargestellt.

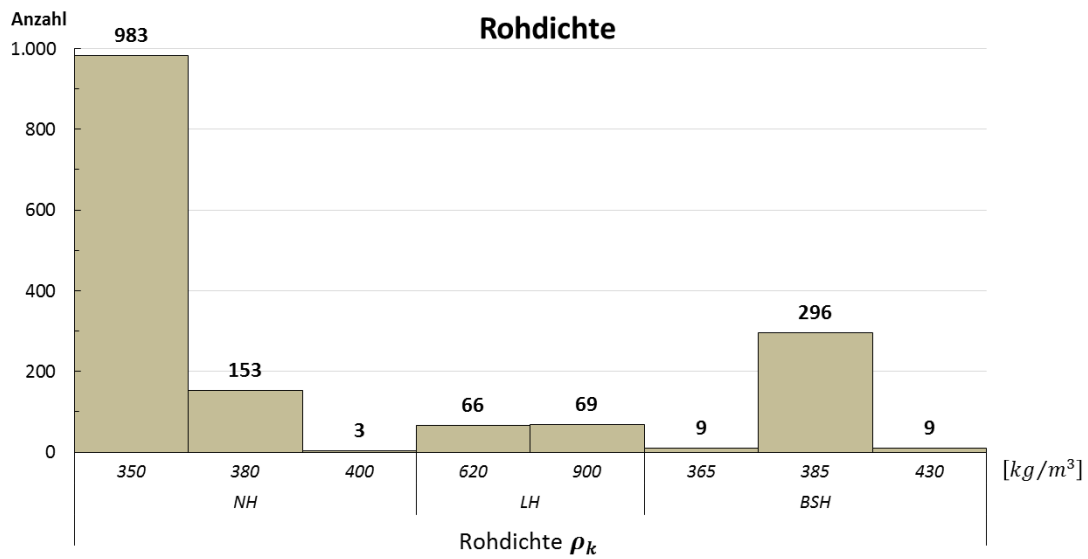


Bild 4.7 Rechenwerte für die charakteristischen Rohdichten

4.3 Stahlqualitäten

In der nachfolgenden **Tabelle 4-2** sind die in den Versuchen ermittelten Zugfestigkeiten der Stabdübel zusammen gestellt. Ebenfalls angegeben sind die jeweils zugeordneten charakteristischen Zugfestigkeiten, die bei der Berechnung der Tragfähigkeiten verwendet wurden.

Tabelle 4-2 Zugfestigkeiten der Stabdübel

Quelle	SDü / Bolzen		
	Bezeichnung	f_u [N/mm²]	$f_{u,k}$ [N/mm²]
Jorissen	4.6	400	400
Ehlbeck/ Werner	St 37 K (blank)	678	490
		620	
		582	
		636	
	St 37-2 (warmgewalzt)	445	360
		448	
		431	
		433	
Kneidl	S 235	490	360
Brühl	S 355	581	490
Mischler	9 SMnPb 36	650	550
Sandhaas	12.9 sehr hochfest (vhss)	1400-1350	1200
	11SMNPB30+C hochfest (hss)	550-650	490
Blaß/Schmid	42 CrMo4	1100	1000

In **Bild 4.8** sind diese nochmals in Form eines Häufigkeits-Diagrammes dargestellt.

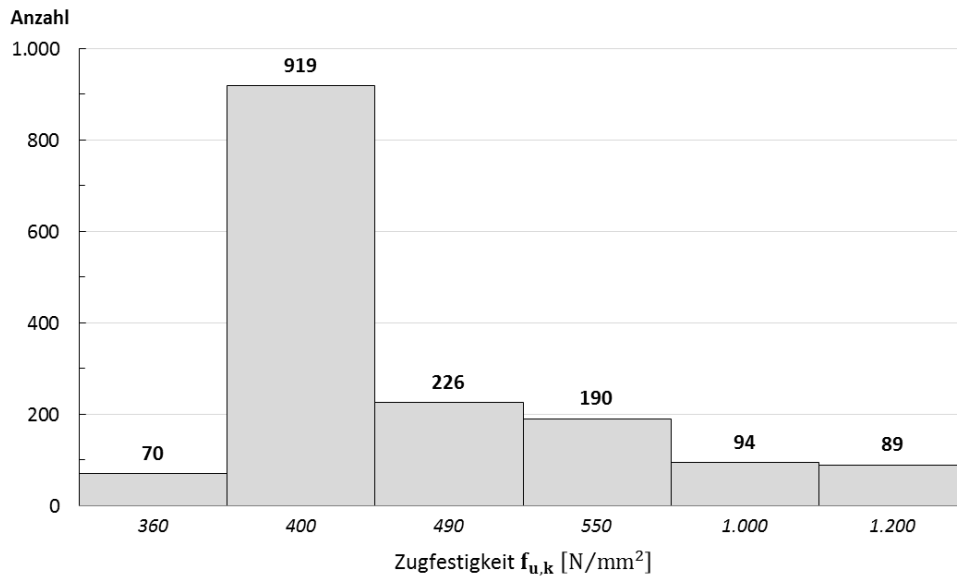


Bild 4.8 Rechenwerte für die charakteristischen Zugfestigkeiten der Stabdübel

Aus diesem Bild ist zu erkennen, dass bei den Versuchen eine Vielzahl der Stabdübel Zugfestigkeiten aufwiesen, die z.T. erheblich über der nominellen Zugfestigkeit für die Stahlgüte S 235 (360 N/mm²) lagen.

Auf das Thema Stahlfestigkeiten wird in Abschnitt 6 noch näher eingegangen.

4.4 Abstände

In **Bild 4.9** sind die in den Versuchen geprüften Abstände a_1 (Abstand untereinander parallel zur Faserrichtung) bezogen auf den zugehörigen Stabdübeldurchmesser angegeben.

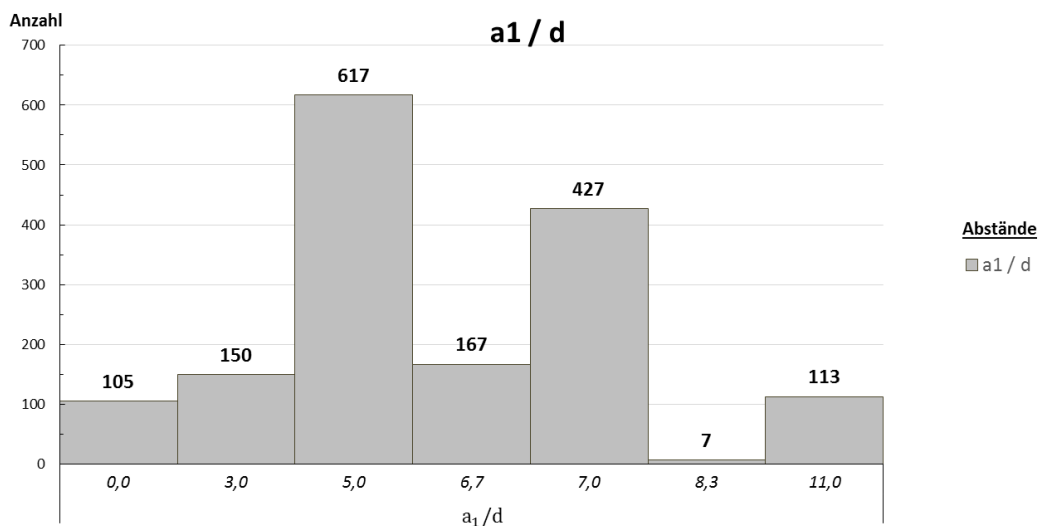


Bild 4.9 Abstände a_1 bezogen auf den Stabdübeldurchmesser d

In **Bild 4.10** sind die in den Versuchen geprüften Abstände a_2 (Abstand untereinander rechtwinklig zur Faserrichtung) bezogen auf den zugehörigen Stabdübeldurchmesser angegeben.

Der Abstand 0,0 bedeutet dabei, dass nur eine Stabdübelreihe in der Verbindung vorhanden war, also ein Abstand untereinander rechtwinklig zur Faserrichtung nicht auftrat.

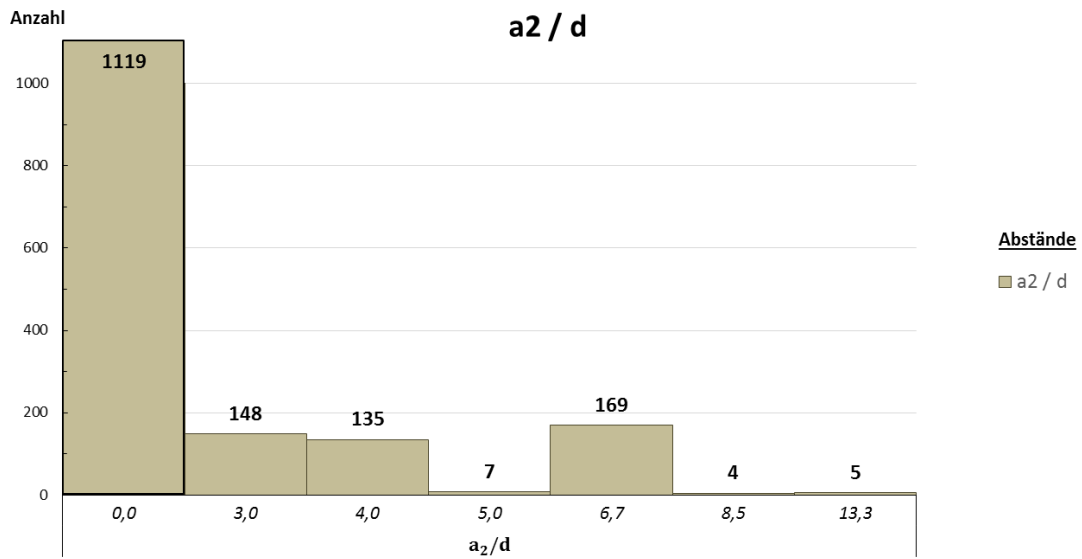


Bild 4.10 Abstände a_2 bezogen auf den Stabdübeldurchmesser d

In **Bild 4.11** sind die in den Versuchen geprüften Abstände $a_{3,t}$ (Abstand zum Rand parallel zur Faserrichtung) bezogen auf den zugehörigen Stabdübeldurchmesser angegeben.

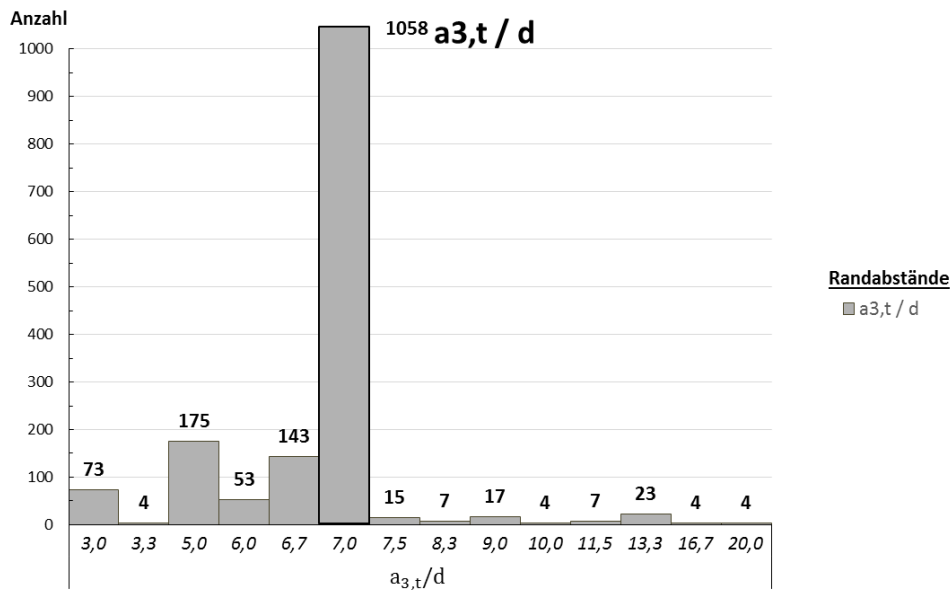


Bild 4.11 Abstände $a_{3,t}$ bezogen auf den Stabdübeldurchmesser d

In **Bild 4.12** sind die in den Versuchen geprüften Abstände $a_{4,c}$ (Abstand zum seitlichen Rand) bezogen auf den zugehörigen Stabdübeldurchmesser angegeben.

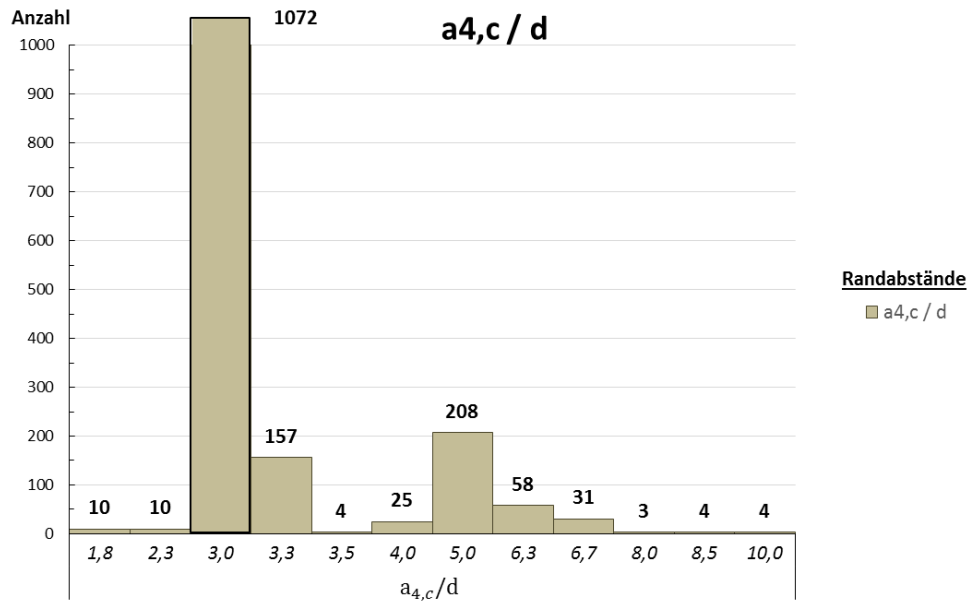


Bild 4.12 Abstände $a_{4,c}$ bezogen auf den Stabdübeldurchmesser d

4.5 Durchmesser

In **Bild 4.13** sind die untersuchten Stabdübeldurchmesser dargestellt. Aus diesem Diagramm ist zu erkennen, dass die weitaus überwiegende Zahl der Versuche mit einem Durchmesser von $d = 12$ mm durchgeführt wurden.

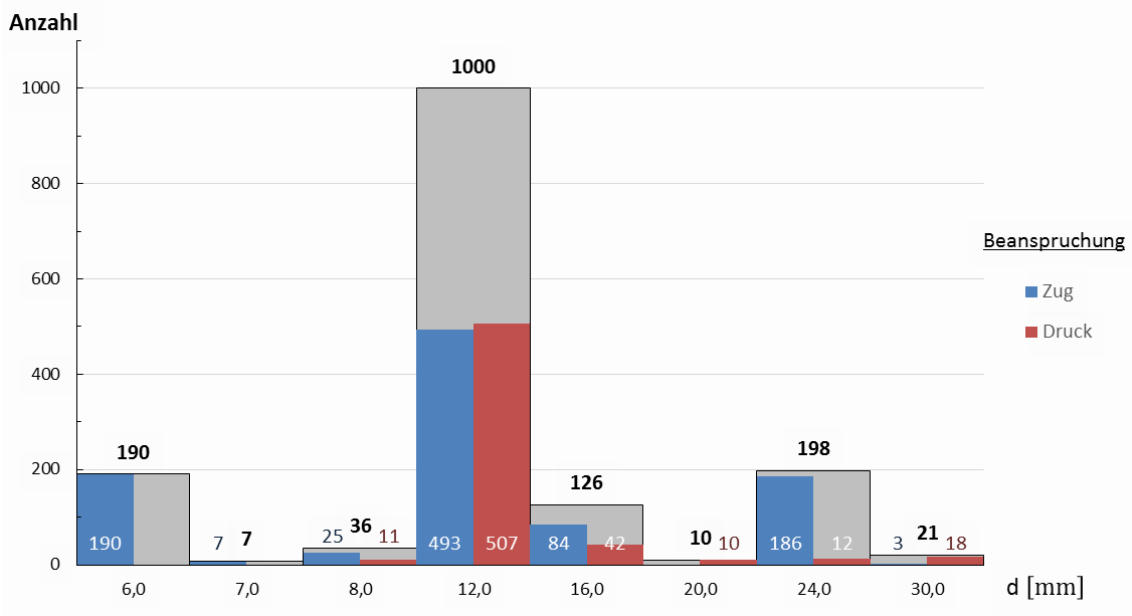


Bild 4.13 Stabdübeldurchmesser d

4.6 Anschlussbild

In **Bild 4.14** sind die untersuchten Anschlussbilder dargestellt: Anzahl der hintereinander (n_h) und nebeneinander (n_n) liegenden Stabdübel.

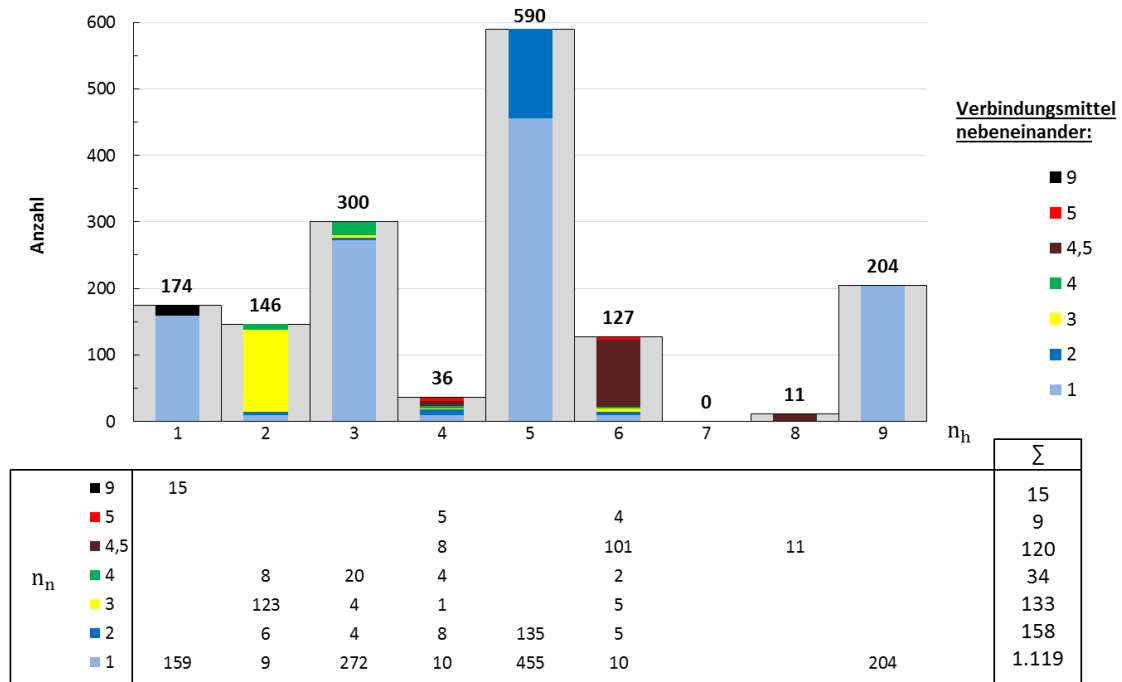


Bild 4.14 Anzahl der hintereinander (n_n) und nebeneinander (n_h) liegenden Stabdübel

Die in **Bild 4.14** mit $n_n = 4,5$ angegebenen Verbindungen wurden mit um $a_2/2$ versetzter Anordnung geprüft ([9]).

4.7 Ausgeschlossene Werte

Bei den nachfolgend beschriebenen Auswertungen wurden Versuche mit Randbedingungen ausgeschlossen, die entweder die Anforderungen der Bemessungsnormen nicht erfüllen oder untypische Situationen wie sehr geringe Seitenholzschlankheit oder Laubholzverwendung erfassen. Die Ausschlusskriterien sind in **Tabelle 4-3** zusammengestellt.

Tabelle 4-3 Ausschlusskriterien für Versuche

Abstände	Schlankheit	Rohdichte (Holzart)
$a_1 < 5 \cdot d$	$\lambda_{SH} = t_{SH}/d < 2$	$\rho_{SH,k} > 600 \text{ kg/m}^3$
$a_{3,t} < 6 \cdot d$		
$a_{4,c} < 3 \cdot d$		

Die zugehörigen Versuchsdaten werden nachfolgend als „ausgeschlossene Werte“ bezeichnet.

Nach Abzug dieser ausgeschlossenen Werte verblieben noch insgesamt 561 Versuche mit Holz-Holz-Verbindungen und 325 Versuche mit Stahlblech-Holz-Verbindungen.

5 Auswertungen – Teil 1

5.1 Vergleich mit zulässigen Werten nach DIN 1052:1988

In einer ersten Auswertung wurden die im Versuch erreichten Tragfähigkeiten R_V mit den nach DIN 1052:1988 berechneten zulässigen Werten zu N verglichen.

In **Bild 5.1** sind die Verhältnismerte $R_V/\text{zul } N$ für **Holz-Holz-Verbindungen** dargestellt. Die bei der Auswertung nicht berücksichtigten Versuche sind in rot eingezeichnet.

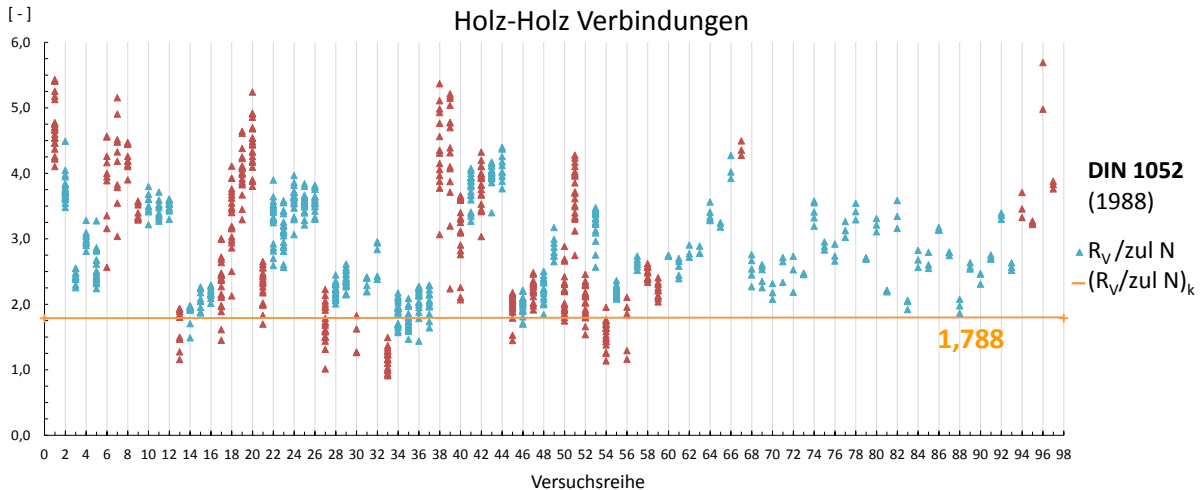


Bild 5.1 Verhältnis $R_V / \text{zul } N$ für **Holz-Holz-Verbindungen** (rot = ausgeschlossene Werte)

Der charakteristische Verhältnismwert $(R_V/\text{zul } N)_k$ aller Versuchswerte (ohne ausgeschlossene Werte) ergibt sich zu 1,788.

Dieser Wert entspricht dem globalen Sicherheitsbeiwert, der gegenüber der charakteristischen Tragfähigkeit (5%-Quantil) besteht. In Anlehnung an Abschnitt 2.1.3 sollte diese je nach Nutzungsklasse und Klasse der Lasteinwirkungsdauer in der Größenordnung von etwa 2,0 bis 2,3 betragen. Die Auswertung nach **Bild 5.1** zeigt, dass dieser Wert nicht erreicht wird.

Die Versuche deuten somit darauf hin, dass die zulässigen Werte nach DIN 1052:1988 zu hoch waren und **bis zu etwa 25% unter dem derzeit geforderten Sicherheitsniveau lagen**.

In **Bild 5.2** ist die gleiche Auswertung für Stahlblech-Holz-Verbindungen dargestellt.

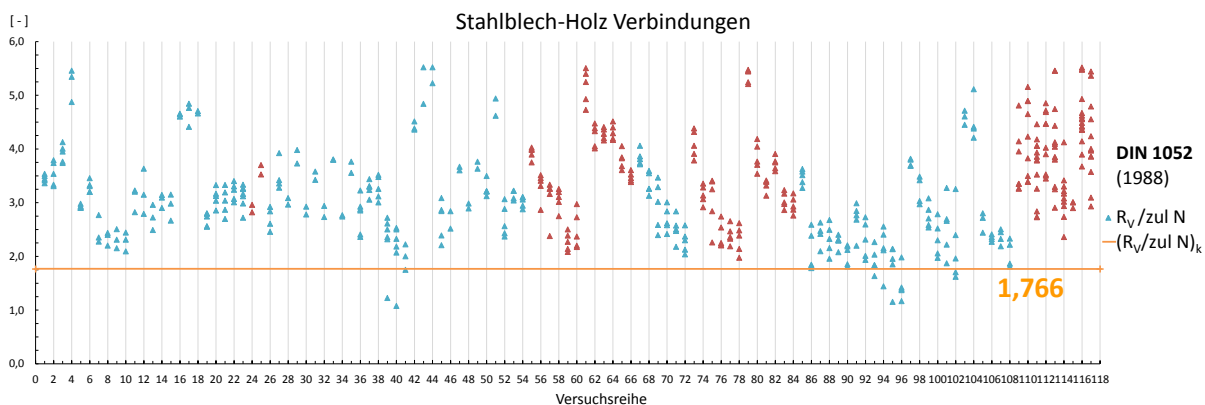


Bild 5.2 Verhältnis $R_V / \text{zul } N$ für **Stahlblech-Holz-Verbindungen** (rot = ausgeschlossene Werte)

Der charakteristische Verhältniswert $(R_V/N_{zul})_k$ aller Versuchswerte (ohne ausgeschlossene Werte) ergibt sich zu 1,766. Diese Auswertung deutet darauf hin, dass auch die zulässigen Werte für Stahlblech-Holz-Verbindungen nach DIN 1052:1988 zu hoch waren und bis zu etwa 25% unter dem derzeit geforderten Sicherheitsniveau lagen.

5.2 Vergleich mit charakteristischen Werten nach Eurocode 5

In einer zweiten Auswertung wurden die im Versuch erreichten Tragfähigkeiten R_V mit den nach Eurocode 5 berechneten charakteristischen Tragfähigkeiten R_k verglichen.

Diese Berechnung erfolgte allerdings **ohne die Faktoren 1,05 bzw. 1,15**, die nach Eurocode 5 bei Versagensfällen mit Fließgelenken angesetzt werden dürfen, da diese nur zum Ausgleich für den geringeren erforderlichen Material Sicherheitsbeiwert für den Stahl der Verbindungsmittel dient und keine Erhöhung der Tragfähigkeit der Verbindung selbst darstellt.

Für die Berechnung der charakteristischen Tragfähigkeiten R_k wurde für jede Versuchsreihe die mittlere Rohdichte der Prüfkörper ermittelt und auf Grundlage von DIN EN 338 bzw. DIN 1052 (für BSH) eine zugehörige charakteristische Rohdichte angesetzt.

Ebenso wurde bei bekannten Zugfestigkeiten der Stabdübel die charakteristische Zugfestigkeit einer zugehörigen genormten Stahlqualität angesetzt. Bei Versuchsreihen, bei denen die Zugfestigkeit der Stabdübel nicht durch Versuche bekannt war (wie z.B. bei [8]), wurde mit der Zugfestigkeit der angegebenen Stahlqualität gerechnet.

Bei Verbindungen mit mehreren hintereinander liegenden Stabdübeln wurde die wirksame Anzahl n_{ef} der Stabdübel nach Gleichung (8.34) des Eurocode 5 berechnet.

5.2.1 Einzelauswertungen

5.2.1.1 Holz-Holz-Verbindungen

Versuche Jorissen [5]

Jorissen führte insgesamt 59 verschiedene Versuchsreihen durch. Die Schlankheit der geprüften Seitenhölzer (λ_{SH}) variierte dabei zwischen 1,0 und 4,92 und ist daher als vergleichsweise gering einzustufen.

Die Versuche wurden mit Stabdübeln $d = 12$ mm durchgeführt.

Für jeden Versuch wurde der Verhältniswert zwischen Versuchswert R_V und charakteristischer Rechenwert nach Johansen R_k berechnet.

In **Bild 5.3** sind für jede Versuchsreihe der jeweilige mittlere Verhältniswert $(R_V/R_k)_m$ und der zugehörige charakteristische Verhältniswert $(R_V/R_k)_k$ dargestellt.

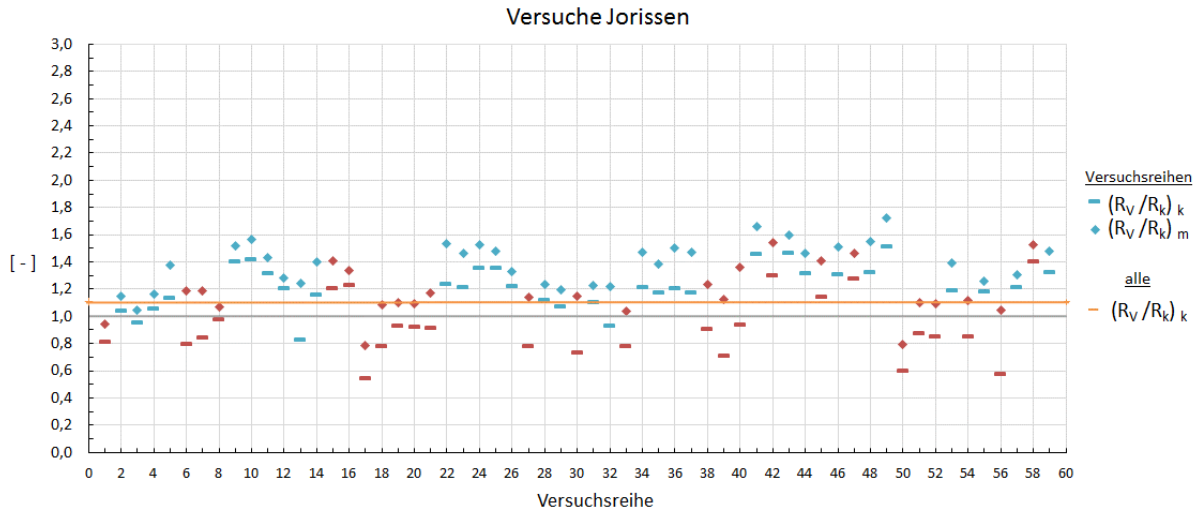


Bild 5.3 Verhältnis R_V / R_k (ausgeschlossene Werte in rot) (Versuche Jorissen)

Entsprechend den in Abschnitt 4.7 erläuterten Ausschlusskriterien wurden folgende Versuchsreihen von der Auswertung ausgeschlossen (diese sind in Bild 5.3 rot dargestellt):

- Wegen zu geringer Schlankheiten:
Versuchsreihen 1, 6, 7, 8, 17, 18, 19, 20, 38, 39, 50, 51.
- Wegen nicht eingehaltener Mindestabstände:
Versuchsreihen 15, 16, 21, 27, 30, 33, 40, 42, 45, 47, 52, 54, 56, 58.

Von den insgesamt 919 durchgeführten Versuchen blieben so noch 450 Versuche übrig, die in die Auswertung aufgenommen werden konnten.

Fast man alle berücksichtigten Versuchsreihen zusammen, so ergibt sich ein charakteristischer Verhältniswert von $(R_V/R_k)_k = 1,109$, der über dem Zielwert von 1,0 liegt.

Versuche Ehlbeck/Werner [6]

Ehlbeck/Werner führten insgesamt 38 Versuchsreihen mit unterschiedlichen Durchmessern, Schlankheiten und Rohdichten (Laubhölzer) durch.

Für jeden Versuch wurde erneut der Verhältniswert zwischen Versuchswert R_V und charakteristischem Rechenwert nach Johansen R_k berechnet. In **Bild 5.4** sind für jede Versuchsreihe der jeweilige mittlere Verhältniswert $(R_V/R_k)_m$ und der zugehörige charakteristische Verhältniswert $(R_V/R_k)_k$ dargestellt.

Folgende Stabdübeldurchmesser wurden verwendet:

- Versuchsreihen 60 bis 67: $d = 8 \text{ mm}$
- Versuchsreihen 68 bis 82: $d = 16 \text{ mm}$
- Versuchsreihen 83 bis 87: $d = 24 \text{ mm}$
- Versuchsreihen 88 bis 93: $d = 30 \text{ mm}$

Entsprechend den in Abschnitt 4.7 erläuterten Ausschlusskriterien wurden folgende Versuchsreihen von der Auswertung ausgeschlossen (diese sind in Bild 5.4 rot dargestellt):

- Wegen nicht eingehaltener Mindestabstände:
Versuchsreihen 61 und 93.

- Wegen Holzart (Laubhölzer):
Versuchsreihen 67, 94, 95, 96 und 97.

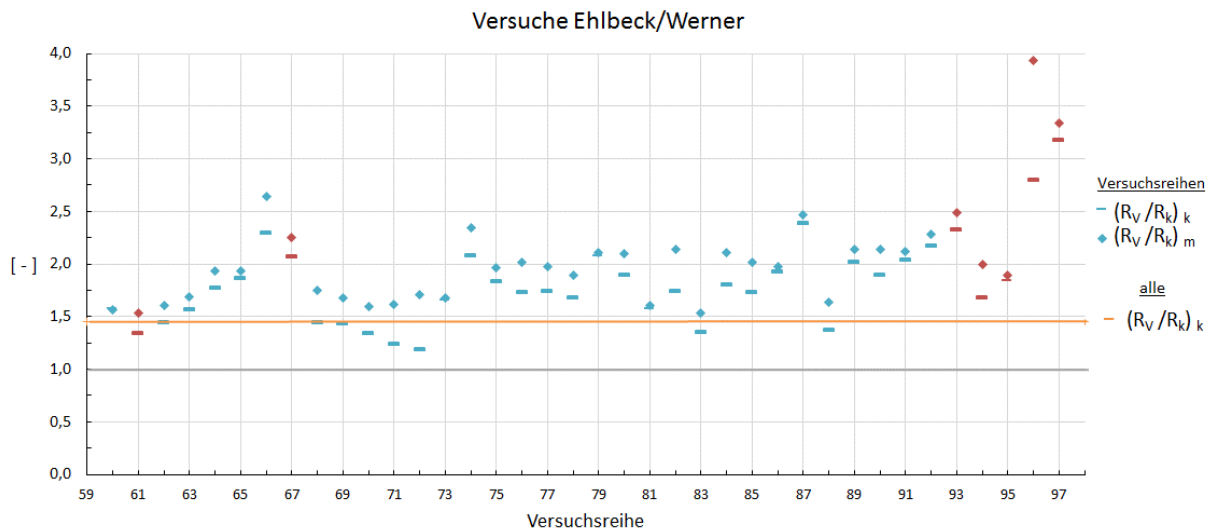


Bild 5.4 Verhältnis R_V / R_k (Versuche Ehlbeck/Werner)

Aus Bild 5.4 ist zu erkennen, dass im Gegensatz zu den Versuchen von Jorissen bei **allen** Versuchsreihen die charakteristischen Verhältnismerte über dem Zielwert von 1,0 liegen. Fasst man alle berücksichtigten Versuchsreihen zusammen, so ergibt sich ein charakteristischer Verhältnismwert von $(R_V/R_k)_k = 1,451$, der deutlich über dem Zielwert von 1,0 liegt.

Dies kann u.a. damit erklärt werden, dass bei den Versuchen von Ehlbeck/Werner die Seitenholzschlankheiten meist so groß waren, dass sich zwei Fließgelenke ausbilden konnten. Dies deutet auf einen tragfähigkeitssteigernden Einfluss der Schlankheit der Verbindung hin.

Weiterhin war bei der Auswertung festzustellen, dass die Unterschiede zwischen den ermittelten Tragfähigkeiten und den berechneten charakteristischen Tragfähigkeiten mit dem Durchmesser des Verbindungsmittels zunehmen. Dies deutet auf einen Einfluss des Durchmessers hin.

5.2.1.2 Stahlblech-Holz-Verbindungen

Versuche Mischler [9]

Mischler führte insgesamt 54 Versuchsreihen mit geringem Stabdübeldurchmesser ($d = 6,3$ mm) und z.T. hochfesten Stählen durch. Die Seitenholzschlankheiten lagen bei 5,0 bis 7,5.

Für jeden Versuch wurde erneut der Verhältnismwert zwischen Versuchswert R_V und charakteristischem Rechenwert nach Johansen R_k berechnet. In **Bild 5.5** sind für jede Versuchsreihe der jeweilige mittlere Verhältnismwert $(R_V/R_k)_m$ und der zugehörige charakteristische Verhältnismwert $(R_V/R_k)_k$ dargestellt.

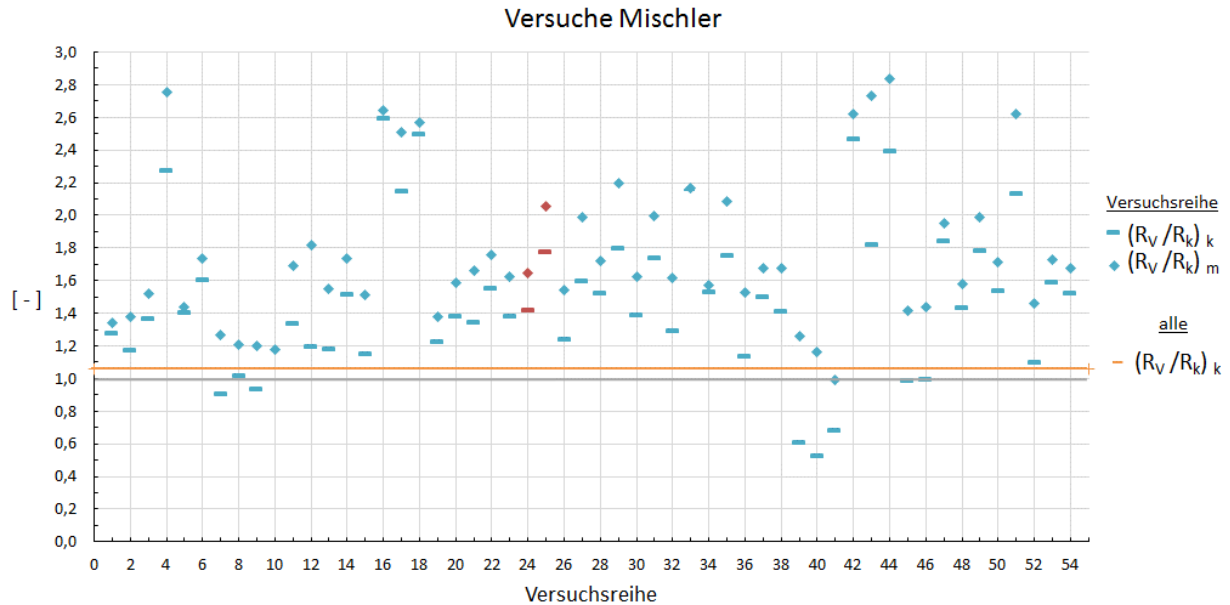


Bild 5.5 Verhältnis R_V / R_k (Versuche Mischler)

Aus diesem Bild ist zu erkennen, dass für die meisten Versuchsreihen der charakteristische Verhältnisswert $(R_V/R_k)_k$ über dem Zielwert von 1,0 liegt.

Bei den Versuchsreihen 4, 16-18, 42 und 44 (Ausreißer „nach oben“) wurden Verbindungen mit vielen (bis zu 30) Stabdübeln geprüft. Eine Erklärung für die großen Unterschiede zwischen Versuch und Rechnung konnte aber nicht gefunden werden.

Die Versuchsreihen 39-41 (Ausreißer „nach unten“) lieferten Werte, die sehr deutlich unter dem Zielwert von 1,0 lagen. Eine Erklärung hierfür konnte ebenfalls nicht gefunden werden.

Entsprechend den in Abschnitt 4.7 erläuterten Ausschlusskriterien wurden folgende Versuchsreihen von der Auswertung ausgeschlossen (diese sind in Bild 5.5 rot dargestellt):

- Wegen nicht eingehaltener Mindestabstände:
Versuchsreihen 23 und 24.

Fasst man alle berücksichtigten Versuchswerte zusammen, so ergibt sich ein charakteristischer Verhältnisswert von $(R_V/R_k)_k = 1,050$, der geringfügig über dem Zielwert von 1,0 liegt.

Versuche Sandhaas [10]

Sandhaas führte insgesamt 36 Versuchsreihen durch. Hierbei wurden Hölzer mit z.T. sehr hoher Rohdichte von 700 bis 1100 kg/m³ und hochfeste Stähle verwendet (Zugfestigkeiten ca. 1000 N/mm²). Die Seitenholzschlankheiten lagen bei 5,0 bis 7,5.

Folgende Stabdübeldurchmesser wurden verwendet:

- Versuchsreihen 55 bis 72: $d = 12$ mm
- Versuchsreihen 73 bis 90: $d = 24$ mm

Entsprechend den in Abschnitt 4.7 erläuterten Ausschlusskriterien wurden folgende Versuchsreihen von der Auswertung ausgeschlossen (diese sind in Bild 5.6 rot dargestellt):

- Wegen Holzart (Laubhölzer):
Versuchsreihen 56 bis 66 und 73 bis 84.

Für jeden Versuch wurde erneut der Verhältniswert zwischen Versuchswert R_V und charakteristischer Rechenwert nach Johansen R_k berechnet. In **Bild 5.6** sind für jede Versuchsreihe der jeweilige mittlere Verhältniswert $(R_V/R_k)_m$ und der zugehörige charakteristische Verhältniswert $(R_V/R_k)_k$ dargestellt.

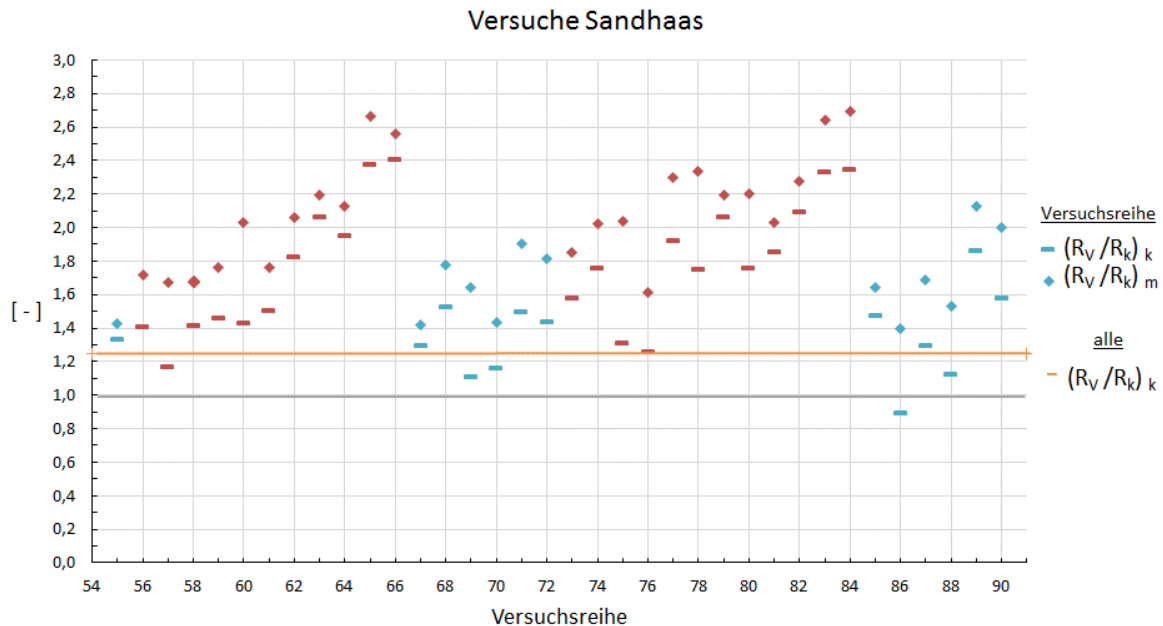


Bild 5.6 Verhältnis R_V / R_k (Versuche Sandhaas)

Aus diesem Bild ist zu erkennen, dass für nahezu alle Versuchsreihen der charakteristische Verhältniswert $(R_V/R_k)_k$ über dem Zielwert von 1,0 liegt.

Fasst man alle berücksichtigten Versuchswerte zusammen, so ergibt sich ein charakteristischer Verhältniswert von $(R_V/R_k)_k = 1,248$, der deutlich über dem Zielwert von 1,0 liegt.

Versuche Kneidl [8]

Kneidl führte 12 Versuchsreihen mit geringen Seitenholzsclankheiten durch: sie lagen konstant bei $\lambda_{SH} = 3,44$. Weiterhin wurden Hölzer mit vergleichsweise geringer Rohdichte verwendet.

Kneidl verwendete „doppelte“ Prüfkörper mit zwei gleichen Anschlüssen an beiden Enden der Zugprüfkörper. Die Ergebnisse der Versuchsreihen 90 bis 96 entsprechen denen der jeweils „schwächeren“ Anschlüsse. Bei den Versuchsreihen 97 bis 102 wurden die jeweils „stärkeren“ Anschlüsse nochmals geprüft.

Für die Auswertung konnten alle Versuchswerte herangezogen werden.

Für jeden Versuch wurde erneut der Verhältniswert zwischen Versuchswert R_V und charakteristischer Rechenwert nach Johansen R_k berechnet. In **Bild 5.7** sind für jede Versuchsreihe der jeweilige mittlere Verhältniswert $(R_V/R_k)_m$ und der zugehörige charakteristische Verhältniswert $(R_V/R_k)_k$ dargestellt.

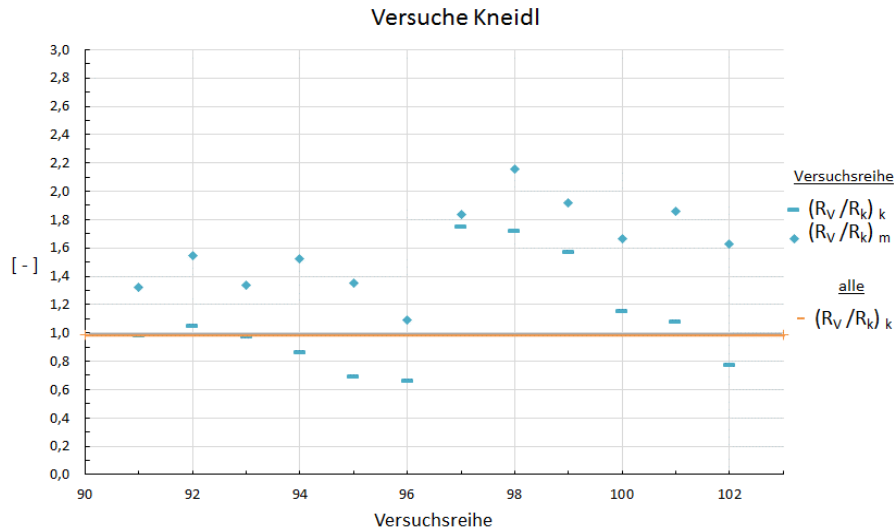


Bild 5.7 Verhältnis R_V / R_k (Versuche Kneidl)

Aus diesem Bild ist zu erkennen, dass bei einigen Versuchsreihen der charakteristische Verhältniswert $(R_V/R_k)_k$ unter dem Zielwert von 1,0 liegt.

Fasst man alle Versuchswerte zusammen, so ergibt sich ein charakteristischer Verhältniswert von $(R_V/R_k)_k = 0,990$, der in etwa dem Zielwert von 1,0 entspricht.

Versuche Brühl [7]

Brühl führte 6 Versuchsreihen durch, bei denen die Verbindungen mit einer Querkzugverstärkung versehen waren (**Bild 5.8**).

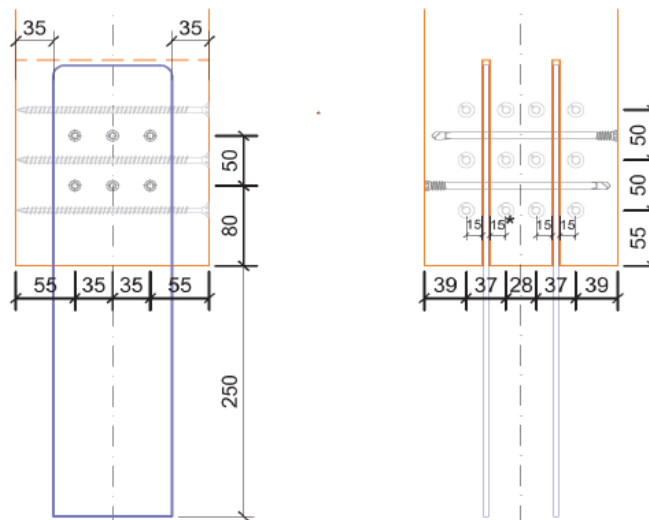


Bild 5.8 Verbindung mit Querkzugverstärkung nach Brühl

Es wurden Stabdübel mit Durchmessern $d = 7$ bis $d = 16$ mm verwendet. In **Bild 5.9** sind die zugehörigen Ergebnisse von links ($d = 7$ mm) nach rechts ($d = 16$ mm) dargestellt. Bei den Versuchen mit größeren Durchmessern trat ein vorzeitiges Versagen der Seitenhölzer auf bevor die Tragfähigkeit der Verbindung erreicht werden konnte.

Für die Auswertung konnten alle Versuchswerte herangezogen werden.

Für jeden Versuch wurde erneut der Verhältniswert zwischen Versuchswert R_V und charakteristischer Rechenwert nach Johansen R_k berechnet. In Bild 5.9 sind für jede Versuchsreihe der jeweilige mittlere Verhältniswert $(R_V/R_k)_m$ und der zugehörige charakteristische Verhältniswert $(R_V/R_k)_k$ dargestellt.

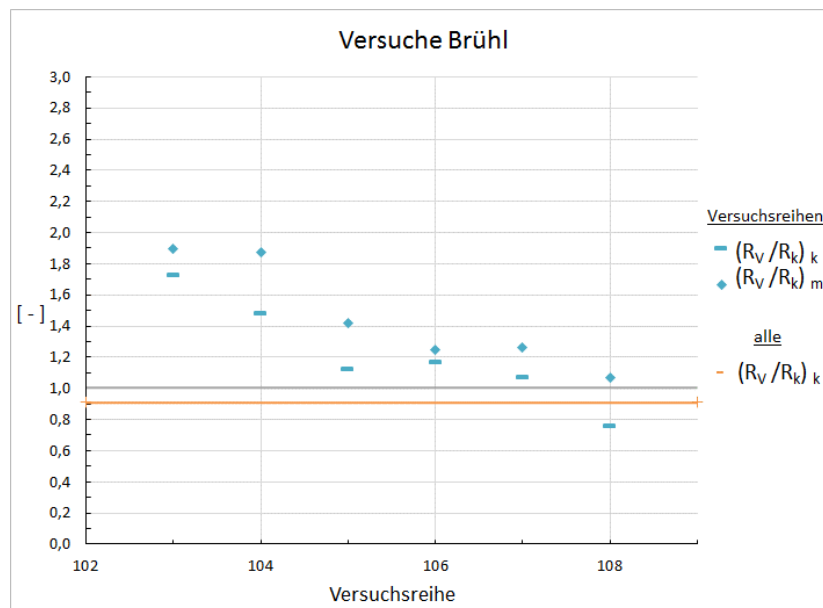


Bild 5.9 Verhältnis R_V / R_k (Versuche Brühl)

Fasst man alle Versuchswerte zusammen, so ergibt sich ein charakteristischer Verhältniswert von $(R_V/R_k)_k = 0,912$, der unter dem Zielwert von 1,0 entspricht.

Versuche Schmid [11]

Schmid führte 9 Versuchsreihen mit sehr geringen Seitenholzschlankheiten ($\lambda_{SH} = 1,25$) und hochfesten Stählen mit einem Durchmesser von $d = 24$ mm durch.

Entsprechend den in Abschnitt 4.7 erläuterten Ausschlusskriterien mussten alle Versuchsergebnisse von der Auswertung ausgeschlossen werden (diese sind in Bild 5.10 rot dargestellt):

- Wegen zu geringer Schlankheiten:
alle Versuchsreihen (109 bis 117).

Für jeden Versuch wurde erneut der Verhältniswert zwischen Versuchswert R_V und charakteristischer Rechenwert nach Johansen R_k berechnet. In **Bild 5.10** sind für jede Versuchsreihe der jeweilige mittlere Verhältniswert $(R_V/R_k)_m$ und der zugehörige charakteristische Verhältniswert $(R_V/R_k)_k$ dargestellt.

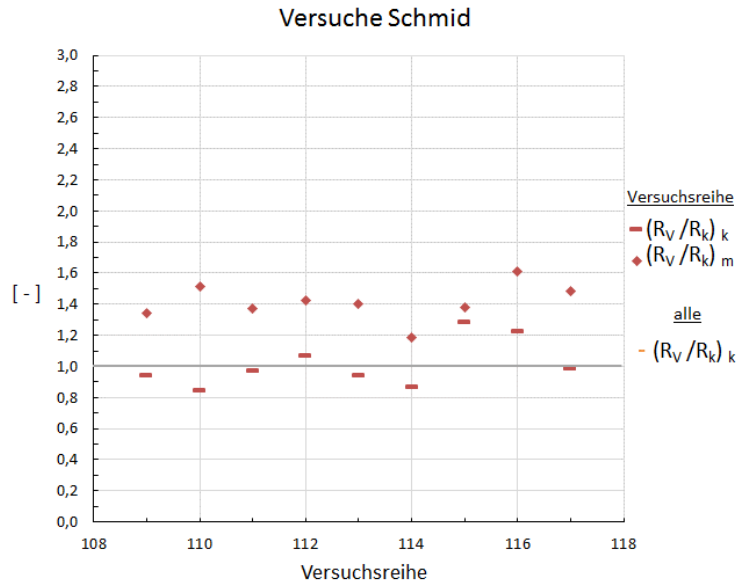


Bild 5.10 Verhältnis R_V / R_k (Versuche Schmid)

Fasst man alle Versuchswerte zusammen, so ergibt sich ein charakteristischer Verhältniswert von $(R_V/R_k)_k = 1,030$, der in etwa dem Zielwert von 1,0 entspricht.

5.2.2 Zusammenfassende Auswertung

5.2.2.1 Holz-Holz-Verbindungen

In **Bild 5.11** sind die Verhältniswerte R_V/R_k für alle untersuchten Holz-Holz-Verbindungen dargestellt. Der charakteristische Verhältniswert $(R_V/R_k)_k$ aller Versuchswerte (ohne ausgeschlossene Werte) ergibt sich zu 1,074.

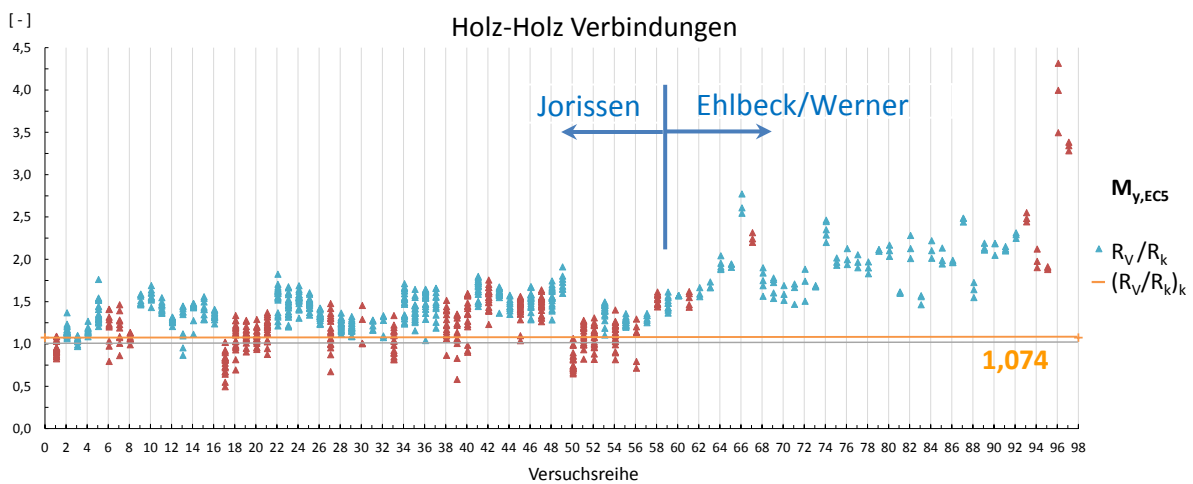


Bild 5.11 Verhältnis R_V / R_k für Holz-Holz-Verbindungen (rot = ausgeschlossene Werte)

Die Tatsache, dass dieser Wert über 1,0 liegt, deutet darauf hin, dass die nach Eurocode 5 berechnete charakteristische Tragfähigkeit R_k als leicht konservativ angesehen werden kann.

Aus Bild 5.11 ist weiterhin der Unterschied zwischen den Versuchen von Jorissen und Ehlbeck/ Werner zu erkennen. Bei diesen Versuchen von Ehlbeck/Werner [6] wiesen die Prüfkörper signifikant größere Schlankheiten auf als diejenigen von Jorissen [5]. Außerdem wurden sowohl von Jorissen als auch von Ehlbeck/Werner überwiegend Druckscherversuche durchgeführt (siehe **Bild 4.2**). Während Jorissen bei allen Prüfkörpern Folien aus Teflon in den Scherfugen anordnete, um die Reibung zwischen Seitenhölzern und Mittelholz zu minimieren, war dies bei den Versuchen von Ehlbeck/Werner nicht der Fall. Insbesondere bei Druckscherversuchen treten bei der Behinderung des seitlichen Ausweichens der Seitenhölzer Druckkräfte rechtwinklig zur Scherfuge und dadurch bedingte Traglasterhöhungen auf. Dies kann zumindest einen Teil des Unterschieds zwischen den Verhältniswerten für die Versuche nach Jorissen bzw. Ehlbeck/Werner erklären.

5.2.2.2 Stahlblech-Holz-Verbindungen

In **Bild 5.12** ist die gleiche Auswertung für Stahlblech-Holz-Verbindungen dargestellt. Der charakteristische Verhältniswert $(R_V/R_k)_k$ aller Versuchswerte (ohne ausgeschlossene Werte) ergibt sich zu 1,073 und ist daher nahezu identisch mit dem der Holz-Holz-Verbindungen.

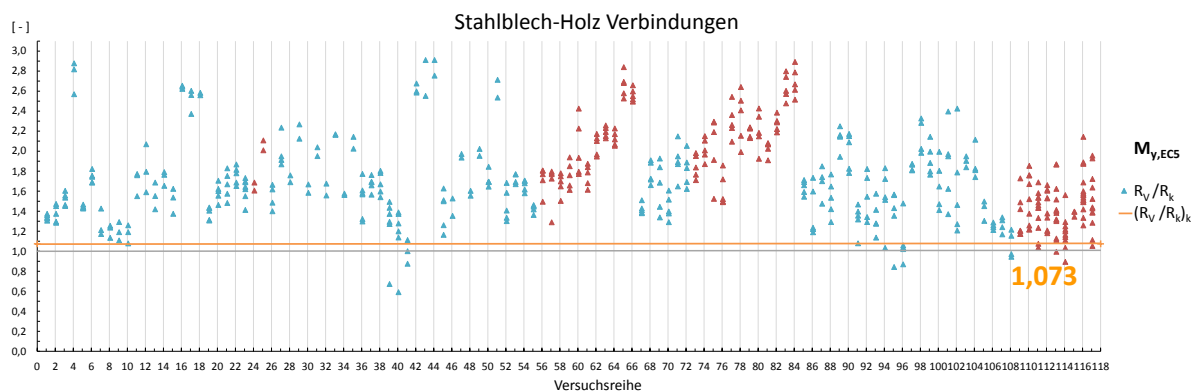


Bild 5.12 Verhältnis R_V / R_k für Stahlblech-Holz-Verbindungen (rot = ausgeschlossene Werte)

5.3 Vergleich mit erwarteten Versuchswerten

In einem weiteren Schritt wurden die Versuchswerte R_V mit den zugehörigen erwarteten Versuchswerten R_{EV} verglichen. Diese wurden zwar ebenfalls auf der Grundlage der Johansen-Theorie nach Eurocode 5 (ohne die Faktoren 1,05 und 1,15) berechnet, allerdings mit den bei den Versuchen vorliegenden Rohdichten der Hölzer und Stahlfestigkeiten der Stabdübel.

Diese Auswertung ermöglicht eine Aussage über die „Güte“ des zugrunde gelegten Rechenmodells (Johansen-Theorie). Trifft das Modell zu, so ist ein Verhältnis R_V/R_{EV} von **im Mittel 1,0** zu erwarten.

In **Bild 5.13** ist dieser Vergleich für Holz-Holz- und Stahlblech-Holz-Verbindungen in Abhängigkeit von der Schlankheit des Seitenholzes dargestellt.

Aus diesem Bild ist zu erkennen, dass über alle SH-Schlankheiten hinweg die im Versuch erzielten Tragfähigkeiten im Mittel deutlich über den erwarteten Tragfähigkeiten lagen (Verhältnis $R_V/R_{EV} > 1,0$).

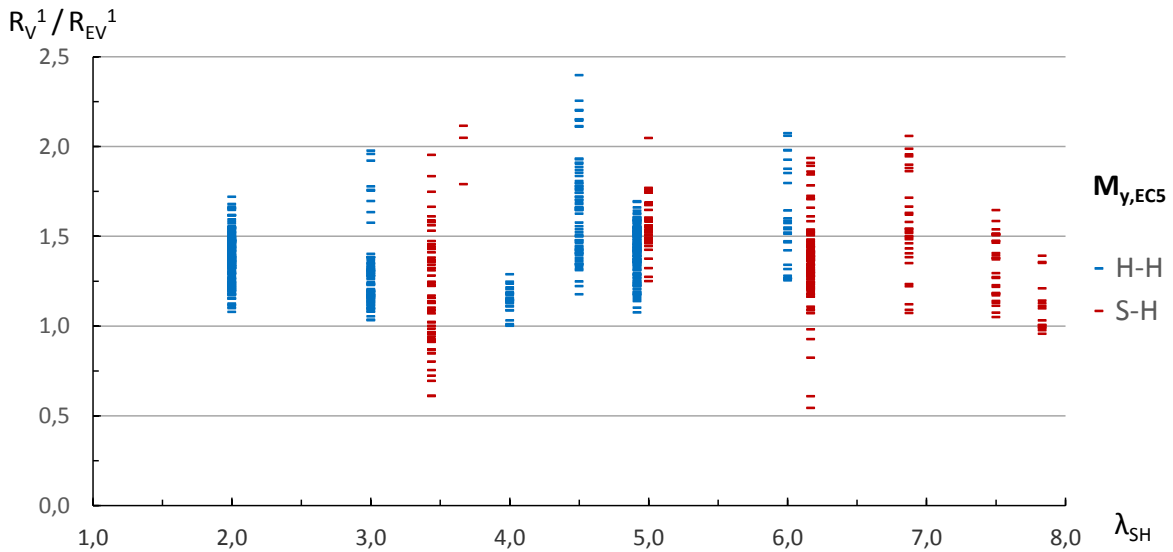


Bild 5.13 Verhältnis R_V / R_{EV} in Abhängigkeit von der Schlankheit des Seitenholzes

Der mittlere Verhältniswert aus erwarteten Werten der Tragfähigkeit und den nach der Johansen-Theorie bestimmten Werten liegt hierbei mit etwa 1,4 auch deutlich oberhalb der für das charakteristische Niveau bestimmten Verhältniswerte von 1,074 (Holz-Holz) bzw. 1,073 (Stahlblech-Holz). Dies bedeutet zunächst, dass das zugrunde gelegte Modell entweder zu konservativ ist oder Modellparameter zu konservativ abgeschätzt wurden oder in den Versuchen im Modell nicht berücksichtigte Einflüsse vorhanden waren.

Die wichtigsten Modellparameter sind die Lochleibungsfestigkeit des Holzes und das Fließmoment der Stabdübel, als nicht berücksichtigter Einfluss kommt die Reibung in den Scherfugen in Frage.

Die Lochleibungsfestigkeit für vorgebohrte Löcher in Nadelholz nach EC 5 wurde auf der Basis von Lochleibungsversuchen von Whale/Smith und Werner (siehe Werner [16]) durch eine Regression bestimmt. Die Regressionsgleichung für den Winkel 0° zwischen Kraft- und Faserichtung lautet:

$$f_{h,0} = 0,082 \cdot \rho \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \quad \text{Gl. (5.1)}$$

Diese Beziehung beschreibt den Zusammenhang zwischen Versuchswerten aus den Lochleibungsversuchen und den Parametern Rohdichte und Stiftdurchmesser. Unterstellt man, dass der Stiftdurchmesser eine deterministische Größe darstellt, dessen Streuung vernachlässigbar ist, bleibt als Erklärungsvariable nur noch die Rohdichte.

Um die charakteristische Rohdichte zu bestimmen, wurde in Gleichung 5.1 die Rohdichte ρ durch die charakteristische Rohdichte des Holzes ρ_k ersetzt. Dies führte zu Gleichung (8.32) in Eurocode 5. Dieses Vorgehen ist aus heutiger Sicht nicht korrekt, da bei diesem Vorgehen der Unterschied zwischen erwartetem Wert und charakteristischem Wert nur durch die Streuung der Rohdichte bestimmt wird. In Wirklichkeit gibt es weitere, in Gleichung (5.1) nicht berücksichtigte Parameter wie z.B. die Oberflächenrauigkeit des Verbindungsmittels und des Bohrlochs, die die Streuung der Lochleibungsfestigkeit weiter erhöhen. Dies bedeutet, dass Gleichung (5.1) zwar den Erwartungswert der Lochleibungsfestigkeit zutreffend beschreibt, den charakteristischen Wert jedoch überschätzt. Diese Tatsache ist **eine** mögliche Erklärung dafür, dass der mittlere Verhältniswert aus **erwarteten** Werten der Tragfähig-

keit und den nach der Johansen-Theorie bestimmten Werten von etwa 1,4 oberhalb des Verhältniswertes von etwa 1,07 für die **charakteristischen** Werte liegt.

Da beide Verhältniswerte oberhalb 1,0 liegen, muss die nach EC 5 zu hoch angesetzte Lochleibungsfestigkeit durch andere, günstige Einflüsse kompensiert werden. Hier kommen eine zu niedrig angenommene charakteristische Rohdichte für die Versuchskörper in Frage, aber auch ein zu niedrig angenommenes Fließmoment der Stabdübel (siehe Kapitel 6) oder auch die in der Johansen-Theorie nicht berücksichtigte Reibung in den Scherfugen der Prüfkörper (siehe 5.2.2.1).

5.4 Fazit

Die durchgeführten Auswertungen deuten darauf hin, dass die nach Eurocode 5 berechneten charakteristischen Tragfähigkeiten R_k als leicht konservativ angesehen werden können.

Weiterhin bestätigen die durchgeführten Auswertungen der Versuche die in den Vergleichsrechnungen mit der „alten“ DIN bereits gewonnenen Tendenzen, nämlich dass die Einflüsse des Stabdübeldurchmessers und der Schlankheit der Verbindung mit den derzeitigen Rechenregeln des Eurocode 5 nur unzureichend berücksichtigt werden:

- Die Tragfähigkeit von Stabdübeln mit größeren Durchmessern wird nach Eurocode 5 unterschätzt.
- Die Tragfähigkeit von Stabdübelverbindungen mit größeren Seitenholz-Schlankheiten wird nach Eurocode 5 ebenfalls unterschätzt.

6 Versuche mit Stabdübeln

6.1 Allgemeines

Die im vorigen Abschnitt aufgezeigte Auswertung der verfügbaren Versuchsergebnisse zeigte für größere Stabdübeldurchmesser eine zunehmende Unterschätzung der Tragfähigkeiten der Verbindungen. Dasselbe gilt für höhere Stabdübelschlankheiten, bei denen überhaupt erst Fließgelenke auftreten und das Fließmoment des Stabdübels sich auf die Tragfähigkeit auswirkt. Je nach dem maßgebenden Versagensmechanismus eines auf Abscheren beanspruchten Stabdübels wirkt sich die Größe seines Fließmoments auf die Tragfähigkeit der Verbindung aus. Bei Versagensmechanismen mit einem oder zwei Fließgelenken pro Scherfuge (siehe Versagensfälle 3 und 4 in Abschnitt 2.1.2) führt ein höheres Fließmoment auch zu einer höheren Tragfähigkeit. Daher wurde untersucht, wie groß die Fließmomente der Stabdübel in Abhängigkeit von der Zugfestigkeit des Stahls tatsächlich sind und ob die in Eurocode 5 angegebene Gleichung (8.30) das Fließmoment der Stabdübel zutreffend beschreibt.

An der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine des Karlsruher Instituts für Technologie wurde im Rahmen einer Diplomarbeit u.a. die Biege- und Zugtragfähigkeit von Stabdübeln unterschiedlicher Güte und Abmessungen bestimmt (siehe [12]).

6.2 Versuche mit Stabdübeln

6.2.1 Material und Methoden

Es wurden verschiedene Verbindungsmittelhersteller und Holzbaubetriebe, die Stabdübel verwenden, um Proben gebeten. **Tabelle 6-1** zeigt die Abmessungen der erhaltenen Proben. Die Stabdübel weisen Durchmesser zwischen 7 mm und 20 mm auf.

Tabelle 6-1 Zusammenstellung der geprüften Stabdübel

Hersteller- kürzel	Durchmesser [mm]	Länge [mm]	Mindestzugfestigkeit [N/mm ²]	Anzahl Zugversuche	Anzahl Biegeversuche
SFS	7	233	550	5	5
GH	8	200	k. A.	5	5
Hiwo	8	100	k. A.	5	0
RB	8	140	k. A.	5	5
Rög	8	160	k. A.	3	1
Würth	8	115	360	5	5
Alberts	10	140	380	5	5
Murr	10	210	k. A.	3	2
Rie	10	140	k. A.	1	1
Würth	10	140	360	5	10
A	12	190	k. A.	5	0
AHH	12	180	k. A.	3	2
Alberts	12	220	380	5	5
Bsch	12	320/2	k. A.	5	5
D	12	400/2	360	5	5
Gei	12	160	k. A.	1	1
Gei	12	200	k. A.	2	1
Gei	12	240	k. A.	2	1
GH	12	200	k. A.	5	4
HO	12	160	360	5	0
RB	12	200	k. A.	5	5
San	12	140	k. A.	3	2
Würth	12	200	360	5	5
DX	16	200	k. A.	5	5
Gei	16	240	k. A.	1	1
GH	16	300	k. A.	5	5
HO	16	140	360	5	5
RB	16	240	k. A.	5	5
SF	16	220	360	5	5
SF	16	320	360	5	0
VK	16	200	360	5	5
VK	16	220	360	5	0
B	20	420/2	k. A.	5	5
C	20	240	k. A.	4	0
GH	20	300	k. A.	5	5
RB	20	240	k. A.	5	5
Rie	20	390/2	k. A.	1	1
TI	20	295	360	5	0

In **Tabelle 6-1** ist zu erkennen, dass jeweils bis zu fünf Proben – zusammengefasst zu einer Serie – für Zug- oder Biegeversuche verwendet wurden. Stabdübel mit ausreichender Länge wurden zersägt, um mit demselben Stabdübel vergleichende Biege- und Zugversuche durchzuführen. Nur für einen Teil der Stabdübel lagen Herstellerangaben über die Stahlgüte und

damit über die Mindestzugfestigkeit des Stahls vor. Für die meisten Stabdübel fehlten diese Angaben. Insgesamt wurden 122 Stabdübel in 31 Serien in Biegeversuchen und 159 Stabdübel in 38 Serien in Zugversuchen geprüft.

Zur Bestimmung des Fließmomentes wurden die Stabdübel in Anlehnung an Bild A.1 der DIN EN 409:2009-08 in ein Biegegerät eingespannt. Für die Durchmesser 7 mm bis 8 mm wurde hierfür eine Drehmoment-Prüfmaschine der Firma Schatz GmbH (maximales Drehmoment 100 Nm) verwendet. Die größeren Durchmesser 10 bis 20 mm wurden in einer Drehmoment-Prüfmaschine der Versuchsanstalt für Stahl, Holz, und Steine des Karlsruher Instituts für Technologie geprüft. Die Prüfung fand jeweils in der Mitte der Probekörper statt. Der maximale Winkel der Prüfung wurde dabei durch die Geometrie der Prüfvorrichtung oder deren Maximalmoment begrenzt.

Mit den Stabdübeln Würth 10 x 140 wurden je 5 Biegeversuche mit den beiden unterschiedlichen Prüfmaschinen durchgeführt. **Bild 6.1** zeigt die Ergebnisse der Biegeversuche als Momenten-Biegewinkel-Diagramm. Die Momenten-Biegewinkel-Diagramme der beiden Maschinen unterscheiden sich bis zu einem Biegewinkel von 30° kaum, daher wird eine korrekte Arbeitsweise beider Maschinen unterstellt. Die Diagramme der Drehmoment-Prüfmaschine der Firma Schatz GmbH enden bei etwa 30°, da bei diesem Biegewinkel die Kapazität der Maschine von etwa 100 Nm erreicht war.

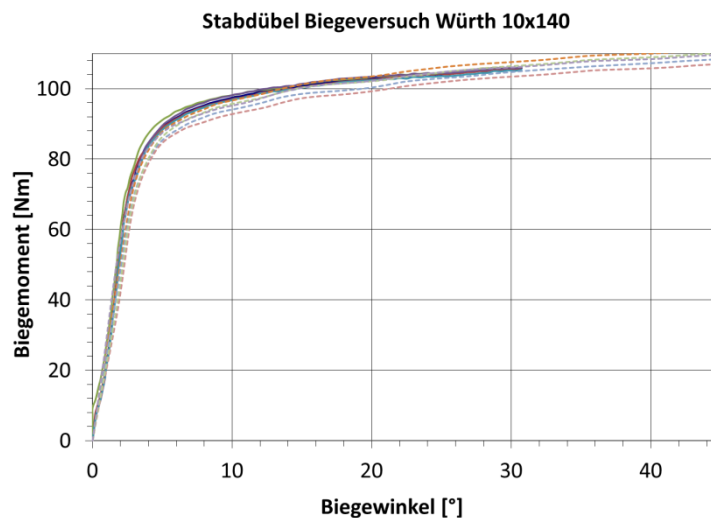


Bild 6.1 Vergleich der Biegemomente über dem Biegewinkel für Stabdübel des Durchmessers 10 mm für die Drehmoment-Prüfmaschine der Firma Schatz GmbH (durchgehende Linien) bzw. der Drehmoment-Prüfmaschine der Versuchsanstalt für Stahl, Holz, und Steine (gestrichelte Linien)

Die Zugversuche wurden – abhängig von der erwarteten Höchstlast – an zwei unterschiedlichen Prüfmaschinen durchgeführt. Die Zugtragfähigkeit der Durchmesser 7 mm bis 16 mm wurde an einer Prüfmaschine des Typs „Inspekt 150“ der Firma Hegewald und Peschke GmbH mit einer Höchstlast von 150 kN ermittelt. Die Verformungen wurden dabei mit einem optischen Messsystem über zwei aufgeklebte Markierungen ermittelt. Die Stabdübel des Durchmessers 20 mm wurden in einer Prüfmaschine (ZDS 250) mit einer Höchstlast von 250 kN geprüft. Zur Messung der Verformungen wurde hier ein mechanischer Wegaufnehmer verwendet. Dieser konnte bei kurzen Stabdübeln nicht verwendet werden, da der notwendige Platz nicht vorhanden war. Daher konnte bei dieser Prüfung teilweise nur die Zugfestigkeit, nicht jedoch die Dehnung ermittelt werden.

6.2.2 Ergebnisse der Zugversuche

Aus der Höchstlast F_m [kN] wurde die Zugfestigkeit R_m [N/mm²] (entspricht f_u [N/mm²]) bestimmt. Zusätzlich konnte bei fast allen Versuchen die 0,2%-Dehngrenze $R_{p0,2}$ [N/mm²] ermittelt werden, die bei Stählen, die kein ausgeprägtes Fließen zeigen, als Ersatz für die Streckgrenze f_y [N/mm²] verwendet wird.

Tabelle 6-2 zeigt die Ergebnisse der Zugversuche als Mittelwert der Zugfestigkeit bzw. 0,2%-Dehngrenze der jeweiligen Prüferie. Die Streuungen innerhalb einer Prüferie waren sehr klein.

Tabelle 6-2 Ergebnisse der Zugversuche

Hersteller-kürzel	Durchmesser/Länge [mm]	Mindestzugfestigkeit [N/mm ²]	Mittlere Zugfestigkeit $R_{m,mean}$ [N/mm ²]	Mittlere Dehngrenze $R_{p0,2,mean}$ [N/mm ²]
SFS	7/233	550	584	423
GH	8/200	k. A.	593	535
Hiwo	8/100	k. A.	463	320
RB	8/140	k. A.	662	624
Rög	8/160	k. A.	634	597
Würth	8/115	360	687	642
Alberts	10/140	380	622	567
Murr	10/210	k. A.	603	572
Rie	10/140	k. A.	607	544
Würth	10/140	360	604	552
A	12/190	k. A.	853	779
AHH	12/180	k. A.	641	601
Alberts	12/220	380	631	591
Bsch	12/320	k. A.	712	705
D	12/400	360	652	591
Gei	12/160	k. A.	717	704
Gei	12/200	k. A.	591	551
Gei	12/240	k. A.	440	298
GH	12/200	k. A.	604	561
HO	12/160	360	441	278
RB	12/200	k. A.	567	495
San	12/140	k. A.	752	712
Würth	12/200	360	697	660
DX	16/200	k. A.	397	236
Gei	16/240	k. A.	535	473
GH	16/300	k. A.	540	488
HO	16/140	360	446	308
RB	16/240	k. A.	742	683
SF	16/220	360	542	464
SF	16/320	360	454	382
VK	16/200	360	414	251
VK	16/220	360	459	334
B	20/420	k. A.	564	-
C	20/240	k. A.	553	531
GH	20/300	k. A.	572	530
RB	20/240	k. A.	628	-
Rie	20/390	k. A.	483	-
TI	20/295	360	551	513

Aus der **Tabelle 6-2** ist zu erkennen, dass die tatsächliche Zugfestigkeit in allen Fällen über der angegebenen Mindestzugfestigkeit lag, zum Teil deutlich oberhalb. Eine Korrelation zwi-

schen Zugfestigkeit und Durchmesser oder Hersteller ist nicht zu erkennen. Grundsätzlich liegen die Werte der Zugfestigkeit aus den Versuchen deutlich oberhalb der Werte für einen Stahl S235, der wohl bei den Stabdübeln ohne Angabe der Stahlgüte unterstellt werden muss. **Bild 6.2** zeigt beispielhaft die Stabdübel der Prüfsreihe VK 16/200 nach den Zugversuchen.



Bild 6.2 Stabdübel der Prüfsreihe VK 16/200 nach den Zugversuchen mit deutlicher Einschnürung und den aufgeklebten Markierungen für das optische Messsystem

6.2.3 Ergebnisse der Biegeversuche



Bild 6.3 Stabdübel der Prüfsreihe RB 8 x 140 nach der Biegeprüfung in der Drehmoment-Prüfmaschine der Firma Schatz GmbH

Während bei den Zugversuchen eine eindeutige Auswertung der Zugfestigkeit und der 0,2%-Dehngrenze durch Prüfnormen vorgegeben ist, hängt das Fließmoment eines Stabdübelns signifikant vom erreichten Biegewinkel ab (siehe **Bild 6.1**). Blaß, Bienhaus und Krämer [14] schlugen auf der Grundlage von Biegeversuchen mit Stabdübeln eine empirische Beziehung

zur Bestimmung des Biegemoments in Abhängigkeit vom Biegewinkel vor. Den Biegewinkel eines Stabdübels ermittelten sie für eine Verschiebung in der Verbindung von 15 mm konservativ, indem ein Versagensmechanismus mit einem Fließgelenk pro Scherfuge in Holz-Holz-Verbindungen sowie eine charakteristische Rohdichte von 350 kg/m^3 und eine Zugfestigkeit $f_{u,k} = 1000 \text{ N/mm}^2$ angenommen wurden. Wird dieser Biegewinkel zur Bestimmung des Fließmoments verwendet, resultiert eine ebenfalls empirische Beziehung zur Bestimmung des Fließmoments in Abhängigkeit von der Zugfestigkeit des Stahls und des Durchmessers d :

$$M_{y,k} = 0,27 \cdot f_{u,k} \cdot d^{2,6} \text{ in N/mm}^2 \quad \text{Gl. (6.1)}$$

mit $f_{u,k}$ in N/mm^2 und d in mm.

Diese Gleichung, die die geringeren Biegewinkel der größeren Stabdübeldurchmesser implizit berücksichtigt, wurde später mit einem Vorfaktor von 0,3 in DIN 1052:2004-08 und EN 1995-1-1 übernommen. Gleichung (6.1) führt allerdings für große Stabdübeldurchmesser und hohe Zugfestigkeiten zu sehr konservativen Werten des Fließmoments, die in extremen Fällen unterhalb der elastischen Biegetragfähigkeit des Stabdübelquerschnitts liegen (siehe [10]).

DIN EN 409 „Holzbauwerke - Prüfverfahren - Bestimmung des Fließmoments von stiftförmigen Verbindungsmitteln“ gibt einen Biegewinkel α vor, bei dem das Fließmoment des stiftförmigen Verbindungsmittels zu bestimmen ist. Für Stabdübel in Holz-Holz- oder Stahlblech-Holz-Verbindungen beträgt α :

$$\alpha = \alpha_1 \cdot \left(\frac{2,78 \cdot \rho_k}{f_u} \right)^{0,44} \quad \text{Gl. (6.2)}$$

In Gleichung (6.2) bedeuten:

α der zur Bestimmung des Fließmoments anzuwendende Biegewinkel, in Grad;

α_1 der Biegewinkel nach Bild 4 der EN 409, in Grad;

ρ_k die charakteristische Rohdichte des Holzes, bei dem das Verbindungsmittel eingesetzt wird, in kg/m^3 ;

f_u die Zugfestigkeit des Verbindungsmittels, in N/mm^2 .

Tabelle 6-3 zeigt die nach EN 409 bestimmten Fließmomente auf der Basis einer charakteristischen Rohdichte von 350 kg/m^3 und den Zugfestigkeiten, die in den Zugversuchen für die Stabdübel der gleichen Serie bestimmt wurden. Da nicht für alle Serien sowohl Zug- als auch Biegeversuche durchgeführt wurden, unterscheidet sich die Anzahl der Prüfserien von derjenigen in **Tabelle 6-2**. Zum Vergleich sind in **Tabelle 6-3** auch die Fließmomente angegeben, die nach Gleichung (8.30) des EC 5 einmal auf der Basis der Zugfestigkeit $R_{m,mean}$ aus den Versuchen und andererseits auf der Basis der Mindestzugfestigkeit $f_{u,k}$ bestimmt wurden. War keine Mindestzugfestigkeit angegeben, wurde die Mindestzugfestigkeit eines Stahls S235 von 360 N/mm^2 angenommen.

Tabelle 6-3 zeigt, dass die in den Versuchen ermittelten Fließmomente deutlich über den nach EC 5 ermittelten Werten liegen. Der Unterschied steigt mit zunehmendem Stabdübeldurchmesser. Bei Stabdübeln des Durchmessers 20 mm beträgt das Fließmoment aus dem Biegeversuch nach EN 409 zum Teil mehr als das Dreifache des mit der Mindestzugfestigkeit

berechneten Wertes nach EC 5. Die Ergebnisse zeigen, dass die Bestimmung des Fließmoments nach EC 5 insbesondere für größere Stabdübeldurchmesser und höhere Zugfestigkeiten des Stahls sehr konservativ ist.

Tabelle 6-3 Ergebnisse der Biegeversuche

Hersteller-kürzel	Durchmesser/Länge [mm]	$R_{m,mean}$ [N/mm ²]	$M_{y,EN409,mean}$ [Nm]	$M_{y,EN1995,Rmmean}$ [Nm]	$M_{y,EN1995,fuk}$ [Nm]
SFS	7/233	584	32	28	26
GH	8/200	593	52	40	24
RB	8/140	662	59	44	24
Rög	8/160	634	56	42	24
Würth	8/115	687	60	46	24
Alberts	10/140	622	106	74	45
Murr	10/210	603	101	72	43
Rie	10/140	607	107	72	43
Würth	10/140	604	102	72	43
AHH	12/180	641	193	123	69
Alberts	12/220	631	184	121	73
Bsch	12/320	712	198	137	69
D	12/400	652	184	125	69
Gei	12/160	717	196	138	69
Gei	12/200	591	136	113	69
Gei	12/240	440	95	84	69
GH	12/200	604	174	116	69
RB	12/200	567	166	109	69
San	12/140	752	202	144	69
Würth	12/200	697	201	134	69
DX	16/200	397	198	161	146
Gei	16/240	535	377	217	146
GH	16/300	540	377	219	146
HO	16/140	446	257	181	146
RB	16/240	742	494	301	146
SF	16/220	542	349	220	146
VK	16/200	414	213	168	146
B	20/420	564	776	408	261
GH	20/300	572	759	414	261
RB	20/240	628	825	455	261
Rie	20/390	483	696	350	261

Um eine zutreffendere Berechnung der Fließmomente für die Bemessung von Stabdübelverbindungen nach EC 5 zu ermöglichen, wird eine Alternative zur Gleichung (8.30) des EC 5 entwickelt und vorgeschlagen. Hierbei ist das unterschiedliche Verhalten der Stähle aus Stahl mit niedrigen bzw. hohen Zugfestigkeiten zu berücksichtigen. Während bei Stählen mit niedriger Zugfestigkeit und einer ausgeprägten Streckgrenze das aufnehmbare Moment bei Erreichen plastischer Verformungen noch deutlich ansteigt, ist dies bei Stählen mit hoher Zugfestigkeit nur in geringerem Maß der Fall (Siehe **Bild 6.4**). Während bei höherfesten Stählen die Zugfestigkeit zusammen mit dem Durchmesser eine gute Vorhersage des Fließmoments ermöglicht, ist dies bei den Stählen mit ausgeprägter Fließgrenze nicht der Fall.

Aus diesem Grund werden diejenigen Versuchsergebnisse, bei denen Stabdübel aus einer Serie sowohl in Biege- als auch in Zugversuchen geprüft wurden, zur Herleitung einer Gleichung zur Bestimmung des Fließmoments herangezogen. Die beste Übereinstimmung zwi-

schen den Versuchsergebnissen und Vorhersagewerten wurde für den folgenden Ausdruck erreicht:

$$M_{y,neu} = \begin{cases} 0,15 \cdot \frac{f_y + f_u}{2} \cdot d^3 & \text{für } f_u < 450 \text{ N/mm}^2 \\ 0,15 \cdot f_u \cdot d^3 & \text{für } f_u > 450 \text{ N/mm}^2 \end{cases} \quad \text{Gl. (6.3)}$$

mit

- d = Durchmesser
- f_y = Streckgrenze des Stahls
- f_u = Zugfestigkeit des Stahls

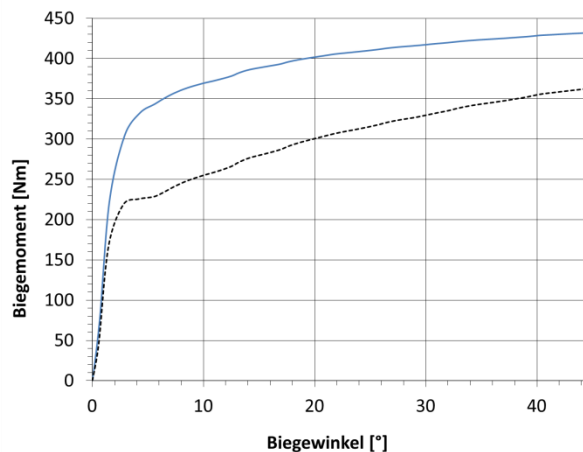


Bild 6.4 Aufnehmbares Biegemoment in Abhängigkeit vom Biegewinkel für einen höherfesten Stahl (durchgehende Linie) und einen niederfesten Stahl mit ausgeprägter Streckgrenze (gestrichelte Linie)

Bild 6.5 zeigt für die 122 Biegeversuche das Verhältnis zwischen M_y nach EN 409 und dem Wert nach Gleichung (6.3) auf der Basis der für die jeweilige Prüferserie bestimmten mittleren (Rauten) und nominellen (Quadrate) Zugfestigkeit.

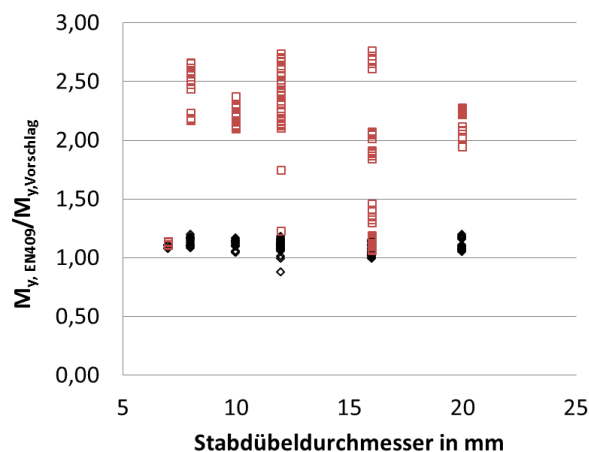


Bild 6.5 Verhältniswerte der Fließmomente aus den Versuchen zu den Fließmomenten nach Gleichung (6.3) basierend auf den tatsächlichen (Rauten) bzw. den nominellen (Quadrate) Fließgrenzen und Zugfestigkeiten der Stabdübel

Die Verhältniswerte sind unabhängig vom Stabdübeldurchmesser. Der mittlere Verhältniswert beträgt 1,09, der charakteristische Wert 1,00. Damit ist eine sehr gute Bestimmung des

tatsächlichen Fließmoments aus den Versuchen nach EN 409 möglich. Da bei einer Bemessung nicht der tatsächliche Wert der Fließgrenze bzw. der Zugfestigkeit des Stahls verwendet wird, sondern der niedrigere nominelle Wert, ist der Vorschlag nach Gleichung (6.3) immer noch konservativ (siehe Quadrate in Bild 6.5).

Zum Vergleich zeigt Bild 6.6 das Verhältnis zwischen M_y nach EN 409 und dem Wert nach Gleichung (8.30) des Eurocode 5 auf der Basis der für die jeweilige Prüfserie bestimmten mittleren Fließgrenze bzw. Zugfestigkeit (Rauten) und auf der Basis der nominellen Werte der Fließgrenze bzw. Zugfestigkeit (Quadrate). Es ist deutlich zu erkennen, dass Gleichung (8.30) des Eurocode 5 besonders für größere Durchmesser sehr konservativ ist.

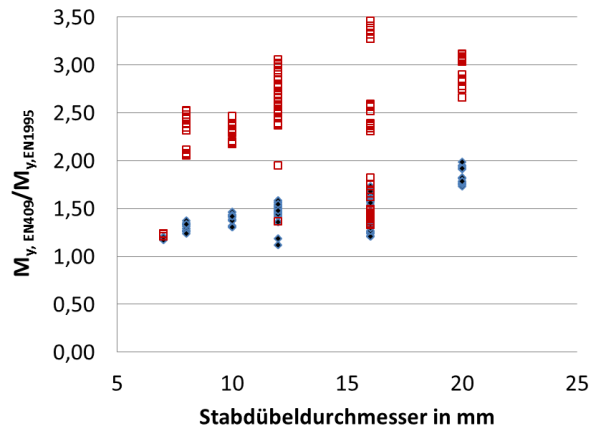


Bild 6.6 Verhältniszahlen der Fließmomente aus den Versuchen zu den Fließmomenten nach Gleichung (8.30) des Eurocode 5 basierend auf den tatsächlichen (Rauten) bzw. den nominellen (Quadrate) Zugfestigkeiten der Stabdübel

In **Bild 6.7** ist das Verhältnis $M_{y,neu} / M_{y,alt}$ in Abhängigkeit des Stabdübeldurchmessers dargestellt. Es ist zu erkennen, dass diese modifizierte Gleichung für zunehmende Durchmesser und höhere Zugfestigkeit deutlich höhere Werte für das Fließmoment als gegenwärtig nach Eurocode 5 liefert.

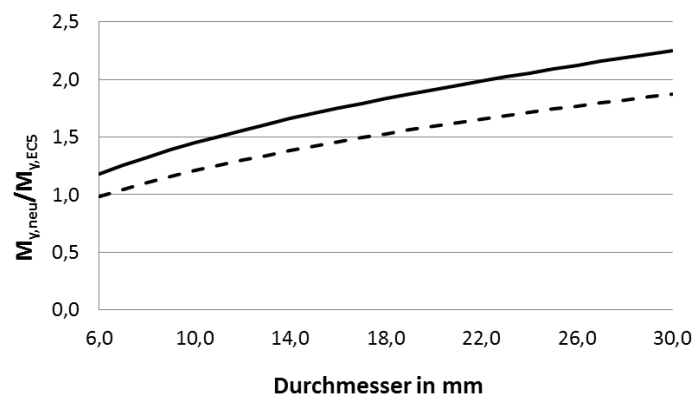


Bild 6.7 Verhältniszahl des Fließmoments nach dem obigen Vorschlag zum Fließmoment nach Eurocode 5 für Stähle mit Zugfestigkeiten $f_u > 450 \text{ N/mm}^2$ (durchgehende Linie) und $f_u < 450 \text{ N/mm}^2$ (gestrichelte Linie)

Die Unterschiede zwischen den Quadraten (tatsächliche Festigkeit) bzw. Rauten (nominelle Festigkeit) in den Bildern 6.5 und 6.6 zeigen, dass die Stabdübel z.T. erhebliche Überfestigkeiten aufweisen. Bei der Entnahme der Stabdübel in Betrieben wurde festgestellt, dass nur in 14 Betrieben Stabdübel mit Angabe einer deklarierten Stahlgüte verwendet wurden. Bei den übrigen Betrieben waren auf den Verpackungen keinerlei Angaben zur Stahlqualität zu finden.

Die ermittelten Zugfestigkeiten lagen alle über der Mindestfestigkeit für S 235 von 360 N/mm^2 und schwankten bei einem Mittelwert von etwa 585 N/mm^2 zwischen 397 und 853 N/mm^2 .

Höhere Stahlfestigkeiten führen bei Stabdübelverbindungen auch zu höheren Tragfähigkeiten, sofern sich mindestens ein Fließgelenk ausbilden kann. Ist die tatsächliche Zugfestigkeit der Stabdübel bekannt (z.B. nach Probenentnahme in einem Bestandsgebäude), so kann diese auch bei einer Überprüfung der Standsicherheit berücksichtigt werden.

Anzumerken wäre in diesem Zusammenhang, dass bei früheren Versuchen, die zu den Regelungen der DIN 1052:1988 geführt haben, die Stahlfestigkeit der Stabdübel nicht explizit bestimmt wurde und somit etwaige Überfestigkeiten in den zulässigen Werten nach DIN 1052:1988 enthalten sind. Bei einer Berechnung nach Eurocode 5 wird dagegen nur mit der nominellen Zugfestigkeit (Mindest-Zugfestigkeit) der Stabdübel gerechnet.

7 Schlankheitseffekt

Wie in Abschnitt 5.3 beschrieben, deuten die ausgewerteten Versuche darauf hin, dass bei Schlankheiten \geq etwa $4,0$ höhere Tragfähigkeiten beobachtet werden als rechnerisch erwartet (siehe auch Bild 5.13). Dieser Effekt wird nachfolgend als „Schlankheitseffekt“ bezeichnet. Eine vollständige wissenschaftlich fundierte Erklärung dieses Effektes konnte bislang noch nicht gefunden werden, da nur ein Teil dieses Effektes mit den höheren Fließmomenten (siehe Abschnitt 6.2) erklärt werden kann.

Es wird jedoch vermutet, dass bei Ausbildung von Fließgelenken im Stabdübel Verformungen in der Verbindung auftreten, die ihrerseits Reibungskräfte aktivieren, die bislang bei der Bemessung nicht berücksichtigt werden.

Der im Eurocode 5 verankerte Einhängeneffekt basiert auf einem Aneinanderpressen der miteinander verbundenen Hölzer bzw. Stahlbleche und der damit in der Scherfuge aktivierten Reibungskraft mit einem angenommenen Reibungskoeffizienten von $\mu = 0,25$. Inwieweit der aus den Versuchen festgestellte „Schlankheitseffekt“ mit diesem Einhängeneffekt vergleichbar ist, konnte im Zuge dieses Vorhabens nicht geklärt werden.

Beim Auftreten von zwei Fließgelenken pro Scherfuge „verhaken“ sich Seiten- und Mittelholz miteinander, so dass ein Anpressen der Hölzer auch bei Stabdübelverbindungen möglich erscheint (siehe **Bild 7.1 links**). Dies ist insbesondere bei Verbindungen mit größeren Schlankheiten ($>$ ca. $6-7$ je nach Stahlgüte) der Fall.

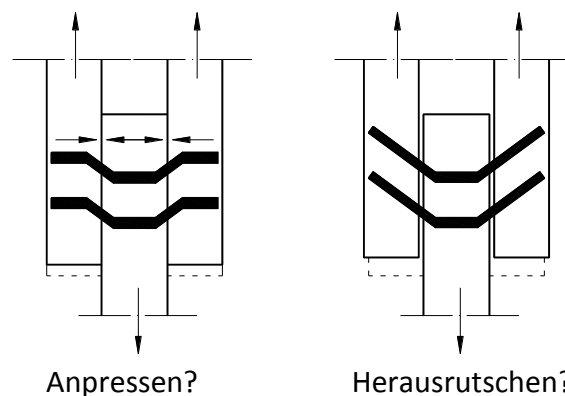


Bild 7.1 Mögliches Anpressen der Hölzer bei Ausbildung von 2 Fließgelenken pro Scherfuge (links) und mögliche Gefahr eines Herausrutschens des Seitenholzes bei nur 1 Fließgelenk pro Scherfuge (rechts)

Bei Ausbildung von nur einem Fließgelenk bestehen Zweifel an der Möglichkeit eines Anpressens der Hölzer. Hier ist eher davon auszugehen, dass die Seitenhölzer sich aus der Verbindung herausziehen (siehe **Bild 7.1 rechts**).

Eine andere Erklärung für den Schlankheitseffekt könnte darin bestehen, dass die Spaltgefahr bei mehreren hintereinander liegender Verbindungsmittel mit zunehmender Schlankheit geringer ist, als dies bisher angenommen wurde. Die Gleichung für n_{ef} im EC 5 wurde aufgrund der Versuche von Jorissen [5] hergeleitet, bei denen aber vorrangig Prüfkörper mit geringer bis mittlerer Schlankheit geprüft wurden. Zur Klärung dieser Frage wären entsprechende weitere Untersuchungen/Versuche notwendig.

8 Auswertungen – Teil 2

Die in Abschnitt 5.2 und 5.3 aufgezeigten Auswertungen wurden unter Berücksichtigung der gewonnenen Erkenntnisse nochmals ausgeführt. Hierbei wurden folgende Faktoren berücksichtigt:

- Modifizierte Gleichung für das Fließmoment ($\rightarrow M_{y,neu}$ nach Gleichung 6.3).
- Verschiedene Varianten eines Einhänge/Schlankheitseffektes:
 0% / 25% Tragfähigkeitssteigerung bei Ausbildung von 1 / 2 Fließgelenken,
 25% / 25% Tragfähigkeitssteigerung bei Ausbildung von 1 / 2 Fließgelenken,
 10% / 25% Tragfähigkeitssteigerung bei Ausbildung von 1 / 2 Fließgelenken.

8.1 $M_{y,neu}$

In **Bild 8.1** sind die Verhältniszerte R_V/R_k für alle untersuchten Holz-Holz-Verbindungen dargestellt. Dieses Diagramm ist vergleichbar mit Bild 5.11 aus Abschnitt 5.2.2.1.

Der charakteristische Verhältniszert (R_V/R_k)_k aller Versuchswerte (ohne ausgeschlossene Werte) ergibt sich zu 1,048. Im Vergleich hierzu: mit $M_{y,alt}$ ergab sich für alle Versuchswerte ein charakteristischer Verhältniszert von 1,074.

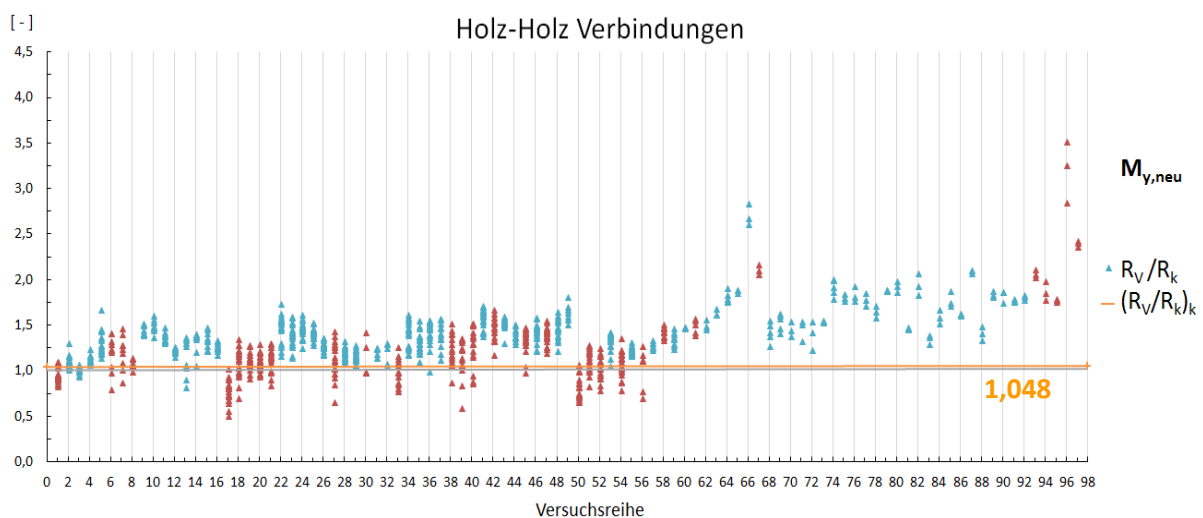


Bild 8.1 Verhältnis R_V / R_k für Holz-Holz-Verbindungen (rot = ausgeschlossene Werte)

Aus diesem Bild ist zu erkennen, dass der „Sprung“ zwischen den Versuchen von Jorissen und Ehlbeck/Werner nicht mehr so ausgeprägt ausfällt: Jorissen verwendete überwiegend

Stabdübel mit $d = 12$ mm, während Ehlbeck/Werner auch Stabdübel mit bis zu 30 mm einsetzen.

In **Bild 8.2** ist die gleiche Auswertung für Stahlblech-Holz-Verbindungen dargestellt. Dieses Diagramm ist vergleichbar mit Bild 5.12 aus Abschnitt 5.2.2.2.

Der charakteristische Verhältniswert $(R_V/R_k)_k$ aller Versuchswerte (ohne ausgeschlossene Werte) ergibt sich zu 1,001. Im Vergleich hierzu: mit $M_{y,alt}$ ergab sich für alle Versuchswerte ein charakteristischer Verhältniswert von 1,073.

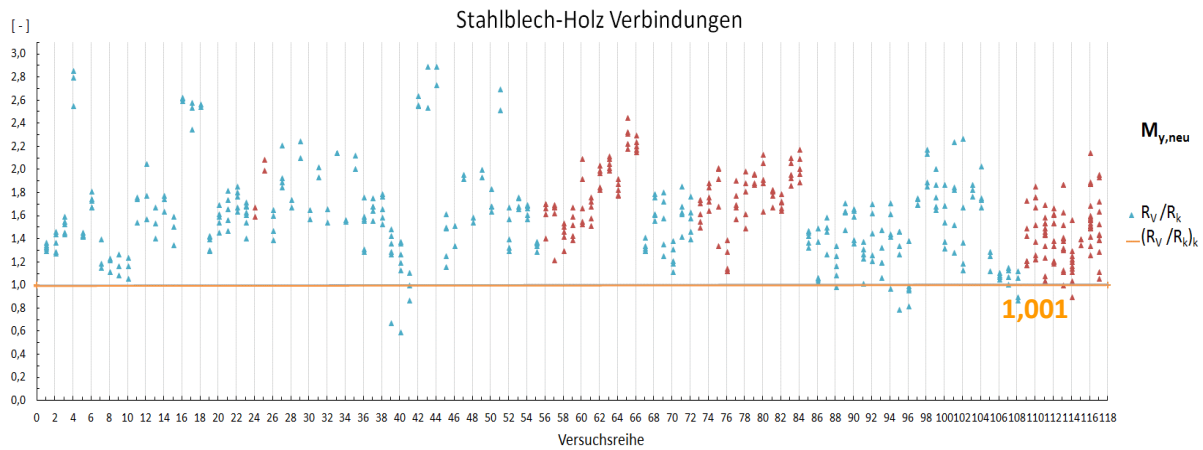


Bild 8.2 Verhältnis R_V / R_k für Holz-Holz-Verbindungen (rot = ausgeschlossene Werte)

8.2 $M_{y,neu}$ + Schlankheitseffekt von 25% bei Ausbildung von 2 Fließgelenken

Unter Ansatz der modifizierten Gleichung für das Fließmoment M_y nach Abschnitt 6.2 und einem „Schlankheitseffekt“ von 25% für den Versagensfall mit 2 Fließgelenken wurden die Versuche erneut ausgewertet.

In **Bild 8.3** sind die Ergebnisse für den Vergleich der Versuchswerte R_V mit den charakteristischen Rechenwerten R_k für Holz-Holz-Verbindungen dargestellt. Dieses Bild ist vergleichbar mit Bild 5.11 der ersten Auswertung (Abschnitt 5.2.2.1).

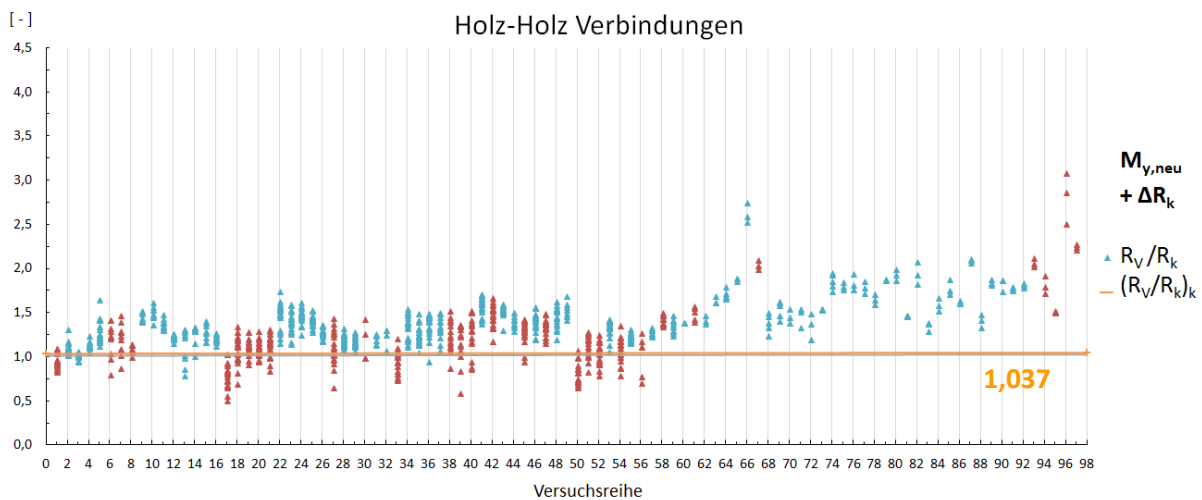


Bild 8.3 Verhältnis R_V / R_k für Holz-Holz-Verbindungen: Neuauswertung mit $M_{y,neu}$ und Schlankheitseffekt von 25% bei Auftreten von 2 Fließgelenken pro Scherfuge

Der charakteristische Verhältnisswert $(R_V/R_k)_k$ aller Holz-Holz-Versuchswerte (ohne ausgeschlossene Werte) ergibt sich dabei zu 1,037.

In **Bild 8.4** sind die Ergebnisse für den Vergleich der Versuchswerte R_V mit den charakteristischen Rechenwerten R_k für Stahlblech-Holz-Verbindungen dargestellt. Dieses Bild ist vergleichbar mit Bild 5.12 der ersten Auswertung (Abschnitt 5.2.2.2).

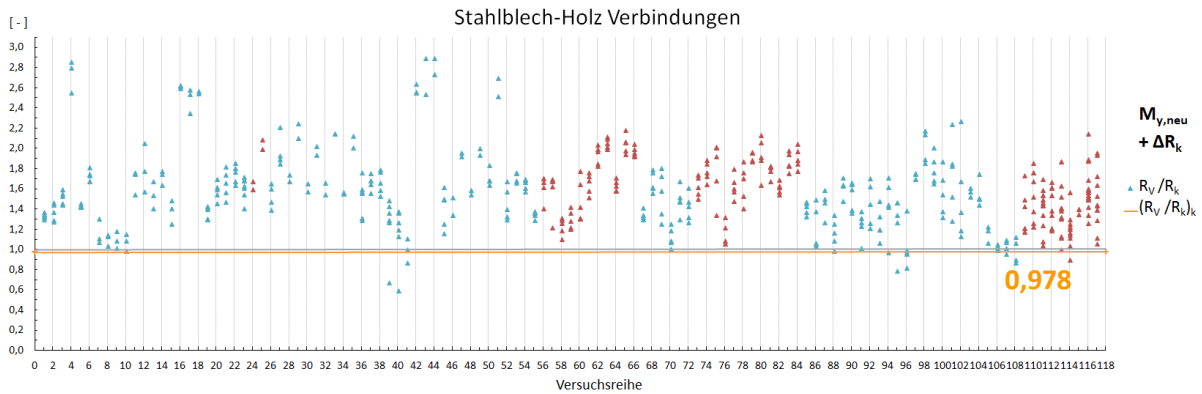


Bild 8.4 Verhältnis R_V / R_k für Stahlblech-Holz-Verbindungen (rot = ausgeschlossene Werte): Neuauswertung mit $M_{y,neu}$ und Schlankeitseffekt von **25% bei Auftreten von 2 Fließgelenken** pro Scherfuge

Der charakteristische Verhältnisswert $(R_V/R_k)_k$ aller Stahlblech-Holz-Versuchswerte (ohne ausgeschlossene Werte) ergibt sich zu 0,978.

Die Gegenüberstellung der Versuchswerte mit den **erwarteten Versuchswerten** (R_V/R_{EV}) ist in **Bild 8.5** dargestellt. Dieses Bild ist vergleichbar mit Bild 5.13 der ersten Auswertung (Abschnitt 5.3).

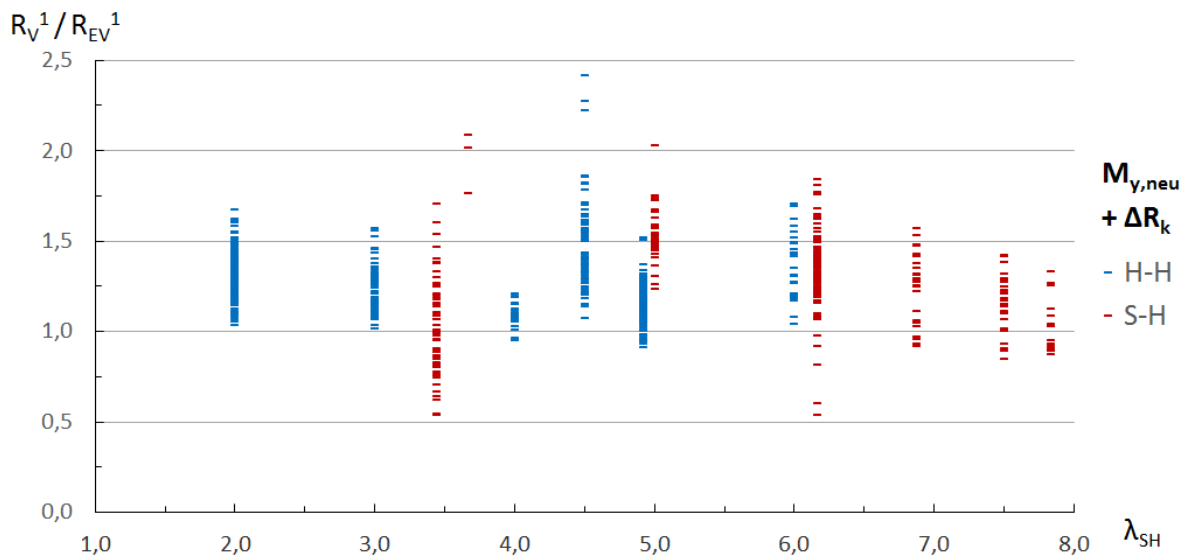


Bild 8.5 Verhältnis R_V / R_{EV} in Abhängigkeit von der Schlankeit des Seitenholzes: Neuauswertung mit $M_{y,neu}$ und Schlankeitseffekt von **25% bei Auftreten von 2 Fließgelenken** pro Scherfuge

Bild 8.5 zeigt bei Schlankeiten $\lambda_{SH} > 6$ eine Annäherung an den Idealwert von 1: In diesem Bereich kommt der Schlankeitseffekt bei Ausbildung von 2 Fließgelenken zu Tragen.

Allerdings werden die Tragfähigkeiten im mittleren Schlankheitsbereich $4 < \lambda_{SH} < 6$ immer noch tendenziell unterschätzt. In diesem Schlankheitsbereich tritt meist nur ein Fließgelenk auf, für den kein Schlankheitseffekt angesetzt wurde. Hier scheint noch „Reserve“ für den Ansatz eines „mittleren“ Schlankheitseffekts zu bestehen.

In Zusammenhang mit dem Schlankheitseffekt wäre anzumerken, dass bei der praktischen Anwendung nach „alter“ DIN 1052 eine Grenzschlankheit der Hölzer von mind. 6 angestrebt wurde. Es ist daher anzunehmen, dass bei Verbindungen nach „alter“ DIN 1052 ein „Schlankheitseffekt“ implizit enthalten ist.

8.3 $M_{y,neu}$ + Schlankheitseffekt von 25% bei Ausbildung von 1 und 2 Fließgelenken

Die Versuche zeigen, dass auch im mittleren Schlankheitsbereich zwischen 4 und 6 ein „Schlankheitseffekt“ angesetzt werden könnte (siehe auch Bild 8.5).

Setzt man einen „Schlankheitseffekt“ von 25% auch bei Ausbildung von nur 1 Fließgelenk an, so nähert sich das Verhältnis R_V/R_{EV} (Versuchswert / erwarteter Versuchswert) dem Idealwert von 1,0 weiter an (**Bild 8.6**).

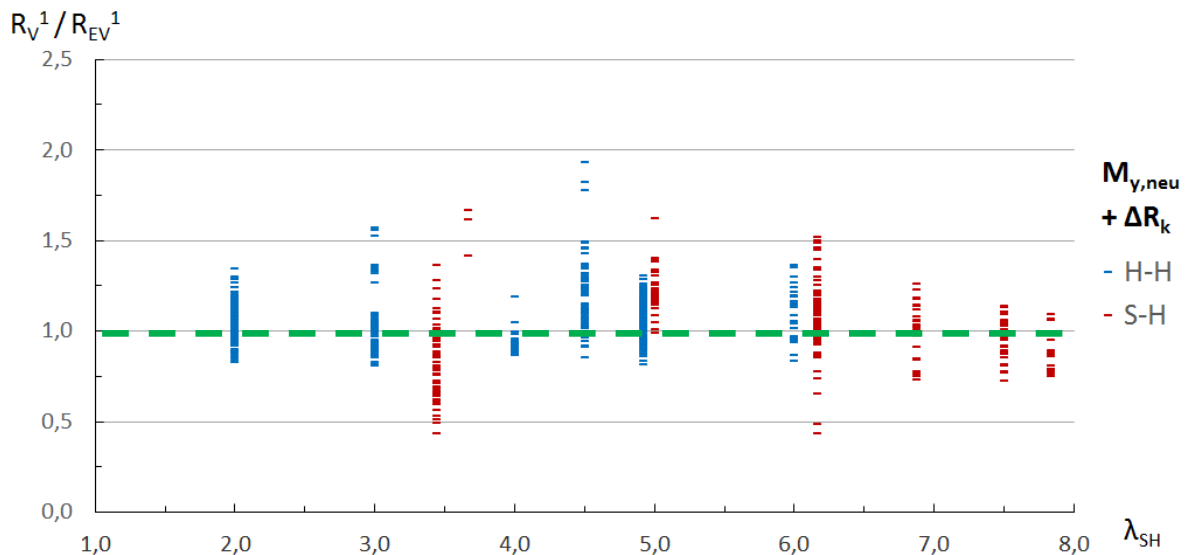


Bild 8.6 Verhältnis R_V / R_{EV} in Abhängigkeit von der Schlankheit des Seitenholzes: Neuauswertung mit $M_{y,neu}$ und Schlankheitseffekt von 25% bei Auftreten von 1 und 2 Fließgelenken pro Scherfuge

Der Ansatz dieses „Schlankheitseffektes“ auch bei mittleren Schlankheiten führt allerdings dazu, dass für das Verhältnis R_V/R_k (Versuchswert / char. Wert nach Eurocode 5) der char. Wert auf 0,846 (Holz-Holz-Verbindungen, **Bild 8.7**) bzw. 0,801 (Stahlblech-Holz-Verbindungen, **Bild 8.8**) absinkt.

Der Ansatz eines „Schlankheitseffektes“ von 25% auch bei nur einem Fließgelenk pro Scherfuge führt dazu, dass das Bemessungsmodell dann für nahezu alle Holz-Holz-Versuche von Jorissen rechnerisch zu hohe Tragfähigkeiten liefert und diese damit überschätzt.

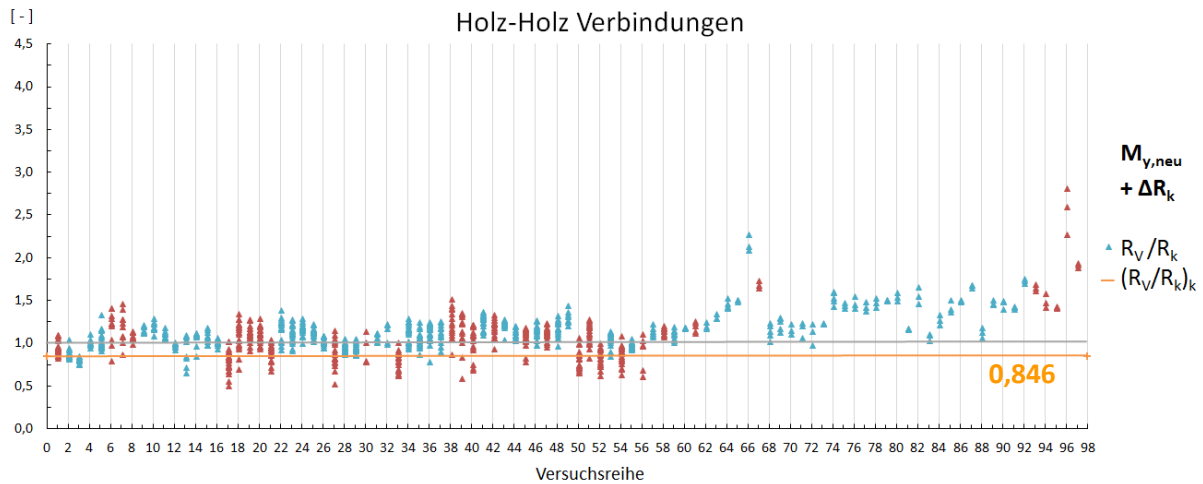


Bild 8.7 Verhältnis R_V / R_k für Holz-Holz-Verbindungen (rot = ausgeschlossene Werte): Neuauswertung mit $M_{y,neu}$ und Schlankheitseffekt von **25% bei Auftreten von 1 und 2 Fließgelenken** pro Scherfuge

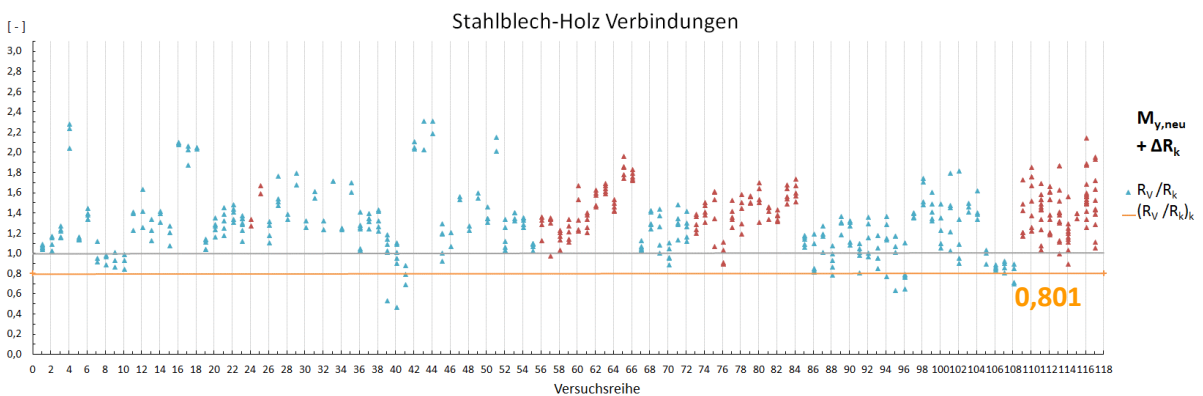


Bild 8.8 Verhältnis R_V / R_k für Stahlblech-Holz-Verbindungen (rot = ausgeschlossene Werte): Neuauswertung mit $M_{y,neu}$ und Schlankheitseffekt von **25% bei Auftreten von 1 und 2 Fließgelenken** pro Scherfuge

8.4 $M_{y,neu}$ + Schlankheitseffekt von 10% bei Ausbildung von 1 Fließgelenk und von 25% bei 2 Fließgelenken

Die Auswertungen des vorherigen Abschnittes zeigen, dass der Ansatz eines Schlankheitseffektes von 25% bei Ausbildung von 1 Fließgelenk zu einer deutlichen Abminderung der Sicherheit führt. Daher wurde eine erneute Auswertung durchgeführt, bei der für Versagensfälle mit nur 1 Fließgelenk nur ein „Schlankheitseffekt“ von 10% angesetzt wurde.

Die Ergebnisse sind nachfolgend dargestellt.

In **Bild 8.9** sind die Verhältniswerte R_V / R_{EV} (Versuchswert / erwarteter Versuchswert) dargestellt. Dieses Bild deutet darauf hin, dass im mittleren Schlankheitsbereich trotzdem noch Reserven vorhanden sind.

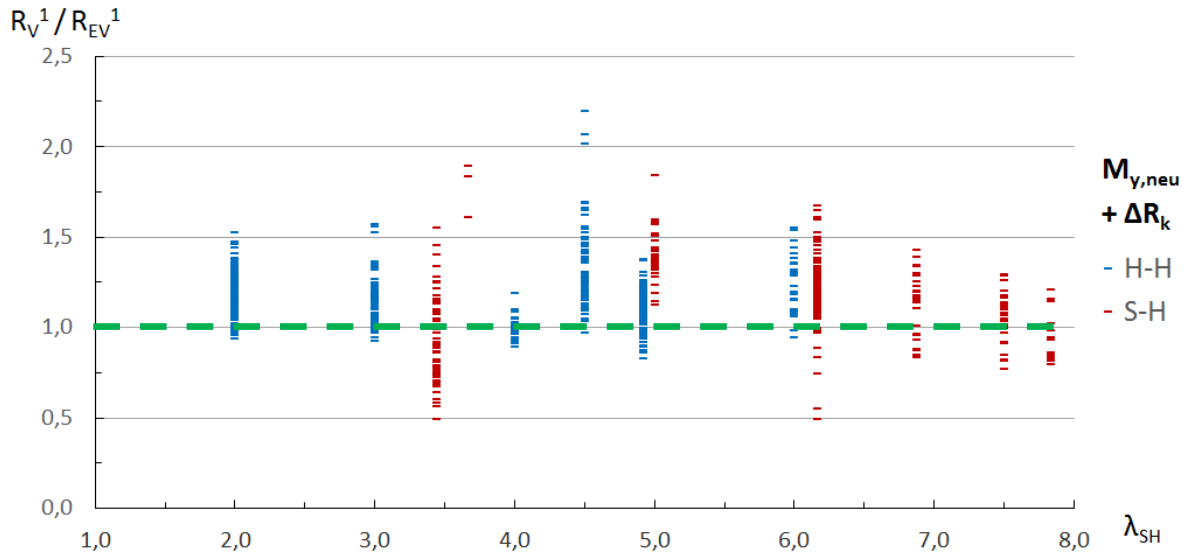


Bild 8.9 Verhältnis R_V / R_{EV} in Abhängigkeit von der Schlankheit des Seitenholzes: Neuauswertung mit $M_{y,neu}$ und Schlankheitseffekt von **10%** bei Auftreten von **1 Fließgelenk** und **25%** bei **2 Fließgelenken**

In **Bild 8.10** und **Bild 8.11** sind die Verhältnismerte R_V/R_k (Versuchswert / char. Wert nach Eurocode 5) dargestellt. Die charakteristischen Verhältnismerte liegen nach dieser Auswertung bei 0,943 bei Holz-Holz-Verbindungen und 0,889 bei Stahlblech-Holz-Verbindungen.

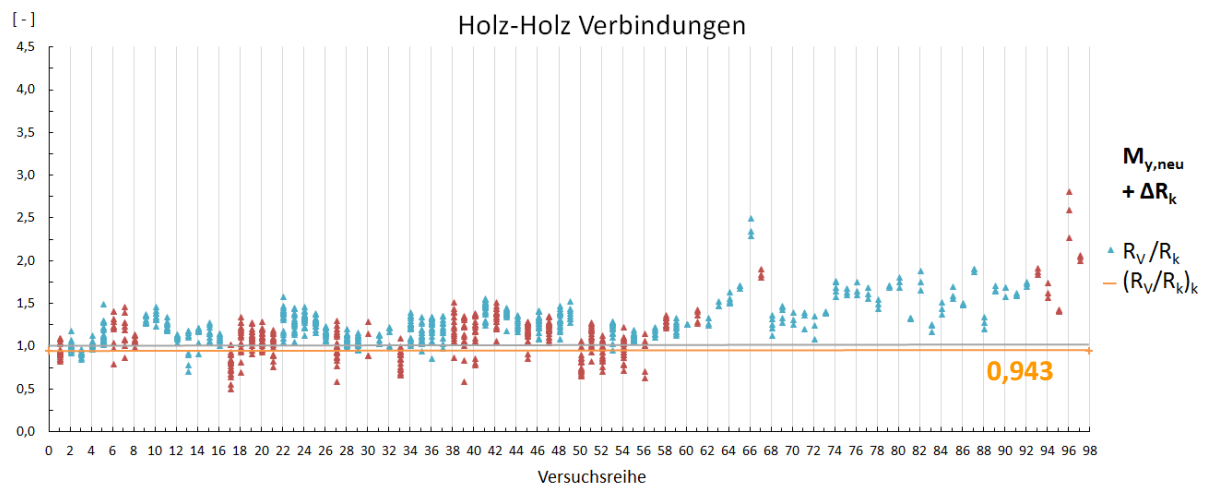


Bild 8.10 Verhältnis R_V / R_k für Holz-Holz-Verbindungen (rot = ausgeschlossene Werte): Neuauswertung mit $M_{y,neu}$ und Schlankheitseffekt von **10%** bei Auftreten von **1 Fließgelenk** und **25%** bei **2 Fließgelenken**

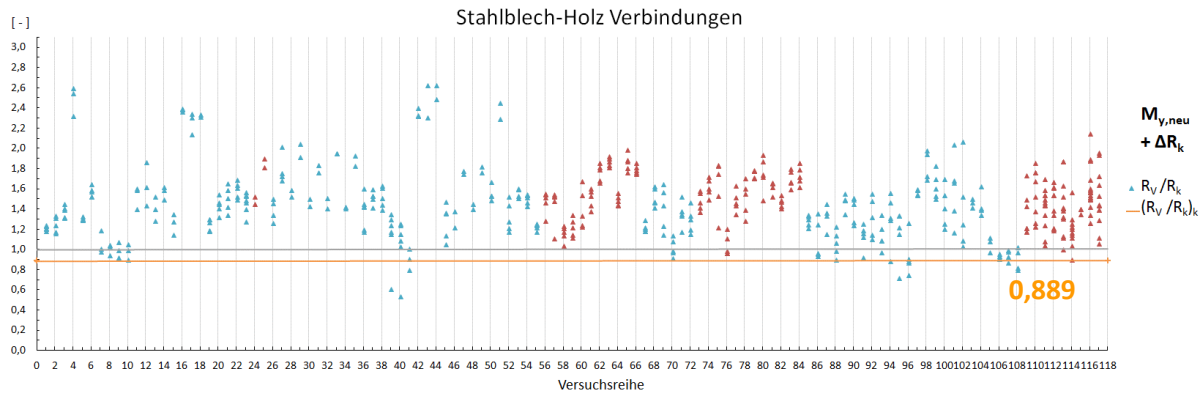


Bild 8.11 Verhältnis R_V / R_k für Stahlblech-Holz-Verbindungen (rot = ausgeschlossene Werte):
Neuauswertung mit $M_{y\text{-neu}}$ und Schlankheitseffekt von **10%** bei Auftreten von **1 Fließgelenk und 25% bei 2 Fließgelenken**

Die erneuten Auswertungen unter Berücksichtigung der Fließmomente nach Gleichung (6.3) und eines pauschalen Schlankheitseffekts für Versagensmechanismen mit mindestens einem Fließgelenk pro Scherfuge führen zu folgenden Schlussfolgerungen:

- Die Verwendung von Gleichung (6.3) anstelle der Gleichung (8.30) in EC 5 verbessert die Übereinstimmung zwischen den charakteristischen Verhältniswerten aus den Versuchen bzw. dem Rechenmodell (Johansen-Theorie). Die Verhältniswerte verringern sich von 1,074 auf 1,048 für Holz-Holz-Verbindungen und von 1,073 auf 1,001 für Stahlblech-Holz-Verbindungen und liegen damit immer noch oberhalb von 1,0. Der größere Unterschied in der Auswertung bei Stahlblech-Holz-Verbindungen kann auf die dort schlankeren Verbindungsmittel mit häufigerem Auftreten von Fließgelenken und den Reibungseffekten bei Druckscherversuchen mit Holz-Holz-Verbindungen erklärt werden.
- Die Berücksichtigung eines pauschalen Erhöhungsfaktors von 1,25 für Verbindungen mit einem Versagensmechanismus mit zwei Fließgelenken pro Scherfuge verringert die charakteristischen Verhältniswerte weiter auf 1,037 bzw. 0,978. Dies könnte sowohl für die Holz-Holz- als auch für die Stahlblech-Holz-Verbindung noch akzeptiert werden. Eine pauschale Erhöhung auch bei Versagensmechanismen mit nur einem Fließgelenk pro Scherfuge würde die charakteristische Tragfähigkeit allerdings zu weit unter das anvisierte Niveau (angestrebter Verhältniswert 1,0) absinken lassen.

8.5 Auswirkungen anhand von Beispielen

Anhand der bisher durchgeführten Auswertungen konnten die nachfolgenden drei Einflussfaktoren herausgearbeitet werden:

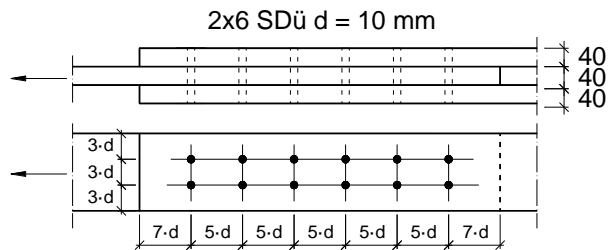
- Modifizierte Gleichung für das Fließmoment M_y ($M_{y\text{-neu}}$).
- „Schlankheitseffekt“, z.B. in Form von pauschalen Tragfähigkeitssteigerungen für die Versagensfälle mit einem und/oder zwei Fließgelenken.
- Überfestigkeit der Stabdübel, z.B. in Form des Ansatzes einer Zugfestigkeit von 490 N/mm² für die Stabdübel, entsprechend einer Stahlgüte S 355.

Die Auswirkungen der einzelnen Maßnahmen sollen anhand von zwei Beispielen aufgezeigt werden.

Beispiel 1

Verbindung mit geringer Schlankheit und kleinem Stabdübeldurchmesser ($d = 10 \text{ mm}$).

NKL 2, KLED = mittel. $F_{g,k} = F_{p,k} = 20 \text{ kN}$.



Für dieses Beispiel ergibt sich nach derzeitigem Normungsstand ein Ausnutzungsgrad von $\eta = 1,26 > 1$, d.h. eine Überschreitung der rechnerischen Tragfähigkeit von 26%.

In der nachfolgenden **Tabelle 8-1** sind die Ausnutzungsgrade dieser Verbindung unter Anwendung der drei beschriebenen Einflussfaktoren in verschiedenen Kombinationen zusammengestellt.

Tabelle 8-1 Ausnutzungsgrade der Verbindung mit geringer Schlankheit

M_y - neu	„Schlankheitseffekt“ bei 1 Fließgelenk / 2 Fließgelenken			Überfestigkeit (S 355)	Ausnutzungs- grad
	0 % / 25%	10% / 25%	25% / 25%		
					1,26^{*)}
x					1,24
x	x				1,24
x		x			1,13
x			x		1,13
x				x	1,13
x	x			x	1,13
x		x		x	1,13
x			x	x	1,13

^{*)} Derzeitiger Stand

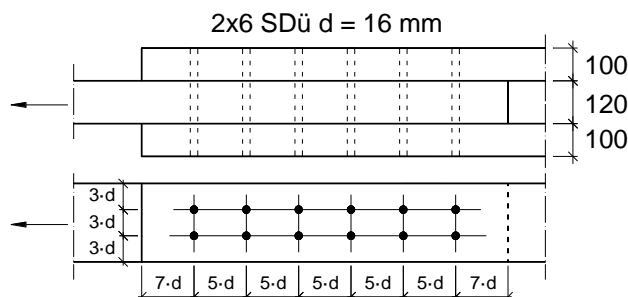
Aus dieser Tabelle ist zu erkennen, dass bei gedrunenen Verbindungen mit kleinen Stabdübeldurchmessern durch Ansatz der verschiedenen Einflussfaktoren keine markanten Veränderungen zu erreichen sind: die derzeit ohnehin geringe Überschreitung von 26% kann nur auf 13% reduziert werden.

Beispiel 2

Schlanke Verbindung mit größerem Stabdübeldurchmesser ($d = 16 \text{ mm}$).

NKL 2, KLED = mittel. $F_{g,k} = F_{p,k} = 76 \text{ kN}$

Für dieses Beispiel ergibt sich nach derzeitigem Normungsstand ein Ausnutzungsgrad von $\eta = 1,83 > 1$, d.h. eine Überschreitung der rechnerischen Tragfähigkeit von 83%.



In der nachfolgenden **Tabelle 8-2** sind die Ausnutzungsgrade dieser Verbindung unter Anwendung der drei beschriebenen Einflussfaktoren in verschiedenen Kombinationen zusammengestellt.

Tabelle 8-2 Ausnutzungsgrade der Verbindung

M_y - neu	„Schlankheitseffekt“ bei 1 Fließgelenk / 2 Fließgelenken			Überfestigkeit (S 355)	Ausnutzungs- grad
	0 % / 25%	10% / 25%	25% / 25%		
					1,83 ^{*)}
x					1,62
x	x				1,45
x		x			1,31
x			x		1,30
x				x	1,35
x	x			x	1,35
x		x		x	1,23
x			x	x	1,08
*) Derzeitiger Stand					

Aus dieser Tabelle sind folgende Tendenzen zu erkennen:

- Bei schlanken Verbindungen mit größeren Durchmessern sind deutlichere Auswirkungen festzustellen.
- So führt allein die modifizierte Gleichung für das Fließmoment M_y zu einer signifikanten Reduzierung des Ausnutzungsgrades (1,83 → 1,62).
- Der Ansatz eines Schlankheitseffektes bei Ausbildung von 2 Fließgelenken ohne Ansatz von Überfestigkeiten bewirkt ebenfalls eine deutliche Reduzierung des Ausnutzungsgrades (→ 1,45).
- Der Ansatz einer meist vorhandenen Überfestigkeit ohne Berücksichtigung eines „Schlankheitseffektes“ führt zu einer weiteren deutlichen Reduzierung des Ausnutzungsgrades (→ 1,35).
- Der Ansatz eines „Schlankheitseffektes“ auch bei Ausbildung von nur einem Fließgelenk führt zu einer weiteren Reduzierung. Inwieweit dies jedoch gerechtfertigt ist, muss noch in Fachkreisen diskutiert werden.

In den nachfolgenden Bildern sind nochmals die zulässigen Belastungen nach DIN 1052:1988 zu N_{St} und die Tragfähigkeiten R_{vgl} unter Berücksichtigung folgender Einflussfaktoren für die in Abschnitt 2.2.1 bereits beschriebenen Fälle mit $n_h = 6$ dargestellt:

- modifizierte Gleichung für M_y ,
- Ansatz einer Überfestigkeit des Stahles (S 355 anstatt S 235),
- 10% „Schlankheitseffekt“ bei Ausbildung von 1 Fließgelenk und 25% bei Ausbildung von 2 Fließgelenken.

Geringe Schlankheit des Mittelholzes
und kleiner Durchmesser
(vgl. Bild 2.2 in Abschnitt 2.2.1)

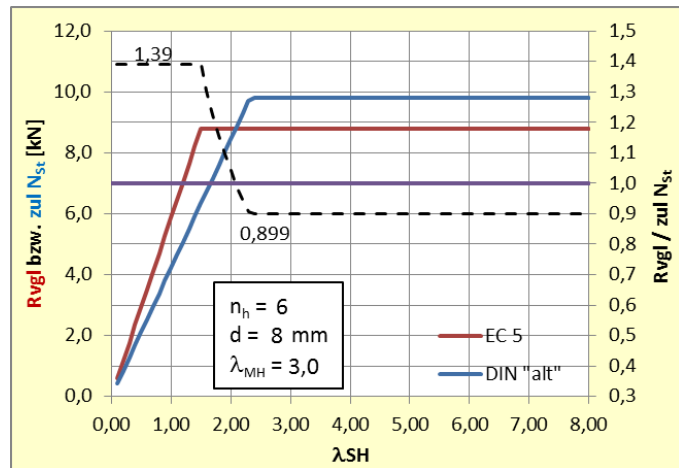


Bild 8.12 Verhältnis $R_{vgl} / zul N_{St}$ in Abhängigkeit von der Schlankheit des Seitenholzes: Neuauswertung mit M_y -neu, Schlankheitseffekt von 10% bei Auftreten von 1 Fließgelenk und 25% bei Auftreten von 2 Fließgelenken pro Scherfuge und Annahme von S 355

Geringe Schlankheit des Mittelholzes
und kleiner Durchmesser
(vgl. Bild 2.2 in Abschnitt 2.2.1)

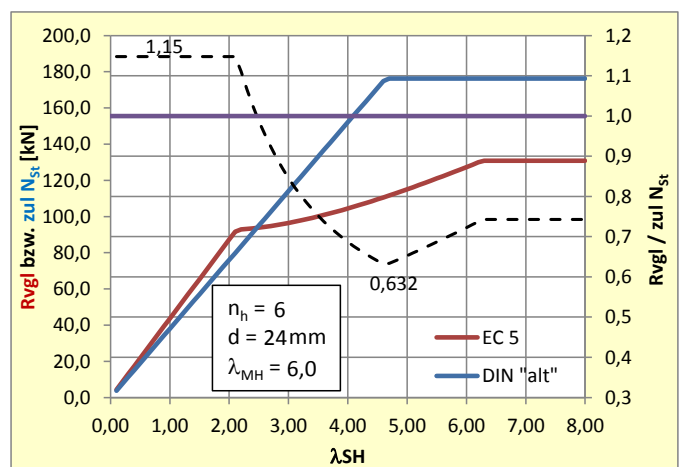


Bild 8.13 Verhältnis $R_{vgl} / zul N_{St}$ in Abhängigkeit von der Schlankheit des Seitenholzes: Neuauswertung mit M_y -neu, Schlankheitseffekt von 10% bei Auftreten von 1 Fließgelenk und 25% bei Auftreten von 2 Fließgelenken pro Scherfuge und Annahme von S 355

Im Falle der gedrunenen Verbindung zeigt die Berücksichtigung der drei Effekte erneut keine große Auswirkung: der Verhältnswert $R_{vgl} / zul N$ verändert sich von 0,892 auf 0,899.

Bei der schlankeren Verbindung nach Bild 8.13 hingegen steigt dieser Verhältnswert von derzeit 0,474 auf 0,74! Dies bedeutet, dass sich die beiden Rechenwerte für die Stabdübeltragfähigkeiten deutlich angenähert haben.

9 Wirksame Anzahl n_{ef} der Stabdübel

9.1 Allgemeines

In einem weiteren Teil dieses Vorhabens wurde die im Eurocode 5 angegebene Gleichung für die wirksame Anzahl n_{ef} von Stabdübeln (siehe Gl.(2.10) aus Abschn. 2.1.2) überprüft.

Die Auswertungen erfolgten dabei auf der Grundlage der nachfolgenden Versuchsdaten:

- Alle Versuchsdaten, d.h. auch mit den Versuchsreihen, die bei den vorherigen Auswertungen z.B. wegen zu geringer Schlankheit ausgeschlossen wurden (**Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.**).
- Versuchsdaten ohne die in Abschnitt 4.7 erläuterten ausgeschlossenen Werte (**Fehler! erweisquelle konnte nicht gefunden werden.**).

Die Auswertungen zeigten jedoch nur geringfügige Unterschiede in den Ergebnissen, so dass nachfolgend nur die Auswertungen auf der Grundlage aller Versuchsreihen dargestellt werden.

9.2 Datenmaterial

Für diese Auswertung wurden diejenigen Versuchsreihen ausgewählt, bei denen ein direkter Vergleich der Tragfähigkeit eines Verbindungsmittels mit der Tragfähigkeit eines Anschlusses mit mehreren Stabdübeln möglich war.

In **Tabelle 9-1** sind die insgesamt 22 Versuchsreihen mit jeweils 1 Stabdübel angegeben.

Tabelle 9-1 Versuchsreihen mit $n_h = 1$

	Quelle	VR	Schlankheit [-]	Nenn Durchmesser [mm]
H - H	A. Jorissen	1	1,00	12
		2	2,00	12
		3	3,00	12
		4	4,00	12
		5	4,92	12
S - H	A. Mischler	1	6,17	6
		2	6,17	6
		3	6,17	6
	C. Sandhaas	55	5,33	12
		58	5,33	12
		61	6,00	12
		64	6,00	12
		67	7,50	12
		70	7,50	12
		73	5,00	24
		76	5,00	24
		79	6,00	24
		82	6,00	24
	85	6,88	24	
	88	6,88	24	
R. Kneidl	91	3,44	16	
	97	3,44	16	

Diesen „Basis“-Versuchsreihen konnten insgesamt 52 Holz-Holz-Versuchsreihen (840 Einzelversuche) und 43 Stahlblech-Holz-Versuchsreihen (215 Einzelversuche) zugeordnet werden, mit denen ein direkter Vergleich möglich war (gleiche Stabdübeldurchmesser, Rohdichten, Stahlfestigkeiten und Schlankheiten). In **Tabelle 9-2** sind diese Versuchsreihen angegeben.

Tabelle 9-2 Versuchsreihen mit $n_h > 1$

Quelle	Versuchsreihen	Anzahl der Einzelversuche
A. Jorissen	6-57	840 Versuche
A. Mischler	5, 6, 19, 36, 37, 45, 50,50, 52, 54	46 Versuche
C. Sandhaas	56-60, 62, 63, 65, 66, 68, 69, 71, 72, 74, 75, 77, 78, 80, 81, 83, 84, 86, 87, 89, 90	120 Versuche
R. Kneidl	92-98, 99-102	49 Versuche

Die jeweils zugehörigen Tragfähigkeiten aus den Versuchen werden wie folgt bezeichnet:

- R_V^1 für eine Verbindung mit $n_h = 1$ Stabdübel,
- R_V^n für eine Verbindung mit n hintereinander liegenden Stabdübeln.

Mit den char. Tragfähigkeiten jeder Versuchsreihe $(R_V^1)_k$ bzw. $(R_V^n)_k$ wurde die „Wirksamkeit“ einer Verbindung mit mehreren Stabdübeln wie folgt berechnet:

$$k_{ef} = \frac{(R_V^n)_k}{n \cdot (R_V^1)_k} \quad \text{Gl. (9.1)}$$

mit

k_{ef} = „Wirksamkeit“ einer Verbindung mit mehreren Stabdübeln

$(R_V^1)_k$ = charakteristische Tragfähigkeit einer Verbindung mit 1 Stabdübel

$(R_V^n)_k$ = charakteristische Tragfähigkeit einer Verbindung mit n Stabdübeln

n = Anzahl der Stabdübel

Die wirksame Anzahl hintereinander liegender Verbindungsmittel $n_{h,ef}$ kann dann wie folgt berechnet werden:

$$n_{h,ef} = k_{ef} \cdot n_h \quad \text{Gl. (9.2)}$$

mit

$n_{h,ef}$ = wirksame Anzahl von hintereinander liegenden Stabdübeln

n_h = Anzahl hintereinander liegender Stabdübel

9.3 Einflussfaktoren

9.3.1 Anzahl hintereinander liegender Stabdübel (n_h)

Der Einfluss der Anzahl hintereinander liegender Verbindungsmittel n_h auf die „Wirksamkeit“ k_{ef} einer Verbindung ist in **Bild 9.1** grafisch dargestellt.

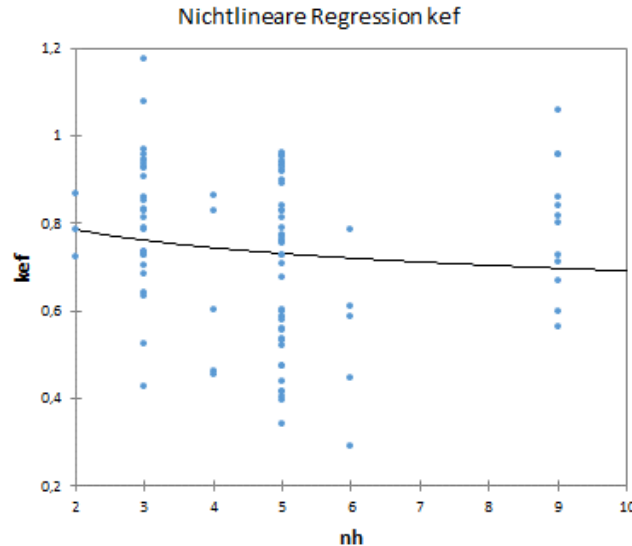


Bild 9.1 k_{ef} in Abhängigkeit von n_h

Aus diesem Bild ist zunächst eine große Streuung der Ergebnisse zu erkennen. Dies kann mit der z.T. geringen Versuchszahl der einzelnen Versuchsreihen erklärt werden, weil die jeweils zugehörigen charakteristischen Tragfähigkeiten nur grob abgeschätzt werden können.

Weiterhin ist zu erkennen, dass die „Wirksamkeit“ einer Verbindung tendenziell mit zunehmender Anzahl an hintereinander liegenden Stabdübeln abnimmt. Bei $n_h = 9$ ist allerdings wieder eine höhere Wirksamkeit zu erkennen.

Die eingezeichnete Regressionskurve wurde wie folgt bestimmt:

$$k_{ef} = n_h^{-0,935} - 0,170 \quad \text{Gl.(9.3)}$$

Der zugehörige Korrelationskoeffizient beträgt $R = 0,128$.

Insgesamt ist festzuhalten, dass der Einfluss der Anzahl hintereinander liegender Verbindungsmittel als eher gering einzustufen ist.

9.3.2 Abstand der Verbindungsmittel untereinander (a_1/d)

Der Einfluss des Abstandes a_1 der Verbindungsmittel untereinander auf die „Wirksamkeit“ einer Verbindung ist in **Bild 9.2** dargestellt. Der Abstand a_1 wurde dabei auf den Stabdübeldurchmesser d bezogen (Verhältniswert a_1/d).

Aus diesem Bild ist eine deutliche Abhängigkeit zu erkennen. Die eingezeichnete Regressionskurve wurde wie folgt bestimmt:

$$k_{ef} = 0,336 \cdot \left(\frac{a_1}{d} \right)^{0,448} \quad \text{Gl.(9.4)}$$

Der zugehörige Korrelationskoeffizient beträgt $R = 0,594$.

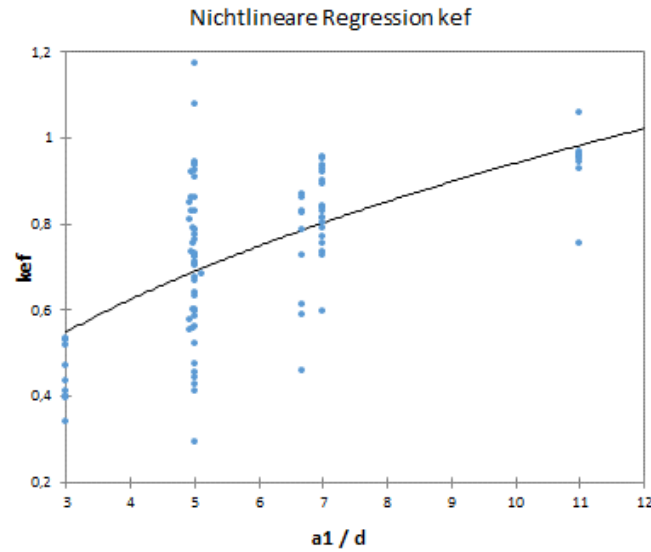


Bild 9.2 k_{ef} in Abhängigkeit von a_1/d

9.3.3 Schlankheit der Verbindung (λ_{SH})

In **Bild 9.3** ist der Einfluss der Seitenholzschlankheit λ_{SH} auf die „Wirksamkeit“ einer Verbindung dargestellt.

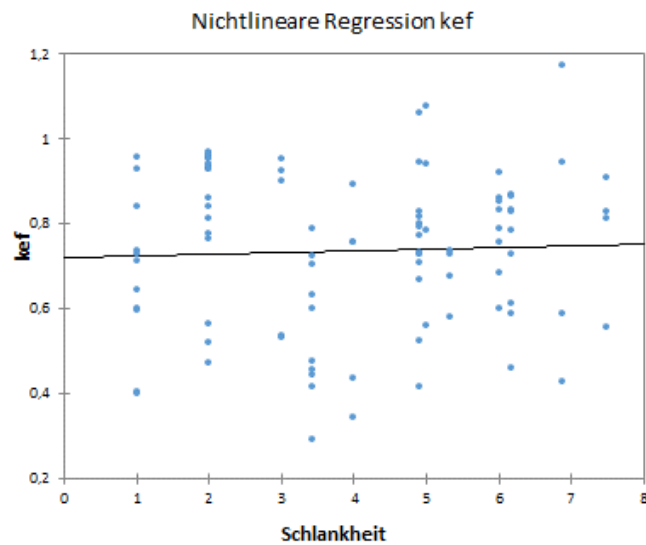


Bild 9.3 k_{ef} in Abhängigkeit von der Seitenholzschlankheit λ_{SH}

Aus diesem Bild ist keine Abhängigkeit zwischen der „Wirksamkeit“ k_{ef} einer Verbindung und der Seitenholzschlankheit zu erkennen.

Die eingezeichnete Regressionskurve wurde wie folgt bestimmt:

$$k_{ef} = 0,720 + \lambda_{SH}^{0,004} \quad \text{Gl. (9.5)}$$

Der zugehörige Korrelationskoeffizient beträgt $R = 0,042$.

9.4 Multiple Regression

9.4.1 Regressionsgleichung

Mit Hilfe einer multiplen Regressionsanalyse konnte folgende Regressionsgleichung zur Berechnung der „Wirksamkeit“ k_{ef} einer Verbindung (auf charakteristischem Niveau) gefunden werden:

$$k_{ef} = n_h^{-0,095} \cdot \left(\frac{a_1}{10,73 \cdot d} \right)^{0,25} \quad \text{Gl. (9.6)}$$

Der zugehörige Korrelationskoeffizient betrug $R = 0,62$.

In **Bild 9.4** sind die in Versuchen ermittelten k_{ef} – Werte den nach Gl.(9.6) bestimmten Werten gegenübergestellt.

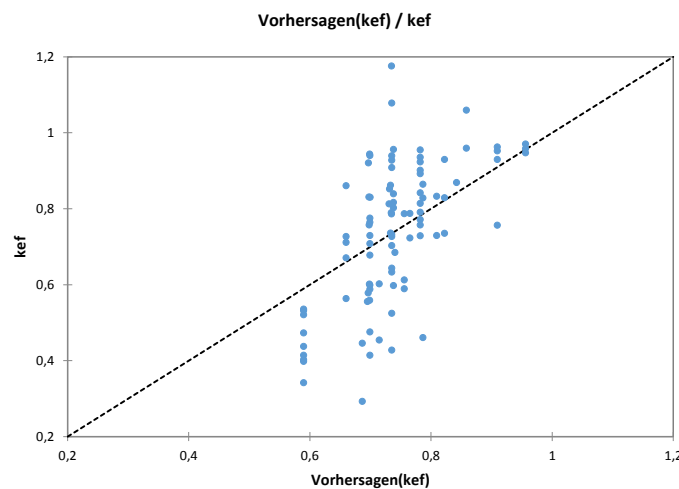


Bild 9.4 Gegenüberstellung k_{ef} aus Versuchen und nach Gl.(9.6)

Aus diesem Bild ist zu erkennen, dass die Berechnung der Wirksamkeit einer Verbindung nach Gl.(9.6) mit einer großen Streuung/Unsicherheit verbunden ist.

Gl.(9.6) kann zur Berechnung der wirksamen Anzahl n_{ef} hintereinander liegender Verbindungsmittel wie folgt umgeformt werden:

$$n_{h,ef} = n_h^{0,905} \cdot \left(\frac{a_1}{10,73 \cdot d} \right)^{0,25} \quad \text{Gl. (9.7)}$$

Diese Gleichung ist mit Ausnahme des Faktors $10,73 \cdot d$ im Nenner nahezu identisch mit der zugehörigen Gleichung aus dem Eurocode 5 (siehe Gl.(2.10)).

9.4.2 Einfluss der Schlankheit

Aus **Bild 9.4** ist zu erkennen, dass zwischen den in Versuchen festgestellten Werten für k_{ef} und den nach Gl.(9.6) berechneten Werten z.T. große Abweichungen bestehen.

Im nachfolgenden **Bild 9.5** ist diese Gegenüberstellung nochmals dargestellt, wobei nach folgenden Bereichen für die Seitenholzschlankheit (λ_{SH} = Seitenholzdicke / Stabdübeldurchmesser) unterschieden wurde:

- $1,0 \leq \lambda_{SH} \leq 4,0$ (Einzelwerte in blau)
- $4,0 < \lambda_{SH} < 6,0$ (Einzelwerte in orange)
- $6,0 \leq \lambda_{SH}$ (Einzelwerte in grün)

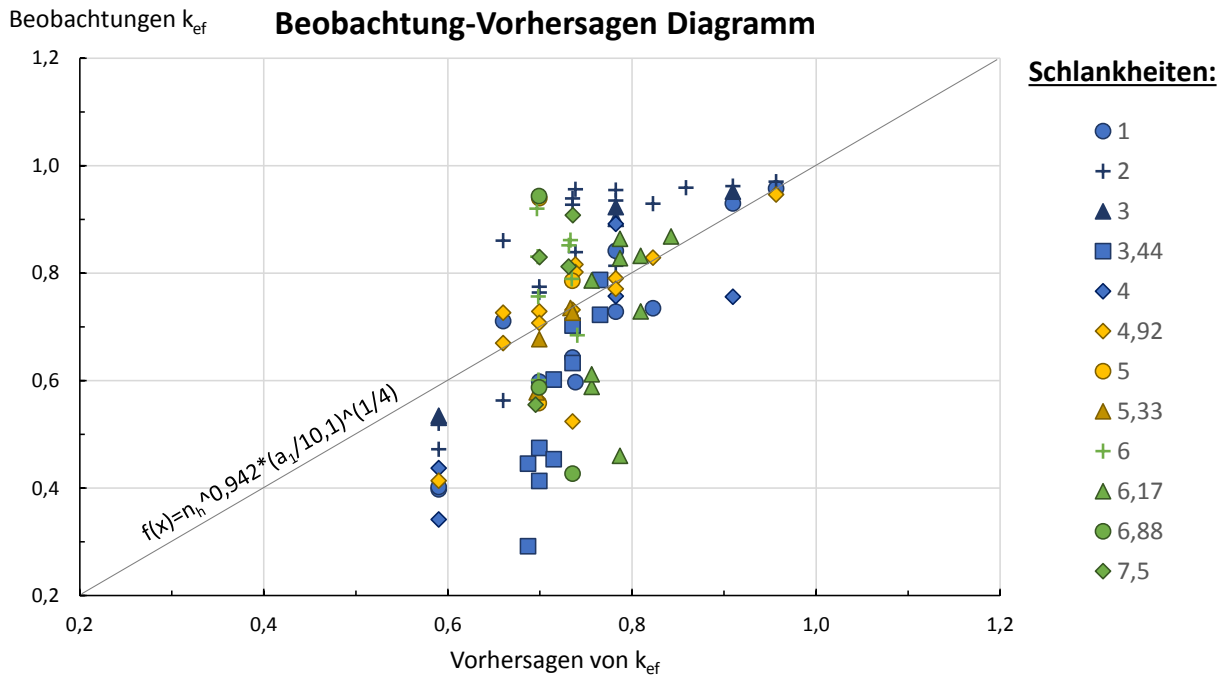


Bild 9.5 Gegenüberstellung k_{ef} aus Versuchen und nach Gl.(9.6)

In **Bild 9.6** sind die Residuen (Abweichungen von den nach Gl.(9.6) vorhergesagten Werten) für die einzelnen Versuchsreihen dargestellt, wobei die Einzelwerte je nach Schlankheit erneut farblich getrennt dargestellt sind.

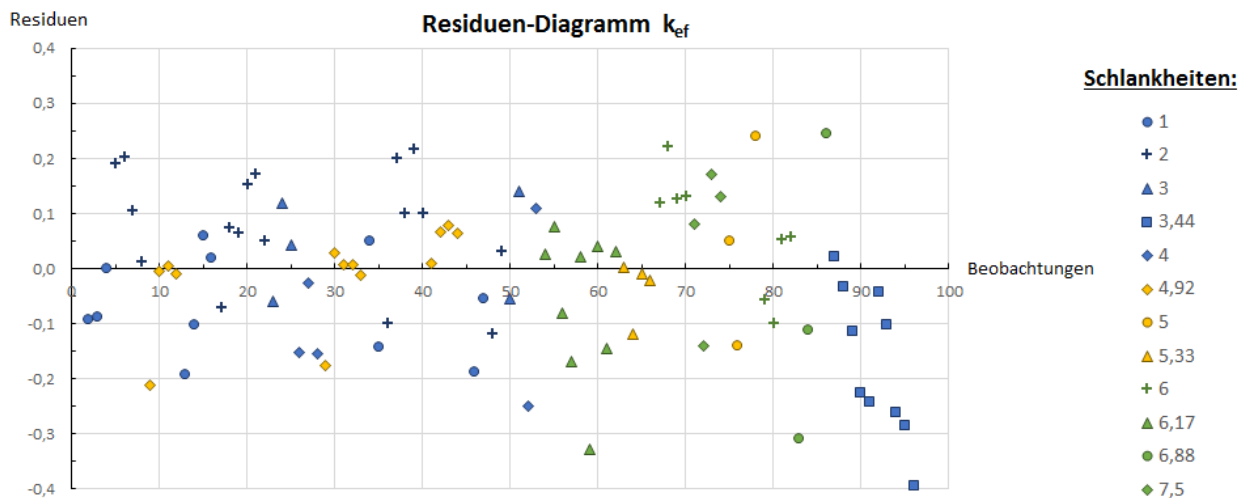


Bild 9.6 Residuen für die einzelnen Versuchsreihen

Aus Bild 9.5 und Bild 9.6 ist zu erkennen, dass in allen untersuchten Schlankheitsbereichen große Abweichungen auftreten.

Damit ergeben sich auf der Grundlage der hier durchgeführten Auswertungen keine Hinweise darauf, dass die Wirksamkeit einer Stabdübelverbindung mit mehreren in Faserrichtung hintereinander liegenden Verbindungsmitteln signifikant von der Schlankheit der Verbindung abhängig ist.

10 Versetzte/nicht versetzte Anordnung der Stabdübel

Die überwiegende Anzahl der Versuche wurde mit nicht versetzt angeordneten Stabdübeln durchgeführt. Für die Untersuchung des Einflusses einer versetzten Anordnung mit direkter Vergleichbarkeit zur nicht versetzten Anordnung standen nur die in **Tabelle 10-1** angegebenen Versuchsreihen zur Verfügung.

Tabelle 10-1 Versuchsreihen zum Vergleich versetzte/nicht versetzte Anordnung

Quelle	Versetzte Anordnung		nicht versetzte Anordnung	
	Versuchsreihe	Anzahl	Versuchsreihe	Anzahl
Ehlbeck/ Werner	V 1/6	3	U 1/6	5
	V 1/8	3	U 1/8	5
	V 2/6	3	U 2/6	5
	V 2/8	3	U 2/8	5
	Σ	12	Σ	20
R. Kneidl	$\lambda_{SH} = 3,5; n_h = 2$	4	$\lambda_{SH} = 3,5; n_h = 2$	3
	$\lambda_{SH} = 3,5; n_h = 3$	5	$\lambda_{SH} = 3,5; n_h = 3$	5
	$\lambda_{SH} = 4,5; n_h = 5$	5	$\lambda_{SH} = 4,5; n_h = 5$	5
	$\lambda_{SH} = 4,5; n_h = 6$	5	$\lambda_{SH} = 4,5; n_h = 6$	5
	$\lambda_{SH} = 6,0; n_h = 4$	5	$\lambda_{SH} = 6,0; n_h = 4$	5
	Σ	24	Σ	23

Für jeden Versuch wurde erneut der Verhältniswert zwischen Versuchswert R_V und charakteristischem Rechenwert nach Johansen R_k berechnet. In **Bild 10.1** sind die zugehörigen Verhältniswerte dargestellt.

Aus diesem Bild ist zu erkennen, dass angesichts der Streuung der Versuchswerte keine eindeutige Aussage hinsichtlich eines Einflusses einer versetzten Anordnung der Stabdübel abgeleitet werden kann.

Auffällig dabei ist die vergleichsweise große Streuung der Versuchswerte bei geringer Seitenholz-Schlankheit. Dies kann mit dem vorzeitigen Aufspalten der Hölzer vor Erreichen der Anschlusstragfähigkeit bei Lochleibungsversagen erklärt werden.

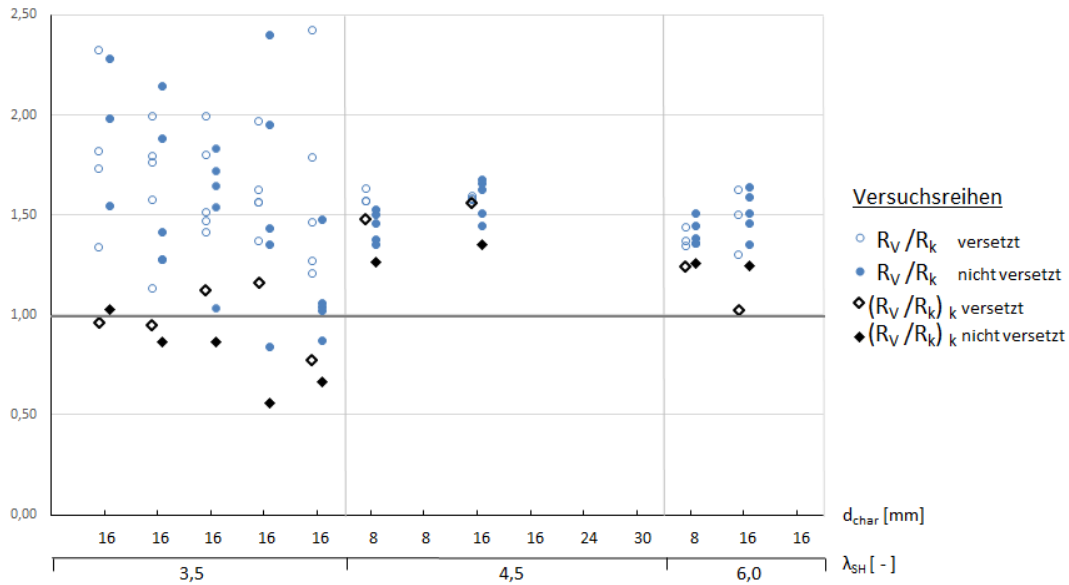


Bild 10.1 Verhältnismerte R_V/R_k für versetzte/nicht versetzte Anordnung

11 Zusammenfassung

Insgesamt 1588 verfügbare Versuche aus 7 verschiedenen Forschungsarbeiten wurden zusammenfassend ausgewertet.

Die Auswertung der Kurzzeitversuche deutet darauf hin, dass die nach „alter“ DIN 1052 berechneten zulässigen Werte um etwa 20 – 25% überschätzt wurden und entsprechend unter dem heute geforderten Sicherheitsniveau liegen. Allerdings deutet eine systematische Schadensanalyse an Hallentragwerken aus Holz (Band 16 der Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau) darauf hin, dass zwar bei der Ausführung von Verbindungen häufiger Fehler auftreten (etwa 20 % der Ausführungsfehler beziehen sich auf Verbindungsmittel), die Ausführungsfehler aber nur etwa 5 % der Fehlerquellen insgesamt darstellen. Mechanische Verbindungen sind daher deutlich unterdurchschnittlich als Ursache von Fehlern oder Schäden in Hallentragwerken aus Holz anzusehen. Dies gilt sicherlich auch für andere Holztragwerke.

Die Auswertungen deuten darauf hin, dass nach Eurocode 5 berechnete Tragfähigkeiten als konservativ angesehen werden können. Hier bestehen noch Reserven für höhere rechnerische Tragfähigkeiten.

Anhand von Versuchen mit Stabdübeln, die im Zuge von Firmenüberwachungen entnommen wurden, konnte eine modifizierte Gleichung für das Fließmoment M_f abgeleitet werden, die insbesondere bei Stabdübeln mit größeren Durchmessern höhere rechnerische Tragfähigkeiten ergibt.

Weiterhin zeigten die Untersuchungen, dass bei Stabdübelverbindungen, bei denen sich im Versagensfall zwei Fließgelenke ausbilden, ein zusätzlicher „Schlankheitseffekt“ im Sinne einer pauschalen Tragfähigkeitssteigerung angesetzt werden könnte.

Inwieweit dieser „Schlankheitseffekt“ auf eine bei schlanken Verbindungen gegebene geringere Spaltgefahr bei hintereinander liegenden Verbindungsmitteln zurückzuführen ist, konnte im Rahmen dieses Vorhabens nicht geklärt werden. Zur Klärung wären weitere Untersuchungen/Versuche erforderlich.

Die mit Stabdübeln durchgeführten Versuche zeigten weiterhin, dass die vorhandenen Stahlfestigkeiten z.T. deutlich über den zugehörigen Nennfestigkeiten liegen.

Die Regelungen zur „alten“ DIN 1052 wurden aus Versuchen abgeleitet, bei denen diese beiden Effekte (Schlankheit und Überfestigkeiten) enthalten waren. Das bedeutet, dass in den zulässigen Belastungen nach „alter“ DIN diese beiden Effekte implizit enthalten waren.

Unter Berücksichtigung dieser drei Erkenntnisse (modifizierte Gleichung für M_y , „Schlankheitseffekt“, Überfestigkeiten bei Stahl) können die bestehenden Unterschiede zwischen den nach DIN 1052:1988 und Eurocode 5 berechneten Tragfähigkeiten zumindest zu einem großen Teil erklärt werden. Damit werden die Unterschiede in den berechneten Tragfähigkeiten deutlich geringer als dies auf Grundlage der beiden Regelwerke der Fall zu sein scheint.

Auch die Tatsache, dass in ausgeführten Verbindungen offensichtlich weniger Schäden auftreten, als dies bei einer um 25 % zu geringen Tragfähigkeit zu erwarten wäre, kann durch den genannten Schlankheitseffekt und die häufig auftretenden Überfestigkeiten der Stabdübel erklärt werden. Zusätzlich sind in ausgeführten Stabdübelverbindungen sehr häufig einige Stabdübel durch Passbolzen ersetzt, um ein Auseinanderbiegen der Seitenhölzer zu verhindern. Dies führt für diese Passbolzen zu einem Seileffekt, der die Tragfähigkeit der Verbindung erhöht. Dieser Einfluss wurde bei einer Bemessung nach DIN 1052:1988 nicht berücksichtigt.

Eine weitere Erklärung der geringen Schadensauffälligkeit von Stabdübelverbindungen liegt in einer möglicherweise günstigeren Lastverteilung innerhalb der Stabdübelverbindung nach Kriechverformungen und Vorlasten im Gebrauchslastbereich. Mohammad und Quenneville [17] haben für Bolzenverbindungen gezeigt, dass die mittlere Tragfähigkeit von in Faserrichtung beanspruchten Stahlblech-Holz-Bolzenverbindungen nach zyklischen Vorlasten vom Gebrauchslastbereich bis hin zum Traglastbereich höher war als ohne Vorbelastung geprüfte Verbindungen. Dies kann auf eine gleichmäßigere Lastverteilung zwischen den einzelnen Stabdübeln einer Verbindung zurückzuführen sein, wie sie auch bei Kriechverformungen unter Gebrauchslast zu erwarten ist. Die Vorbelastung bzw. die Kriechverformungen würden damit zu einem günstigeren Verhalten führen als bei einer unmittelbaren Belastung der Verbindung bis zum Bruch, wie sie in den 1588 untersuchten Versuchen durchgeführt wurde.

Daher wird es als nicht notwendig erachtet, **unauffällige** Konstruktionen ausschließlich wegen der möglicherweise rechnerisch zu geringen Tragfähigkeit von nach DIN 1052:1988 bemessenen Stabdübelverbindungen zu überprüfen. Die Überprüfung der Standsicherheit im Zuge der baurechtlich geforderten Instandhaltung von Gebäuden (z.B. auf Grundlage von [15]) ist aus Sicht der Autoren ausreichend, mögliche Schäden in Verbindungen rechtzeitig zu erkennen.

12 Literatur

- [1] H.J. Blaß und M. Frese, „Schadensanalyse von Hallentragwerken aus Holz“, Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau / Karlsruher Institut für Technologie, Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen ; 16; ISSN: 1860-093X, 2010
- [2] K.W. Johansen, „Theory of Timber Connections“, International Association of Bridge and Structural Engineering, Publication No. 9: 249-262, Bern, Schweiz, 1949
- [3] DIN 1052:1988: Holzbauwerke; Teil 2: Mechanische Verbindungen
- [4] DIN EN 1995-1-1:2010-12: „Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Allgemeines - Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau
- [5] A. Jorissen, „Double shear timber connections with dowel type fasteners“, Delft University Press, Delft, 1998.
- [6] J. Ehlbeck und H. Werner, „Tragverhalten von Stabdübeln in Brettschichtholz und Vollholz verschiedener Holzarten bei unterschiedlichen Rißlinienanordnungen“, Universität Fridericana Karlsruhe, Karlsruhe, 1989.
- [7] F. Brühl, „Duktile Anschlüsse in Holzbau“, Universität Stuttgart, Stuttgart, 2010.
- [8] R. Kneidl, „Abschlussbericht zu experimentellen Untersuchungen von Stabdübelverbindungen“, Bayrische Ingenieurkammer Bau, München, 2009.
- [9] A. Mischler, „Bedeutung der Duktilität für das Tragverhalten von Stahl-Holz-Bolzenverbindungen“, ETH Zürich, Zürich, 1998.
- [10] C. Sandhaas, „MECHANICAL BEHAVIOUR OF TIMBER JOINTS WITH SLOTTED-IN STEEL PLATES“, Technische Universiteit Delft, Delft, 2012.
- [11] M. Schmid, „Anwendung der Bruchmechanik auf Verbindungen mit Holz“, Universität Karlsruhe, Karlsruhe, 2002.
- [12] M.J. Best, „Ermittlung von n_{ef} für Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln“, Diplomarbeit, KIT Holzbau und Baukonstruktionen, 2014.
- [13] C. Prüfer, „Tragfähigkeit von Stabdübelverbindungen“, Bachelorarbeit, Hochschule Augsburg, 2014.
- [14] H.J. Blaß, A. Bienhaus und V. Krämer, „Ermittlung des Biegewiderstandes stiftförmiger Verbindungsmittel“, Bauingenieur 75: Heft 6, S. 296 – 299, 2000.
- [15] Hinweise für die Überprüfung der Standsicherheit von baulichen Anlagen durch den Eigentümer/Verfügungsberechtigten, Bauministerkonferenz, 2006.
- [16] H. Werner, „Tragfähigkeit von Holz-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln unter Berücksichtigung streuender Einflussgrößen“, Dissertation Universität Karlsruhe (TH), 1993.
- [17] M. Mohammad und J.H.P. Quenneville, „Influence of cyclic loads on strength and stiffness of bolted timber connections“, Proceedings, 5th World Conference on Timber Engineering, Band 2, S. 375 – 382, ISBN 2-88074-387-7.

Anlage 1: Anschreiben an Ingenieurbüros und Holzbaubetriebe

Univ.-Prof. Dr.-Ing. H.J. Blaß

Ordinarius für Ingenieurholzbau
und Baukonstruktionen
Mitglied der kollegialen Leitung der
Versuchsanstalt für Stahl, Holz und
Steine der Universität Karlsruhe
Ö.b.u.v. Sachverständiger für
Holzbau und Baukonstruktionen

H.J. Blaß · Pforzheimer Straße 15b · 76227 Karlsruhe

An

Geeignete Holzbaubetriebe

18.03.2013

1033_2013-02-27_Anschreiben Holzbauer und Büros.docx

DIBt-Forschungsvorhaben „Tragfähigkeit von Stabdübelverbindungen“

Sehr geehrte Damen und Herren,

In Fachkreisen wird intensiv darüber diskutiert, dass die rechnerischen Tragfähigkeiten von Verbindungen mit Stabdübeln nach DIN 1052:2008 und Eurocode 5 zum Teil erheblich geringer sind als nach DIN 1052:1988. Dies wird vorrangig auf die in den neuen Normenwerken vorgesehene Abminderung der Tragfähigkeit infolge der Spaltgefahr bei in Faserrichtung hintereinander liegenden Verbindungsmitteln zurückgeführt.

Das Ingenieurbüro Colling in Mering führt zusammen mit dem Ingenieurbüro Blaß & Eberhart GmbH in Karlsruhe ein Forschungsvorhaben zur Tragfähigkeit von Stabdübelverbindungen durch. Vorrangiges Ziel dieses Vorhabens ist es, Ansatzpunkte bzw. Argumente für eine differenziertere Beurteilung von bestehenden Stabdübelverbindungen zu finden. Eine wichtige Rolle wird hierbei der Erfassung typischer, in der Praxis gebräuchlicher Anschlüsse mit Stabdübeln zukommen. Es sollen Zuganschlüsse und Knoten, bei denen die Tragfähigkeit infolge Spaltgefahr abgemindert wird, betrachtet werden. Sowohl Holz-Holz als auch Stahlblech-Holz-Verbindungen werden in die Untersuchungen einfließen.

Hierzu ist es wichtig, einen Überblick über die in der Praxis vorrangig ausgeführten Stabdübelverbindungen zu bekommen. Dies soll in Form einer Bestandsaufnahme von häufig vorkommenden Verbindungen durchgeführt werden. Ausgeführte Projekte aus den Ingenieurbüros Colling und Blaß & Eberhart sollen ebenso untersucht werden wie Projekte aus anderen Ingenieurbüros und Holzbaubetrieben.

Hierbei möchten wir Sie um Ihre Mithilfe bitten!

Wir wären Ihnen dankbar, wenn Sie uns vorhandene Unterlagen zu ausgeführten Stabdübelverbindungen zur Verfügung stellen könnten. Am einfachsten sowohl für uns als auch für Sie ist eine Kopie des Anschlussdetails, aus der folgende Parameter hervorgehen:

Volksbank Stutensee-Weingarten eG
BLZ 660 617 24
Konto 14335501
USt-IdNr. DE186772982

Pforzheimer Straße 15b
76227 Karlsruhe
Telefon (0721) 46 47 19-0
Telefax (0721) 46 47 19-29

Univ.-Prof. Dr.-Ing. H.J. Blaß

Seite 2 zum Schreiben vom 18.03.2013

- Anschlussbild mit Stabdübeldurchmesser und Faserrichtung der Hölzer
- Abstände der Stabdübel untereinander und zum Rand
- Abmessungen der Seiten- und Mittelhölzer bzw. der verwendeten Bleche
- Stahlgüte der Stabdübel sowie Festigkeitsklasse der Hölzer
- Kopien der statischen Berechnung zum entsprechenden Detail

Die gesammelten Daten werden in eine Datenbank übernommen und die rechnerischen Tragfähigkeiten bei der späteren Auswertung mit vorhandenen Versuchsergebnissen verglichen.

Von Ihrer Mithilfe erhoffen wir uns genauere Erkenntnisse, in welchen Bereichen bzw. für welche Fälle die Unterschiede in den Tragfähigkeiten nach DIN 1052:1988 und der Johansen-Theorie besonders gravierend sind.

Ziel des Forschungsvorhabens könnten modifizierte Bemessungsgleichungen sein, in denen die Einflussfaktoren, die bisher aus Gründen der Vereinfachung vernachlässigt wurden, explizit aufgeführt werden. Als Beispiel kann der positive Einfluss der Schlankheit genannt werden. Auch sollte es möglich sein, die Standsicherheit bestehender Tragwerke differenzierter zu beurteilen.

Wir würden uns über eine positive Rückmeldung und über die Zusendung von Unterlagen zu Stabdübelverbindungen freuen.

Für Ihre Rückfragen stehen wir selbstverständlich gerne zur Verfügung.

Karlsruhe, 18.03.2013

Univ.-Prof. Dr.-Ing. H.J. Blaß

Prof. Dr.-Ing. François Colling