

Institut für Konstruktion und Entwurf Stahl- Holz- und Verbundbau Universität Stuttgart



Sicherstellung ausreichender Tragfähigkeit von Kopfbolzendübeln bei Einsatz von Profilblechen

Ulrike Kuhlmann Matthias Konrad

Kurzbericht

Nr. 2010-3X

2010

Im Auftrag des Deutschen Instituts für Bautechnik

Sicherstellung ausreichender Tragfähigkeit von Kopfbolzendübeln bei Einsatz von Profilblechen ZP 52-5-17.20.1-1287/08

Prof. Dr.-Ing. U. Kuhlmann

Dipl.-Ing. M. Konrad

1 Einleitung

Verbundträger werden häufig mit Profilblechen und Ortbeton zeit- und kostengünstig hergestellt. Hierbei unterscheidet man Verbundträger mit Profilblechen die rechtwinklig bzw. parallel zum Verbundträger spannen. Die Kopfbolzentragfähigkeit ergibt sich in diesem Fall durch Multiplikation eines Abminderungsfaktors k mit der Kopfbolzentragfähigkeit bei einer Vollbetonplatte (siehe DIN 18800-5 [2]). In Abhängigkeit der Spannrichtung und der Geometrie des Trapezbleches, hieraus ergibt sich die Form des Betons in der Sicke, kann der Abminderungsfaktor bestimmt werden, der bei senkrecht spannenden Trapezblechen durch einen variablen oberen Grenzwert $k_{t,max}$ begrenzt ist. Da üblicherweise dies der normale Anwendungsfall ist, wird sich in dieser Arbeit auf die Untersuchung dieses Falls beschränkt. Es musste jedoch festgestellt werden, dass die Regelungen bzw. die getroffenen Annahmen unzureichende und unter Umständen unsichere Ergebnisse liefern (vgl. z.B. Kuhlmann und Raichle [11] bzw. Kuhlmann und Konrad [9]). Des Weiteren führen restriktive Anwendungsgrenzen dazu, dass nur eine geringe Anzahl von Trapezprofilblechgeometrien (z.B. Profilblechhöhe $h_p \leq 85mm$) verwendet werden können. Auch aus diesen Gründen wurden bereits eine relativ hohe Anzahl an unterschiedlichen Modellen zur Bestimmung der Tragfähigkeit eines Kopfbolzens bei Verwendung von senkrecht zum Träger spannenden Trapezprofilblechen als Alternative veröffentlicht. Der Vergleich mit eigenen Push-Out Tests (siehe Kuhlmann und Konrad [9]) zeigte, dass diese Modelle unter Umständen bessere Ergebnisse liefern. Infolge der geringen Datenbasis (n = 17) ist dieses Ergebniss zu überprüfen.

Des Weiteren führten eigene FE-Untersuchungen zur Entwicklung eines eigenen Abminderungsfaktors, der hinsichtlich der Anwendbarkeit und Genauigkeit den untersuchten Modellen mindestens ebenbürtig ist.

2 Modellvergleich

Ausgehend von einer Datenbasis von ca. 300 Push-out Tests werden die Modelle von Ernst u. a. [3], Johnson und Yuan [7, 8], Jenisch [6], Lungershausen [13], Rambo-Roddenberry [14] und Lawson [12] sowie die normativen Regelungen nach DIN 18800-5 [2] untersucht. Der Vergleich erfolgt durch Bestimmung des Quotienten aus Versuchlast P_e und dem theoretischen Wert P_t des jeweiligen Modells bzw. der Norm. Für die Regelung der Norm DIN 18800-5 [2] bzw. für die Modelle, die ebenfalls "nur" Abminderungsfaktoren bestimmen, wird die Tragfähigkeit eines Kopfbolzens in einer Vollbetonplatte durch Bestimmung der mittleren Tragfähigkeit nach Roik u. a. [15] bestimmt. Die Überprüfung der normativen Regelungen nach DIN 18800-5 [2] zeigt, dass ohne Berücksichtigung der Anwendungsgrenzen der Norm die Werte stark streuen. Es ergibt sich ein Variationskoeffizient von 36 Prozent (vgl. Tabelle 1). Des Weiteren, was ein Unterschätzen der Kopfbolzentragfähigkeit bedeutet, liegt der Mittelwert der Quotioenten $\frac{P_e}{P_t}$ bei 0,92.

Unter Berücksichtigung der Anwendungsgrenzen nach DIN 18800-5 [2] ergibt sich zwar eine Verbesserung des Variationskoeffizienten VarK auf 0,23. Gleichzeitig musste eine Verschlechterung des Mittelwerts auf 0,87 festgestellt werden. Hierbei muss beachtet werden, dass die Gleichungen auf Mittelwertniveau zur Bestimmung der Tragfähigkeiten eines Kopfbolzens in einer Vollbetonplatte nach Roik u. a. [15] mit dem Tangentenmodul E_{c0m} verifiziert worden sind. Die Auswertung jedoch mit dem Sekantenmodul E_{cm} erfolgte, was zu einer Reduktion der rechnerischen Tragfähigkeit führt. Auffallend bei dem Vergleich mit den Modellen Jenisch [6] und Ernst u. a. [3] ist, dass die beiden Modelle, obwohl die Tragfähigkeit direkt, in Abhängigkeit der verschiedenen Versagensmechanismen, bestimmt wird, die Kopfbolzentragfähigkeit deutlich unterschätzen (siehe Tabelle 1). Des Weiteren streuen diese Modelle am stärksten. In diesem Zusammenhang ist das Modell von Lawson [12] zu nennen, dass bezogen auf alle Versuche einen hohen Variationskoeffizienten von 1,10 hat. Durch die Anwendung der Modellanwendungsgrenzen reduziert sich dieser Wert deutlich (VarK=0,27). Gleichzeitig verbessert sich der Mittelwert von 1,24 auf 0,93. Obwohl

	Alle Versuche			Im Anwendungsbereich		
Modelle	Mittelwert	Standardabw.	Variationsk.	Mittelwert	Standardabw.	Variationsk.
	μ	δ	VarK	μ	δ	VarK
DIN 18800-5 [2] ¹	0,92	0,33	0,36	0,87	0,20	0,23
Ernst [4]	2,19	1,50	0,68		2	
Johnson und Yu-	0,83	0,21	0,25	0,89	0,19	0,21
an $[7, 8]^1$						
Jenisch [6]	1,58	0,73	046		2	
Lungershausen	1,06	0,27	0,25	1,10	0,26	0,23
[13]						
Rambo-	1,00	0,24	0,24	1,04	0,23	0,22
Roddenberry						
[14]						
Lawson $[12]^1$	1,24	1,36	1,10	0,93	0,25	0,27

Tab. 1: Statistische Kenngrößen der überprüften Modelle

¹ Abminderungsfaktor angewendet auf mittlere Tragfähigkeiten nach Roik u. a. [15]

 2 kein Anwendungsbereich definiert

er hierdurch etwas auf der unsicheren Seite liegt. Die besten Übereinstimmungen zeigten die Modelle von von Lungershausen [13], Johnson und Yuan [7, 8] und Rambo-Roddenberry [14], obwohl sie entweder nur ein Versagensmechanismus (Fliessgelenkkette bei Lungershausen [13]) berücksichtigen bzw. einen Abminderungsfaktor k definieren. Auffallend ist hierbei auch, dass die Qualität bereits ohne Berücksichtigung der jeweiligen Anwendungsgrenzen durchweg gut ist (siehe Tabelle 1).

3 Numerische Untersuchungen

3.1 Verifikation des FE-Modells

Die Verifikation des gewählten FE-Modells erfolgt durch Vergleich von Versuchsergebnissen eigener Push-Out Tests (siehe Kuhlmann und Konrad [9, 10]) mit den numerischen Ergebnissen hinsichtlich Tragfähigkeit und Last-Verformungsverhalten. Zusätzlich wird anhand von Vergleichsrechnungen gezeigt, dass das gewählte Modell die verschiedenen möglichen Versagensmechanismen, auf Grund derer ein Kopfbolzen in einer Sicke bzw. in einer Vollbetonplatte versagt, darstellen kann. Hierbei ist zu beachten, dass infolge des gewählten Betonmaterialmodells diskrete Risse im Beton nicht abgebildet werden können. Das Modell verschmiert die Risse (verschmiertes Rissbild), was zur Folge hat, dass Risse durch die Reduktion der Elementsteifigkeit berücksichtigt werden. Aus diesem Grund können die plastischen Dehnungen als Maß für die Schädigung und somit als "Rissort" interpretiert werden. Im Gegensatz hierzu wurde der Stahl durch eine bilineare Spannungsdehnungsbeziehung modelliert. Hieraus folgt, dass ein Versagen des Stahls in der numerischen Berechnung nicht erfolgt. Ein Versagen kann somit nur indirekt durch Überprüfung der maximalen Dehnungen festgestellt werden.



Bild 1: Ausbruchkegel eines Kopfbolzens unter Zug

Bild 3: "Rissbild" eines Kopfbolzen mit h = 55mm





Bild 2: "Rissbild" auf Traglastniveau eines

Kopfbolzens in der Sicke

Bild 4: "Rissbild" eines Kopfbolzen mith = 100 mm

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass das gewählte FE-Modell die verschiedenen Versagensbilder (vgl. Bild 1- 4) ausreichend genau darstellt. Dies zeigt sich auch durch Vergleich von numerisch ermittelten Last-Verformungskurven mit Versuchen aus Kuhlmann und Konrad [9, 10] (siehe Bild 5). Insbesondere für offenen Profilblechgeometrien zeigte sich eine gute Übereinstimmung der numerischen mit der im Versuch beobachteten Traglast. Im Gegensatz hierzu unterschätzte das gewählte FE-Modell die Traglast bei hinterschnitten Profilen (vgl. Tabelle 2), bei einer insgesamt jedoch ebenfalls geringen Streuung. Infolge der Qualität der Ergebnisse bei offenen Trapezblechgeometrien wurde die durchgeführte Parameterstudie auf diese Profilblechgeometrien beschränkt.



Bild 5: Vergleich numerisch ermittelter Last-Verformungskurven mit Versuchskurven an ausgewählten Push-Out Tests aus Kuhlmann und Konrad [9, 10]

lfd. Nr.	Versuchsbez.	P_e/P_{FE}	Mittelwert μ	Standardab. δ	
1	V1-TK-2f	1,01			
2	V2-TK-2f	0,94 0,89		0.05	
3	V3-TK-2u				
4	V4-TK-2u	0,98	0,97	0,05	
5	V5-TK-2a	0,98			
6	V6-TK-2a	1,03			
7	V7-Co-1f	1,17		0,18	
8	V8-Co-1f	1,30			
9	V9-Co-1f	0,95	1.09		
10	V10-Co-1u	1,02	1,02		
11	V11-Co-1u	0,78			
12	V12-Co-1u	0,91			
13	V13-Hoe-1m	1,20			
14	V14-Hoe-1m	1,16		0,05	
15	V15-Hoe-1u	1,11	1,18		
16	V16-Hoe-1f	1,23			
17	V17-Hoe-2a	1,18	1		

Tab. 2: Statische Kenngrößen numerische Berechnungen

3.2 Parameterstudie

Auf Grund der Ergebnisse aus Abschnitt 3.1 wurden zuerst nur offene Trapezblechgeometrien untersucht. Als Kopfbolzen wurde ein Durchmesser 19mm gewählt, der bei den numerischen Berechnungen nur in seiner Höhe variiert wurde. Folgende geometrische Haupteinflussgrößen wurden klassifiziert und untersucht:

- Kopfbolzenhöhe h_{sc}
- Einbindetiefe des Kopfbolzens h_{sc}/h_p in den Aufbeton
- Sickengeometrie b_m/h_p
- Profilblech
dicke t
- Kopfbolzenposition in der Sicke



Bild 6: Grafische Darstellung der Ergebnisse der Parameterstudie

Ausgehen von den Ergebnissen der Parameterstudie (siehe Bild 6) konnten in Abhängigkeit der Kopfbolzenposition Bestimmungsgleichungen für den Abminderungsfaktor ermittelt werden. Durch die Forderung einer Mindesteinbindetiefe $h_{sc}/h_p \geq 1,56$ ergaben sich nachfolgende vereinfachte Bestimmungsgleichungen in Abhängigkeit des Kopfbolzenabstands e zum Trapezblechsteg:

• $e \ge 100mm$

$$k = 0,100 \cdot \left(\frac{b_m}{h_p}\right) + 0,616 \le 1,0 \tag{1}$$

• $55mm < e \le 100mm$

$$k = 0,040 \cdot \left(\frac{b_m}{h_p}\right) + 0,616 \le 1,0$$
(2)

• $e \leq 55mm$

$$k = 0,317 \cdot \left(\frac{b_m}{h_p}\right) + 0,06 \le 0,8 \tag{3}$$

Die für ausgewählte Push-Out Tests (n = 100) aus der vorhandenen Datenbasis bessere Ergebnisse lieferten als die Regelung der DIN 18800-5 [2] (siehe Tabelle 3).

Ansatz	Mittelwert	Standardabweichung	Variationskoeffizient
	μ [-]	δ [-]	VarK [-]
Roik u.a. [15]	0,92	0,28	0,30
vereinfachter Ansatz	1,00	$0,\!13$	$0,\!13$

Tab. 3: Vergleich der statistische Größen für den Abminderungsfaktor in beliebiger Kopfbolzenposition

4 Bemessungsvorschlag

Ausgehend von den vereinfachten Bemessungsgleichungen 1 und 2 wurde der Anwendungsbereich durch Vergleich mit den Push-Out Tests aus der vorhandenen Datenbasis deutlich vergrössert (siehe Gleichung 4).

$$k_{\perp} = k_t \cdot k_{D/V} \cdot k_{PB} \cdot k_n \cdot \left[k_e \cdot \left(\frac{b_m}{h_p}\right) + 0,616\right] \le 1,0$$
(4)

 $\begin{aligned} k_t & \text{Vorfaktor zur Berücksichtigung der Profilblechdicke } t \\ k_t = \begin{cases} 0,95 & \text{falls } t < 1,0mm \\ 1,00 & \text{falls } 1,0mm \leq t < 1,2mm \\ 1,05 & \text{falls } t \geq 1,2mm \end{cases} \\ k_{D/V} & \text{Vorfaktor zur Berücksichtigung von vorgelochten Profiblechen} \\ k_{D/V} = \begin{cases} 0,85 & \text{falls vorgelochte Profilbleche} \\ 1,00 & \text{falls durchgeschweißte Kopfbolzen} \end{cases} \\ k_{PB} & \text{Vorfaktor zur Berücksichtigung der Profilblechegeometrie} \\ k_{PB} = \begin{cases} 1,30 & \text{falls hinterschnittene Profilbleche mit durchgeschweißten} \\ \text{Kopfbolzen} \\ 1,00 & \text{alle anderen Fälle} \end{cases} \\ k_n & \text{Vorfaktor zur Berücksichtigung der Kopfbolzenanzahl } n \\ k_n = \begin{cases} 1,00 & \text{falls } n = 1 \\ 0,80 & \text{falls } n = 2 \end{cases} \\ k_e & \text{Vorfaktor zur Berücksichtigung des Achsabstands } e \text{Kopfbolzen zu Profilblechsteg} \end{aligned}$

- $k_e = 0,002 \cdot e 0,156$
- b_m Sickenbreite nach DIN 18800-5 [2], Element(939), Bild 15
- h_p Profilblechhöhe

Der Anwendungsbereich bzw. die Anwendungsgrenzen definieren sich einerseits aus dem Anwendungsbereich der Regelungen nach DIN 18800-5 [2], aus der Forderung einer Mindesteinbindetiefe als auch den der Auswertung zu Grunde liegenden Versuchsdatenbasis. Insbesondere die Anwendbarkeit auch bei Profilblechhöhen, die größer als 85mm sind, sei hier erwähnt. Es zeigte sich für diese Profilbleche, dass die Tragfähigkeit im Mittel zu niedrig, also auf der sicheren Seite, geschätzt wurde.



Bild 7: Vergleich der rechnerischen Traglast P_t nach Gl. 4 mit Versuchswerten P_e im gesamten Anwendungsbereich



Bild 8: Vergleich der rechnerischen Traglast P_t nach Gl. 4 mit Versuchswerten P_e bei reduzierter Datenbasis

Jedoch hier nur eine geringe Anzahl von Versuchen zur Überprüfung vorlag. Somit ergibt sich ein Mittelwert μ von 0,99 und eine Standartabweichung δ bzw. ein Variationskoefizient von 0,18. Die Qualität der gefundenen Gleichung zeigt sich grafisch anhand der Gegenüberstellung der Versuchslast P_e zur rechnerisch ermittelten Tragfähigkeit P_t in Bild 7. Hierbei fällt vor allem die vorhanden relativ große Streubreite der Versuche von Rambo-Roddenberry [14] auf. Versuche mit gleichen Spezifikationen streuen stark im Vergleich zu Testgruppen. Hier wären zum Beispiel die Versuche D76-D81 zu nennen, die alle infolge "Stud Shearing" versagten und bei der Versuchslast P_e weit auseinander liegen. Des Weiteren hat Rambo-Roddenberry [14] eine horizontale Vorbelastung bis zu 20% der erwarteten Traglast des Push-Out Tests aufgebracht. Ob dies ein weiterer Grund für die großen Streuungen ist, wäre zu prüfen. Eine nicht Berücksichtigung der Daten bei einer statistischen Auswertung wäre hierdurch begründbar. Des Weiteren könnten aus der Versuchsreihe von Bode und Künzel [1] 6 Push-Out Tests entfernt werden, da es sich hierbei um mit Mineralwolle ausgelgte e Cofradal200 Trapezprofilbleche handelt. Betrachet man die statistischen Kenngrößen ohne diese Push-Out Tests, ergibt sich ein sehr guter Mittelwert $\mu = 1,01$ bei einer Standartabweichung δ von nur 0,14 (vgl. Bild 8).

Unter Berücksichtigung der Standardabweichungen von Kopfbolzen in einer Vollbetonplatte (vgl. Hanswille und Porsch [5]) ein guter Wert.

5 Zusammenfassung

Als Alternative zu DIN 18800-5 [2] wurde ein eigener Ansatz zur Bestimmung des Abminderungsfaktors vorschlagen, der innerhalb seines Anwendungsbereichs bessere Ergebnisse sowohl bezogen auf den Mittelwert als auch auf die Standardabweichung liefert. Auch die untersuchten Modelle zeigten innerhalb ihres Anwendungsbereichs bessere Ergebnisse als die Norm DIN 18800-5 [2]. Dies ist teilweise den strengeren Anwendungsgrenzen im Vergleich zu DIN 18800-5 [2] geschuldet. Interessanterweise haben die Modelle, die die Tragfähigkeit direkt, unter Berücksichtigung der verschiedenen Versagensmechnismen, bestimmen keinen erkennbaren Vorteil. Auch sind sie für die Praxis auf Grund ihrer Komplexität eher ungeeignet.

Literatur

[1] BODE, H. ; KÜNZEL, R.: Zur Traglast von Verbundträgern unter besonderen Berücksichtigung einer nachgiebigen Verdübelung / Universität Kaiserslautern. 1991. – Forschungsbericht

- [2] DIN 18800-5: Stahlbauten Teil 5: Verbundtragwerke aus Stahl und Beton Bemessung und Konstruktion. (2007), März
- [3] ERNST, E. ; BRIDGE, R. Q. ; WHEELER, A.: Strength of Headed Stud Shear Connection in Commposite Beams. In: Paper presented to the Australian Structural Engineering Conference, September, September 2005
- [4] ERNST, S.: Factors affecting the behaviour of the shear connection of steel-concrete composite beams, Unicersity of Western Sydney, Dissertation, 2006
- [5] HANSWILLE, G. ; PORSCH, M.: Zur Festlegung der Tragfähigkeit von Kopfbolzendübeln on Vollbetonplatten nach DIN 18800-5. (2007)
- [6] JENISCH, F. M.: Einflüsse des profilierten Betongurtes und der Querbiegung auf das Tragverhalten von Verbundträgern, Fachbereich Architektur, Raum- und Umweltplanung, Bauingenieurwesen, Universität Kaiserslautern, Dissertation, 2000
- JOHNSON, R. P.; YUAN, H.: Models and design rules for stud shear connectors in troughs of profiled sheeting. In: Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Structures & Buildings, 128, 1998, S. 252–263
- [8] JOHNSON, R.P.; YUAN, H.: Existing rules and new tests for stud shear connectors in troughs of profiled steel sheeting. In: Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Structures & Buildings, 1998, S. 244–251
- KUHLMANN, U. ; KONRAD, M.: Tragfähigkeit von Kopfbolzen bei Einsatz von Profilblechen / Universität Stuttgart, Insitut f
 ür Konstruktion und Entwurf. 2009. – Forschungsbericht
- [10] KUHLMANN, U. ; KONRAD, M.: Versuchsbericht zu DIBt-Forschungsvorhaben DTragfähigkeit von Kopfbolzen bei Einsatz von Profilblechen, ZP 52-5-17.20-1260/07, Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf, 2009, unveröffentlicht, Nr.2009-4X / Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf. 2009. – Forschungsbericht
- [11] KUHLMANN, U. ; RAICHLE, J.: Schubtragfähigkeit von Verbundträgern mit Profiblechen nach Eurocode 4 Teil 1-1. Fraunhofer IRB Verlag, 2006
- [12] LAWSON, R.M.: Shear connection in composite beams. In: Steel Construction Today (1992), July, S. 171–176
- [13] LUNGERSHAUSEN, H.: Zur Schubtragfähigkeit von Kopfbolzendübeln, Mitteilung Nr. 88-7, Institut für konstruktiven Ingenieurbau, Ruhr-Universität Bochum, Dissertation, 1988
- [14] RAMBO-RODDENBERRY, M.D.: Behavior and strength of welded shear studes connectors. Virginia, Virgina Polytechnic Institute and State University, Dissertation, April 2002
- [15] ROIK, K. ; HANSWILLE, G. ; CUNZE, A. ; LANNA, O.: Hintergrundbericht zur Eurocode 4 Abschnitt 6.3.2: Bolzendübel EC4/8/88 / Ruhr-Unversität Bochum. Dezember 1988. – Forschungsbericht