

Auslegungen zu DIN EN 1993-1-8:2010-12

„Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen“

Abschnitt	Absatz	Frage-Nr.	Frage	Auslegung	Datum
		03_2013	In der DIN 18800 wurden für Schrauben und Gewindestangen unterschiedliche Grenzzugkräfte definiert (siehe DIN 18800-1, 8.2.1.3). Im Eurocode gibt es keine Unterschiede zwischen Schraube und Gewindestange mehr. Ist das so gewollt? Die Gewindestange (nach EC also eine Schraube) würde jetzt ca. 40 % mehr Last aufnehmen können.	DIN 18800-1, Abs. 8.2.1.3 enthielt einen kombinierten Nachweis, mit dem einerseits ein „Bruch im Gewinde“ ausgeschlossen und andererseits ein zu starkes „Fließen im Schaft“ verhindert wurde. Dies ist streng genommen eine Vermischung von Tragfähigkeits- und Gebrauchstauglichkeitsnachweis, die in DIN EN 1993-1-8 bewusst entfernt wurde. Hier verbleibt nur der Tragfähigkeitsanteil („Bruch im Gewinde“), der mitunter 40 % höher ist als der Gebrauchstauglichkeitsanteil („Fließen im Schaft“). Es wird im zuständigen Ausschuss aber darüber gesprochen werden, ob hier nicht eine Anmerkung eingefügt wird, die auf eine Überprüfung der plastischen Dehnungen bei Ausnutzung der vollen Tragfähigkeit hinweist.	2013-10
		2015-11	Die EN 1993-1-8 stellt den Nahtnachweis nicht auf die Streckgrenze sondern auf die Zugfestigkeit f_u ab. Wo finde ich f_u-Werte in Abhängigkeit von der Temperatur. Im Normenbereich des Schornsteinbaus gibt es nur Tabellen welche temperaturabhängige Werte der Streckgrenze liefern. Gibt es eine feste proportionale Abhängigkeit f_y zu f_u?	In DIN EN 1993-1-2 Anhang D.2 wird die Tragfähigkeit von Schweißnähten im Brandfall geregelt. Dabei wird in Tabelle D.1 einem Abminderungsfaktor $k_{w,B}$ angegeben, der die Tragfähigkeit der Schweißnaht, in die nach EN 1993-1-8 Gleichung (4.3) bzw. (4.4) die Zugfestigkeit f_u eingeht, abmindert. Für die Auslegung von Stahltragwerken unter erhöhten Betriebstemperaturen (höher als 100 °C) können die Regeln in DIN EN 1993-1-2 nicht angewendet werden. In solchen Fällen sind andere Regeln in Abstimmung mit der Bauaufsicht heranzuziehen.	2015-11 Ergänzt 2023-02
	Nachweis von Stirnplattenstößen als reine Zugstöße	2022-03	Die Komponentenmethode nach EC 3-1-8 gilt ja nur für überwiegend biegebeanspruchte Anschlüsse. Mit welcher Methode / mit welchen Änderungen können reine Zugstöße nachgewiesen werden? (z.B. Stirnplattenstoß eines Fachwerkträger-Untergurtes als reiner Zugstoß mit 4, 6 oder 8 Schrauben)	Die Komponentenmethode gilt nicht nur für Biegung sondern ist unabhängig von der Beanspruchung und gilt auch für reine Zugstöße. Nur die Anschlüsse von Hohlprofilen nach Abschnitt 7 werden nicht nach der Komponentenmethode berechnet.	2022-03
		2022-06	Bei FE-Berechnung gemäß Anhang DIN EN 1993-1-5 Anhang C beträgt in Blechen der Maximalwert der Dehnungen 5 %. Frage: Sind an den Schweißnahtverbindungen der Bleche, wenn an diesen verschweißten Stellen solch großen Dehnungen auftreten, nicht erlaubte Schweißnähte nach Element 831 der DIN 18800-1 jetzt zulässig oder gelten die Restriktionen von Element 831 auch weiterhin bei der Berechnung nach DIN EN 1993-1-5 Anhang C.	Im Falle von FE-Berechnungen sind neben den üblichen Spannungs-Dehnungsgesetzen von Stahl auch Dehnungsbegrenzungen erforderlich, wenn das Plastizieren von Stahl in Anspruch genommen wird. Die Dehnungsbegrenzung für das Grundmaterial ist abhängig von der Stahlsorte, höherfeste Stähle haben weniger Dehnungskapazität als normalfeste Stähle, und von dem Beanspruchungszustand. Mehraxiale Beanspruchungszustände können zu einer Einschränkung der Dehnungskapazität führen. Wenn nicht durch Versuche oder andere Untersuchungen in Rah-	2025-07

Abschnitt	Absatz	Frage-Nr.	Frage	Auslegung	Datum
				men eines bauaufsichtlichen Verwendbarkeitsnachweis für die gegebene Situation eine höhere Dehnungsbegrenzung nachgewiesen ist, darf für das Grundmaterial die Begrenzung der plastischen Dehnung nach prEN1993-1-14 angesetzt werden. Dabei ist die maximale äquivalente plastische Dehnung des Materials mit $0,33 \cdot \epsilon_u$ für einachsige Beanspruchungssituation und $0,15 \cdot \epsilon_u$ für den zweiachsige Spannungs-Dehnungszustand anzusetzen. Darüberhinausgehende Drei- oder Mehraxialität des Spannungs-Dehnungszustand erfordert eine genauere Berechnung nach der Schädigungstheorie. Die äquivalente plastische Dehnung kann wie folgt ermittelt werden, dabei ist $\mu_{pl} = 0,5$. $\epsilon_{eq}^{pl} = \frac{1}{\sqrt{2} \cdot (1 + \mu_{pl})} \cdot \sqrt{[(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2 + (\epsilon_3 - \epsilon_1)^2]}$ Diese Regelungen gelten nur für das Grundmaterial. Bei Schweißnähten (Kehlnähte aber auch Stumpfnähte) muss sichergestellt sein, dass der Schweißnahtanschluss im Vergleich zum Grundmaterial eine höhere Beanspruchbarkeit hat und in der Lage ist, die aus dem plastizierten Grundmaterial übertragenen Kräfte weiterzuleiten. Dazu ist im Finite Element Modell die Schweißnaht mit unbegrenzt linear elastischem Materialgesetz zu modellieren. Für die Schweißnähte sind die Nachweise nach EN 1993-1-8 bzw. EN 1993-1-12 für die resultierenden Beanspruchungen der Naht zu führen. In der Regel ist für Kehlnähte die Überfestigkeit der Schweißnaht bei Stählen bis einschließlich S460 gegeben, bei Stählen höher als S460 muss durch ein gezieltes Overmatching (höherfesteres Schweißgut im Vergleich zum Grundmaterial) sichergestellt sein, dass das Grundmaterial maßgebend ist. Das gilt auch für Stumpfnähte mit S460. Bei Stumpfnähten ist für Stähle höher S460 von einer Anordnung in Zonen mit Plastizierungen abzusehen, da es ggf. zur Ausbildung weicher Zonen kommen kann.	
1.2.4		2022-02	Gibt hinsichtlich der Befestigung von Stahlbauten auf Betonkonstruktionen durch Ankerschrauben (Gewindestangen) Einschränkungen für die Verwendung bestimmter Durchmesser? Im aktuellen Fall dürfen wir mit Hinweis auf das Kapitel 1.2.4 „Bezugsnormengruppe“ keine Ankerschrauben mit Durchmesser größer M36 verwenden. Größere Durchmesser in Anlehnung an die DIN 976-1 (2016-09) sind nach vorliegender Aussage nicht möglich, da die	Die Bemessung von Gewindebolzen nach DIN 976-1 mit Durchmessern > M36 kann nach DIN EN 1993-1-8 erfolgen, sofern alle Vorgaben der in Deutschland geltenden Produktregeln eingehalten sind. Die Anwendung der DSV/GAV-Richtlinie zur Feuerverzinkung von Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 wird empfohlen.	2022-03

Abschnitt	Absatz	Frage-Nr.	Frage	Auslegung	Datum
			DIN 976-1 nicht explizit in der Bezugsnormengruppe aufgeführt wird		
3.1.1	Nationaler Anhang	2014-26	Gemäß nationalem Anhang zum Eurocode DIN EN 1993-1-8/NA:2012-12, NCI zu Abschnitt 3.1.1 Verzinkte Schrauben, dürfen galvanisch verzinkte Schrauben der Güte 8.8 und 10.9 nicht verwendet werden (wohl wegen der Gefahr der Wasserstoffversprödung). Besteht die Möglichkeit, die Schrauben (vor allem Güte 8.8) dennoch hier zuzulassen, ev. unter Vorlage entsprechender Unbedenklichkeitszeugnisse bezüglich der Wasserstoffversprödung oder in Abhängigkeit der Beanspruchung (Abscheren oder Zugbeanspruchung)? Für eine Stellungnahme des Normenausschusses wäre ich Ihnen sehr dankbar, da die Problematik im europäischen Ausland wohl nicht besteht und der Sachverhalt bezüglich der Verwendung in Deutschland wohl nicht ausreichend bekannt ist.	Bei dem Verbot der Nutzung galvanisch verzinkter Schrauben in den FK 8.8 und 10.9 geht es neben der angesprochenen Gefahr der Wasserstoffversprödung durch die galvanische Verzinkung auch um den reduzierten Korrosionsschutz. Das bedeutet umgekehrt, dass bei Einhaltung aller sonstigen Anforderungen eine Verwendung über eine bauaufsichtliche Zulassung möglich ist, wenn die folgenden beiden Bedingungen erfüllt werden: 1. Eine erfolgreiche Wasserstoffaustreibung muss nachgewiesen werden. 2. Die Anwendung muss sich auf Bereiche beschränken, in denen keine Korrosionsgefahr besteht. Ein Beispiel wäre hier der Innenbereich von Hochregallagern. Europäisch sieht man das Problem der Wasserstoffversprödung nicht ganz so kritisch, wie die Erlaubnis des Einsatzes galvanisch verzinkter Garnituren der FK 8.8 in EN 1090-2, 5.6.1 zeigt.	2015-01
3.1.1	Nationaler Anhang	2017-09	Es sind nur komplette Garnituren (Schrauben, Muttern und Scheiben) eines Herstellers zu verwenden. Feuerverzinkte Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 und 10.9 sowie zugehörige Muttern und Scheiben dürfen nur verwendet werden, wenn sie vom Schraubenhersteller im Eigenbetrieb oder unter seiner Verantwortung im Fremdbetrieb verzinkt wurden. Andere metallische Korrosionsschutzüberzüge dürfen verwendet werden, wenn • die Verträglichkeit mit dem Stahl gesichert ist und • eine wasserstoffinduzierte Versprödung vermieden wird und • ein adäquates Anziehverhalten nachgewiesen wird. Galvanisch verzinkte Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 und 10.9 dürfen nicht verwendet werden. ANMERKUNG 1 Ein anderer metallischer Korrosionsschutzüberzug ist z.B. die galvanische Verzinkung. Die galvanische Verzinkung bei Schrauben reicht als Korrosionsschutz alleine nur in trockenen Innenräumen (Korrosionskategorie C1 nach DIN EN ISO 12944-2) aus. ANMERKUNG 2 Zur Vermeidung wasserstoffinduzierter Versprödung siehe auch DIN 267-9. " Bedeutend ist hierbei: "Galvanisch verzinkte Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 und 10.9 dürfen nicht verwendet werden."	Schrauben kleiner M12 sind im Eurocode nicht geregelt. Galvanisch verzinkte Schrauben sind im Außenbereich nicht einsetzbar. Siehe auch "Ausführung von Stahlbauten -- Kommentare zu DIN EN 1090-1 und DIN EN 1090-2" vom Beuth-Verlag.	2017-10

Abschnitt	Absatz	Frage-Nr.	Frage	Auslegung	Datum
			Dies alles bezieht sich auf "Punkt 3: Schrauben-, Niet- und Bolzenverbindungen" in DIN EN 1993-1-8. Sind von dem Verbot von Galvanisch verzinkten Schrauben ab der FK 8.8 nur Schrauben bei sogenannten Schraubgarnituren gemeint, die erst ab M12 losgehen? Wir verwenden im Betrieb auch M6-Schrauben. Unter welchen Umständen sind solche mit galvanischer Verzinkung verboten? Die DIN EN 1993-1-8 hat den Titel "Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen". Sind mit diesen "Anschlüssen" nur Verbindungen zwischen tragende Stahlbauteile gemeint?		
	Tabelle 3.3		Nach Tabelle 3.3 Fußnote 5) darf bei versetzt angeordneten Schraubenreihen der Lochabstand auf $p_2 = 1,2d_0$ herabgesetzt werden wenn $L \geq 2,4 \cdot d_0$. In Tabelle 3.4 wird für Schrauben der Beiwert $k_1 = 1,4 \cdot (p_2/d_0) - 1,7$ berechnet. Durch Anwendung bei versetzten Schraubenreihen ergibt sich somit bei minimalen Abständen $k_1 = 1,4 \cdot 1,2 - 1,7 = -0,02$. Ein Lochleibungsnachweis ist somit nicht mehr möglich.	Der Beiwert k_1 beträgt 1,66 für $p_2 = 1,2d_0$, sofern die zweite Bedingung $L \geq 2,4d_0$ eingehalten wird. Mit der zweiten Bedingung wird sichergestellt, dass die Löcher weiterhin einen ausreichenden Abstand voneinander aufweisen. Dies ist im EC3-1-8 so leider nicht textlich festgehalten bzw. klar ableitbar. Allerdings ist im Beuth-Kommentar zur DIN18800 [2] ein Ansatz dargestellt, bei dem über Ellipsen die Einflussbereich von Schraubenlöchern bei versetzter Anordnung erfasst werden können. Dabei wird für versetzte Löcher der Lochabstand L wie in Bild 3.1 vom EC3-1-8 dargestellt, für die Ermittlung der Lochleibungstragfähigkeit zugrunde gelegt. Petersen verweist in "Stahlbau - Grundlagen ..." [1] auch auf den Beuth-Kommentar und gibt an, dass bei versetzten Löcher der Lochabstand L für den Abstand quer zu Krafrichtung ($\rightarrow p_2$) angesetzt werden kann und dass dieser Ansatz auf der sicheren Seite liegt. Mit der Forderung $L \geq 2,4d_0$ und der Verwendung von L statt p_2 ergibt sich der Beiwert k_1 zu 1,66. Literatur: [1] Petersen, C.: Stahlbau. Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten. 4. Auflage, Springer Vieweg Verlag, Wiesbaden: 2013, S. 524. [2] (Hrsg.) Lindner, J.; Scheer, J.; Schmidt, H.: Beuth Kommentare – Stahlbauten – Erläuterungen zu 18 800 Teil 1 bis Teil 4. 1. Auflage, Beuth Verlag GmbH / Ernst&Sohn: Berlin, Köln, 1993, S. 75-76.	2014-02
3.6.1		08_2013	1. Im Kapitel 3.6.1 (10) wird folgende Formel zur Berechnung der zul. Lochleibungskraft aufgeführt: $F_{b,Rd} \leq 1,5 f_u d t / \gamma_{M2}$ (Formel 3.2). Wir vermissen bei dieser Formel die Berücksichtigung von Randabständen, die hier augenscheinlich nicht in die Be-	<u>Zu 1. und 3.:</u> Die Randabstände werden in DIN EN 1993-1-8 separat von den Formeln nachgewiesen. Abs. 3.5 legt etwas geringere Mindestabstände fest als DIN 18800-1, Element (807).	2014-02

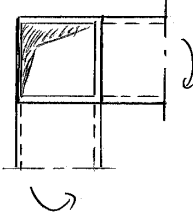
Abschnitt	Absatz	Frage-Nr.	Frage	Auslegung	Datum
			rechnung eingehen. Ein Vergleich mit dem bisherigen Nachweis nach DIN 18800-1:2008-11, Element 807 zeigt, dass dort Mindestrandabstände einzuhalten waren und dass diese auch in die Berechnung eingegangen sind. 2. Des Weiteren wird von einer Schraubenreihe gesprochen. Gemäß der zeichnerischen Darstellung liegt die Schraubenreihe rechtwinklig zur einwirkenden Last. Ist der Nachweis nach der zuvor genannten Formel sowohl für eine einzige Schraube in der Verbindung als auch für nebeneinander liegende Schrauben gültig? 3. In der DIN 18800-1:2008-11, Element 807 wurde die nicht vorhandene Stützung des Anschlusses durch die Erhöhung der Einwirkung um den Faktor 1,2 zusätzlich berücksichtigt. Wird weiterhin eine mögliche, fehlende Unterstützung des Anschlusses bei der Berechnung der Beanspruchbarkeit auf Lochleibung nach DIN EN 1993-1-8 in der Formel 3.2 berücksichtigt?	- Eine Auswertung der Gleichung für die Begrenzung der Beanspruchbarkeit ergibt zusammen mit einer Auswertung des f_y/f_u-Verhältnisses, dass DIN EN 1993-1-8, Formel (3.2) für den kritischsten Fall leicht veränderte Werte der Beanspruchbarkeit gegenüber DIN 18800-1, Element (807) ergibt. „Der kritischste Fall“ heißt hier: die Mindestrandabstände sind gerade eingehalten und der Faktor 1,2 aus DIN 18800-1, den Sie im letzten Teil Ihrer Anfrage ansprechen, wird berücksichtigt. Die Bandbreite zwischen der minimalsten Beanspruchbarkeit der minimalsten Festigkeitsklasse und der maximalen Beanspruchbarkeit der maximalen Festigkeitsklasse ist in DIN EN 1993-1-8 etwas geringer als in DIN 18800-1, dafür ist die Berechnung deutlich vereinfacht, weil die Randabstände nicht eingehen. Einen zusätzlichen Faktor bei ungestützten einschnittigen Verbindungen gibt es in DIN EN 1993-1-8 nicht direkt. Der Effekt der Begrenzung der Tragfähigkeit aus DIN EN 1993-1-8 ist aber der gleiche wie die Begrenzung der Ausnutzung aus DIN 18800-1. - Zu beachten ist bei der Anwendung von DIN EN 1993-1-8, Formel (3.2), dass es sich nur um einen oberen Grenzwert handelt. Auch bei einschnittigen Verbindungen ist die Lochleibungstragfähigkeit demnach nach Tabelle 3.4 auszuführen: $F_{b,Rd} = k_1 \alpha_b f_u d t / \gamma_{M2}$. Die Begrenzung aus Formel (3.2) greift also nur, wenn $k_1 \alpha_b > 1,5$ ist. In $k_1 \alpha_b$ gehen die Lochabstände ein (sind aber an dieser Stelle nicht begrenzt). <u>Zu 2.:</u> Gültigkeit bei verschiedenen Schraubenanordnungen: Auf eine einzelne Schraube in der Verbindung ist die Gleichung anwendbar ebenso wie auch mehrere Schrauben in einer Reihe, wenn die Abstände quer zur Lasteinleitungsrichtung eingehalten sind (vgl. Abs. 3.5). Die Begrenzung von $F_{b,Rd}$ ist nur anzuwenden auf einschnittige Verbindungen mit nur einer Schraubenreihe in Lasteinleitungsrichtung (siehe Bild 3.3).	
3.6.1	(10)	2014-05	1. Unterlegscheiben auf beiden Seiten <u>sollen</u> oder <u>müssen</u> eingebaut werden? 2. Muss wegen des ungünstigen Tragverhaltens einer einschnittigen und einreihigen Verbindung auch Biegung im angeschlossen Blech berücksichtigt werden?	zu 1.: Es müssen auf beiden Seiten Unterlegscheiben eingebaut werden. Das „sollte“, das in den Eurocodes auch an verschiedenen Stellen verwendet wird, ist in den meisten Fällen ein nicht ganz sinngemäß übersetztes „should“, was im englischen Normenkontext wie	2014-06

Abschnitt	Absatz	Frage-Nr.	Frage	Auslegung	Datum																														
			3. Wird für die Schraube nur ein Nachweis gegen Abscheren geführt? Tatsächliches Versagen ist eine Kombination von Zug und Abscheren. Wird das in irgendeiner Form berücksichtigt?	ein „muss“ genutzt wird und daher auch so zu handhaben ist. zu 2.: Die durch Exzentrizitäten im Anschluss hervorgerufenen Schnittgrößen müssen laut DIN EN 1993-1-8, Abs. 2.7 berücksichtigt werden. zu 3.: Die Bemessung einer einschnittigen und einreihigen Verbindung erfolgt grundsätzlich nach DIN EN 1993-1-8, Tab. 3.4. Es wird also grundsätzlich bei kombinierter Beanspruchung aus Zug und Abscheren auch der Nachweis für die Kombination geführt. DIN EN 1993-1-8, Abs. 3.6.1(10) begrenzt mit Gl. (3.2) lediglich die Lochleibungstragfähigkeit, die bei einer Bestimmung nach Tab. 3.4 u. U. größer werden kann als nach Gl. (3.2).																															
3.6.1	Tabelle 3.4	2018-04	DIN 18800-1:2008-11 enthielt in Element 809 die Regel, dass z.B. bei Schrauben mit Gewinde bis zum Kopf oder bei Gewindestangen mit Muttern die Grenztragfähigkeit auf Zug unter Ansatz des Spannungsquerschnittes und der Streckgrenze zu ermitteln ist: „Für Gewindeteile, bei denen der gewindefreie, zugbeanspruchte Bereich nicht länger als $0,5d_{\text{Sch}}$ ist, ist in Gleichung (55) anstelle des Schaftquerschnittes A_{Sch} der Spannungsquerschnitt A_{Sp} einzusetzen, sofern dieser kleiner ist.“ DIN EN 1993-1-8:2010-12 enthält diese Regel nicht mehr. Vielmehr wird die Grenztragfähigkeit auf Zug auch für Gewindestangen unter Ansatz des Spannungsquerschnittes und der Zugfestigkeit ermittelt (Tabelle 3.4). Dadurch ergeben sich für Schrauben mit Gewinde bis zum Kopf oder für Gewindestangen mit Muttern wesentlich höhere Grenztragfähigkeiten auf Zug. Für eine Gewindestange M12 aus nichtrostendem Stahl, die nach EN 1090 gefertigt wurde, ergeben sich beispielsweise folgende Werte: <table border="1"> <tr> <th>FKL</th><th>$f_{y,b,k}$</th><th>f_{ub}</th><th>DIN 18800-1:2008-11</th><th>DIN EN 1993-1-4 bzw. -1-8</th><th></th></tr> <tr> <td></td><td></td><td></td><td>$N_{R,d} = A_{\text{Sp}} * f_{y,b,k} / (1,1 * \gamma_{M2});$ $\gamma_{M2} = 1,1$</td><td>$F_{t,Rd} = k_2 * f_{ub} * A_s / \gamma_{M2};$ $k_2 = 0,9;$ $\gamma_{M2} = 1,25$</td><td>$F_{t,Rd} / N_{R,d}$</td></tr> <tr> <td></td><td colspan="2">[kN/cm²]</td><td>[kN]</td><td>[kN]</td><td>[-]</td></tr> <tr> <td>50</td><td>21</td><td>50</td><td>14,6</td><td>30,3</td><td>2,07</td></tr> <tr> <td>70</td><td>45</td><td>70</td><td>31,4</td><td>42,5</td><td>1,36</td></tr> </table>	FKL	$f_{y,b,k}$	f_{ub}	DIN 18800-1:2008-11	DIN EN 1993-1-4 bzw. -1-8					$N_{R,d} = A_{\text{Sp}} * f_{y,b,k} / (1,1 * \gamma_{M2});$ $\gamma_{M2} = 1,1$	$F_{t,Rd} = k_2 * f_{ub} * A_s / \gamma_{M2};$ $k_2 = 0,9;$ $\gamma_{M2} = 1,25$	$F_{t,Rd} / N_{R,d}$		[kN/cm ²]		[kN]	[kN]	[-]	50	21	50	14,6	30,3	2,07	70	45	70	31,4	42,5	1,36	Der Nachweis über die Zugfestigkeit als alleiniger Nachweis der zugbeanspruchten Schraube ist nach DIN EN 1993-1-8 und damit auch für nichtrostende Schrauben nach DIN EN 1993-1-4 so gewollt. Hintergrund ist, dass nach DIN EN 1993-1-8 der Nachweis der Zugtragfähigkeit über die Zugfestigkeit gegen Bruch geführt wird ($\rightarrow f_{ub} A_s$). Die Abminderung auf 90% der Zugtragfähigkeit ($0,9 f_{ub} A_s$) berücksichtigt Modellunsicherheiten zwischen dem mechanischem Modell „$f_{ub} A_s$“ und den aus experimentellen Ergebnissen berechneten 5% Fraktilwerten. In DIN 18800-1 wurde zum einen auf die Zugfestigkeit nachgewiesen und zum anderen auf die Streckgrenze ($A_{\text{Sch}} f_{yb} / (1,1 \gamma_M)$; bei Schrauben mit langem Gewinde: $f_{yb} A_s / (1,1 \gamma_M)$). Mit dem Nachweis gegen die Streckgrenze sollte eine zu große plastische Verlängerung der Schraube mit langem Schaft vermieden werden. Dieser Nachweis wurde insbesondere für die deutschen Schrauben mit langem Schaft und kurzem Gewinde geschaffen. Für diese Schrauben mit geringerer Festigkeit griff dieser Nachweis vor dem Nachweis gegen die Zugfestigkeit. Der Eurocode 3 berücksichtigt diesen Gebrauchstauglichkeitsnachweis nicht mehr, sondern weist lediglich gegen Bruch (f_{ub}) nach. Und da sollte der Nachweis sicher sein, da für die Schrauben immer die Zugfestigkeit nachgewiesen werden muss – sowohl nach DIN EN ISO 898-1 für Kohlenstoffstahlschrauben als auch nach DIN EN ISO 3506-1 für nichtrostende Schrauben. Damit bestehen erst einmal keine Bedenken gegen diesen Nachweis. In der Summe bedeutet dies: Ja, nach DIN EN 1993-1-8 bzw. DIN EN 1993-1-4 resultieren höhere Tragfähigkeiten in den Fällen, bei denen der „alte Gebrauchstauglichkeitsnachweis“ der DIN 18800-	2018-06
FKL	$f_{y,b,k}$	f_{ub}	DIN 18800-1:2008-11	DIN EN 1993-1-4 bzw. -1-8																															
			$N_{R,d} = A_{\text{Sp}} * f_{y,b,k} / (1,1 * \gamma_{M2});$ $\gamma_{M2} = 1,1$	$F_{t,Rd} = k_2 * f_{ub} * A_s / \gamma_{M2};$ $k_2 = 0,9;$ $\gamma_{M2} = 1,25$	$F_{t,Rd} / N_{R,d}$																														
	[kN/cm ²]		[kN]	[kN]	[-]																														
50	21	50	14,6	30,3	2,07																														
70	45	70	31,4	42,5	1,36																														

Abschnitt	Absatz	Frage-Nr.	Frage						Auslegung	Datum
			80	60	80	41,8	48,6	1,16	1 (El 809) nicht mehr greift. Dies ist so gewollt.	
			Ist eine solche Erhöhung, teilweise auf mehr als das Doppelte, tatsächlich vertretbar? Wenn ja, wie ist diese Tragfähigkeitssteigerung technisch begründet?							
4.5.2		2014-10	Eine Abgrenzung der Kehlnahtdicke nach oben wie in DIN 18800 ($a < 0,7 \min t$) ist nicht mehr vorhanden. Bedeutet das, dass bei einer Kehlnaht $a = t$ um ein Hohlprofil, das auf Biegung beansprucht wird, höhere Biegemomente übertragen werden könnten, als $M_{el,Rd}$?						Die Kehlnaht darf nach 4.5.3 ausgenutzt werden. Wenn sich daraus eine höhere Tragfähigkeit als M_{el} ergibt, darf diese angesetzt werden.	2016-02
4.5.2	Nationaler Anhang NCI		Der in DIN EN 1993-1-8/NA NCI zu 4.5.2 zu dem Thema „Grenzwerte für Kehlnahtdicken“ wiedergegebene erste Satz "Bei Flacherzeugnissen und offenen Profilen mit Querschnittsteilen $t \geq 3 \text{ mm}$ muss folgender Grenzwert für die Schweißnahtdicke a von Kehlnähten zusätzlich eingehalten werden: $a \geq \max t 0,5 - 0,5$ (NA.1)" weicht von dem entsprechenden Text in Element (519) von DIN 18800-1:2008-11 ab: "(519) Grenzwerte für Kehlnahtdicken Bei Querschnittsteilen mit Dicken $t \geq 3 \text{ mm}$ sollten folgende Grenzwerte für die Schweißnahtdicke a von Kehlnähten gewählt werden $2 \text{ mm} \leq a \leq 0,7 \min t$ (4) $a \geq \max t 0,5 - 0,5$ (5)" Sollte es sich nicht auch im Nationalen Anhang um eine Empfehlung handeln?						Ja, im Zuge der nächsten Überarbeitung des NA wird das "muss" in "sollte" umgeschrieben.	2016-02
4.7.1		2014-10	Bei durchgeschweißten Stumpfnähten ist die Tragfähigkeit des Schwächeren verbundenen Bauteils maßgebend. Ist hier die elastische Tragfähigkeit gemeint? Oder kann z.B. auch ein Biegemoment $M = M_{pl,Rd}$ ohne weiteren Nachweis übertragen werden?						Bei durchgeschweißten Stumpfnähten darf die volle plastische Tragfähigkeit des schwächeren verbundenen Bauteils ausgenutzt werden.	2016-02
4.14		2013-04	In der Formulierung „Im Bereich von $5t$ beidseits kaltgeformter Bereiche, siehe Tabelle 4.2, darf geschweißt werden, wenn eine der beiden folgenden Bedingungen erfüllt sind:" ist der r -Bereich ausgenommen. Bedeutet dies im Rückschluss, dass im r -Bereich nie geschweißt werden darf oder handelt es sich um eine nicht						Die Bedingungen beziehen sich auf beide Bereiche. Eine entsprechende Klarstellung der Formulierung in der Norm wird in den entsprechenden Ausschüssen veranlasst.	2014-02

Abschnitt	Absatz	Frage-Nr.	Frage	Auslegung	Datum
			korrekte Formulierung und der r-Bereich ist darin ebenfalls enthalten, also demnach auch an die Bedingungen gekoppelt? Die Überschrift der Tabelle 4.2 „Bedingungen für das Schweißen in kaltverformten Bereichen und Umgebung“ spricht dafür, dass der r-Bereich ebenfalls enthalten ist.		
6.2.2(7)	Gleichung 6.2	2014-13	In Gleichung (6.2) ist der Wert α_{bc} aus der Differenz zweier Terme zu berechnen. Unklar ist, welche Dimension der 1. Term hat; er scheint dimensionslos zu sein. Der 2. Term hingegen hat die Dimension einer Spannung (Streckgrenze f_{yb}). Verwendet wird α_{bc} als Faktor in Gl. (6.2). In dieser Gleichung werden dann die beiden Terme der Differenz mit der Spannung f_{ub} multipliziert. Die Dimension der Abschertragfähigkeit $F_{2,vb,Rd}$ scheint nicht mehr die einer Kraft zu sein? Bedarf es hier eines Hinweises auf die Dimensionen?	Genau genommen hat die 0,0003 in der Gleichung zur Bestimmung von α_{bc} die Dimension mm^2/N , so dass α_{bc} ein (einheitenloser) Abminderungsfaktor ist – das ist dann von der Einheit her auch analog zum Faktor α in 6.2.3(5). Dass f_{yb} hier in N/mm^2 einzusetzen ist, geht aus der Zeile unterhalb der Bestimmungsgleichung von α_{bc} hervor, zeigt sich aber außerdem am entstehenden Wertebereich von α_{bc} beim Einsetzen von $f_{yb} = 235$ bzw. $640 \text{ N}/\text{mm}^2$. Damit ist dann auch die Dimension von $F_{2,vb,Rd}$ klar eine Kraft.	2014-09
6.2.4.1	(7) Tabelle 6.2	2013-06	Gibt es möglicherweise einen Fehler in der Tabelle 6.2 bei den plastischen Grenzmomenten $M_{pl,1,Rd}$ und $M_{pl,2,Rd}$? Es wird die Streckgrenze f_y verwendet. Müsste das nicht die Zugfestigkeit f_u sein? Wäre dann evtl. ein anderer Teilsicherheitsbeiwert erforderlich?	An dieser Stelle ist es wichtig, sich den Unterschied zwischen den Versagensmodi 1 bis 3 klar zu machen: Modus 1 ist reines Stirnplattenversagen, Modus 2 ist gemischtes Stirnplatten- und Schraubenversagen und Modus 3 ist Schraubenversagen. $M_{pl,i,Rd}$ gehen in die Nachweise der Modi 1 und 2 ein und entsprechen den plastischen Momententragfähigkeiten der Stirnplatten ($M_{pl} = W_{pl} \cdot f_y / \gamma_M$ mit $W_{pl} = bh^2/4$ für einen Rechteckquerschnitt). Es ist also kein Fehler, dass in Tabelle 6.2 f_y der Stirnplatte eingesetzt werden muss. Weitere Erklärungen zu den Versagensmodi finden sich zum Beispiel in: Kuhlmann, U.; Rölle, L.: Verbundanschlüsse nach Eurocode. In: Kuhlmann, U. (Hrsg.), Stahlbau-Kalender 2010, Verlag Ernst & Sohn, 2010, S. 573-642.	2013-10
6.2.5	(7)	2017-12	Kann, wenn das Bauteil direkt einbetoniert (z. B. Stahlknagge in Stahlbetonstütze), d. h. fugenlos ausgebildet wird, der Anschlussbeiwert erhöht werden (z. B. $\beta_j = 1$)?	Es gibt hierzu Hintergrundliteratur ("Concrete in compression and base plate in bending", Martin Steenhuis et.al., 2008. http://heronjournal.nl/53-12/3.pdf). Dort (im PDF auf Seite 4/18 unten) wird der Sachverhalt etwas deutlicher. Der Abminderungsfaktor β_j berücksichtigt eine eventuelle „Schwächung“ durch den Fugenmörtel. Wenn also kein Fugenmörtel vorhanden ist, kann $\beta_j = 1.0$ angenommen werden.	2018-10
6.2.6.5		2015-16	Bei der Berechnung von Stirnblechen nach 6.2.6.5 wird der Hebelarm m_x der Schrauben im überstehenden Teil nicht reduziert, zumindest geht dies nicht aus Bild 6.10 hervor. Warum ist das so?	Für die Berechnung des überstehenden Stirnplattenanschlusses sind in der Literatur "Eurocode 3 Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Band 2: Anschlüsse. DIN EN 1993-1-8 mit Nationalem Anhang. Kommentar und Beispiele" und "Stahlbaukalender 2014; Stahlbaunormen - Anwendung der DIN EN 1993-1-8:	2016-02

Abschnitt	Absatz	Frage-Nr.	Frage	Auslegung	Datum
			In der Tabelle 6.6 werden Formeln zur Berechnung der wirksamen Länge für "Andere äußere Schraubenreihe" angegeben. Es geht aber aus der Norm nicht hervor, wo diese Schraubenreihen liegen sollen, und was dann die Parameter m, e und p bedeuten sollen. Ich bitte um Erklärung hierzu.	Bemessung von Anschlüssen" Beispiele gegeben. Bei beiden erfolgt die Berechnung des Abstandes m_x mit Berücksichtigung der Reduzierung des Abstandes aufgrund der vorhandenen Schweißnaht ($0,8 \cdot a_c \cdot \sqrt{2}$) [s. Seite IV-44 bzw. S. 146]. Dies ist leider in Bild 6.10 von DIN EN 1993-1-8 nicht klar zu erkennen, sollte aber, wie in Bild 6.8 beschrieben, berücksichtigt werden. Mit "anderen äußeren Schraubenreihen" sind Schraubenreihen gemeint, die nicht innerhalb des Trägers liegen und außerhalb des Trägers nicht direkt am Zugflansch (zB eine zweite äußere Schraubenreihe). Die genaue Definition von m wird dazu nicht gegeben. Es lassen sich e als Abstand der Schraube zum Rand und p als Abstand der Schraubenreihen untereinander aus Bild 6.10 in DIN EN 1993-1-8 erschließen. Jedoch wird in "Stahlbaukalender 2011; Stahlbaunormen - DIN EN 1993-1-8: Bemessung von Anschlüssen" zu Tabelle 6.6 kommentiert, dass "in der Regel außerhalb der Trägerkammer nicht mehr als eine Schraubenreihe angeordnet wird".	
6.2.6.5	Tab. 6.6	2016-11	Müsste es in EC3-1-8 in Kap. 6.2.6.5, Tab. 6.6. statt "Trägerzugflansch" nicht "Trägerflansch" heißen? Das wird relevant, wenn man die untere Schraubenreihe neben dem Trägerdruckflansch mitberücksichtigt. Im Kommentar zu EC3-1-8 (DIN Verlag) ist in dem Beispiel dort (Seite IV-30) die Schraubenreihe neben dem Trägerdruckflansch berücksichtigt, und zwar mit den Fließlinien "neben Trägerzugflansch" gerechnet, was m.E. auch mechanisch richtig ist. In den typisierten Verbindungen (Weynand und Oerder, "dicker blauer Ordner") ist es auch so berücksichtigt. Aber dann wäre es eben in EC3-1-8 falsch.	Die Tabelle ist richtig, allerdings nicht allgemeingültig. Die Schraube muss immer Zug haben, aussteifende Teile können Zug oder Druck haben. Die zweite Zeile könnte lauten: Innere Schraubenreihe unter bzw. über Steife oder Flansch. Die Formulierung wird bei Überarbeitung der Norm überprüft.	2017-10
6.2.8.3	(2) und (3); (6) Tabelle 6.7	2013-05	1. In Absatz (2) und Absatz (3) im Abschnitt 6.2.8.3 – Stützenfußverbindungen mit Normalkraft- und Biegebeanspruchung – werden die Querverweise zu den Kapiteln für die Berechnung der Zugtragfähigkeiten der Stützenfußverbindung angegeben. Dies sind zum einen Abschnitt 6.2.6.3 für die Zugbeanspruchung des Stützensteges und zum anderen Abschnitt 6.2.6.11 für die Biegebeanspruchung der Fußplatte. Während der zweitgenannte Querverweis logisch erscheint, ist der Verweis zu Abschnitt 6.2.6.3 für die Zugbeanspruchung des Stützensteges nicht korrekt. Abschnitt 6.2.6.3 regelt die Tragfähigkeiten für Stützenstege mit Beanspruchung durch Querzug (siehe auch Tabelle 6.1, Zeile 3).	1. Im Verweis in 6.2.8.3 müsste auf den Absatz 6.2.6.8 statt 6.2.6.3 verwiesen werden. Eine Korrektur wird im entsprechenden Normungsausschuss veranlasst. 2. In Tabelle 6.7 ist ein Schreibfehler im beschriebenen Feld. Da e vorzeichenbehaftet ist und $z_{T,i}$ nicht, muss in Zeile 2 in der Spalte $-z_{T,r} < e \leq 0$ (um negative $M_{j,Rd}$ zu vermeiden) stehen:	2013-10

Abschnitt	Absatz	Frage-Nr.	Frage	Auslegung	Datum
			Im vorliegenden Fall einer Stützenfußverbindung tritt kein Querzug im Stegblech der Stütze auf. Vielmehr wird der Trägersteg auf Zug in Stützenlängsrichtung beansprucht, wie es das Bild in Zeile 8 der Tabelle 6.1 zeigt. Es müsste deshalb die Zugtragfähigkeit des Stützensteges nach Abschnitt 6.2.6.8 berechnet werden. Diese Annahme wird zudem durch den Formelapparat in Abschnitt 6.2.6.3 gestützt. Hier ist für die Ermittlung der wirksamen Breite (Gleichung (6.16)) unter anderem die Dicke t_{fb} einzusetzen. Diese in Bild 6.6 gekennzeichnete Dicke existiert bei einer Stützenfußverbindung nicht und kann daher auch nicht eingegeben werden. Zudem ist die Berechnung der wirksamen Breite für den Fall eines Träger-Stützen-Anschlusses mittels der vorhandenen Lastausbreitung nachzuvollziehen. Für eine Stützenfußverbindung ergibt diese Gleichung jedoch keinen Sinn. Anders ist dies jedoch bei Gleichung (6.22), die die Tragfähigkeit des Trägersteges unter Zugbeanspruchung beschreibt. Diese Gleichung sowie die zugehörigen Angaben sind nachvollziehbar und können auch auf den vorliegenden Fall einer Stützenfußverbindung übertragen werden. Ist die Annahme, dass die Zugbeanspruchung des Stützensteges anstelle Abschnitts 6.2.6.3 nach Abschnitt 6.2.6.8 zu berechnen ist, korrekt? 2. Hat sich in Tabelle 6.7 ein Schreibfehler eingeschlichen? In der rechten Spalte der Zeile 2 (linke und rechte Seite mit Zugbeanspruchung) ist in der unteren der beiden Gleichungen die Kraft $F_{T,l,Rd}$ angegeben. Bildet man das Momentengleichgewicht, welches dieser Gleichung zugrunde liegt, kann es jedoch nur die Kraft $F_{T,r,Rd}$ sein, so wie es in der unteren Gleichung der links daneben befindlichen Spalte korrekter Weise auch der Fall ist.	$M_{j,Rd} = \min \begin{cases} \frac{F_{T,r,Rd} \cdot z}{\frac{z_{T,l}}{ e } + 1} \\ \frac{F_{T,l,Rd} \cdot z}{\frac{z_{T,r}}{ e } - 1} \end{cases}$ Auch hier wird eine Korrektur veranlasst.	
7.5	Bild 7.14	2015-05	 Rahmenecke bestehend aus zwei RHP-Stäben im Winkel von 90°, in der Ecke ist ein durchlaufender Gurt angeordnet, dessen Profilverformung nicht konstruktiv behindert wird. Ein Aufsteller weist die Tragfähigkeit des biegesteifen Knotens gemäß Tabelle 7.14, unteres Bild nach. Die räumliche Tragwirkung wird dabei mit $\mu=0,9$ berücksichtigt.	Siehe Anlage 1	2015-06

Abschnitt	Absatz	Frage-Nr.	Frage	Auslegung	Datum
			Frage: Ist diese Tabelle für derartige Knoten anzuwenden?		

Prof. Dr.-Ing. R. Puthli

KIT- Stahl- und Leichtbau

Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine

Karlsruher Institut für Technologie, Otto-Amman-Platz 1, 76131 Karlsruhe

E-Mail: puthli@kit.edu

Schüttorf, 07.06.2015

Zur Normungsanfrage zu EN 1993-1-8, Abschnitt 7.5, Tabelle 7.14, unteres Bild:
Biegetragfähigkeit von ebenen T-Anschlüssen unter M_{op} (Biegung aus der Tragwerksebene),
Versagen des Gurtstabs durch Querschnittsverzerrung (Distorsion)

In der Anfrage geht es darum, die in Tabelle 7.14, unteres Bild angegebene Versagensgrenze für die Querschnittsverzerrung ebener T-Anschlüsse bei Biegung aus der Tragwerksebene auf einen räumlichen Rahmeneckanschluss (TT-Anschluss unter $2 M_{op,i}$) anzuwenden.

Die Frage lautete: „Ist diese Tabelle für derartige Knoten anzuwenden?“

Antwort: Nein, die Tabelle 7.14 kann nicht für den vorliegenden TT-Rahmeneckanschluss unter der angegebenen Beanspruchung durch 2 im Gleichgewicht stehende Eck-Biegemomente $M_{op,i}$ verwendet werden.

Daher ist leider auch der Auslegungsvorschlag dazu mit den Punkten 1 bis 3 gegenstandslos.

Begründung:

Bei der vorliegenden Einwirkung ist die örtliche Beanspruchung des räumlichen TT-Rahmeneckanschlusses von der eines ebenen T-Anschlusses so verschieden, dass das Tragverhalten nicht auf einfache Weise, z.B. mit einem Abminderungsbeiwert μ , auf einen ebenen Anschluss zurückgeführt werden kann.

Die Lastweiterleitung ist in der beigelegten Anlage „Analyse der Einwirkungen“ dargestellt.

Über einen ebenen T-Anschluss beansprucht das äußere Biegemoment M_{op} den Gurtstab auf Torsion. Ein Teil davon ist für die Querschnittsverzerrung (sog. Distorsion) an der Lasteinleitungsstelle verantwortlich. Der Torsionswiderstand von Hohlprofilen ist besonders groß, der Widerstand gegen Querschnittsverzerrung im Verhältnis dazu nicht.

Über den vorliegenden TT-Rahmeneckanschluss wird aber keine Torsion eingeleitet. Die Torsionsanteile der beiden M_{op} kompensieren sich. Die querschnittsverzerrenden Einwirkungen, auch vorstellbar als Abtriebskräfte, addieren sich hingegen. Der Zusammenhang zwischen Einwirkungs- und Verzerrungszuwachs ist nichtlinear, wie die FE-Berechnungen der Fragesteller deutlich zeigen, so dass die Tragfähigkeit auch nicht einfach auf 2 Streben verteilt werden kann.

Ohne Verdrehung des Profils infolge Torsion könnte die Aktivierung der Wölbbehinderung eingeschränkt sein. Daher wird das dem ebenen T-Anschluss zugrunde liegende erweiterte 3D-Fließlinienmodell nach Yu [9] und Niemi [10] nicht ohne Anpassung gelten. Auch über die Interaktion mit weiteren Tragwerksbeanspruchungen ist nichts bekannt.

Während in den FE-Berechnungen [9] des ebenen T-Anschlusses über den Gurtumfang im Lasteinleitungsbereich Plastizierung infolge Wölbnormalspannungen zu sehen sind, zeigen die FE-Berechnungen der Fragesteller nur das Fließen der 4 Profilecken.

Fazit: TT-Anschlüsse mit Biegebeanspruchung der Streben, insbesondere aus der Tragwerksebene (M_{op}), sind bisher nicht Gegenstand der EN- oder ISO-Normung.

TT-Anschlüsse in Dreigurt-Fachwerkträgern sind dagegen in EN 1993-1-8, Tabelle 7.19 und 7.7 genormt. Sie werden nur durch Normalkräfte beansprucht (Knotengleichgewicht). Die örtliche Beanspruchung infolge Lasteinleitung und Lagerung ist verzerrungsfrei.

Weitere Hinweise

Die Anfrage, die Auslegungsvorschläge und die weiteren Unterlagen weisen, neben vielen richtigen Überlegungen, auf **grundlegende Missverständnisse** hin, die unter Punkt 1 bis 4 erläutert werden. Unklarheiten zu Punkt 1 bis 3 sind in der Praxis nicht selten. Punkt 4 bezieht sich auf die Bemessungsvorschläge der Antragsteller.

1. Normungsinhalt und Anwendung von Abschnitt 7

DIN EN 1993-1-8, Abschnitt 7 enthält besondere Bemessungsregeln für Hohlprofilanschlüsse. Tabelliert sind **Tragfähigkeiten**, auch solche für Einwirkungen aus **Biegemomenten** (Momenten- oder Biegetragfähigkeit), siehe Tabelle 7.3, 7.4, 7.5, 7.13, 7.14 und 7.22.

Für keinen dieser Anschlüsse sind **Rotationssteifigkeiten** genormt, siehe Anmerkung zu EN 1993-1-8, Abschnitt 5.2.2.1(1). Damit sind diese Anschlüsse auch nicht ohne weiteres als starr oder biegesteif zu klassifizieren.

Hinweis: Die **Klassifizierung von Anschlüssen** nach EN 1993-18, Abschnitt 5.2 wird anschaulich erläutert in der „bauforumstahl Arbeitshilfe 2.8“ [4] und speziell für Hohlprofilanschlüsse in [5].

Sind die Hohlprofil-Anschlüsse nicht versteift, so handelt sich in der Regel um **verformbare** oder **nachgiebige Anschlüsse**. Auch die volle Momententragfähigkeit wird oft nicht erreicht (teiltragfähige Anschlüsse). Zur Steifigkeit von Hohlprofilanschlüssen beziehen Design Guides, wie z.B. [5], [6] und [8], eindeutig Stellung, während die Norm selbst dazu schweigt, weil die Steifigkeiten noch nicht normungsreif sind (Komponentenmethode?).

Sollen in der elastisch-plastischen Tragwerksberechnung nachgiebige Anschlüsse zur Aussteifung herangezogen werden, so müssen sie mit **Rotationsfedern / Fließgelenken** modelliert werden [4]. Zur Ermittlung der Federkennwerte ist eine Momenten-Rotations-Charakteristik auf Basis von realitätsnahen FE-Berechnungen, Versuchsauswertungen und / oder Literatur-Datenanalysen nötig. Für jeden der genormten Hohlprofilanschlüsse existiert bereits eine Versuchsbasis [1], [5], [6], [8], die dazu herangezogen werden sollte, da die zugehörigen Tragfähigkeiten auf ihr basieren.

Erweist sich das in der Praxis als zu aufwändig, so ist entweder eine alternative **Aussteifung des Tragwerks** oder eine **Aussteifung der Knoten** in Betracht zu ziehen. Die Aussteifung von Hohlprofilanschlüssen muss der besonderen Profilform gerecht werden [5] und mit herkömmlichen Methoden nachweisbar sein.

Sonderfall 1: Eine Ausnahme sind die **Rahmeneckanschlüsse** nach Tabelle 7.16. Auch der unversteifte Eckanschluss im oberen Bild war nach DIN 18808: 1984 [3] in Deutschland als biegesteif eingestuft. Da die zugrundeliegenden Momenten-Rotations-Charakteristiken der Versuche aber nicht allgemein zugänglich sind, hat dieser Anschluss im Eurocode diesen Status nicht mehr bekommen [8]. Trotzdem wird die Einstufung in der Praxis in Deutschland manchmal noch akzeptiert.

Sonderfall 2: In DIN EN 1993-1-8, Abschnitt 7 sind außerdem eine Reihe von **Fachwerkanschlüssen** genormt. Durch die Tragfähigkeiten und definierten Anwendungsgrenzen wird sichergestellt, dass diese Anschlüsse über ausreichend Rotationskapazität und Duktilität verfügen, um sie **ohne weitere Nachweise** als gelenkige Anschlüsse zu klassifizieren [5], siehe auch DIN EN 1993-1-8, Abschnitt 5.1.5 zur Fachwerkträgermodellierung.

Sonderfall 3: Vierendeelträger-T-Knoten mit Gurtstab-Pfosten-Breitenverhältnis $\beta = 1$ werden im Eurocode nicht erwähnt. In ISO 14346, 2013 [7] sind diese Trägerknoten jedoch als biegesteif eingestuft. Empfohlen wird eine steif-plastische Trägerberechnung. Das ist durch internationale Forschungen belegt, siehe [8] und [6].

2. Verwendung der Abminderungsbeiwerte μ für räumliche Anschlüsse

Die in Tabelle 7.19 (RHP) und 7.7 (KHP) angegebenen Abminderungsbeiwerte μ gelten nur für die dort angegebenen Anschlüsse, charakterisiert durch Knotentyp, Einwirkung und Anwendungsgrenzen, und dann auch nur für die **Versagensform a) Flanschversagen**.

Für andere Versagensformen, wie b) Seitenwandversagen, c) Schubversagen des Gurtes oder e) Versagen der Streben, hat der Abminderungsbeiwert keine Bedeutung. Die Tragfähigkeiten sind entweder nur von örtlicher Bedeutung, betreffen andere Komponenten des Querschnitts oder die räumliche Einwirkung wird auf anderem Wege erfasst. Das ergibt sich eigentlich aus den Formeln selbst, ein spezieller Hinweis darauf soll jedoch in der nächsten Ausgabe der Norm ergänzt werden.

3. T-Anschluss mit M_{op} nach DIN EN 1993-1-8, Tabelle 7.14

Neben den Versagensformen a) Gurtflanschversagen, b) Gurtseitenwandversagen und e) Strebenversagen ist für T-Knoten **ohne konstruktive Behinderung der Querschnittsverformung** zusätzlich das Versagen durch Querschnittsverzerrung des Gurtstabes zu überprüfen.

Die Tragfähigkeitsgleichung für $M_{op,Rd}$ basiert auf von CIDECT geförderten Forschungen von Niemi [10] in Finnland und Yu [9] in den Niederlanden. Dazu gehörten analytische Studien, numerische Parameterstudien (FE) im praktisch relevanten Bereich und statistisch ausgewertete Versuche. Dabei zeigte sich, dass die Querschnittsverzerrung auch nur für große Breitenverhältnisse von Strebe zu Gurt (in den Versuchen: $\beta = 1$) maßgebend wird, ein Hinweis, der im Eurocode fehlt.

Die Grenztragfähigkeit für Querschnittsverzerrung nach Yu [9] ergibt sich als Mindesttragfähigkeit eines um Wölbnormalspannungen erweiterten 3D-Fließlinienmodells. Die Gurtflanschverformung ist auf das übliche Limit von $3\% \cdot b_0$ begrenzt worden. Das Fließlinienmodell erstreckt sich über einen Einflussbereich, dessen Länge man als „wirksame Länge l_{eff} “ interpretieren könnte. Sie beträgt für den T-Anschluss bei Erreichen von $M_{op,Rd}$ für die Versagensform Querschnittsverzerrung nach [9]:

$$\text{Allgemein: } l_{eff} = h_1 + 2 \cdot x = h_1 + 2 \cdot b_0 \cdot [h_0/(4 t_0) \cdot (1 + h_0/b_0)]^{0.5} = h_1 + [b_0 \cdot h_0 \cdot (b_0 + h_0) / t_0]^{0.5}$$

$$\text{Für QHP mit } b_0 = h_0: l_{eff} = h_1 + 2 b_0 (\gamma)^{0.5} \quad \text{mit } \gamma = b_0/(2 t_0)$$

Die Längen der **Einflussbereiche** von Fließlinienmodellen sind generell nicht in der Norm enthalten, da sie i.d.R. den direkten Knoteneinflussbereich nicht wesentlich überschreiten. Das ist in diesem Einzelfall wegen der Torsion und Querschnittsverzerrung nicht mehr so. In [9] wurde festgestellt, dass die Knotentragfähigkeit steigt, wenn die Gurtstablänge zwischen den Auflagern kürzer ist als die volle Einflusslänge. Die Verzerrungsbehinderung steigt. Deshalb hat man wohl auf einen Hinweis in der Norm verzichtet.

Solch ein Hinweis wäre trotzdem angebracht, um zu verhindern, dass im Einflussbereich weitere Lasten eingeleitet werden, die die Querschnittsverzerrung vergrößern, was dem Tragwerksplaner beim herkömmlichen Gurtstabsnachweis quasi „wölbfreier“ Querschnitte nicht unbedingt bewusst wird, wie auch die Normungsanfrage zeigt.

Auch für Kragarme mit Lasteinleitung M_{op} am Trägerende könnte sich das Fließlinienmuster mit beidseitiger Wölbbehinderung nicht einstellen, so dass die Grenztragfähigkeit nach Yu [9] bzw.

DIN EN 1993-1.8, Tabelle 7.14 dafür nicht gelten kann. Eine solche Konfiguration wäre allerdings auch kein T-Anschluss mehr.

Interaktionen: Die beim T-Anschluss immer vorhandene Interaktion mit **zugehöriger Torsionsbeanspruchung** kann nach [9] durch Reduktion der im Modell angesetzten Gurtfließspannung f_{y0} erfasst werden: $k_0 \cdot f_{y0}$. Auswertungen im praktisch relevanten Bereich zeigten, dass der Einfluss von Torsionsschubspannungen vernachlässigt werden kann. Deshalb wird in der Norm $k_0 = 1$ gesetzt. Dabei ist allerdings nur der mittig belastete Einfeldträger ohne weitere Zusatzspannungen betrachtet worden. Das Trägerende konnte sich verwölben. Eine Wölbbehinderung sollte einen versteifenden Effekt haben und die Tragfähigkeit nicht verringern.

Die Interaktion mit **weiteren Beanspruchungen** $N_{0,Ed}$, $V_{0,Ed}$, $M_{0,Ed}$ ist für Querschnittsverzerrung des T-Anschlusses mit M_{op} nicht speziell untersucht worden [9]. Ausreichende Erkenntnisse gibt es nur bei Gurtflanschversagen von T- und X-Anschlüssen mit N_i , M_{ip} und M_{op} . Dabei zeigte sich, dass Zusatznormalspannungen σ_x infolge $N_{0,Ed}$ und $M_{0,Ed}$ parallel zu Fließlinien mit σ_y oft vernachlässigt werden können. Für Modellanteile, für die das nicht mehr zutrifft, sind auf Basis eines Fließkriteriums Funktionen ausgearbeitet worden, die als Abminderungsfaktoren für die Gurtauslastung genormt sind, z.B. k_p , k_n oder k_m .

Für Querkräfte $V_{0,Ed}$ ist meistens allgemein festgelegt: $V_{0,Ed} \leq 0,5 V_{0,pl,Rd}$, auch auf Grund des Fließkriteriums. Bei Schubversagen des Gurtstabes wird stattdessen die Interaktion in den wirksamen Schubflächen berücksichtigt.

Die im Modell der Querschnittsverzerrung nach Yu [9] angesetzten Wölbnormalspannungen können sich allerdings mit Biegenormalspannungen σ_x aus $N_{0,Ed}$ und $M_{0,Ed}$ überlagern, so dass für diese Anteile $k_0 < 1$ sein könnte. Die Fließlinien in den 4 Ecken des Gurtquerschnitts werden dagegen wenig beeinflusst. Genaue Informationen zu den Auswirkungen fehlen. Daher ist bei hohen Zusatzbelastungen der Gurt im Zweifelsfall auszusteifen.

Hinweis: Hintergründe zu den Hohlprofil-Normungsinhalten werden i.d.R. in einer im Internet frei verfügbaren CIDECT-Handbuchreihe anschaulich erläutert. Rechteck-Hohlprofil-Anschlüsse behandelt CIDECT-Handbuch Nr. 3.

Die Tragfähigkeit bei Querschnittsverzerrung ist jedoch nicht im aktuellen CIDECT-Handbuch Nr. 3 [6] und in der damit übereinstimmenden neuen ISO 14346: 2013 [7] enthalten.

Stattdessen findet man dort die konservative Anmerkung: „**Gurtquerschnittsverformung**“, besser Gurtquerschnittsverzerrung (chord distortion), „**ist zu verhindern.**“

Auch für den Eurocode wird über eine solche Regelung nachgedacht, evtl. beschränkt auf große β , denn mit solch einem einfachen Hinweis wäre es beim vorliegenden TT-Anschluss der Fragesteller gar nicht erst zu Missverständnissen gekommen.

4. Zu den analytischen und FE-Berechnungen des TT-Anschlusses mit 2 M_{op}

Prinzipiell sind die **FE-Berechnungen** der Fragesteller geeignet, um die fehlende Momenten-Rotations-Charakteristik des Anschlusses zu ermitteln, auf deren Basis die **Rotationsfedersteifigkeiten** festzulegen sind [4], [5]. Dazu ist jedoch erst die **Tragfähigkeit** zu berechnen.

Die in den Unterlagen der Fragesteller, Tabelle 1 angegebenen Grenztragfähigkeiten $M_{op,Rd}$ und die wirksamen Längen l_{eff} sind für Bemessungszwecke zu groß. Die Verformungen wären viel zu groß. Trotzdem ist zu erkennen, dass sich in den 4 Ecken des Lasteinleitungsbereiches die Fließgelenke bilden und dann auf die angrenzenden Gurtlängen ausdehnen.

Das ebene Fließgelenkmodell in der sog. „**händischen Berechnung**“ **Nachweis b)** ist daher geeignet, jedoch als analytisches Modell nicht ganz ausreichend, da es keine Ermittlung der Einflusslänge l_{eff} zulässt, die man auch nicht willkürlich festlegen sollte.

Die „**händische Berechnung**“ **Nachweis a)** ist hier als Grenzlast falsch, da das zugrundeliegende Modell [9] Torsion und Wölbnormalspannungen infolge Querschnittsverzerrung voraussetzt, die für ein M_{op} gilt, nicht für zwei.

Hinweis: Bei der äußeren Arbeit W_a **summiert** sich die verzerrende Wirkung der 2 einwirkenden Biegemomente $M_{\text{op},1} = M_{\text{op},2} = M_{\text{op}}$:

$$W_a = M_{\text{op},1} \cdot \phi_{01} + M_{\text{op},2} \cdot \phi_{02} \quad \text{mit } \phi_{0i} - \text{Verdrehung einer Gurtoberfläche } i$$

$$\text{Für QHP mit } \phi_{01} = \phi_{02} = \phi_0 \text{ ergibt sich: } W_a = 2 M_{\text{op}} \cdot \phi_0.$$

Alternativ könnte von 2 diagonal einwirkenden, verschiebenden Abtriebskräften N_A ausgegangen werden. Mit $N_1 = M_{\text{op},1}/b_0$ und $N_2 = M_{\text{op},2}/h_0$ ergibt sich $N_A = (N_1^2 + N_2^2)^{0,5}$ und die äußere Arbeit:

$$W_a = 2 N_A \cdot \delta \quad \text{mit } \delta - \text{diagonale Verschiebung einer Ecke } \delta = (\delta_1^2 + \delta_2^2)^{0,5}$$

$$\text{mit } \delta_1 = \tan \phi_{01} \cdot b_0/2 \text{ und } \delta_2 = \tan \phi_{02} \cdot h_0/2$$

$$\text{Für QHP mit } \delta_1 = \delta_2 \text{ und } \tan \phi_0 \approx \phi_0 \text{ ergibt sich damit ebenfalls: } W_a = 2 M_{\text{op}} \cdot \phi_0$$

Auf der sicheren Seite könnte man die „wirksame Länge“ auf die Lasteinleitungslänge über die Strebenhöhe h_1 beschränken mit $l_{\text{eff}} = h_1$. Aus den FE-Berechnungen ergeben sich jedoch größere Beanspruchungen, die noch im linearen Bereich der Momenten-Rotations-Charakteristik liegen.

Zutreffender wäre deshalb ein **räumliches Fließlinienmodell**, dessen Ausdehnung $l_{\text{eff}} = h_1 + 2 \cdot x$ sich aus der Gleichsetzung und Minimierung von äußerer und innerer Arbeit ergibt. Das Modell kann mit den FE-Berechnungen überprüft und kalibriert werden.

Wie bei allen anderen Hohlprofilanschlüssen sollten die **örtlichen Verformungen** der Gurtstabwand auf 3% der Gurtstabbreite b_0 begrenzt bleiben. Die Verformungsgrenze $\delta_{3\%}$ kann hier auch als Limit für die Verdrehung einer Strebe mit der Breite b_1 ausgedrückt werden [9].

$$\phi_{3\%} = 0,03 \cdot b_0 / (b_1/2) = 0,06 / \beta \quad \text{mit } \beta = b_1/b_0$$

Interaktion: Die im Gurtstab, im vorliegenden Tragwerk offensichtlich als Stütze fungierend, sonst noch gleichzeitig vorhandenen primären Beanspruchungen sind angemessen zu berücksichtigen, z.B. über die Reduktion der im Modell angesetzten Fließspannung. Für **Querschnittsklasse 1 oder 2** kann die Interaktion über ein Fließkriterium erfasst werden [9].

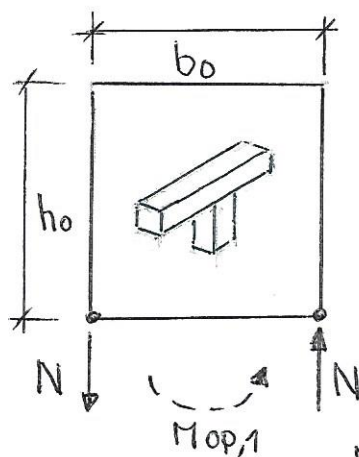
Sollte sich andeuten, dass die übertragbaren Biegemomente und / oder die Federsteifigkeit zu gering ausfallen, so sind konstruktive Maßnahmen sinnvoller, wie eine alternative Versteifung des Tragwerks oder eine Aussteifung der Knoten (verzerrungsfreie Lasteinleitung).

Literatur, Quellen:

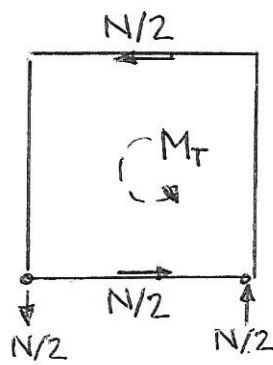
- [1] Beuth-Kommentar: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Band 2: Anschlüsse. Erscheint 2015-09.
- [2] DIN EN 1993-1-8, 2010-12: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen.

- [3] DIN 18808, 1984-10: Tragwerke aus Hohlprofilen unter vorwiegend ruhender Beanspruchung.
- [4] Bauforum Stahl: Arbeitshilfe 2.8: Tragwerksplanung im Stahlbau – Anschlüsse – Allgemeines. Download unter: www.bauforumstahl.de.
- [5] Wardenier, J., Packer, J.A., Zhao, X.-L., van der Vegte, G.J.: Hollow Sections in Structural Applications. 2011. Download unter: www.cidect.com.
- [6] CIDECT-Handbuch Nr. 3 (2. Auflage, 2009): Packer, J.A., Wardenier, Zhao, X.-L., van der Vegte, G.J., Kurobane, Y.: „Knotenverbindungen aus rechteckigen Hohlprofilen unter vorwiegend ruhender Beanspruchung“. Download unter: www.cidect.com.
- [7] ISO 14346, 2013: Static design procedure for welded hollow section joints – Recommendations.
- [8] Packer, J.A., Henderson, J.E.: „Hollow Structural Section: Connections and Trusses – A Design Guide.“ Canadian Institute of Steel Construction, 1997.
- [9] Yu, Y.: “The Static Strength of Uniplanar and Multiplanar Connections in Rectangular Hollow Sections. Dissertation, Delft University Press, 1997.
- [10] Niemi, E.: “Load Capacity of Rectangular Hollow Section T-joints Subjected to Out-of-plane Bending”. Publication No. 39, University of Lappeenranta, Finland, 1986.

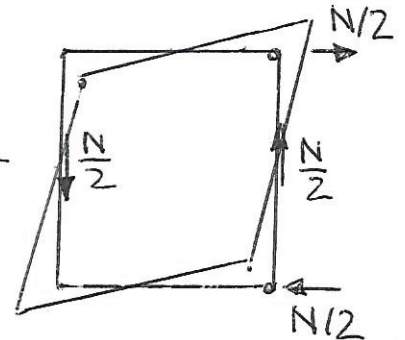
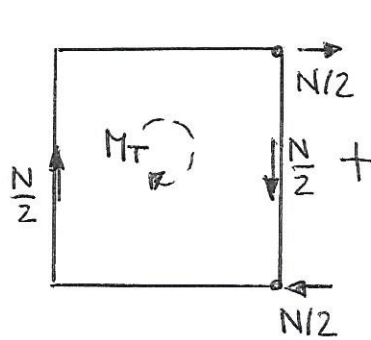
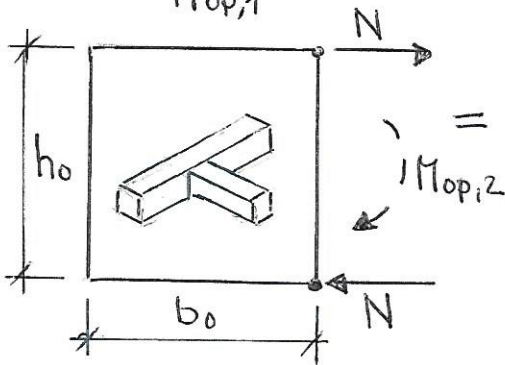
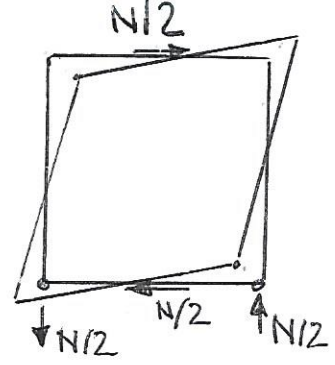
Analyse der Einwirkungen



Torsion



Verzerrung (Distorsion)

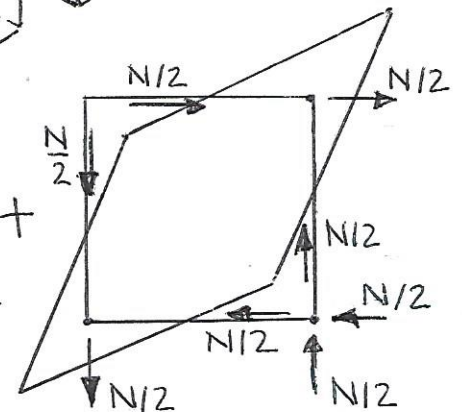
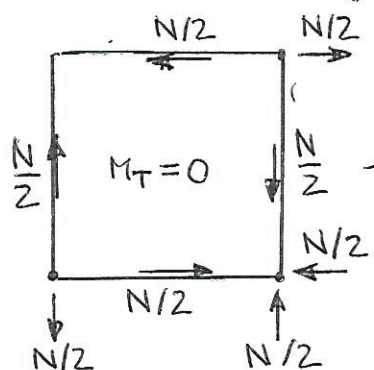
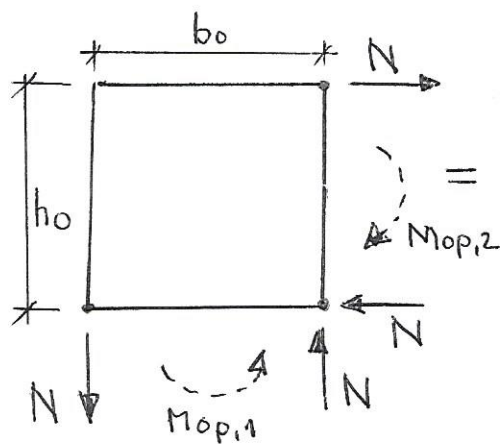
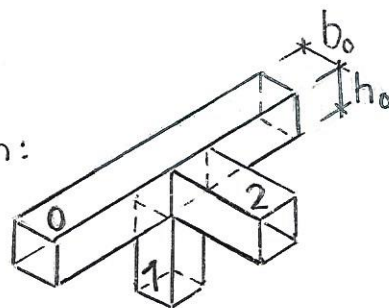


hier: Gleichgewicht $M_{op,1} = M_{op,2} = M_{op,i}$

QHP - Gurt und - Streben mit $b_0 = h_0 = b_1 = h_1$

$M_{op,i} = N \cdot b_0$ bzw. h_0

Superposition der Einwirkungen:



keine Torsion,
aber Druck / Zug
in Querrichtung

Vergrößerung
der Querschnitts-
Verzerrung