

# Hohlprofilstäbe mit eingeschlitzten Knotenblechen als Druckstäbe - konventioneller Knicknachweis ausreichend ?

Harald Unterweger / Andreas Taras

## 1 Einleitung und Ziel der Untersuchung

Fachwerk- bzw. Verbandsstäbe weisen in der Praxis häufig Hohlprofilquerschnitte (rechteckig bzw. quadratisch - RHS, oder rund - CHS) auf, die an beiden Stabenden eingeschlitzte Knotenbleche aufweisen. Die Verbindung zur weiterführenden Konstruktion kann entweder geschraubt (Bild 1a) oder geschweißt ausgeführt (Bild 1b) sein. Nachfolgend wird von einer symmetrischen Ausbildung ausgegangen - der Fall einer exzentrischen Ausführung in Form eines einseitigen Laschenanschlusses mit minimierter Exzentrizität wird in Abschnitt 5 ergänzend dargestellt. Dies bedeutet, dass hier die Stoßlaschen beidseits angeordnet sind bzw. eine umlaufende Schweißnaht vorliegt. In Bild 3 sind einige Ausführungsbeispiele dargestellt.

Wie aus Bild 1 und 3 leicht erkennbar ist, führt ein Schraubstoß zu einer deutlich größeren freien Länge  $L_1$  des Knotenbleches, sodass die in Bild 1c angeführten Werte auch die in der Praxis auftretende Bandbreite - bezogen auf die Höhe  $h$  des Hohlprofilquerschnittes - zeigt.

Anzumerken ist, dass nachfolgend für Abmessungen und Querschnittswerte des Knotenblechs der Index 1 verwendet wird, wogegen sich der Index 0, oder die Schreibweise ohne Index, auf den Hohlprofilquerschnitt sowie die Gesamtlänge ( $L_0$ ) bezieht.

Die Motivation für eine grundsätzliche Studie zur Drucktragfähigkeit derartiger Hohlprofilausführungen ist einerseits, dass - im Gegensatz zu den traditionellen Konstruktionsregeln im Stahlbau - die Längen  $L_1$  der schlanken Knotenbleche an den Stabenden vermehrt sehr lang ausgeführt werden (vgl. Bild 3). Damit führt die Steifigkeits- und Querschnittsschwächung in diesem Bereich zu einer nennenswerten Reduktion der Drucktragfähigkeit des Gesamtstabes. Andererseits ist festzustellen, dass in der Praxis mitunter deutlich unterschiedliche Meinungen vorliegen, wie ein zutreffender Knicknachweis nun zu führen sei (diesbezüglich wird immer Knicken aus der Knotenblechebene, d. h. um die  $z$ -Achse nach Bild 1, maßgebend). Letzteres führte auch dazu, dass nicht nur das Tragverhalten an einem Einzelbeispiel untersucht wurde, sondern im Zuge einer beschränkten Parameterstudie, die die üblichen Geometrieverhältnisse in der Praxis weitgehend abdeckt, auch darüber hinaus die grundsätzlichen Zusammenhänge erarbeitet wurden. Darauf aufbauend konnte ein erster Bemessungsvorschlag für die Praxis entwickelt werden, der in dieser Arbeit auch vorgestellt wird.

Eine hinsichtlich des Tragverhaltens ähnliche Situation liegt auch bei Ausfachungsstäben von Fachwerken mit großen Stabkräften vor, die dann meist als geschweißte Kastenquerschnitte ausgeführt sind. Anstatt des mittigen Einschlitzbleches werden nun die beiden außenliegenden Bleche weitergeführt und an die stehenden Bleche der Fachwerkgerüste angeschlossen. Über das Tragverhalten derartiger Stäbe wurde in [2] berichtet, bedauerlicherweise im Zusammenhang mit einem Schadensfall. Auch für diese Ausführungsform kann der nachfolgend gezeigte Bemessungsvorschlag als grober Richtwert dienen, wie Bild 2 schematisch zeigt, ohne jedoch die in [2] zusätzlich vorhandene Exzentrizität, infolge des einschnittigen Schraubanschlusses, zu erfassen. Die Auswirkungen eines zusätzlichen einschnittigen Anschlusses bei den eingeschlitzten Knotenblechen auf die Drucktragfähigkeit des Gesamtstabes, die zu zusätzlichen - die Gesamttragfähigkeit mindernden - Exzentrizitätsmomenten führen, sind in [3] aufbereitet und werden nachfolgend zusammengefasst.

Das Ziel, das Tragverhalten von Hohlprofilquerschnitten mit eingeschlizten Knotenblechen zu verallgemeinern, erfordert gewisse Vereinfachungen und Idealisierungen hinsichtlich der Detailausbildung im Anschlussbereich, die in Bild 1c zusammengefasst sind. Im Falle einer geschraubten Lösung wird der Schraubstoß nicht modelliert, d. h. auch die erhöhte Biegesteifigkeit der Stoßlaschen bleibt unberücksichtigt. Dies bedeutet jedoch auch, dass eine schlupffreie Schraubverbindung vorliegen muss (GV- bzw. Passschraubenverbindung). Hinsichtlich der Einspannwirkung des Knotenblechs in die weiterführende Konstruktion werden die beiden möglichen Grenzfälle, - vollkommen gelenkig (*RB 1*) sowie, - starre Einspannung (*RB 2*), untersucht. Ersteres stellt eine sichere Annahme bei Anschlüssen zu stählernen Bauteilen dar (Bild 1a). Letzteres ist im Einzelfall zu überprüfen und liegt zweifelsfrei nur bei Anschlüssen zu Schweißgründen in Betonbauteilen vor (Bild 1b).

Seitens der Belastung wird von rein Normalkraft beanspruchten Stäben, ohne jegliche lokale Querlasten am Stab selbst, ausgegangen, wobei die Normalkräfte zur Gänze in die weiterführende Konstruktion (Achse I) geleitet werden. Für den Anwendungsfall eines Verbandsknotens an eine Stütze (Bild 1), könnten demgegenüber etwas günstigere Verhältnisse vorliegen (zusätzliche Stützwirkung des Knotenblechs durch die Zugdiagonale).

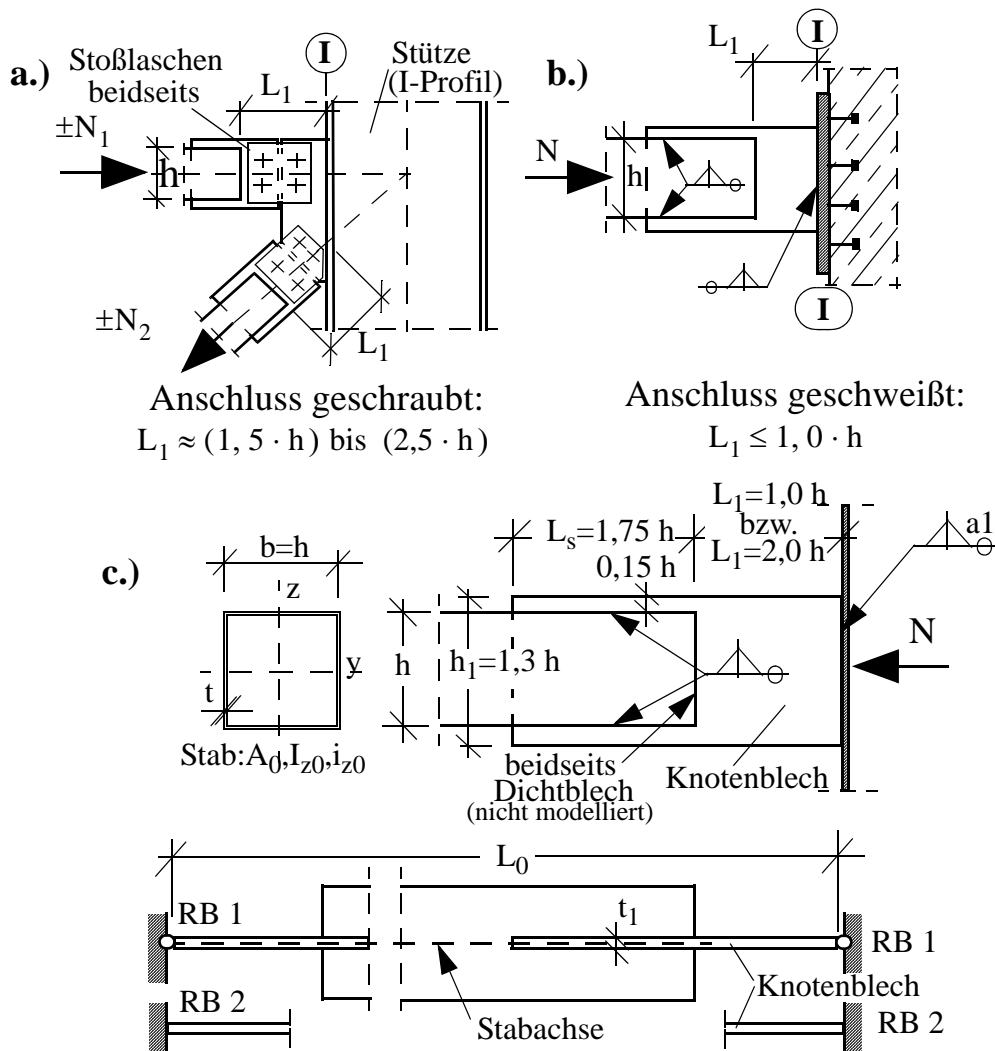


Bild 1. Untersuchte Hohlprofilanschlüsse; a.) geschraubt, b.) geschweißt, c.) Untersuchte Detailgeometrie mit idealisierten Randbedingungen

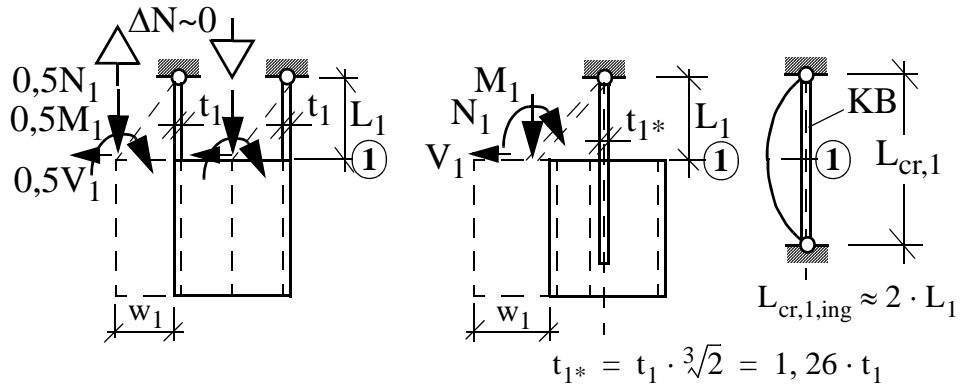
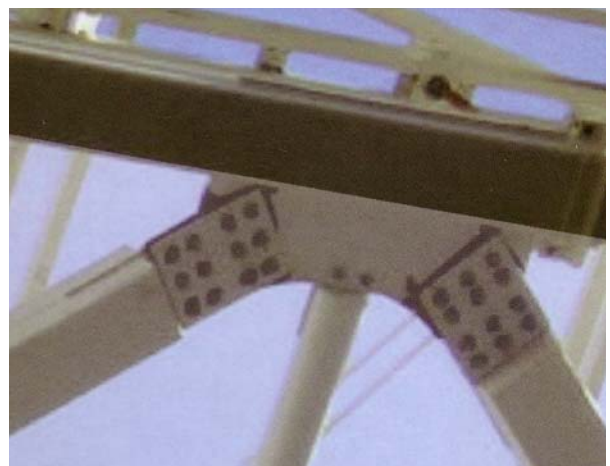


Bild 2. Hohlprofilstab mit außenliegenden Anschlussblechen (linkes Teilbild) und vereinfachte Erfassung des Tragverhaltens

a.)



b.)



c.)



d.)



e.)



Kastenquerschnitt  
geschweißt

Bild 3. Ausführungsbeispiele - geschweißt (a) bzw. geschraubt. Teilbild 2d aus [1]

## 2 Untersucher Parameterbereich

Den Berechnungen liegen die nachfolgend genannten Annahmen zugrunde bzw. es wird der angeführte Parameterbereich - abgestimmt auf die Anforderungen der Praxis - abgedeckt.

- Stabquerschnitt: quadratische Hohlprofile (RHS, Gesamthöhe  $h$ ); für hier nicht angeführte runde (CHS) sowie geschweißte Hohlprofile ergeben sich grundsätzlich ähnliche Ergebnisse
- Detailgeometrie des Anschlusses (Bild 1): Die Höhe  $h_1$  des eingeschlitzten Knotenblechs beträgt  $h_1 = 1,3 \cdot h$ . Da dessen Dicke  $t_1$  jedoch variiert wird, insbesondere in Hinblick des Biegesteifigkeits - bzw. Trägheitsmomentenverhältnisses  $I_1 / I_0$ , ergeben sich auch unterschiedliche Verhältnisse zwischen Knotenblech und Gesamtstab (untersuchter Bereich:  $A_1/A_0 = 1,0 \div 1,5$  bzw.  $I_1/I_0 = 0,01 \div 0,04$ ). Die freie Länge  $L_1$  des Knotenblechs wird, angepasst an die praktischen Ausführungsfälle (Bild 1), mit  $L_1 = h$  oder  $L_1 = 2,0 \cdot h$  festgelegt. Die Einschlitzlänge  $L_s$  des Knotenblechs im Stab beträgt  $1,75 \cdot h$ , bedingt durch die konzentrierte Krafteinleitung.
- Die vorhandenen Abdeckbleche an den Stirnseiten der Hohlprofile werden bei den Traglastberechnungen vernachlässigt
- Die Stablänge  $L_0$  ist veränderlich, wobei als Bezugsgröße die bezogene Schlankheit  $\bar{\lambda}_{z0}$  dient, mit der Basislänge  $L_0$  bis Achse  $I$  und dem Trägheitsmoment  $i_{z0}$  des Hohlprofilquerschnitts. Damit sind die Ergebnisse auch unabhängig von der Festigkeit des Stahls. Bei den nachfolgend angeführten Berechnungen wird von einer Stahlgüte S 235 ausgegangen, mit einem charakteristischen Wert der Fließgrenze von  $f_y = 23,5 \text{ kN/cm}^2$ . Der Teilsicherheitsfaktor wird hier einheitlich mit  $\gamma_{M0} = \gamma_{M1} = 1,0$  festgelegt - entsprechend [8], sodass  $f_{yd} = f_y$  gilt.
- Bedingt durch die torsionssteifen Querschnitte und die Orientierung der schlanken Knotenbleche ist für die Drucktragfähigkeit des Gesamtstabes immer das Biegeknicken um die  $z$  - Achse (aus der Knotenblechebene) maßgebend. Bei den Schlankheiten der einzelnen Querschnittsteile des Hohlprofils wird von „beulsicheren“ Querschnitten (zumindest Klasse 3) ausgegangen.
- Steifigkeitsverhältnis  $I_1 / I_0$  zwischen Knotenblech und Hohlprofil; Dieses Verhältnis hat, wie noch gezeigt wird, großen Einfluss auf die Drucktragfähigkeit des Stabes. Auf Basis der geometrischen Daten der RHS - Profile (Höhe  $h$ , Dicke  $t$ ) und der Knotenblechgeometrie nach Bild 1, lässt sich folgender Zusammenhang nach Gl. (1) ableiten:

$$\frac{I_1}{I_0} = 4,68 \cdot \left(\frac{t}{h}\right)^2 \cdot \left(\frac{A_1}{A_0}\right)^3 \quad (1)$$

Es ist erkennbar, dass vor allem das Flächenverhältnis  $A_1 / A_0$  großen Einfluss auf das Steifigkeitsverhältnis hat. Beispielsweise führt eine Verdopplung der Knotenblechfläche auf eine Reduktion des Steifigkeitsverhältnisses um den Faktor 8. Für CHS - Profile ergibt sich ein ähnlicher Zusammenhang nach Gl. (2), wobei  $h = d$  gilt.

$$\frac{I_1}{I_0} = 3,8 \cdot \left(\frac{t}{h}\right)^2 \cdot \left(\frac{A_1}{A_0}\right)^3 \quad (2)$$

- Längenverhältnis  $L_1 / L_0$  der schlanken Knotenbleche; Auch dieses Verhältnis hat großen Einfluss auf die Drucktragfähigkeit des Stabes. Diese Größe ist naturgemäß von der vorhandenen Länge  $L_1$  (hier:  $L_1 = h$  bzw.  $2h$ ) abhängig, darüber hinaus jedoch auch von der Stabschlankheit  $\bar{\lambda}_{z0}$  (mit Bezug auf die Basislänge  $L_0$  und  $i_{z0}$  des Hohlprofilquerschnittes) und damit vom Querschnittstyp (bei RHS:  $i_{z0} \sim 0,39 h$ , bei CHS:  $i_{z0} \sim 0,34 h$ ) sowie von der Materialgüte. In Tabelle 1 sind die sich damit ergebenden Längenverhältnisse  $L_1 / L_0$  dargestellt. Größere Stabschlankheiten  $\bar{\lambda}_{z0}$  und abnehmende Festigkeiten führen zu kleineren Längenverhältnissen und damit zu größeren Drucktragfähigkeiten. Bei geschweißter Ausführung ( $L_1 < h$ ) und üblichen Schlankheiten von  $\bar{\lambda}_{z0} = 1,0$  ergeben sich Werte für

$L_1 / L_0$  von etwa 0,03 (RHS) / 0,035 (CHS); bei geschraubter Ausführung ( $L_1 \sim 2 h$ ) ergeben sich Werte von etwa 0,06 (RHS) / 0,07 (CHS).

### - Ergänzende Anmerkung zur Einschlitzlänge $L_s$

Bei Ansatz eines Lastausbreitungswinkels von  $30^\circ$  am Hohlprofilende, ergibt sich am Ende des Einschlitzbleches - im Falle der gewählten Länge von  $L_s = 1,75 \cdot h$  - eine effektive Breite von  $b_{\text{eff}} = 4 \cdot L_s \cdot \tan 30^\circ = 4,04 \cdot h$ . Dies bedeutet, dass der gesamte Stabquerschnitt wirksam ist ( $b = 4,0 \cdot h < b_{\text{eff}}$ ). Für eine reduzierte Einschlitzlänge von  $L_s = 1,5 \cdot h$ , wie in der Untersuchung für einseitige Anschlüsse in Abschnitt 5 zugrunde gelegt, führt dies auf eine reduzierte übertragbare Normalkraft von etwa 87 % der Querschnittstragfähigkeit  $N_{\text{pl},0}$  des Hohlprofils. Dieser vereinfachte Ansatz zur Ermittlung der effektiven Querschnittsbreite am Ende des Einschlitzbleches steht auch im Einklang mit den durchgeführten Traglastberechnungen. Letztere zeigten darüber hinaus, dass eine kurze Einschlitzlänge von  $L_s = 1,0 \cdot h$  nur eine Tragfähigkeit von etwa 60 % der Querschnittstragfähigkeit  $N_{0,\text{pl}}$  des Hohlprofils erlaubt, sodass diese Anwendung auf Fälle mit geringer Druckbeanspruchung beschränkt bleibt.

Profil & Länge Knotenblech	Ma- terial	Stabschlankheit $\bar{\lambda}_{z0}$			
		0,50	1,00	1,50	2,00
RHS $L_1=1,0 h$	S 235	0,055	0,027	0,018	0,014
	S 355	0,067	0,034	0,022	0,017
RHS $L_1=2,0 h$	S 235	0,109	0,055	0,036	0,027
	S 355	0,135	0,067	0,045	0,034
CHS $L_1=1,0 h$	S 235	0,063	0,031	0,021	0,016
	S 355	0,078	0,039	0,026	0,019
CHS $L_1=2,0 h$	S 235	0,126	0,063	0,042	0,032
	S 355	0,155	0,078	0,052	0,039

Tabelle 1. Stablängenverhältnisse  $L_1 / L_0$  in Abhängigkeit von Material und Stabschlankheit  $\bar{\lambda}_{z0}$

## 3 Konventionelles Berechnungsmodell in der Praxis

### 3.1 Allgemein

Bevor das grundsätzliche Tragverhalten der untersuchten Hohlprofilstäbe mit eingeschlitzten Knotenblechen dargestellt wird, sei noch kurz auf das konventionelle Berechnungsmodell in der Praxis - auf Basis des Ersatzstabverfahrens - eingegangen. Dies auch deshalb, da dessen Ergebnisse später im Vergleich zum realen Tragverhalten mit angeführt werden.

### 3.2 Knicklänge des Ersatzstabes

#### a.) Beidseits gelenkige Lagerung

Bekanntlich dienen die idealen Knicklasten  $N_{\text{cr}}$ , in Form der bezogenen Schlankheiten  $\bar{\lambda}_z$ , als Basis zur Ermittlung der Beanspruchbarkeit des Stabes bei zentrischer Druckbeanspruchung. In der Praxis

wird häufig, wie Gl. (3) zeigt, anstatt der idealen Knicklast direkt die Knicklänge  $L_{cr}$  des Stabes angesetzt. Diese Vorgehensweise wird auch hier verfolgt.

$$\bar{\lambda}_z = \sqrt{\frac{N_{0,pl}}{N_{cr}}} = \frac{L_{cr}}{i_0} \cdot \frac{1}{\lambda_1} \quad ; \quad \text{mit: } \lambda_1 = \pi \cdot \sqrt{E/f_y} = 93,9 \cdot \varepsilon = 93,9 \cdot \sqrt{235/f_y} \quad (3)$$

Dabei ist üblicherweise die, in Bild 4a für den Fall der beidseitigen gelenkigen Lagerung dargestellte, niedrigste erste Knickeigenform maßgebend. Wie nachfolgend noch erläutert, ist im gegenständlichen Fall des eingeschlitzten Hohlprofils für die Drucktragfähigkeit jedoch in der Regel die im Bild 4b angeführte, antimetrische zweite Knickeigenform maßgebend.

Bei vom Eulerfall II - beidseits gelenkige Lagerung, konstanter Querschnitt - abweichenden Verhältnissen wird, wie das Bild 4 schematisch zeigt, das Ersatzstabverfahren angewendet. Dies bedeutet, dass im idealisierten Berechnungsmodell der Hohlprofilquerschnitt ( $A_0, I_0$ ) nun ungeschwächt bis zu den Lagerpunkten reicht, aber eine erhöhte Knicklänge  $L_{cr} > L_0$  aufweist, um dieselbe ideale Knicklast  $N_{cr}$  zu erreichen. Wie üblich, werden nachfolgend die Knicklängen der Ersatzstäbe für die erste und zweite Eigenform ( $i = 1, 2$ ) durch Knicklängenfaktoren  $\beta_i$  nach Gl. (4) ausgedrückt, mit deren Hilfe direkt die zutreffende Knicklänge  $L_{cr,i}$  ermittelt werden kann ( $L_{cr,i} = \beta_i \cdot L_0$ ).

$$\beta_i = L_{cr,i}/L_0 \quad (4)$$

Erfolgt die Berechnung der idealen Knicklasten  $N_{cr,i}$  numerisch, unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Trägheitsmomente und Längen von Knotenblech und Hohlprofilquerschnitt (vgl. Bild 4), ergeben sich die entsprechenden Knicklängenfaktoren  $\beta_i$  nach Gl. (5), aus der Formel für die ideale Knicklast des beidseits gelenkig gelagerten Stabes.

a.) 1. Knickeigenform

b.) 2. Knickeigenform

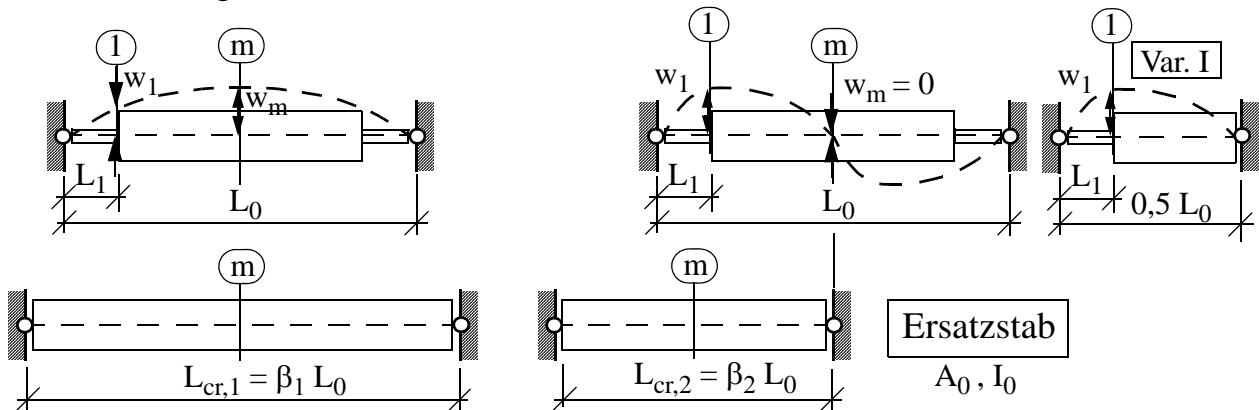


Bild 4. a.) Erste und b.) zweite Knickeigenform des Druckstabes und zugehöriger Ersatzstab

$$\beta_i = \frac{\pi}{L_0} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I_{z0}}{N_{cr,i}}} \quad (5)$$

Bei der zweiten Knickeigenform kann die antimetrische Knickfigur ausgenutzt werden, sodass nur der „halbe Stab“ (Variante I in Bild 4b) modelliert werden muss.

Als Alternative werden nachfolgend die idealen Knicklasten, in Form der Knicklängenbeiwerte  $\beta_i$ , für übliche Parameterverhältnisse der Praxis aufbereitet. Dabei wurden die Knicklasten  $N_{cr,i}$  numerisch mit dem Formelapparat nach *Pflüger* [4] ermittelt. Dies führt letztlich auf die folgenden beiden Bestimmungsgleichungen (6) und (7) für  $\beta_i$  (entspricht den in [4] angegebenen Bestimmungsglei-

chungen für den Knicklastfaktor  $\varphi_4$  der ersten und  $\varphi_3$  der zweiten Eigenform für das System nach Var. I in Bild 4b)

$$\sqrt{\frac{I_1}{I_0}} \cdot \tan\left(\frac{L_1 \cdot \pi}{L_0 \cdot \beta_1 \cdot \sqrt{I_1/I_0}}\right) \cdot \tan\left(\left(\frac{1}{2} - \frac{L_1}{L_0}\right) \cdot \frac{\pi}{\beta_1}\right) - 1, 0 = 0 \quad (6)$$

$$\sqrt{\frac{I_1}{I_0}} \cdot \tan\left(\frac{L_1 \cdot \pi}{L_0 \cdot \beta_2 \cdot \sqrt{I_1/I_0}}\right) + \tan\left(\left(1 - \frac{2 \cdot L_1}{L_0}\right) \cdot \frac{\pi}{2 \cdot \beta_2}\right) = 0 \quad (7)$$

Für die praktische Anwendung kann das Bild 5a dienen, das die Ablesung der Knicklängenfaktoren  $\beta_i$  erlaubt (I stellt dabei das Verhältnis  $I_1 / I_0$  dar). Interessant ist, dass das Knicklängenverhältnis ( $\beta_1 / \beta_2 = L_{cr,1} / L_{cr,2}$ ) und damit das Verhältnis der idealen Knicklasten zwischen erster und zweiter Eigenform deutlich geringer ist als beim ungeschwächten Stab (mit  $L_1 = 0$ ;  $\beta_1 / \beta_2 = 2$ ). Es hängt vor allem vom Längenverhältnis  $L_1 / L_0$ , aber auch vom Trägheitsmomentenverhältnis  $I_1 / I_0$  ab, wie das Bild 6 zeigt. Gerade im baupraktischen Bereich sind die Unterschiede am geringsten, wobei mit zunehmendem Steifigkeitsunterschied die geringsten Unterschiede bei kleineren Verhältnissen  $L_1 / L_0$  vorliegen. Die geringsten Unterschiede zwischen erster und zweiter Eigenform betragen beispielsweise:

- bei  $I_1 / I_0 = 0,01$ :  $\beta_1 / \beta_2 = 1,13$  bei  $L_1 / L_0 \sim 0,07$
- bei  $I_1 / I_0 = 0,02$ :  $\beta_1 / \beta_2 = 1,17$  bei  $L_1 / L_0 \sim 0,10$
- bei  $I_1 / I_0 = 0,04$ :  $\beta_1 / \beta_2 = 1,24$  bei  $L_1 / L_0 \sim 0,15$

Erwähnenswert in diesem Zusammenhang ist, dass die von *Dimitrov* [5] (auch in [6] zusammengefasst dargestellt) angegebenen idealen Knicklasten, die keine Iteration erfordern und entsprechend umgeformt auf die Gl. (8) und (9) führen, für diesen Anwendungsfall offenbar nicht geeignet sind, wie das Bild 5b für die erste Eigenform belegt (Werte  $\beta_{1d}$ ). Die Abweichungen nehmen mit zunehmendem Steifigkeitssprung zwischen Knotenblech und Stabquerschnitt (Abnahme von  $I_1 / I_0$ ) zu. Beispielsweise werden bei einem Längenverhältnis  $L_1 / L_0 = 0,10$  die Knicklängen nach *Dimitrov* gegenüber *Pflüger* um folgende Prozentsätze unterschätzt und sind damit unsicher:

- $I_1 / I_0 = 0,04$ :  $\beta_1 = - 8 \%$  ,  $\beta_2 = - 23 \%$
- $I_1 / I_0 = 0,01$ :  $\beta_1 = - 28 \%$  ,  $\beta_2 = - 34 \%$

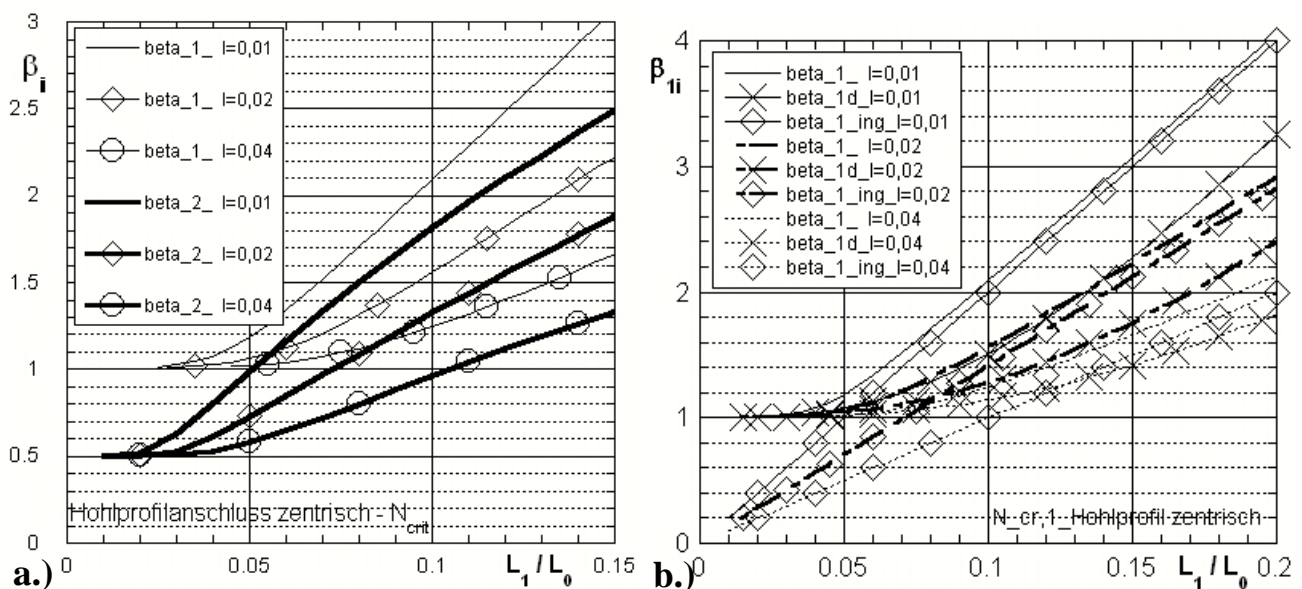


Bild 5. Knicklängenfaktoren  $\beta_i$  des Ersatzstabes (Parameter  $I = I_1 / I_0$ ) bei beidseits gelenkiger Lagerung; a.) Werte für 1. und 2. Eigenform, b.) 1. Eigenform im Vergleich

$$\beta_1 = 1 / \sqrt{\frac{1}{\left(1 + 2 \cdot \left(\frac{L_1}{L_0} - \frac{\sin(2 \cdot \pi \cdot L_1/L_0)}{2 \cdot \pi}\right)\right) \cdot \left(\frac{1}{I_1/I_0} - 1\right)}} \quad (8)$$

$$\beta_2 = \left(\frac{1}{2}\right) / \sqrt{\frac{1}{1 + \left(\frac{2 \cdot L_1}{L_0} - \frac{\sin(4 \cdot \pi \cdot L_1/L_0)}{2 \cdot \pi}\right) \cdot \left(\frac{1}{I_1/I_0} - 1\right)}} \quad (9)$$

Für die ideale Knicklast  $N_{cr,1}$  der ersten Eigenform ist auch folgender, sehr einfacher ingenieurmäßiger Zugang denkbar. Wenn man das Hohlprofil als starr ansieht, stellen sich nur Biegeverformungen in den Knotenblechen ein, sodass - unter Berücksichtigung der ersten Knickeigenform - ein Ersatzstab, jedoch mit dem Knotenblechquerschnitt, mit einer Knicklänge  $L_{cr,1,ing} = 2,0 \cdot L_1$  vorliegt (vgl. Bild 2). Rechnet man dies auf einen gleichwertigen Ersatzstab mit dem Hohlprofilquerschnitt um, ergibt sich der zugehörige Knicklängenfaktor  $\beta_{1,ing}$  nach Gl. (10).

$$\beta_{1,ing} = \sqrt{\frac{1}{I_1/I_0}} \cdot 2 \cdot \frac{L_1}{L_0} \quad (10)$$

Durch die Annahme eines starren Hohlprofilstabes, werden zwangsweise die tatsächlichen Knicklängen bzw. Knicklasten unterschätzt. In Bild 5b sind für die erste Eigenform die sich ergebenden Knicklängenfaktoren dieser einfachen Ingenieurbetrachtung (Werte  $\beta_{1,ing}$ ) den genauen Ergebnissen nach *Pflüger* und jenen nach *Dimitrov* gegenübergestellt. Letztere ( $\beta_{1,d}$ ) sind nur für sehr kurze Längenverhältnisse  $L_1 / L_0$  passend und fallen dann zunehmend - sogar gegenüber der einfachen Ingenieurlösung - ab. Wie zu erwarten ist die Ingenieurlösung umso zutreffender, je größer der Steifigkeitsunterschied zwischen Knotenblech und Hohlprofil ist - allerdings erst bei großem Längenverhältnis  $L_1 / L_0$ . Mit abnehmendem Längenverhältnis ist die einfache Ingenieurlösung zunehmend unsicher, wobei bei geringerem Steifigkeitsunterschied die Abweichungen früher beginnen. Für  $L_1 / L_0 = 0,05$  wird beispielsweise bei  $I_1 / I_0 = 0,01$  die Knicklänge nur um etwa - 15% ( $\beta_{1,ing} = 1,0$  statt 1,19) unterschätzt, für  $I_1 / I_0 = 0,04$  jedoch bereits um - 51 % ( $\beta_{1,ing} = 0,50$  statt 1,02).

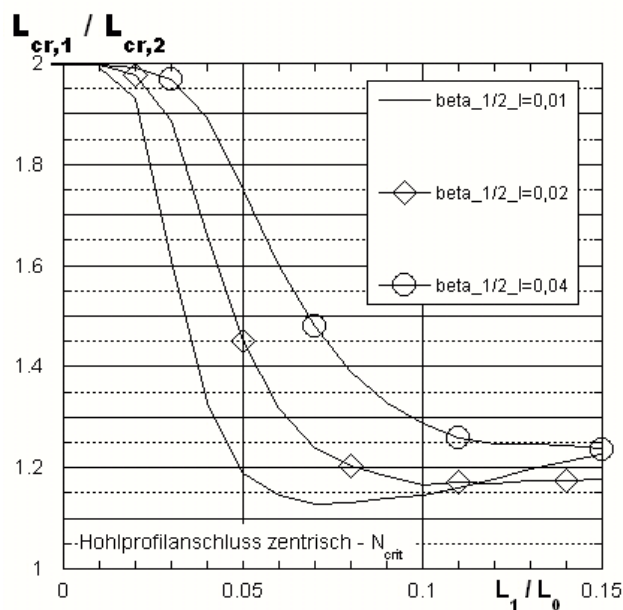


Bild 6. Verhältnis der Knicklängenfaktoren  $\beta_1$  bzw. der Knicklängen  $L_{cr,i}$  der ersten beiden Eigenformen bei beidseits gelenkiger Lagerung



Trotz dieser deutlichen Abweichungen der einfachen Ingenieurlösung erweisen sich diese Ergebnisse im baupraktischen Anwendungsbereich ( $I_1 / I_0 \sim 0,01$ ;  $L_1 / L_0 = 0,03$  bis  $0,10$ ) als gut geeignet, um die Knicklängen der 2. Eigenform zu beschreiben, wie das Bild 7 zeigt. Wie später noch gezeigt wird, ist gerade die zweite Eigenform maßgebend für die Drucktragfähigkeit des Gesamtstabes.

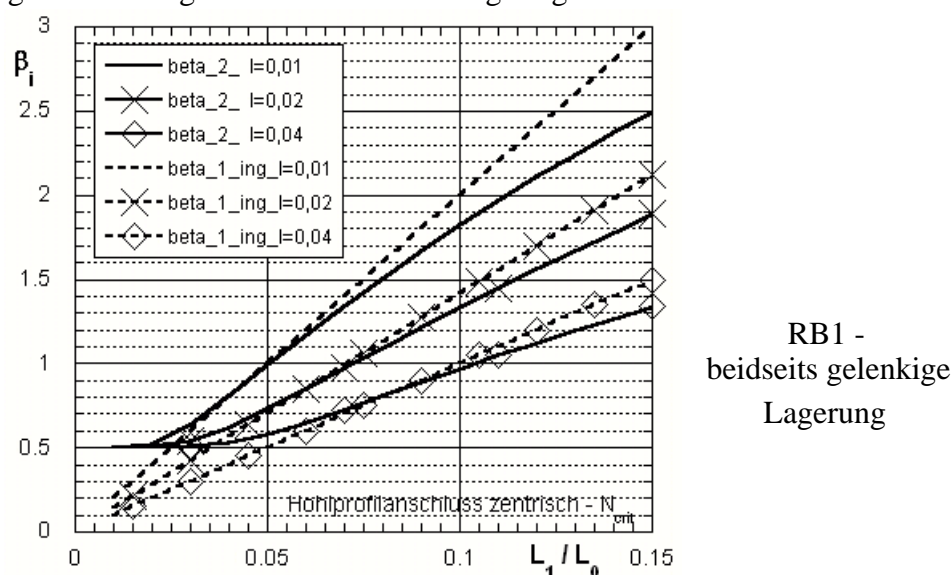


Bild 7. Maßgebende Knicklängenfaktoren  $\beta_2$  des Ersatzstabes sowie einfache Ingenieurlösung für  $\beta_1$

### b.) Beidseits starre Einspannung

Für den Fall der starren Einspannung (RB 2 in Bild 1) sind - wie zu erwarten - die Knicklängen geringer gegenüber dem Fall der beidseits gelenkigen Lagerung bzw. die idealen Knicklasten höher. Die Ergebnisse für die erste und zweite Eigenform, in Form der Knicklängenfaktoren  $\beta_i$ , sind in Bild 8 dargestellt. Ergänzend sind für die erste Eigenform nochmals die Ergebnisse für die gelenkige Lagerung angeführt. Im Falle der ersten Eigenform kann die ideale Knicklast  $N_{cr,1}$  numerisch mit dem Formelapparat nach *Pflüger* [9] (in [4] nicht mehr enthalten) ermittelt werden. Dies führt letztlich auf die folgende Bestimmungsgleichung (11) für  $\beta_1$ , die interessanterweise jener für die zweite Eigenform des gelenkigen Stabes ähnelt (Gl. (7)).

$$\frac{1}{\sqrt{I_1/I_0}} \cdot \tan\left(\frac{L_1 \cdot \pi}{L_0 \cdot \beta_1 \cdot \sqrt{I_1/I_0}}\right) + \tan\left(\left(\frac{1}{2} - \frac{L_1}{L_0}\right) \cdot \frac{\pi}{\beta_1}\right) = 0 \quad (11)$$

Die im Bild 8 dargestellten Knicklängenfaktoren  $\beta_2$  für die zweite Eigenform, die nur im baupraktischen Parameterbereich angeführt sind, wurden numerisch an einem „Einstabmodell“ ermittelt (Softwarepaket „RUCKZUCK“).

### c.) Kontrolle der aufbereiteten Knicklängenfaktoren $\beta_i$

Um sicherzustellen, dass die aufbereiteten Knicklängenfaktoren  $\beta_i$  (Bild 5 bis 8) - auf Basis der dargestellten analytischen Lösungen - auch für den hier behandelten Parameterbereich zutreffen, wurden ergänzend numerische Eigenwertrechnungen am „Einstabmodell“ mit drei Teilstäben (mit Trägheitsmomenten  $I_1, I_0, I_1$ ) zur Bestimmung der idealen Knicklasten (1. und 2. Eigenform) durchgeführt. Diese Berechnungen zeigen nur geringfügige Abweichungen ( $< 2\%$ ) und bestätigen die Richtigkeit der dargestellten Ergebnisse (Berechnungen für  $I_1 / I_0 = 0,01$  und  $0,02$  bzw.  $L_1 / L_0 = 0,05 ; 0,10 ; 0,15$ ).

Demgegenüber zeigen die am zutreffender räumlich modellierten Gesamtstab (vgl. Bild 10) ermittelten idealen Knicklasten mitunter deutliche Abweichungen (s. Abschnitt 4).

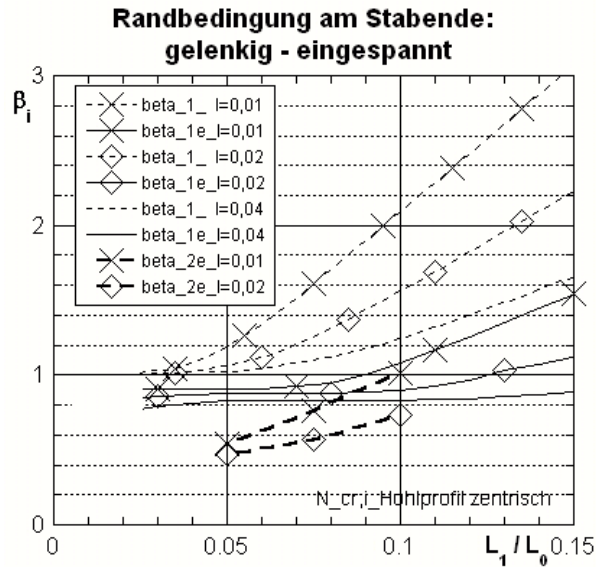


Bild 8. Maßgebende Knicklängenfaktoren  $\beta_i$  des Ersatzstabes bei beidseitiger Einspannung ( $\beta_{1e}$ ,  $\beta_{2e}$ )

### 3.3 Konventioneller Knicknachweis ausreichend ?

Nachfolgend wird in vereinfachter Weise der Frage nachgegangen, ob ein konventioneller Knicknachweis - auf Basis des Ersatzstabverfahrens - ausreicht, um die Drucktragfähigkeit des Gesamtstabes zu ermitteln. Dabei wird jedoch von der gegenüber der Basislänge  $L_0$  erhöhten Knicklänge  $L_{cr,1}$  ausgegangen, um die Steifigkeitsreduktion im Anschlussbereich zu erfassen.

Im Sinne einer besseren Übersicht erfolgt dies nachfolgend für ein einfaches Beispiel eines RHS - Profils (warm gewalzt, somit Knickspannungslinie  $a$  beim Nachweis) mit eingeschlitzten Knotenblechen. Es wird von einem beidseits gelenkigen Anschluss ausgegangen (Randbedingung  $RB 1$  in Bild 1) sowie einer symmetrischen Knickfigur (Bild 9a).

#### 3.3.1 Beispiel einer Hohlprofilstütze mittlerer Schlankheit

##### a.) Anlageverhältnisse

- Querschnitt: RHS 200 / 200 / 10;  $h = 200$  mm;  $t = 10$  mm  
 $A_0 = 76,0$  cm<sup>2</sup>;  $I_0 = 4.585$  cm<sup>4</sup>;  $W_{0,el} = 458,5$  cm<sup>3</sup>;  $i_0 = 7,77$  cm  
Anm.: Eckausrundungen vernachlässigt
- Material: S 235;  $f_{yd} = f_{yk} = 23,5$  kN/cm<sup>2</sup>
- System:  $L_0 = 800$  cm
- Knotenblech:  $L_1 = 2 h = 40$  cm  
 $h_1 = 1,3 h = 26$  cm;  $t_1 = 2,8$  cm  
 $A_1 = 26 \cdot 2,8 = 72,8$  cm<sup>2</sup>;  $I_1 = 26 \cdot 2,8^3 / 12 = 47,6$  cm<sup>4</sup>  
 $W_{1,el} = 26 \cdot 2,8^2 / 6 = 34,0$  cm<sup>3</sup>;  
 $W_{1,pl} = 26 \cdot 2,8^2 / 4 = 1,5 \cdot W_{1,el} = 51,0$  cm<sup>3</sup>

- Systemparameter:  $L_1 / L_0 = 40 / 800 = 0,05$   
 $A_1 / A_0 = 72,8 / 76,0 = 0,96$   
 $I_1 / I_0 = 47,6 / 4.585 = 0,010$   
(zum Vergleich nach Gl. (1):  $I_1 / I_0 = 4,68 \cdot (1/20)^2 \cdot 0,96^3 = 0,010$ )

### b.) Konventioneller Knicknachweis - Ersatzstabverfahren

- Knicklänge:  $L_{cr,1} = \beta_1 \cdot L_0$   
mit:  $L_1 / L_0 = 0,05$ ;  $I_1 / I_0 = 0,01$  ergibt sich:  $\beta_1 = 1,19$  (vgl. Bild 5a)  
 $L_{cr,1} = 1,19 \cdot 800 = 952 \text{ cm}$
- Schlankheit:  $\bar{\lambda}_z = L_{cr,1} / (i_0 \cdot \lambda_1) = 952 / (7,77 \cdot 93,9) = 1,30 \Rightarrow \chi_z = 0,470$  (Linie a)
- Drucktragfähigkeit:  $N_{Rd} = \chi_z \cdot N_{0,pl} = \chi_z \cdot A_0 \cdot f_{yd} = 0,470 \cdot 76,0 \cdot 23,5 = 839 \text{ kN}$

### c.) Alternative zum Knicknachweis - Querschnittsnachweis nach Theorie II. Ordnung

Als Alternative zum konventionellen Knicknachweis kann ein Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen erfolgen. Das sich daraus ergebende Moment zweiter Ordnung in Feldmitte  $M_{m,II}$  sowie die vorhandene Normalkraft stellen dann die Basis für einen Querschnittsnachweis in Feldmitte für den Hohlprofilquerschnitt (Achse  $m$ , Querschnittswerte  $A_0$ ,  $W_{0,el}$ ) dar. Bei vollständiger Ausnutzung dieses Nachweises - hier wird vereinfachend nur der elastische Querschnittswiderstand vorausgesetzt - ergibt sich die gesuchte maximale Drucktragfähigkeit.

Um die Gleichwertigkeit zum Knicknachweis zu zeigen, wird von einer vorhandenen Normalkraft  $N_d = N_{Rd} = 839 \text{ kN}$  ausgegangen. Für die geometrische Ersatzimperfektion  $e_{0,max}$  gilt näherungsweise (EN 1993 - 1-1, 5.3.2 (11), Gl. (5.9) und (5.10) in reduzierter Form):

$$e_{0,max} = \alpha \cdot (\bar{\lambda}_z - 0,2) \cdot (W_{0,el} / A_0) = 0,21 \cdot (1,30 - 0,20) \cdot (458,5 / 76) = 1,40 \text{ cm}$$

- maximale Verformung  $w_m$  in Feldmitte:

Zur Ermittlung wird vereinfacht der Erhöhungsfaktor  $f_{II}$  („Dischingerfaktor“) verwendet, der bekanntlich die ideale Knicklast  $N_{cr,1}$  des Gesamtstabes erfordert

$$N_{cr,1} = (\pi^2 \cdot E \cdot I_0) / L_{cr,1}^2 = (\pi^2 \cdot 21.000 \cdot 4.585) / 952^2 = 1.049 \text{ kN}$$

$$w_m = e_{0,max} \cdot f_{II} = e_{0,max} \cdot \left( \frac{1}{1 - N_d / N_{cr,1}} \right) = 1,40 \cdot \left( \frac{1}{1 - 839 / 1.049} \right) = 1,40 \cdot 5,00 = 6,99 \text{ cm}$$

- Querschnittsnachweis (elastisch) in Feldmitte:

$$N_{m,d} = N_d = 839 \text{ kN}; M_{m,II} = M_{m,d} = N_d \cdot w_m = 839 \cdot 6,99 = 5.865 \text{ kNcm}$$

Ermittlung des elastischen Ausnutzungsgrades  $AG_{el}$ :

$$AG_{el} = (N_{m,d} / A_0 + M_{m,d} / W_{0,el}) / f_{yd} = (839 / 76 + 5.865 / 458,5) / 23,5 = 1,01 \approx 1,00$$

Damit ist die Gleichwertigkeit zum konventionellen Knicknachweis für dieses Beispiel gezeigt.

### d.) Beanspruchungen im maßgebenden Querschnitt des Knotenblechs

Um die Beanspruchungen im maßgebenden Querschnitt des Knotenblechs (Achse 1 in Bild 9) zu ermitteln, kann nun wieder das obige „Alternativmodell“ verwendet werden. Je nachdem welche Geometrie der Vorverformungsfigur des Gesamtstabes vorausgesetzt wird - in Bild 9 wird vereinfachend ein sinusförmiger Verlauf vorausgesetzt - ergeben sich nun folgende maximale Verformungen im Knotenblechquerschnitt 1:

- Vorverformung in Achse 1:

$$\text{Verlauf sinusförmig: } e_1 = e_{0,\max} \cdot \sin(x_1 \cdot \pi / L_0) = 1,40 \cdot \sin(0,05 \cdot \pi) = 0,218 \text{ cm}$$

Verlauf parabelförmig:

$$e_1 = e_{0,\max} \cdot 4 \cdot x_1 / L_0 \cdot (1 - x_1 / L_0) = 1,40 \cdot 4 \cdot 0,05 \cdot (1 - 0,05) = 0,266 \text{ cm}$$

- maximale Verformung  $w_1$  im Knotenblech (mit sinusförmiger Vorverformung):

$$w_1 = e_1 \cdot f_{II} = e_1 \cdot \left( \frac{1}{1 - N_d / N_{cr,1}} \right) = 0,218 \cdot \left( \frac{1}{1 - 839 / 1.049} \right) = 0,218 \cdot 5,00 = 1,09 \text{ cm}$$

( $w_1 = 1,33 \text{ cm}$  für parabelförmige Vorverformung)

- Querschnittsnachweis (elastisch) im Knotenblech:

$$N_{1,d} = N_d = 839 \text{ kN}; M_{1,II} = M_{1,d} = N_d \cdot w_1 = 839 \cdot 1,09 = 914 \text{ kNm}$$

Ermittlung des Ausnutzungsgrades  $AG_{el}$ :

$$AG_{el} = (N_{1,d} / A_1 + M_{1,d} / W_{1,el}) / f_{yd} = (839 / 72,8 + 914 / 34) / 23,5 = 1,63 > 1,00$$

- Querschnittsnachweis (plastisch) im Knotenblech:

1.) Nähungsweise als „elastischer Nachweis“ mit  $W_{1,pl}$ :

$$AG_{pl} = (N_{1,d} / A_1 + M_{1,d} / W_{1,pl}) / f_{yd} = (839 / 72,8 + 914 / 51) / 23,5 = 1,25 > 1,00$$

2.) Genauere Ermittlung des maximal aufnehmbaren plastischen Momentes  $M_{pl,N}$  unter gleichzeitiger Wirkung von  $N_{1,d}$ ; mit:  $M_{1,pl,Rd} = W_{1,pl} \cdot f_{yd} = 51,0 \cdot 23,5 = 1.199 \text{ kNm}$   
 $N_{1,pl,Rd} = A_1 \cdot f_{yd} = 72,8 \cdot 23,5 = 1.711 \text{ kN}$

$$M_{1,pl,N} = M_{1,pl,Rd} \cdot \left( 1 - \left( \frac{N_d}{N_{1,pl,Rd}} \right)^2 \right) = 1.199 \cdot \left( 1 - \left( \frac{839}{1.711} \right)^2 \right) = 911 \text{ kNm}$$

$$AG_{pl} = M_{1,d} / M_{1,pl,N} = 914 / 911 = 1,0 \sim 1,0$$

(Anmerkung: bei parabolischer Vorverformung ergibt sich:  $AG_{pl} = 1,22 > 1,0$ )

Damit kann für dieses Beispiel zwar annähernd noch die ausreichende Tragfähigkeit des maßgebenden Knotenblechquerschnitts nachgewiesen werden. Es ist jedoch erkennbar, dass die Querschnittsbeanspruchung im maßgebenden Knotenblechquerschnitt  $I$  - trotz wesentlich geringerer Momente infolge der Stabvorverformung - deutlich höher ist als im Hohlprofilquerschnitt in Feldmitte ( $AG_{1,el} = 1,63 > AG_{m,el} = 1,01$ ).

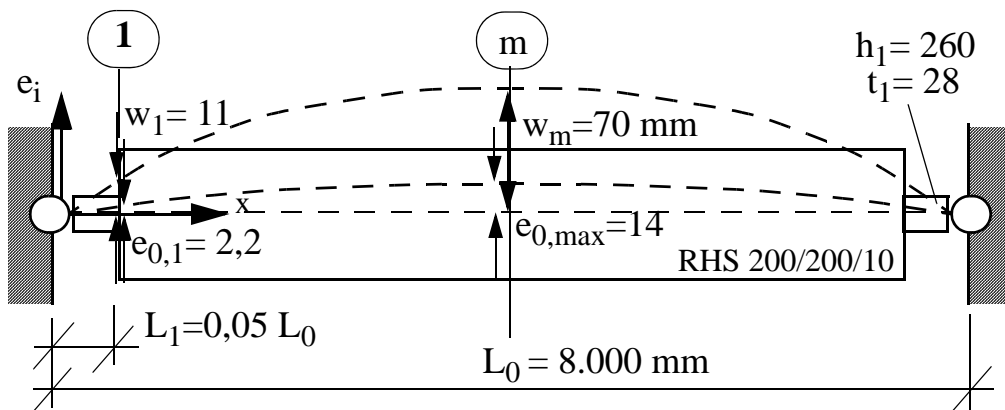
Dies bedeutet, dass bei ähnlichen Anlageverhältnissen (vor allem hinsichtlich  $L_1 / L_0$  und  $I_1 / I_0$ ) ein Knicknachweis nach dem Ersatzstabverfahren alleine nicht ausreicht, da nun der Knotenblechquerschnitt  $I$  zum maßgebenden Querschnitt wird und damit auch die Drucktragfähigkeit des Gesamtstabes bestimmt. Dies bedeutet jedoch andererseits, dass auch die zweite antimetrische Eigenform - die zu deutlich größeren Stabverformungen im Bereich des maßgebenden Knotenblechquerschnitts  $I$  führt, zusätzlich zu beachten ist. Dies wird nachfolgend für dieses Beispiel weiter verfolgt.

- Anmerkung:

Eine Anwendung des Ersatzstabverfahrens auf das isolierte Knotenblech, mit der vereinfachten Ingenieurlösung für die Knicklänge nach Bild 2, wie in [1] angeführt, würde in diesem Fall sogar eine höhere Drucktragfähigkeit  $N_{Rd}$  liefern - trotz Einstufung in Linie c, wie in [1] und [7] gefordert:

- Knicklänge:  $L_{cr,1,ing} = 2 \cdot L_1 = 2 \cdot 40 = 80 \text{ cm}$   
 $i_1 = \sqrt{I_1/A_1} = \sqrt{47,6/72,8} = 0,81 \text{ cm}$
- Schlankheit:  $\bar{\lambda}_{z,1} = L_{cr,1,ing}/(i_1 \cdot \lambda_1) = 80/(0,81 \cdot 93,9) = 1,05 \Rightarrow \chi_z = 0,511 \text{ (Linie c)}$
- Drucktragfähigkeit:  $N_{Rd} = \chi_z \cdot N_{1,pl} = \chi_z \cdot A_1 \cdot f_{yd} = 0,511 \cdot 72,8 \cdot 23,5 = 874 \text{ kN}$   
 $> N_d = 839 \text{ kN}$

## a.) Symmetrisches Knicken



## b.) Antimetrisches Knicken (2. Eigenform)

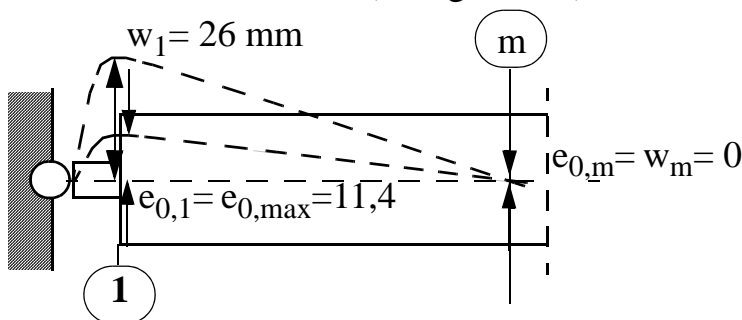


Bild 9. Einfaches Beispiel zur Illustration

## e.) Querschnittsnachweis im Knotenblech nach Theorie II. Ordnung - zweite Eigenform

Weiterhin wird von der Normalkraft  $N_d = N_{Rd} = 839 \text{ kN}$  ausgegangen, als Ergebnis des konventionellen Knicknachweises. Die geometrische Ersatzimperfektion  $e_0$  wird nun jedoch an die reduzierte Schlankheit - entsprechend der zweiten Knickeigenform - angepasst, wie auch der Erhöhungsfaktor  $f_{II}$  der Stabvorverformung (wegen höherer Knicklast nun entsprechend kleiner).

- Knicklänge:  $L_{cr,2} = \beta_2 \cdot L_0$   
 mit:  $L_1/L_0 = 0,05$ ;  $I_1/I_0 = 0,01$  ergibt sich:  $\beta_2 = 1,00$  (vgl. Bild 5a)  
 $L_{cr,2} = 1,00 \cdot 800 = 800 \text{ cm}$
- Schlankheit:  $\bar{\lambda}_z = L_{cr,2}/(i_0 \cdot \lambda_1) = 800/(7,77 \cdot 93,9) = 1,10$

Für die geometrische Ersatzimperfektion  $e_{0,max}$  gilt nun wieder näherungsweise:

$$e_{0,max} = \alpha \cdot (\bar{\lambda}_z - 0,2) \cdot (W_{0,el}/A_0) = 0,21 \cdot (1,10 - 0,20) \cdot (458,5/76) = 1,14 \text{ cm}$$

- maximale Verformung  $w_1$  am Knotenblechende:

Vereinfacht wird hier davon ausgegangen, dass  $e_1 = e_{0,max}$  ist (Bild 9b). Für den Erhöhungsfaktor  $f_{II}$  („Dischingerfaktor“) ergibt sich nun:

$$N_{cr,2} = (\pi^2 \cdot E \cdot I_0)/L_{cr,2}^2 = (\pi^2 \cdot 21.000 \cdot 4.585)/800^2 = 1.485 \text{ kN}$$

$$w_1 = e_{0,\max} \cdot f_{II} = e_{0,\max} \cdot \left( \frac{1}{1 - N_d / N_{cr,2}} \right) = 1,14 \cdot \left( \frac{1}{1 - 839 / 1.485} \right) = 1,14 \cdot 2,30 = 2,62 \text{ cm}$$

- Querschnittsnachweis (plastisch) im Knotenblech:

$$N_{1,d} = 839 \text{ kN}; M_{1,II} = M_{1,d} = N_d \cdot w_1 = 839 \cdot 2,62 = 2.198 \text{ kNcm}$$

$$M_{1,pl,N} = 911 \text{ kNcm (gilt unverändert wie bei Nachweis für das symmetrische Knicken)}$$

$$AG_{pl} = M_{1,d} / M_{1,pl,N} = 2.198 / 911 = 2,41 > 1,0$$

Dies bedeutet, dass der maßgebende Knotenblechquerschnitt  $I$  bei weitem nicht in der Lage ist die an dieser Stelle aus der Traglast  $N_{Rd}$  des Ersatzstabes rührenden inneren Schnittkräfte aufzunehmen. Der alleinige Knicknachweis am Ersatzstab - trotz Erfassung der erhöhten Knicklänge infolge der reduzierten Biegesteifigkeit der Knotenbleche an den Stabenden - überschätzt damit die reale Tragfähigkeit des Gesamtstabes. Letztere wird durch die Querschnittstragfähigkeit des Knotenblechs am Hohlprofilende (Achse  $I$ ) bestimmt, wobei der maßgebende Imperfektionsansatz entsprechend der zweiten, antimetrischen Eigenform des Gesamtstabes anzusetzen ist.

Auch der gezeigte Knicknachweis des isolierten Knotenblechs, wie in [1] vorgeschlagen (s. Abschnitt 3.3.1d, Anmerkung), führt zu unzutreffend hohen Drucktragfähigkeiten.

### 3.3.2 Ergebnisse bei Variation der Stabschlankheit

Der für die mittelschlanke Stütze gezeigte Sachverhalt verändert sich bei Variation der Stabschlankheit. Um zusammenfassend den Einfluss der Stabschlankheit darzustellen, zeigt die Tabelle 2 die errechneten Tragfähigkeiten  $N_{Rd}$  der Stütze für insgesamt drei Stabschlankheiten, nach den für die mittelschlanke Stütze gezeigten verschiedenen Vorgehensweisen. Die Ergebnisse der mittelschlanken Stütze sind ebenfalls angeführt, wobei jedoch nun solange iteriert wurde, bis sich jeweils ein Ausnutzungsgrad  $AG = 1,0$  ergibt.

$L_0$ [cm]	$\bar{\lambda}_{z0}$	Konv. Knicknachweis			Th. II O. - QN im KB	
		$L_{cr} = L_0$	$L_{cr,1}$	Knotenblech $L_{cr,ing} = 2L_1$	1. Eigenform	2. Eigenform
400	0,55	1.622 (+ 62 %)	1.004	874 (- 13 %)	864 (- 14 %)	649 (- 35 %)
800	1,10	1.064 (+ 27 %)	839	874 (+ 4 %)	836 (- 0,3 %)	573 (- 32 %)
1200	1,65	570 (+ 6 %)	539	874 (+ 62 %)	558 (+ 4 %)	539 (+ 0 %)

Tabelle 2. Globale Stabtragfähigkeiten  $N_{Rd}$  [kN] für das Anwendungsbeispiel bei Variation der Stablänge  $L_0$  (Profil RHS 200 / 200 / 10; Knotenblech KB: 260 / 28 ; Material S 235;  $L_1 = 2 h = 40 \text{ cm}$ )

Zusammenfassend zeigt sich folgendes Bild:

- Nur bei hoher Stabschlankheit ( $\bar{\lambda}_{z0} > 1,70$ ) ist ein konventioneller Knicknachweis alleine ausreichend, jedoch sollte dabei die erhöhte Knicklänge  $L_{cr,1}$  angesetzt werden. Der konventionelle Knicknachweis für das isolierte Knotenblech (vgl. Bild 2 rechts) liefert hier viel zu hohe Traglasten
- Bereits bei mittlerer ( $\bar{\lambda}_{z0} \sim 1,00$ ) und vor allem bei kleiner Stabschlankheit ( $\bar{\lambda}_{z0} < 0,60$ ) ist beim konventionellen Knicknachweis in jedem Fall die erhöhte Knicklänge  $L_{cr,1}$  zu beachten. Trotzdem

werden gegenüber der genaueren Vorgehensweise - plastischer Querschnittsnachweis im Knotenblech mit Schnittkräften nach Theorie II. Ordnung unter Ansatz geometrischer Ersatzimperfectionen nach der zweiten Eigenform - die „realen“ Tragfähigkeiten deutlich überschätzt. In diesem Beispiel sind letztere um etwa 35 % geringer.

- Der isolierte Knicknachweis des Knotenblechs (mit  $L_{cr,ing} = 2 L_1$ ) kann nur bei geringer Stab-schlankheit die Überschätzung der Traglast durch den konventionellen Knicknachweis etwas reduzieren, liefert jedoch immer noch zu hohe Traglasten (im Beispiel für  $\bar{\lambda}_{z0} = 0,55$  um 35 % zu groß; 874 statt 649 kN). Bei großer Schlankheit besteht die Gefahr, die Traglast weit zu überschätzen (im Beispiel für  $\bar{\lambda}_{z0} = 1,65$  um 62 % zu groß)

## 4 Realitätsnahes Tragverhalten und Traglasten sowie Bemessungsvorschlag

### 4.1 Realitätsnahes Berechnungsmodell

Das Tragverhalten wurde mit Hilfe von Traglastrechnungen untersucht, wobei auf die grundlegenden Annahmen später noch detailliert eingegangen wird. Die Berechnungen erfolgten mit der Finite Element Software ABAQUS. Es wurde ein Modell aus einer Kombination von Volumen-, Schalen- und Stabelementen gewählt, das überblicksmäßig in Bild 10 dargestellt ist. Die Knotenbleche bestehen aus linearen Volumenelementen, wobei in Dickenrichtung acht Elemente vorliegen. Das RHS - Profil ist im Anschlussbereich mittels Schalenelementen modelliert, wobei je Querschnittswandung 20 Elemente vorliegen. Die Schweißnähte als Verbindung zum Knotenblech wurden nicht eigens modelliert. Hier schließen die Schalenelemente starr an das Knotenblech an, sodass praktisch eine durchgeschweißte Naht vorliegt. Der hohe Detaillierungsgrad im Anschlussbereich (Knotenblech und RHS - Profil) ist wichtig, um die lokalen - durch plastische Umlagerungseffekte gekennzeichneten - Beanspruchungen gut abzubilden, die die globalen Stabverformungen sehr wesentlich beeinflussen. Der verbleibende Teil des RHS - Stabes wurde mit Stabelementen modelliert (in Summe 100 Elemente), wobei der Übergang zu den Schalenelementen mittels einer kinematischen Kopplung erfolgte. Auf eine mögliche Reduktion des Gesamtmodells auf den halben Gesamtstab und Erfassung der ersten und zweiten Eigenform mit unterschiedlichen Randbedingungen wurde zum Großteil bewusst verzichtet.

Für die gelenkige Randbedingung *RB 1* des Knotenblechs wurde entlang der Mittelflächenlinie (Achse I) die seitliche und axiale Verschiebung gesperrt (Scharniergelenk). Bei der starr eingespannten Randbedingung *RB 2* erfolgte darüber hinaus eine Sperre der Verdrehung aus der Knotenblech-ebene. Ergänzend wurde bei beiden Randbedingungen ein Knoten der Mittelflächenlinie in vertikaler Richtung gesperrt, um die zugehörige Starrkörperverschiebung zu verhindern. Die Berechnung erfolgte für Stäbe mit einer Gesamtlänge  $L_0 = 4, 8$  und  $12$  m und einem Hohlprofilquerschnitt RHS 200 / 200 / 10. Zur Vereinfachung des Rechenmodells wurde der RHS - Querschnitt ohne Eckausrundungen definiert, da diese für das untersuchte Tragverhalten unbedeutend sind. Damit betragen die Querschnittswerte, wie im dargestellten Rechenbeispiel in Abschnitt 3.3.1,  $A_0 = 76,0 \text{ cm}^2$  und  $i_0 = 7,8$  cm. Die Abmessungen des Knotenbleches betragen in der Regel  $260 / 28$  bzw.  $260 / 35$  mm, sodass ein Verhältnis von  $I_1 / I_0 = 1 / 96 \sim 1 / 100$  bzw.  $\sim 1 / 50$  vorliegt. In den Traglastberechnungen wurde, wie bereits erwähnt, der charakteristische Wert der Fließgrenze  $f_y = 235 \text{ N/mm}^2$  verwendet. Eine Materialverfestigung wurde nicht angenommen, sodass eine Querschnittstragfähigkeit von

$N_{0,pl} = f_y \cdot A_0 = 1.786 \text{ kN}$  vorliegt, die auch als Bezugsgröße bei der Ergebnisdarstellung dient. Der Elastizitätsmodul betrug  $210.000 \text{ N/mm}^2$  und die Querkontraktionszahl  $\nu = 0,3$ .

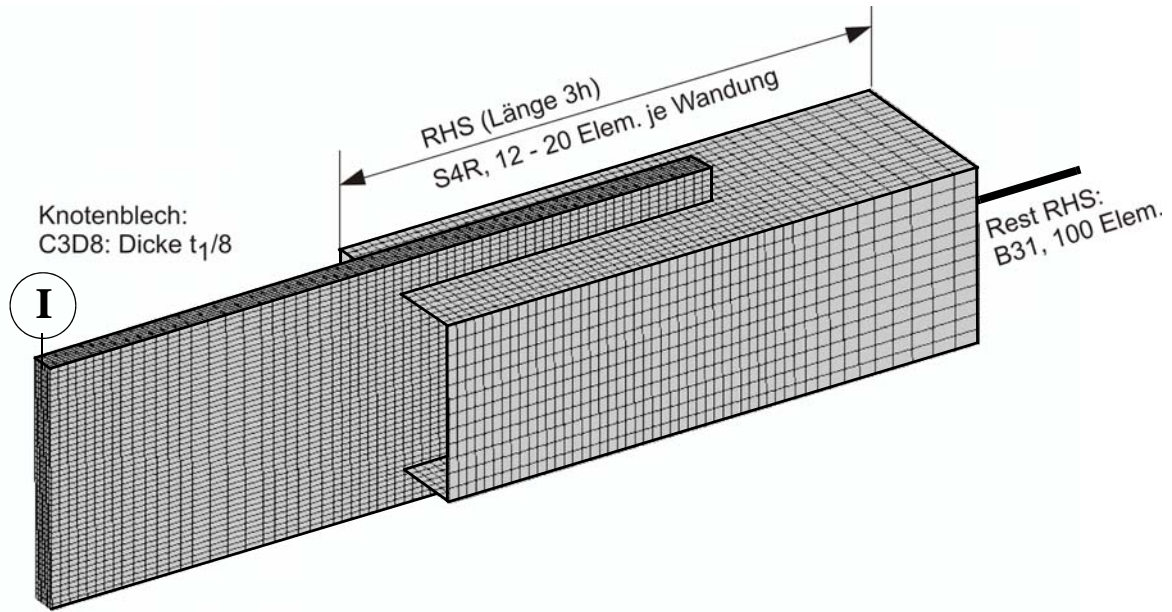


Bild 10. Berechnungsmodell zur Traglastberechnung

### 4.2 Lineare Beulberechnungen

Ergänzend zu den Traglastberechnungen erfolgten lineare Beulanalysen (LBA), einerseits um die Knicklängenfaktoren  $\beta_1$  mit jenen nach der Stabtheorie (vgl. Abschnitt 3.2) zu vergleichen und andererseits die Form bzw. den Verlauf der geometrischen (Ersatz-) Imperfektionen für die Traglastrechnungen festzulegen.

In Bild 11 sind exemplarisch die Eigenformverläufe für die erste und zweite Eigenform des im Abschnitt 3.3.1 behandelten Stabes mit  $L_0 = 8,0 \text{ m}$  dargestellt, wobei hier auch der Fall mit beidseitiger Einspannung angeführt ist.

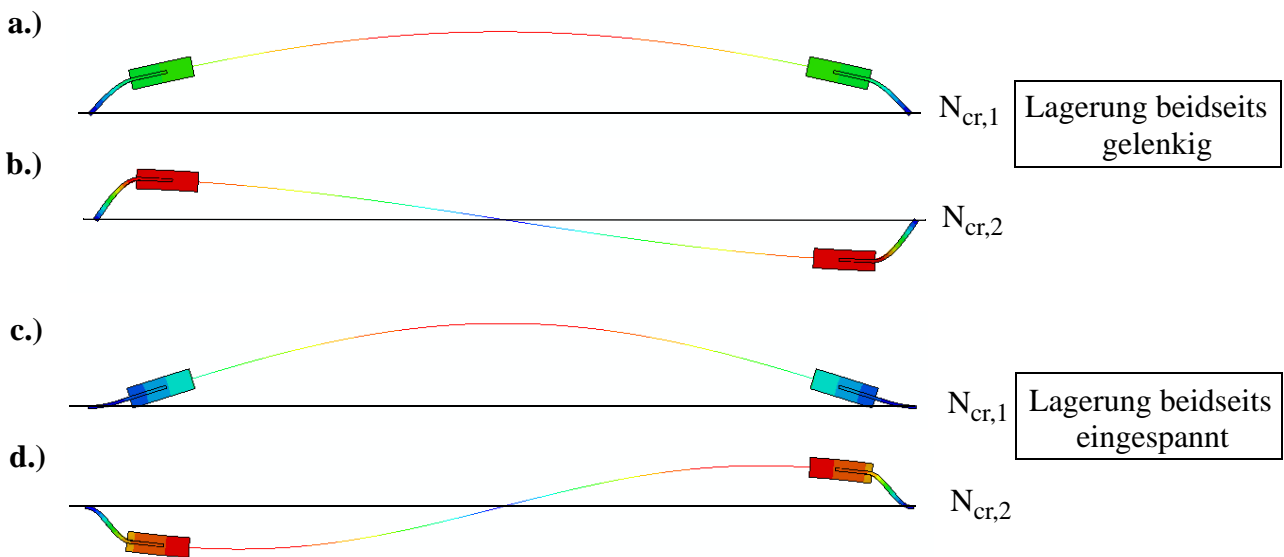


Bild 11. Eigenformverläufe (FE - Modell) für den Stab mit  $L_0 = 8 \text{ m}$ .



Ergänzend sind für diesen Stab in der Tabelle 3 die errechneten idealen Knicklasten des „realen Gesamtstabes“ jenen nach der Stabtheorie - bezeichnet mit  $N_{cr, stab,i}$  - gegenübergestellt. Letztere wurden hier mit RUCKZUCK und teils mit ABAQUS - allerdings in beiden Fällen am einfachen Stabmodell - ermittelt und sind annähernd gleich zu den Formeln nach Pflüger (vgl. Abschnitt 3.2).

Lagerung am Stabende (RB)	1. Eigenform, $N_{cr,1}$		2. Eigenform, $N_{cr,2}$	
	FE -Modell	Stablösung $N_{cr,stab,1}$	FE -Modell	Stablösung $N_{cr,stab,2}$
gelenkig (RB 1)	954	1.056 (+ 11 %)	1.313	1.512 (+ 15 %)
starr (RB 2)	1.791	1.796 (+ 0,3 %)	4.697	5.162 (+ 10 %)

Tabelle 3. Ideale Knicklasten  $N_{cr,i}$  [kN] für das Anwendungsbeispiel mit  $L_0 = 800$  cm (Profil RHS 200 / 200 / 10; Knotenblech 260 / 28 ;  $L_1 = 40$  cm)

Die Abweichungen der Stablösung sind für dieses Beispiel weniger durch die nicht erfasste Schubverformung in den Knotenblechen ( $L_1 / t_1 = 40 / 2,8 = 14$ ) begründet, sondern durch die Abnahme der Biegesteifigkeit des RHS - Profils zu den Enden hin, bedingt durch die lokale Krafteinleitung aus dem Knotenblech. Diese Vermutung wurde überprüft, in dem in einer Kontrollrechnung die Endquerschnitte des RHS - Profils kinematisch starr an das Knotenblech gekoppelt wurden und damit die Stablösung bestätigt werden konnte. Einzelbeispiele zeigten, dass durch eine fiktive Verlängerung des Knotenblechs von  $\Delta L_1 = h / 5$  konservative Ergebnisse mit dem Stabmodell erhalten werden (in diesem Beispiel somit Rechnung mit  $L_1^* = 40 + 20 / 5 = 44$  cm anstatt  $L_1 = 40$  cm).

### 4.3 Tragverhalten anhand von Traglastberechnungen

Um das Tragverhalten zu analysieren und darauf aufbauend einen ersten Vorschlag für ein Nachweiskonzept zu erarbeiten, das als Ingenieurmodell im Abschnitt 4.4 näher vorgestellt wird, erfolgten Traglastberechnungen in Form von GMNIA - Analysen (geometrisch und materiell nichtlineare Analyse mit Imperfektionen).

Für die nachfolgend angeführten Ergebnisse wurden geometrische Ersatzimperfektionen gewählt, deren Verlauf affin zur vorgelagerten Eigenformanalyse ist und deren Maximalwert auf einen Wert  $e_0 = L_0 / 750$  - angepasst an die Festlegungen in EN 1090-2 [10] - festgelegt wurde (auch für die 2. Eigenform ist dort  $L_0$  und nicht  $L_0 / 2$  vorgesehen). In der Tabelle 4 und 5 sind diese Ergebnisse zusammengefasst ( $N_{GMNIA}$ ), wobei dabei immer die antimetrische 2. Eigenform ausgewiesen ist. Einzig im Falle eines sehr kurzen Stabes bei gelenkiger Lagerung (Tab. 4) zeigt sich mit diesen gewählten Annahmen, dass nun die symmetrische 1. Eigenform geringere Traglasten bewirkt ([Werte]). Dieser Sachverhalt wird später im Bemessungsvorschlag zusätzlich berücksichtigt.

Um zu erkennen welche Fälle gegenüber einer Auslegung mit einem konventionellen Knicknachweis maßgebend werden, sind auch diese Tragfähigkeiten angeführt, einerseits mit der durch die geringere Biegesteifigkeit der Knotenbleche bedingten reduzierten Knicklast  $N_{cr,1}$  (Werte  $N_{EC,L1}$ ) und andererseits ohne deren Erfassung, d. h. mit der Annahme  $L_{cr,1} = L_0$  (Werte  $N_{EC,L0}$ ). In beiden Fällen wurde Knickspannungslinie (KSPL)  $a$  vorausgesetzt. In Klammern sind jeweils die prozentuellen Unterschiede angeführt, wobei der konventionelle Knicknachweis mit der idealen Knicklast des tatsächlichen Stabes als Bezugsgröße dient ( $N_{EC,L1} = 100$  %).

Hervorzuheben ist, dass dieser Vergleich nur eine Näherung darstellt, da die Traglastergebnisse  $N_{GMNIA}$  im Vergleich zu hoch sind, wegen der alleinigen Erfassung der geometrischen Imperfektionen (deutlich geringer im Vergleich zu geometrischen Ersatzimperfektionen). Hier soll jedoch primär gezeigt werden, welche Anlageverhältnisse besonders beachtet werden müssen.

Die Ergebnisse bestätigen tendenziell die Verhältnisse, die für das Beispiel in Abschnitt 3.3 erhalten wurden. Bei großer Schlankheit und dickeren Knotenblechen ( $I_1 / I_0 > 0,02$ ) ist bei beidseits gelenkiger Lagerung weiterhin der konventionelle Knicknachweis maßgebend (Werte  $N_{EC,L1}$ ; z. B.  $L_0 = 12$  m,  $t_1 = 35$  mm in Tab. 4) - hier bestimmt der Profilquerschnitt in Feldmitte weiterhin die Drucktragfähigkeit des Stabes. Bei beidseitig eingespannter Lagerung gilt dies auch bereits bei geringer Schlankheit bzw. dünneren Knotenblechen (vgl. Tab. 5).

Länge $L_0$ [m]	Knotenblech $t_1$ [mm]	$N_{cr,1}$ $N_{cr,2}$	$\bar{\lambda}_0$ $\bar{\lambda}_1$	„Traglasten“ $N_R$			
				$N_{EC,L0}$	$N_{EC,L1}$	$N_{GMNIA}$	$N_{Ing.modell}$
4,0	28	1.184 1.527	0,548 1,228	1.623 (+ 77 %)	916	707 [670] (- 23 %)	708 { $\Delta = 0$ %}
		2.057 2.834	0,548 0,932	1.623 (+ 27 %)	1.273	1.105 [1.091] (- 13 %)	1.080 { $\Delta = - 2$ %}
8,0	28	954 1.313	1,096 1,368	1.068 (+ 38 %)	775	514 (- 34 %)	497 { $\Delta = - 3$ %}
		1.243 2.343	1,096 1,199	1.068 (+ 13 %)	948	822 (- 13 %)	772 { $\Delta = - 6$ %}
12,0	28	595 1.213	1,645 1,733	566 (+ 10 %)	516	430 (- 17 %)	412 { $\Delta = - 4$ %}
		631 1.900	1,645 1,682	566 (+ 4 %)	545	804 (+ 50 %)	759 { $\Delta = - 5,5$ %}

Tabelle 4. „Traglasten“  $N_R$  [kN] bei **gelenkiger Lagerung (RBI)** im Vergleich ; Profil RHS 200 / 200 / 10;  $L_1 = 40$  cm; KSPL  $a$  bzw. Imperfektionen mit  $e_0 = L_0 / 750$  und Verlauf Eigenform - affin

Länge $L_0$ [m]	Knotenblech $t_1$ [mm]	$N_{cr,1}$ $N_{cr,2}$	$\bar{\lambda}_0$ $\bar{\lambda}_1$	„Traglasten“ $N_R$			
				$N_{EC,L0}$	$N_{EC,L1}$	$N_{GMNIA}$	$N_{Ing.modell}$
4,0	28	4.642 5.199	0,548 0,620	1.623 (+ 3 %)	1.575	1.241 (- 21 %)	1.220 { $\Delta = - 2$ %}
		6.871 9.498	0,548 0,510	1.623 (- 1 %)	1.644	1.648 (0 %)	1.660 { $\Delta = + 1$ %}
8,0	28	1.791 4.697	1,096 0,999	1.068 (- 10 %)	1.191	1.086 (- 9 %)	1.012 { $\Delta = - 7$ %}
		1.927 6.367	1,096 0,963	1.068 (- 14 %)	1.236	Knotenblech nicht maßgebend	
12,0	28	800 2.845	1,645 1,494	566 (- 15 %)	670	Knotenblech nicht maßgebend	
		872 2.986	1,645 1,431	566 (- 21 %)	720	Knotenblech nicht maßgebend	

Tabelle 5. „Traglasten“  $N_R$  [kN] bei **eingespannter Lagerung (RB2)** im Vergleich ; Profil RHS 200 / 200 / 10;  $L_1 = 40$  cm; KSPL  $a$  bzw. Imperfektionen mit  $e_0 = L_0 / 750$  und Verlauf Eigenform - affin

Bei mittlerer und insbesondere geringer Schlankheit und vor allem bei dünnen und damit sehr schlanken Knotenblechen ( $t_1 = 28$  mm entspricht  $I_1 / I_0 = 0,01$  in Tab. 4 bzw. 5) bestimmt die Tragfähigkeit des Knotenblechs am Profilanschluss (Achse 1) die Gesamttragfähigkeit des Stabes ( $N_{GMNIA} < N_{EC,L1}$ ). Für diese Fälle wird nachfolgend ein einfaches Ingenieurmodell entwickelt und darauf aufbauend ein Bemessungsvorschlag vorgeschlagen.

## 4.4 Vereinfachtes Ingenieurmodell

### 4.4.1 Beidseits gelenkige Lagerung (RB1)

Im Falle der beidseits gelenkigen Lagerung gelingt es erstaunlich gut - mit einem sehr einfachen Modell - das Tragverhalten und auch die Traglast der GMNIA - Analysen wiederzugeben, wenn man von der geometrischen Imperfektion  $e_{1,0}$  am kritischen Knotenblechquerschnitt  $I$  ausgeht. Ähnlich wie im Falle des einleitend gezeigten Beispiels (Abschnitt 3.3.1 e.) , reicht eine alleinige Erhöhung der Anfangsverformung  $e_{1,0}$  mit dem Dischingerfaktor  $f_{II}$  nach Gl. (12), um die maximalen Verformungen  $w_1$  am Knotenblech im Traglastzustand zu ermitteln. Dabei ist jedoch wichtig, dass nun nicht der volle plastische Querschnittswiderstand ausnutzbar ist - wie noch beim Beispiel in Abschnitt 3.3.1 angesetzt - sondern nur der teilplastische, entsprechend einer linearen Interaktion nach Bild 12. In diesem Bild ist auch anschaulich dargestellt, dass nach Überschreitung des elastischen Querschnittswiderstandes die Stabverformungen überproportional zunehmen, wegen der mit der Plastizierung einhergehenden Biegesteifigkeitsreduktion des Knotenblechs. Auch anhand der von-Mises Vergleichsspannungen im kritischen Knotenblechquerschnitt  $I$  ist erkennbar, dass der Querschnitt nicht vollständig plastisch ausnutzbar ist.

Ausgehend von den geometrischen Imperfektionen  $e_{1,0}$  ergibt sich folgende Vorgehensweise zum Nachweis der ausreichenden Tragsicherheit bei vorhandener Drucknormalkraft  $N_d$  des Stabes (hier als alleiniger Momentennachweis formuliert, entsprechend des vollplastischen Querschnittsnachweises, mit der reduzierten Querschnittstragfähigkeit  $M_{1,pl,N,red}$ ):

$$w_1 = e_{1,0} \cdot f_{II} = e_{1,0} \cdot \frac{1}{1 - N_d / N_{cr,2}} \quad (12)$$

$$M_{1,d} = N_d \cdot w_1 \leq M_{1,pl,N,red} = M_{1,pl,Rd} \cdot (1 - N_d / N_{1,pl,Rd}) \quad (13)$$

Die Zusammenführung von Gl. (12) und (13) führt bei voller Querschnittsausnutzung zu folgender Bestimmungsgleichung (14) für die gesuchte Tragfähigkeit  $N_{Rd}$  des Stabes:

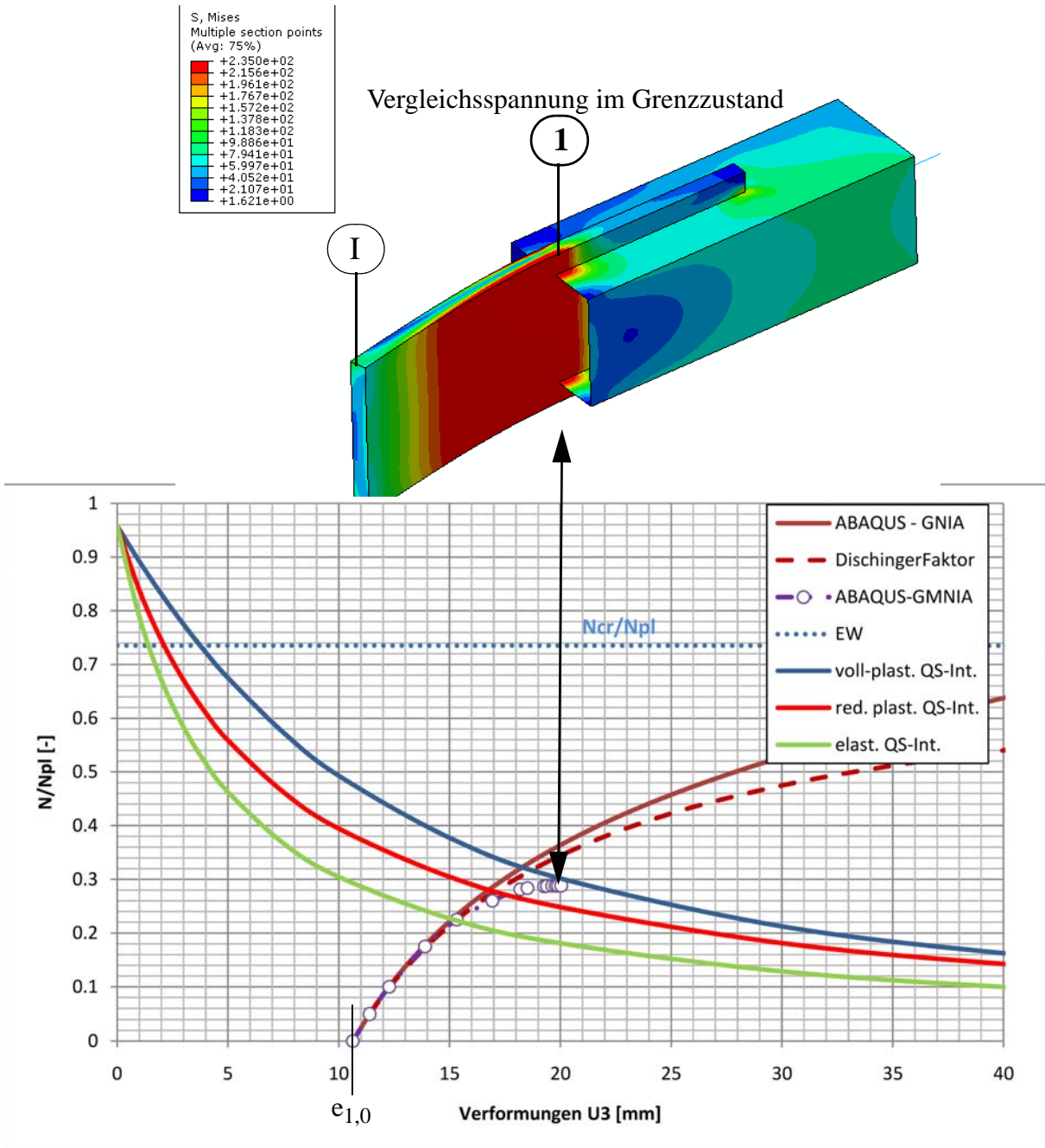
$$N_{Rd} \cdot e_{1,0} \cdot \frac{1}{1 - N_{Rd} / N_{cr,2}} = M_{1,pl,Rd} \cdot (1 - N_{Rd} / N_{1,pl,Rd}) \quad (14)$$

Dabei sind:  $N_{cr,2}$  . . . . . Ideale Knicklast für die 2. Eigenform des Gesamtstabes (auch mit  $\beta_2$  aus Bild 5a und Gl. (5) ermittelbar)

$$M_{1,pl,Rd} = \frac{h_1 \cdot t_1^2}{4} \cdot f_{yd} ; N_{1,pl,Rd} = h_1 \cdot t_1 \cdot f_{yd} \dots \text{plastische Querschnittstragfähigkeit des Knotenblechs (Bezeichnung s. Bild 1)}$$

Mit der Bedingung nach Gl. (14) können die Ergebnisse der GMNIA - Analyse sehr gut wiedergegeben werden, wie die Tabelle 4 zeigt (Ergebnisse  $N_{Ing,modell}$ ). Die Traglasten werden maximal um etwa 6 % unterschätzt ({Werte} in Tab. 4). Die Ergebnisse gelten auch für Fälle mit längeren Stäben bzw.

dickeren Knotenblechen, bei denen am Knotenblech nicht die maximale Anfangsimperfektion auftritt (vgl. Bild 13 b).



- voll plast. QS-Int.:  $M^I = N \cdot U3 = M_{pl,KB} \cdot \left( 1 - \left( \frac{N}{N_{pl,KB}} \right)^2 \right)$

- red. plast. QS-Int.:  $\frac{N}{N_{pl,KB}} + \frac{M^I}{M_{pl,KB}} = \frac{N}{N_{pl,KB}} + \frac{N \cdot U3}{M_{pl,KB}} = 1.0$

- elast. QS-Int.:  $\frac{N}{N_{pl,KB}} + \frac{M^I}{M_{el,KB}} = \frac{N}{N_{pl,KB}} + \frac{N \cdot U3}{M_{el,KB}} = 1.0$

Bild 12. Verformungen und Tragwiderstand am maßgebenden Knotenblechquerschnitt I bei beidseits gelenkiger Lagerung ( $L_0 = 8 \text{ m}$ ,  $L_1 = 40 \text{ cm}$ , Knotenblech:  $260 / 28 \text{ mm}$ )

Einzig bei Fällen mit sehr kurzen Stäben und schlanken Knotenblechen (vgl. Bild 13c) ergibt sich für die unterstellte Imperfektionsfigur - affin zur Eigenform, dass nun die erste Eigenform maßgebend wird (vgl. Tab. 4, Zeile 1 und 2), da die Vorverformung  $e_{1,0}$  am Knotenblech ähnlich zur Maximalverformung in Stabmitte ist. Um auch diese (seltenen) Fälle abzudecken, kann in identer Weise nach Gl. (12) bis (14) vorgegangen werden, einzig anstatt der zweiten ist nun die erste (kleinere) ideale Knicklast  $N_{cr,1}$  des Gesamtstabes anzusetzen. Auch dafür kann Bild 5a und Gl. (5) genutzt werden, wobei nun  $\beta_1$  abzulesen ist.

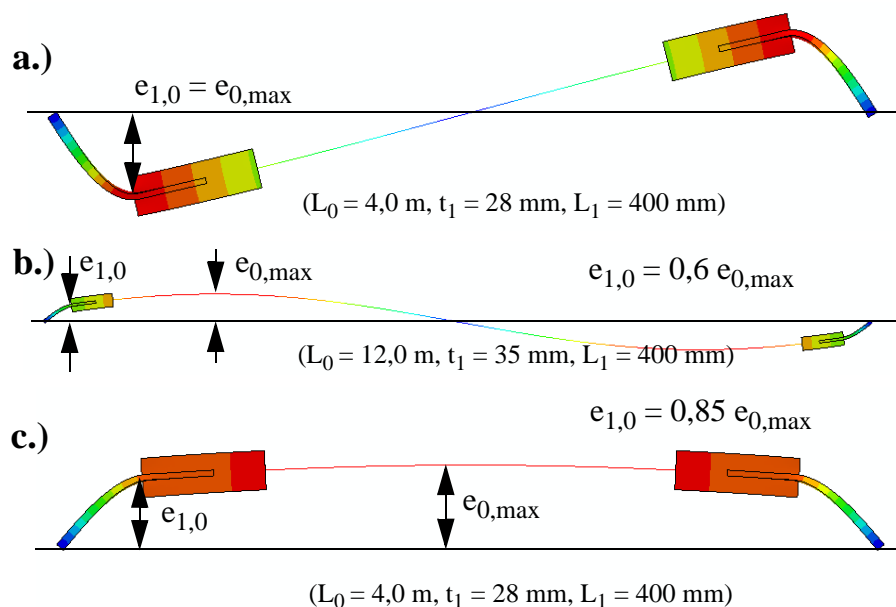


Bild 13. Repräsentative Vorverformungen bei beidseitiger gelenkiger Lagerung (Verlauf annähernd ident zu Verformungen im Traglastzustand)

#### 4.4.2 Beidseits volle Einspannung (RB2)

Im Falle der beidseitigen vollen Einspannung sind die Verhältnisse komplexer. Je nach Gesamtlänge und Schlankheit des Knotenblechs ist das Momentenverhältnis  $M_I / M_1$ , des Einspannmomentes in der Lagerachse  $I$  und jenes im Knotenblechquerschnitt  $I$ , unterschiedlich. Darüber hinaus kann nun, insbesondere in der Lagerachse, auch mitunter bereits der vollplastische Querschnittswiderstand aktiviert werden. Damit verbunden sind jedoch größere Gesamtverformungen, infolge des Steifigkeitsabfalls aus der Querschnittsplastizierung.

Das vereinfachte Ingenieurmodell zeigt Bild 14. Wieder wird von den maximalen Vorverformungen  $e_{1,0}$  am Ende des Knotenblechs ausgegangen und wie im Falle der gelenkigen Lagerung wird mittels des Dischingerfaktors die Gesamtverformung  $w_1$  ermittelt (Gl. (12)). Bedingt durch die höhere Querschnittsplastizierung, gegenüber der beidseitigen gelenkigen Lagerung, sind die tatsächlichen Verformungen um etwa 20 % höher. Damit ist auch das daraus abgeleitete Gesamtmoment  $M_{ges}$  um etwa 20 % zu klein, sodass das im Ingenieurmodell ausgewiesene Einspannmoment  $M_I$  erhöht mit  $0,70 M_{ges}$  festgelegt ist. In der GMNIA - Analyse ist der Anteil des Einspannmomentes am Gesamtmoment tatsächlich kleiner und beträgt in den untersuchten Fällen etwa 56 - 65 %, wobei größere Werte bei längeren Stäben und dickeren Knotenblechen vorliegen.

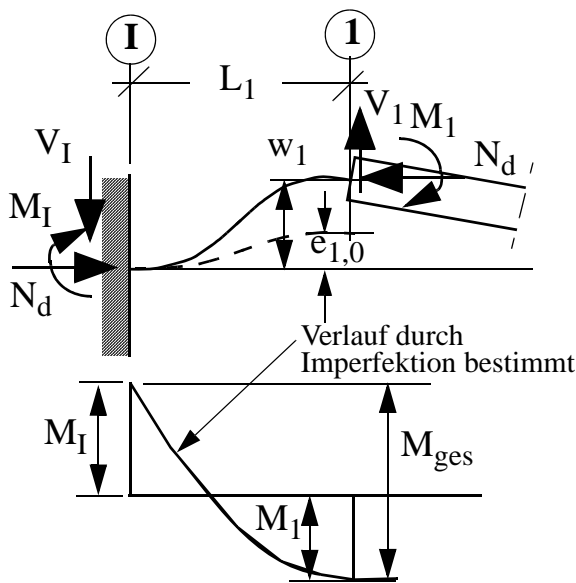
Im Einspannquerschnitt  $I$  darf nun, wie erwähnt, der volle plastische Querschnittswiderstand angesetzt werden. Dies führt auf Gl. (15), um die ausreichende Tragfähigkeit im Einspannquerschnitt nachzuweisen. Die Ermittlung des Einspannmomentes  $M_{I,d}$  ist auch deshalb erforderlich, da damit die erforderlichen Schweißnähte dimensioniert werden können.

$$M_{I,d} = 0,7 \cdot N_d \cdot w_1 \leq M_{1,pl,N} = M_{1,pl,Rd} \cdot (1 - (N_d/N_{1,pl,Rd})^2) \quad (15)$$

Die Zusammenführung von Gl. (12) und (15) führt bei voller Querschnittsausnutzung zu folgender Bestimmungsgleichung (16) für die gesuchte Tragfähigkeit  $N_{Rd}$  des Stabes bei beidseitiger Einspannung:

$$0,7 \cdot N_{Rd} \cdot e_{1,0} \cdot \frac{1}{1 - N_{Rd}/N_{cr,2}} = M_{1,pl,Rd} \cdot (1 - (N_{Rd}/N_{1,pl,Rd})^2) \quad (16)$$

Die mit diesem Modell ermittelten Tragfähigkeiten sind auch für die in Tabelle 5 ausgewiesenen Fälle angeführt ( $N_{Ing.modell}$ ) und weichen nur geringfügig von den GMNIA - Analysen ab ( $\Delta = +1$  bis  $-7$  %). Es sind auch jene Fälle abgedeckt, die am Knotenblech nicht die maximale Vorverformung aufweisen (vgl. Bild 15b).



$$M_{ges} = N_d \cdot w_1 = N_d \cdot e_{1,0} \cdot f_{II}$$

$$f_{II} = 1 / (1 - N_d / N_{cr,2})$$

$$M_{ges} = M_I + M_1$$

$$V_1 = M_{ges} / L_1$$

Bild 14. Beidseitig eingespannter Stab. Vereinfachtes Ingenieurmodell zur Ermittlung der Tragfähigkeit  $N_{Rd}$  - wesentliche Zusammenhänge

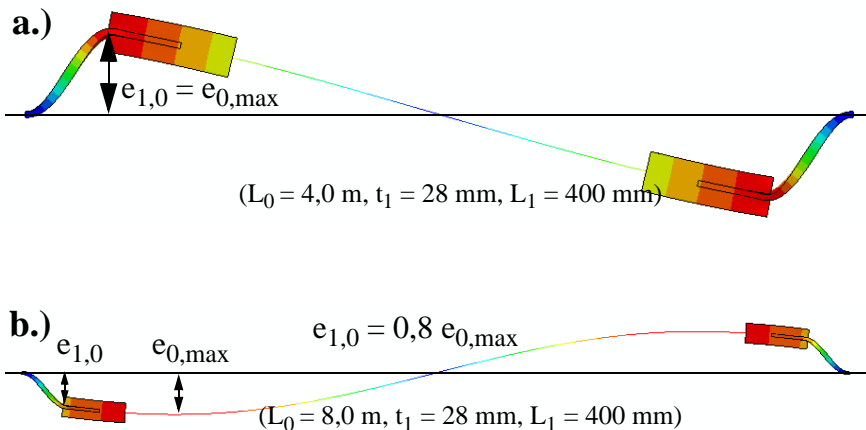


Bild 15. Repräsentative Vorverformungen bei beidseitig voller Einspannung (Verlauf annähernd ident zu Verformungen im Traglastzustand)

## 4.5 Bemessungsvorschlag - zentrischer Druckstab mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen

Aus den durchgeführten Traglastberechnungen, die zu den dargestellten einfachen Ingenieurmodellen führten, lässt sich der nachfolgend dargestellte Bemessungsvorschlag für die Praxis ableiten. Dieser ist vorerst konservativ gehalten, da weitere vertiefende Studien - insbesondere zu anderen Verläufen der geometrischen Imperfektionen und zum Einfluss der Eigenspannungen im Knotenblechbereich - noch fehlen, jedoch von den Autoren bereits in Angriff genommen wurden.

Nachfolgend wird die Vorgehensweise in Kurzform dargestellt. Ergänzende Erläuterungen finden sich anschließend im Abschnitt 4.5.2 .

### 4.5.1 Vorgehensweise

Ermittlung der Tragfähigkeit  $N_{EC,L1}$  nach Schritt 1 und  $N_{Rd}$  nach Schritt 2 - Minimum davon bestimmt die Drucktragfähigkeit des Gesamtstabes:  $\Rightarrow N_d \leq \min \langle N_{EC,L1}; N_{Rd} \rangle$

#### Schritt 1: Konventioneller Knicknachweis

- Konventioneller Knicknachweis für den Gesamtstab (Querschnittswerte:  $A_0, i_{z0}$ ) mit Knicklänge  $L_{cr,1} = \beta_1 \cdot L_0 \Rightarrow \beta_1$  nach Bild 5a, Verwendung von  $L_1^* = L_1 + h / 5$  empfohlen
- Gesamtergebnis nach Eurocode (EC):  $N_{EC,L1} = \chi_z \cdot A_0 \cdot f_{yd}$  bzw. Nachweis:  $N_d \leq N_{EC,L1}$

#### Schritt 2: Anwendung des Ingenieurmodells nach Abschnitt 4.4

- Geometrische Imperfektion  $e_{1,0,max}$  im Knotenblechquerschnitt  $I$  (vgl. Bild 16):  
 $e_{1,0,max} = L_1 / 100$
- Geometrische Ersatzimperfektion  $e_{1,eq,max}$  im Knotenblechquerschnitt  $I$  (für KSPL  $c$ ):  
 $e_{1,eq,max} = f_{equ} \cdot e_{1,0,max} = 3,0 \cdot L_1 / 100$

a.) Bedingung zur Ermittlung der Gesamttragfähigkeit  $N_{Rd}$  des Stabes:

- Orientierung an der Knicklast  $N_{cr,2}$  des Gesamtstabes  $\Rightarrow \beta_2$  nach Bild 5a und Gl. (5), Verwendung von  $L_1^* = L_1 + h / 5$  empfohlen
  - beidseits gelenkige Lagerung (Anwendung Gl. (14))  $\Rightarrow$  beachte Anm. A1

$$N_{Rd} \cdot e_{1,eq,max} \cdot \frac{1}{1 - N_{Rd}/N_{cr,2}} = M_{1,pl,Rd} \cdot (1 - N_{Rd}/N_{1,pl,Rd}) \quad (17)$$

- beidseits volle Einspannung (Anwendung Gl. (16))

$$0,7 \cdot N_{Rd} \cdot e_{1,eq,max} \cdot \frac{1}{1 - N_{Rd}/N_{cr,2}} = M_{1,pl,Rd} \cdot (1 - (N_{Rd}/N_{1,pl,Rd})^2) \quad (18)$$

- Einspannmoment  $M_I$  (Basis für Schweißnahtbemessung)

$$M_{Id} = 0,7 \cdot N_{Rd} \cdot e_{1,eq,max} \cdot \frac{1}{1 - N_{Rd}/N_{cr,2}} \quad (19)$$

b.) Alleiniger Nachweis, dass  $N_d \leq N_{Rd}$  (keine Iteration erforderlich)

-  $N_{cr,2}$  wie oben

- beidseits gelenkige Lagerung (Anwendung Gl. (14))  $\Rightarrow$  beachte Anm. A1

$$N_d \cdot e_{1, \text{equ}, \text{max}} \cdot \frac{1}{1 - N_d / N_{cr,2}} \leq M_{1, \text{pl}, \text{Rd}} \cdot (1 - N_d / N_{1, \text{pl}, \text{Rd}}) \quad (20)$$

- beidseits volle Einspannung

$$0,7 \cdot N_d \cdot e_{1, \text{equ}, \text{max}} \cdot \frac{1}{1 - N_d / N_{cr,2}} \leq M_{1, \text{pl}, \text{Rd}} \cdot (1 - (N_d / N_{1, \text{pl}, \text{Rd}})^2) \quad (21)$$

- Einspannmoment  $M_I$  (Basis für Schweißnahtbemessung)

$$M_{Id} = 0,7 \cdot N_d \cdot e_{1, \text{equ}, \text{max}} \cdot \frac{1}{1 - N_d / N_{cr,2}} \quad (22)$$

Anmerkung A1: bei gelenkiger Lagerung, sowie  $L_1 / L_0 \geq 0,075$  und  $I_1 / I_0 \leq 0,02$ :

ersetze  $N_{cr,1}$  (mit  $L_{cr,1}$  aus Schritt 1) anstatt  $N_{cr,2}$  bei Berechnung nach Schritt 2

Hinweis zu Gl. (17) - (22):  $M_{1, \text{pl}, \text{Rd}} = \frac{h_1 \cdot t_1^2}{4} \cdot f_{yd}$ ;  $N_{1, \text{pl}, \text{Rd}} = h_1 \cdot t_1 \cdot f_{yd}$  .. plastische

Tragfähigkeit im Knotenblechquerschnitt (Bezeichnung s. Bild 1)

#### 4.5.2 Erläuterungen zum Bemessungsvorschlag

a.) zu Schritt 1:

- Die erhöhte fiktive Länge  $L_1^*$  erfasst näherungsweise den Abfall der Biegesteifigkeit an den Enden des Profils, infolge der konzentrierten Krafteinleitung durch das Knotenblech

b.) zu Schritt 2:

- Die maximal mögliche geometrische Imperfektion  $e_{1,0, \text{max}}$  im Knotenblechquerschnitt  $I$  orientiert sich an den in Bild 16 zusammengefassten Festlegungen der Ausführungsnormen. Teilbild 16a zeigt die ungünstigste Festlegung zur Stabvorkrümmung nach EN 1090 - 2 [10]. Teilbild 16b zeigt die maximale Knotenblechschiefstellung, abgeleitet aus EN ISO 13920 [11] (da nachfolgend für die geometrischen Ersatzimperfektionen sehr konservative Ansätze erfolgen, wird hier nicht von den ungünstigsten Werten ausgegangen). Beide Regelungen sind praktisch gleichwertig und führen zum vorgeschlagenen Wert  $e_{1,0, \text{max}}$ .

- Für die Festlegung maximal möglicher geometrischer Ersatzimperfektionen kann, solange hinsichtlich der Eigenspannungen aus der Schweißnahtherstellung zwischen Knotenblech und Stab keine Erkenntnisse vorliegen (Eigenspannungsverlauf und Auswirkung auf die Stabtragfähigkeit), nur pragmatisch und konservativ vorgegangen werden.

Durch die Schweißnähte zwischen Knotenblech und Profil ist eine Einstufung in KSPL  $c$  erforderlich. Für den Erhöhungsfaktor  $f_{\text{equ}}$  zwischen geometrischen Ersatzimperfektionen und geometrischen Imperfektionen können die, gegenüber dem Eurocode EN 1993 - 1 - 1, zumindest etwas günstigeren Festlegungen nach DIN EN 1993 - 1 - 1/NA [12] verwendet werden. Aus Tabelle 1 folgt:  $e_{0, \text{equ}} / L_0 =$



1 / 250. Damit ergibt sich gegenüber der maximal erlaubten geometrischen Vorverformung  $e_0 / L_0 = 1 / 750$  eine Erhöhung um  $f_{\text{equ}} = e_{0,\text{equ}} / e_0 = 750 / 250 = 3,0$ .

- Die Festlegung nach Anmerkung A1 deckt jene Fälle von kurzen, beidseits gelenkig gelagerten Stäben ab, deren Traglast durch die erste symmetrische Eigenform bestimmt sind (vgl. Bild 13c).

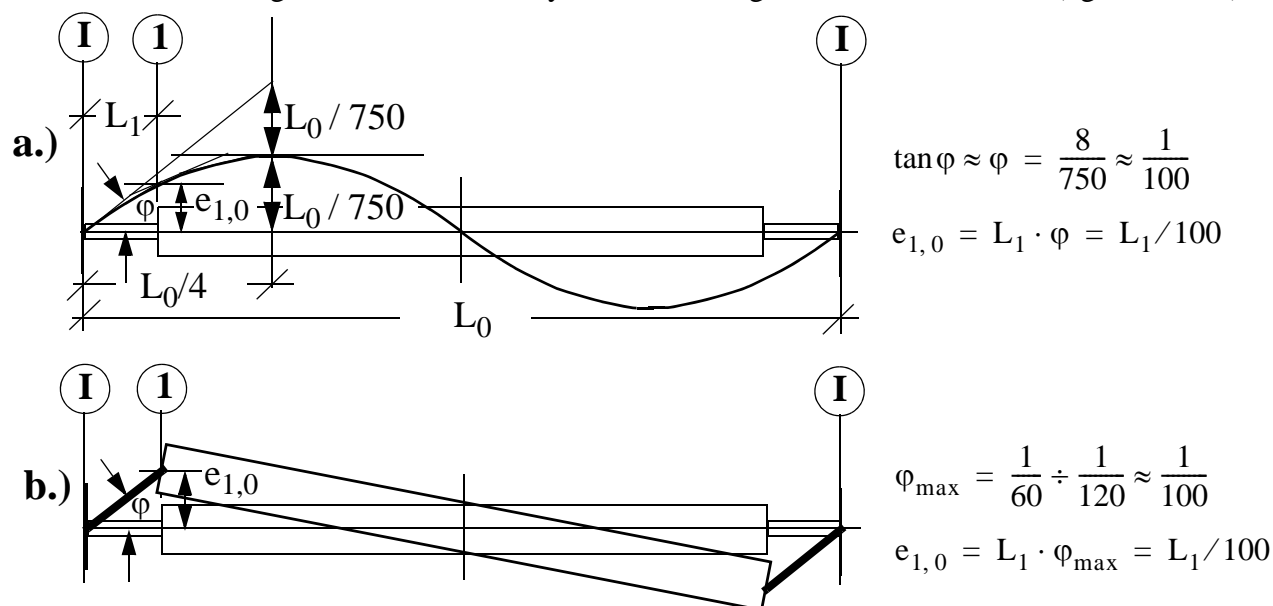


Bild 16. Realitätsnahe Annahmen für geometrische Imperfektionen, angepasst an aktuelle Ausführungsvorschriften

### 4.5.3 Auswirkungen auf die praktische Bemessung

Zur Darstellung der Auswirkungen des dargestellten Bemessungsvorschlages auf die praktische Bemessung, werden nochmals die in der Tabelle 4 und 5 angeführten Fälle untersucht. Die idealen Knicklasten, ermittelt am räumlichen System (vgl. Bild 10), bleiben unverändert. Weiters auch die Ergebnisse des konventionellen Knicknachweises mit ( $N_{\text{EC},L1}$ ) und ohne Berücksichtigung ( $N_{\text{EC},L0}$ ) der reduzierten Biegesteifigkeit im Anschlussbereich. Trotz der eingeschweißten Knotenbleche an den Stabenden, erscheint es gerechtfertigt für das vorausgesetzte warmgewalzte Hohlprofil KSPL  $a$  anzusetzen. Ergänzend sind auch die Tragfähigkeiten für einen kaltverformten bzw. geschweißten Hohlprofilquerschnitt angeführt, der KSPL  $c$  erfordert. Es wird hier  $\gamma_{M0} = \gamma_{M1} = 1,0$  vorausgesetzt sowie Material S235.

Nach dem Bemessungsvorschlag gilt für alle Fälle:

$$e_{1,\text{equ,max}} = 3,0 \cdot L_1 / 100 = 3,0 \cdot 400 / 100 = 12,0 \text{ mm}$$

Die iterative Lösung von Gl. (17) für den beidseits gelenkigen und Gl. (18) für den beidseits eingespannten Stab führen auf die in den Tabellen 6 und 7 in der letzten Spalte angeführten Traglasten  $N_{\text{Rd}}$ . Ergänzend ist jeweils auch der ermittelte Dischingerfaktor  $f_{\text{II}}$  angeführt.

Zur Beurteilung der praktischen Auswirkungen sind diese ermittelten Tragfähigkeiten  $N_{\text{Rd}}$  dann fett hervorgehoben, wenn sie die Gesamtragfähigkeit des Stabes bestimmen, d. h. wenn gilt:  $N_{\text{Rd}} < N_{\text{EC},L1}$ .

Länge $L_0$ [m]	KB $t_1$ [mm]	$N_{cr,1}$ $N_{cr,2}$	$\bar{\lambda}_0$ $\bar{\lambda}_1$	Traglasten $N_{Rd}$			
				$N_{EC,L0}$ KSPL a / c	$N_{EC,L1}$ KSPL a / c	$f_{II}$	$N_{Rd}$
4,0	28	1.184 1.527	0,548 1,228	1.623 / 1.457 (+77 / +94 %)	916 / 750	1,62	<b>452 (1.EW)</b> (- 51 / - 40 %)
	35	2.057 2.834	0,548 0,932	1.623 / 1.457 (+27 / +40 %)	1.273 / 1.039	1,51	<b>696 (1.EW)</b> (- 45 / - 33 %)
8,0	28	954 1.313	1,096 1,368	1.068 / 870 (+38 / +35 %)	775 / 646	1,55	<b>468</b> (- 40 / - 28 %)
	35	1.243 2.343	1,096 1,199	1.068 / 870 (+13 / +12 %)	948 / 775	1,44	<b>718</b> (- 24 / - 7 %)
12,0	28	595 1.213	1,645 1,733	566 / 486 (+10 / +9 %)	516 / 446	1,60	456 (- 12 / + 2 %)
	35	631 1.900	1,645 1,682	566 / 486 (+4 / +3 %)	545 / 470	1,56	682 (+ 25 / + 45 %)

Tabelle 6. Traglasten  $N_{Rd}$  [kN] bei **gelenkiger Lagerung (RBI)** im Vergleich; Knicknachweis mit KSPL a / c bzw. Bemessungsvorschlag (Profil RHS 200 / 200 / 10;  $L_1 = 40$  cm)

Länge $L_0$ [m]	KB $t_1$ [mm]	$N_{cr,1}$ $N_{cr,2}$	$\bar{\lambda}_0$ $\bar{\lambda}_1$	Traglasten $N_{Rd}$			
				$N_{EC,L0}$ KSPL a / c	$N_{EC,L1}$ KSPL a / c	$f_{II}$	$N_{Rd}$
4,0	28	4.642 5.199	0,548 0,620	1.623 / 1.457 (+ 3 / + 5 %)	1.575 / 1.389	1,20	<b>876</b> (- 45 / - 37 %)
	35	6.871 9.498	0,548 0,510	1.623 / 1.457 (- 1 / - 3 %)	1.644 / 1.495	1,15	<b>1.261</b> (- 23 / - 16 %)
8,0	28	1.791 4.697	1,096 0,999	1.068 / 870 (-10 / -10 %)	1.191 / 964	1,23	<b>865</b> (- 27 / - 10 %)
	35	1.927 6.367	1,096 0,963	1.068 / 870 (-14 / -13 %)	1.236 / 1.003	Knotenblech nicht maßgebend	
12,0	28	800 2.845	1,645 1,494	566 / 486 (-15 / -14 %)	670 / 565	Knotenblech nicht maßgebend	
	35	872 2.986	1,645 1,431	566 / 486 (-21 / -20 %)	720 / 604	Knotenblech nicht maßgebend	

Tabelle 7. Traglasten  $N_{Rd}$  [kN] bei **beidseitiger Einspannung (RB2)** im Vergleich; Knicknachweis mit KSPL a / c bzw. Bemessungsvorschlag (Profil RHS 200 / 200 / 10;  $L_1 = 40$  cm)

Ergänzend sind die prozentuellen Abweichungen der Tragfähigkeit angeführt, wobei wieder der konventionelle Knicknachweis mit der erhöhten Knicklänge  $L_{cr,1}$  als Bezugsgröße dient. Es sind sowohl die Differenzen für eine Berechnung mit KSPL a, als auch mit KSPL c angeführt. Wie zu erwarten sind die Unterschiede zu letzterer Berechnung, d. h. im Falle eines kaltgeformten oder geschweißten Hohlprofils, kleiner. Die Unterschiede sind jedoch signifikant, d. h. bis zu Stablängen von  $L = 8,0$  m ist die Tragfähigkeit der Knotenbleche bestimmend für die Gesamttragfähigkeit des Stabes und ein alleiniger konventioneller Knicknachweis führt zu deutlichen Überschätzungen der Drucktragfähigkeit des Gesamtstabes.

## 5 Sonderfall des exzentrischen, einschnittigen Anschlusses

In der Praxis werden mitunter, anstatt des zentrischen Knotenblechanschlusses an die weiterführende Konstruktion, exzentrische Anschlüsse vorgesehen. Dies bedeutet, dass das eingeschlitzte Knotenblech (nachfolgend mit KB 1 bezeichnet) direkt auf ein weiterführendes Knotenblech (KB 2) aufgelegt und angeschlossen wird (geschraubt oder geschweißt), wie das Bild 17 schematisch zeigt. Auch dieser Fall wurde mit den im Bild 17 dargestellten Geometrieverhältnissen detailliert untersucht [3]. Ergänzend zu den bisherigen Ausführungen wird von einem stehenden, aus der Ebene nicht weiter abgestützten Fahnen- bzw. Knotenblech (KB 2) ausgegangen, das in Achse *I* unverschieblich an die Anschlusskonstruktion anbindet. Hinsichtlich der Einspannungswirkung des Knotenblechs in die weiterführende Konstruktion werden wieder die beiden möglichen Grenzfälle, - vollkommen gelenkig (RB 1) sowie, - starre Einspannung (RB 2), untersucht.

Die zusätzliche Besonderheit der in Bild 17 dargestellten Ausführung ist, dass das eingeschlitzte Knotenblech (KB 1) eine Exzentrizität zur Stabachse im Ausmaß der halben Knotenblechdicke aufweist, sodass sich auch die Ausmitte  $e^*$  der Stabachse selbst auf dieses Maß reduziert. Für den Stab liegt damit eine konstante Momentenbelastung vor.

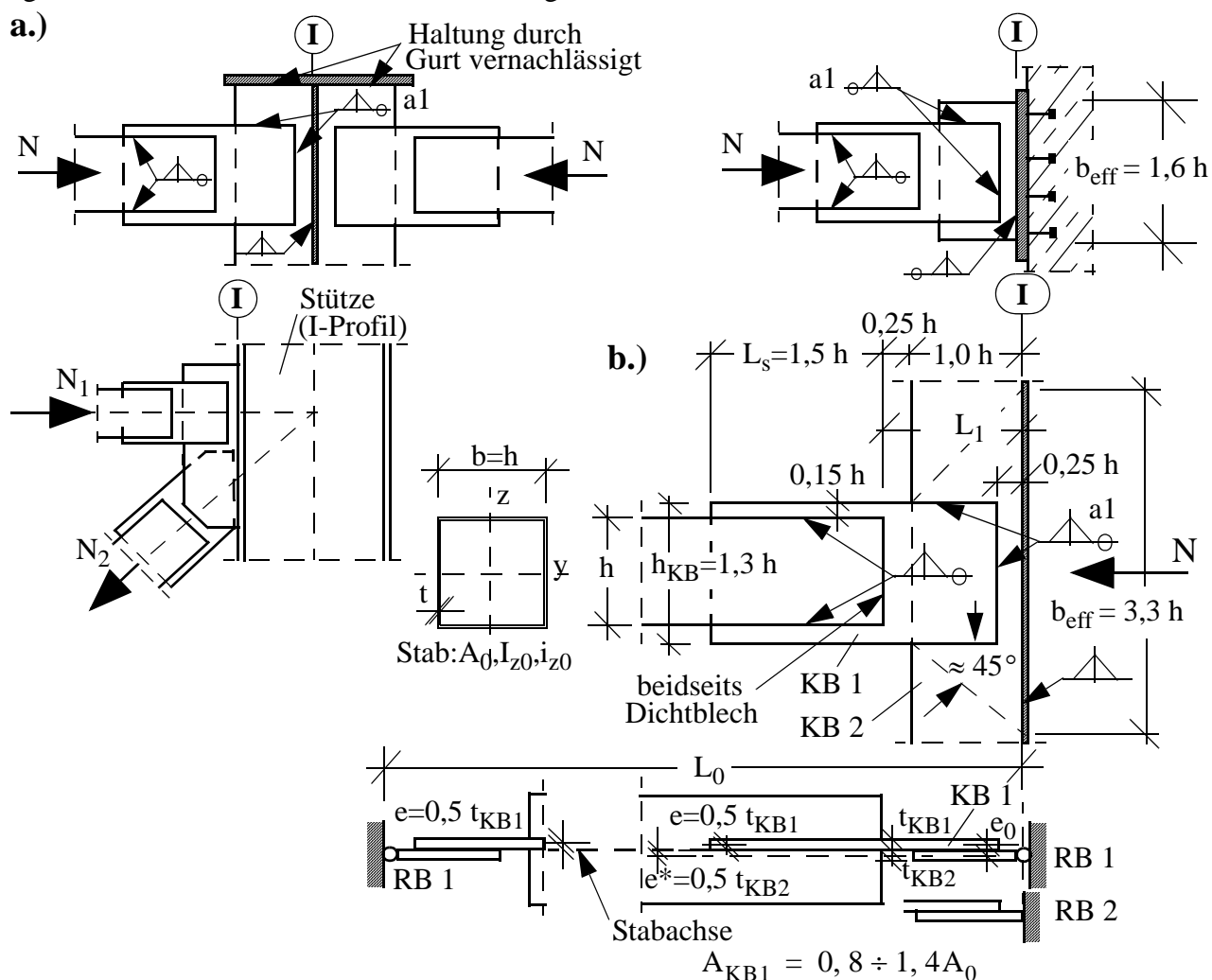


Bild 17. Untersuchte Stabendanschlüsse; a.) mögliche Anbindung zur Anschlusskonstruktion, b.) Untersuchte Detailgeometrie mit idealisierten Randbedingungen

Durch die Minimierung der Stabausmitte auf das Maß  $e^*$ , bedingt durch die Exzentrizität der Einschleitzbleche, wird in der Praxis auch die Meinung vertreten man könne die Exzentrizität gänzlich

vernachlässigen, sodass für die Stabbemessung ein zentrisch beanspruchter Stab vorliegt, der nur einen Knicknachweis unter zentrischer Druckbeanspruchung erfordert.

Die nachfolgend dargestellten Ergebnisse zum Tragverhalten beinhalten folgende Detailgeometrie des Anschlusses (Bild 17): Die Höhe  $h_{KB}$  des eingeschlitzten Knotenblechs beträgt  $h_{KB} = 1,3 \cdot h$ . Da dessen Dicke  $t_{KB1}$  jedoch variiert wird, ergeben sich auch unterschiedliche Verhältnisse zwischen Knotenblech- und Stabfläche (untersuchter Bereich:  $A_{KB1}/A_0 = 0,8 \div 1,4$ ). Die Einschlitzlänge des Knotenblechs 1 im Stab beträgt  $1,5 \cdot h$ , die Überlappungslänge der beiden Knotenbleche entspricht 75 % der Stabhöhe  $h$ . Die „freie Länge“ der beiden Knotenbleche beträgt jeweils  $0,25 \cdot h$ , sodass sich zwischen Hohlprofilende und Anschlussachse I insgesamt eine freie Länge von  $L_1 = 1,25 \cdot h$  ergibt. Für das Knotenblech 2 schwankt die effektive Breite zwischen  $b_{eff} = (1,6 \div 3,3) \cdot h$ , wobei dessen Dicke  $t_{KB2}$  ebenfalls variiert wurde zu:  $t_{KB2} = (0,5 \div 1,0) \cdot t_{KB1}$

## 5.1 Tragverhalten bei reiner Normalkraftbeanspruchung

Für die Studie des Tragverhaltens wurde ähnlich vorgegangen wie beim zentrischen Fall. In Bild 18 ist das FE - Modell im Anschlussbereich dargestellt sowie die zu Grunde gelegte Imperfektionsfigur (allerdings unzutreffend in die Gegenrichtung dargestellt). Diesbezüglich erwies sich hier der Imperfektionsansatz affin zur ersten Eigenform des Stabes - für beide untersuchte Randbedingungen (RB1, RB2) - als hinreichend genau.

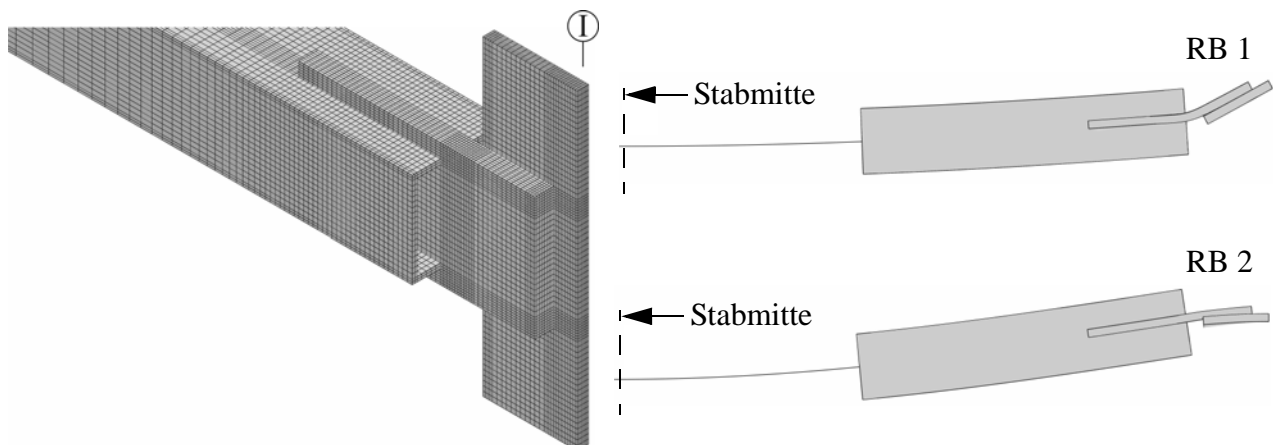


Bild 18. FE- Modell des untersuchten exzentrischen einschnittigen Anschlusses mit maßgebenden Imperfektionsfiguren (Grundrissdarstellung, jedoch in Gegenrichtung maßgebend)

Nachfolgend wird das typische Tragverhalten anhand der Ergebnisse für einen Profilquerschnitt RHS 100/100/5 (warmgefertigt) dargestellt, dessen Knotenblechdicke im Anschlussbereich einerseits mit  $t = 12$  und andererseits mit  $t = 20$  mm festgelegt ist. Im ersteren Fall ist die Knotenblechfläche kleiner als die Stabfläche ( $A_{KB} / A_0 = 0,82$ ), ansonsten größer ( $A_{KB} / A_0 = 1,37$ ). Dies hat deutliche Unterschiede im Tragverhalten zur Folge, sodass die Ergebnisse getrennt dargestellt sind (Bild 19a bzw. 19b). Die Stablänge  $L_0$  wurde variiert, sodass in den Ergebnisdarstellungen die Traglasten in Abhängigkeit der Schlankheit  $\bar{\lambda}_0$  des Gesamtstabes dargestellt sind. Bei allen Ausführungen wurde von einer effektiven Breite im Knotenblech 2 von  $b_{eff} = 3,3 \cdot h = 330$  mm ausgegangen (Bild 17). Bei den Traglastberechnungen wurde zwischen gelenkiger Lagerung (RB 1) und starrer Einspannung (RB 2) an der weiterführenden Konstruktion unterschieden.

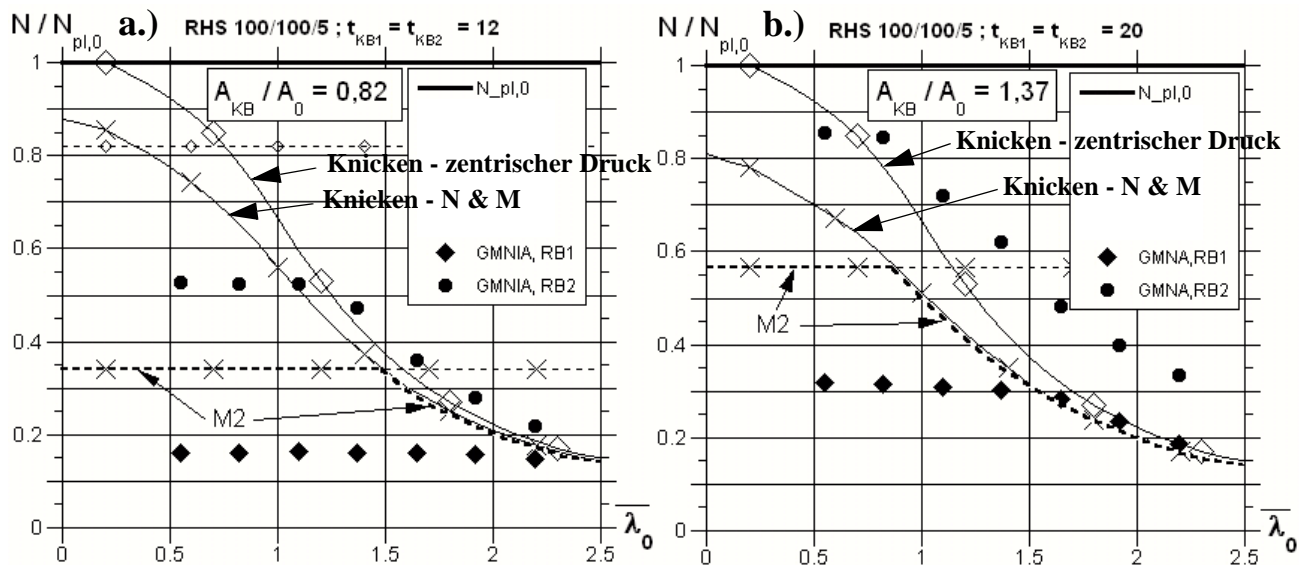


Bild 19. Drucktragfähigkeiten  $N_{Rd} / N_{pl,0}$  des exzentrischen einschnittigen Anschlusses

In Bild 19 sind die Drucktragfähigkeiten  $N_{Rd}$  auf die Querschnittstragfähigkeit des Hohlprofilquerschnittes  $N_{pl,0}$  bezogen. Die realitätsnahen Traglastberechnungen (GMNIA) sind für beide untersuchte Randbedingungen (RB 1 : gelenkig; RB 2 : eingespannt) dargestellt. Zum Vergleich sind die Tragfähigkeiten für einen konventionellen Knicknachweis ausgewiesen, einerseits nur mit N alleine und andererseits mit N und  $M = N \cdot e^*$ , allerdings immer mit der Annahme  $L_{cr} = L_0$ , da der Bezug des Ergebnisvergleiches  $\bar{\lambda}_0$  ist. Daher ist verständlich, dass bei großer Schlankheit und Einspannung an den Rändern (RB 2) die Traglastergebnisse deutlich über dem Knicknachweis liegen (hier ist  $L_{cr} < L_0$ ). Bezieht man bei den Knicknachweisen die tatsächliche Knicklänge ein, gelangt man zum Ergebnisvergleich nach Bild 20a. Nunmehr entsprechen die Traglastergebnisse bei großer Schlankheit annähernd den Knicknachweisen für zentrischen Druck (das Zusatzmoment M hat beim Knicknachweis - wie die Kurvenverläufe zeigen - nur geringen Einfluss auf die Drucktragfähigkeit) und die Differenzen durch die unterschiedlichen Lagerungsbedingungen verschwinden. In Bild 20a sind auch die Auswirkungen der geometrischen Ersatzimperfectionen erkennbar, durch Vergleich der Ergebnisverläufe „GMNA“ (ohne Imperfectionen) mit „GMNIA“ (mit Imperfectionen)

Aus der Ergebnisdarstellung in Bild 19 sind folgende wesentliche Zusammenhänge ablesbar:

- Nur bei großer Stabschlankheit ist das Tragverhalten des Stabes als Knickstab dominierend und die lokale Steifigkeitsreduktion im Anschlussbereich sowie die geringfügige Stabexzentrizität ( $e^* = t / 2$ ) ist praktisch ohne Einfluss
- Bei geringer Stabschlankheit ist die Tragfähigkeit des Knotenblechs bestimmend, die zu einer deutlichen Reduktion gegenüber der Stabtragfähigkeit führt - hier wirkt sich vor allem die Exzentrizität nachteilig aus
- Die Grenzschlankheit, ab der die Knotenblechtragfähigkeit zu einer deutlichen Traglastreduktion führt, nimmt mit dünnerem Knotenblech bzw. geringerem Flächenverhältnis  $A_{KB} / A_0$  deutlich zu. Für die praktische Anwendung ist daher ein dickes Knotenblech bzw. eine gegenüber der Stabfläche deutlich größere Knotenblechfläche, von der Wirtschaftlichkeit her, zwingend notwendig
- Vor allem bei gelenkiger Lagerung (RB 1) sind die maximal erreichbaren Drucktragfähigkeiten - auch bei größerem Flächenverhältnis  $A_{KB} / A_0$  - äußerst gering.

Beispielsweise gilt: bei  $A_{KB} / A_0 = 0,82$  ist  $N_{Rd} = 0,17 N_{pl,0}$   
bei  $A_{KB} / A_0 = 1,37$  ist  $N_{Rd} = 0,32 N_{pl,0}$

## 5.2 Haupteinflussgrößen auf die maximale übertragbare Drucknormalkraft

Wie aus Bild 19 bzw. 20a ersichtlich, ist im Falle geringer bis mittlerer Stabschlankheit die maximal übertragbare Drucknormalkraft nahezu konstant und von der Querschnittstragfähigkeit des Knotenblechs 1 bestimmt. Die übertragbare Drucknormalkraft bleibt dabei deutlich unter der Querschnittstragfähigkeit  $N_{pl,0}$  des Stabes. Das Bild 20b lässt diesbezüglich die wesentlichen Einflussgrößen erkennen, wobei die dargestellten Traglasten mit dem Ingenieurmodell nach Abschnitt 5.3 ermittelt sind. Mit zunehmender Knotenblechdicke  $t_{KB1}$  ergibt sich eine etwa lineare Zunahme der übertragbaren Drucknormalkraft, auch wenn - wie im Bild 20b - die Dicke des Knotenblechs 2 nicht erhöht wird ( $t_{KB2} = 12$  mm). Bei gelenkiger Lagerung beträgt die erreichbare Drucknormalkraft - auch bei einem sehr dicken Knotenblech ( $A_{KB1} / A_0 = 2$ ) - nur etwa 65 % der Querschnittstragfähigkeit des Stabes. Auch bei voller Einspannung ist dies nur auf etwa 75 % steigerbar, wobei dabei der Einfluss der mitwirkenden Breite  $b_{eff}$  klein ist. Je geringer die Knotenblechdicke ist, desto größer ist die Traglaststeigerung bei voller Einspannung (RB 2) gegenüber gelenkiger Lagerung (RB 1), wobei dann auch der Einfluss der effektiven Breite vom Knotenblech 2 zunimmt. Für das gerechnete Beispiel in Bild 20b ergibt sich beispielsweise für  $t_{KB1} = t_{KB2} = 12$  mm eine deutliche Steigerung durch die Einspannung. Anstatt 17 % bei gelenkiger Lagerung werden nun 35 % ( $b_{eff} = 1,6$  h) bzw. 46 % ( $b_{eff} = 3,3$  h) der Stabtragfähigkeit erreicht, sodass die Einspannung etwa eine Verdopplung der Tragfähigkeit bedeutet.

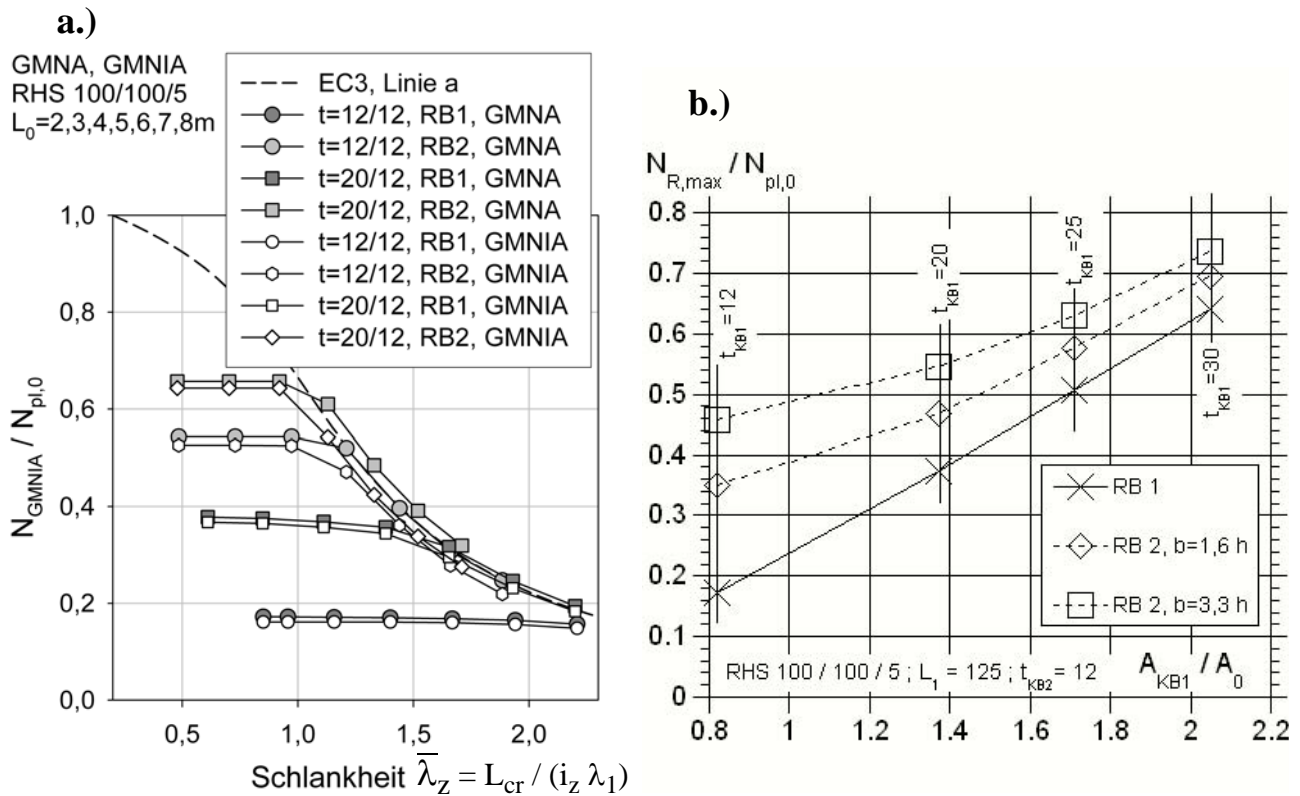


Bild 20. a.) Drucktragfähigkeiten  $N_{Rd} / N_{pl,0}$  des exzentrischen einschnittigen Anschlusses, b.) Einflussgrößen auf die maximal erreichbare Drucktragfähigkeit

## 5.3 Ingenieurmodell zur Abbildung des realen Tragverhaltens

### 5.3.1 Allgemein und Geltungsbereich

Nachfolgend wird ein Ingenieurmodell vorgestellt (aus [3]), das direkt zur Bemessung - d. h. der Ermittlung der Normalkrafttragfähigkeit  $N_{Rd}$  des Stabes - dienen kann. In Hinblick auf eine leichte und übersichtliche Anwendung wurde das Modell bewusst einfach gehalten. Das komplexe reale Tragverhalten wird dennoch gut wiedergegeben, wie die Traglastberechnungen zur Überprüfung der Treffsicherheit zeigten.

Hinsichtlich des Geltungsbereiches gilt die in Bild 17 dargestellte Anschlussdetailausbildung, wobei auch zusätzliche, nachfolgend angeführte Variationen, möglich sind. Mit dem Modell abgedeckt wird:

- gelenkige Lagerung (RB 1) oder starre Einspannung (RB 2) des Knotenblechs 2 in Achse I
- Erfassung der vorhandenen effektiven Breite  $b_{eff}$  des Knotenblechs 2 (abgeprüft im in Bild 17 angegebenen Parameterbereich)
- freie Länge  $L_1$  (Ende Hohlprofilquerschnitt bis Achse I), die auch von  $L_1 = 1,25 \cdot h$  abweichen darf
- unterschiedliche Dicke der beiden Knotenbleche, wobei jedoch  $t_{KB1} \geq t_{KB2}$  gilt

### 5.3.2 Vorgehensweise bei Drucknormalkraft

Ausgehend vom realen Tragverhalten, lässt sich die Drucknormalkrafttragfähigkeit  $N_{Rd}$  des Verbandsstabes - je nach Stabschlankheit - mit zwei unterschiedlichen Ingenieurmodellen beschreiben.

Im Falle geringer Stabschlankheit ist die Tragfähigkeit bestimmt durch die Querschnittstragfähigkeit im Knotenblech 1, direkt am Hohlprofilende (Achse II in Bild 21). Der Effekt der Theorie II. Ordnung ist nur durch die Abtriebswirkung des Knotenblechs bestimmt (freie Länge  $L_1$ ), die Stabschlankheit selbst sowie die geometrischen Ersatzimperfektionen können unberücksichtigt bleiben. Dieses Tragverhalten, das nachfolgend noch näher erläutert wird, führt auf die Tragfähigkeit  $N_{1,Rd}$ .

Im Falle großer Stabschlankheit ist die Tragfähigkeit bestimmbar durch einen konventionellen Knicknachweis des Gesamtstabes um die z - Achse mit durchgehendem Hohlprofilquerschnitt (Querschnittswerte  $A_0, I_{z0}, i_{z0}$ ) und beidseits gelenkiger Lagerung. Der Knicknachweis führt auf die Tragfähigkeit  $N_{2,Rd}$ .

Die resultierende Drucknormalkrafttragfähigkeit  $N_{Rd}$  des Gesamtstabes ergibt sich - auch im Übergangsbereich eines Stabes mit mittlerer Schlankheit - aus dem Minimum der beiden angeführten Tragfähigkeiten ( $N_{1,Rd}, N_{2,Rd}$ ).

#### a.) Ermittlung der Tragfähigkeit $N_{2,Rd}$ (konventioneller Knicknachweis)

Bei warmgefertigten Hohlprofilen ist Knickspannungslinie  $a$ , ansonsten Linie  $c$ , anzusetzen.

Bei gelenkiger Lagerung der Knotenbleche (RB 1) darf zur Ermittlung der Stabschlankheit  $\bar{\lambda}_z$  weiterhin als Knicklänge die Gesamtlänge  $L_0$  verwendet werden (keine Erhöhung der Knicklänge infolge der biegeweichen Knotenbleche an den Stabenden erforderlich), solange die freie Länge  $L_1 < 1,5 \cdot h$  beträgt. Außer der Normalkraft  $N = N_{2,Rd}$  wirkt auch ein Biegemoment der Größe  $M = N_{2,Rd} \cdot e^* = N_{2,Rd} \cdot (t_{KB2}/2)$  (vgl. Bild 17). Wird der Knicknachweis mit  $N$  und  $M$  vollständig ausgenutzt, ergibt sich daraus die gesuchte Stabtragfähigkeit  $N_{2,Rd}$ . Der Einfluss des Biegemomentes  $M$  wird mit zunehmender Schlankheit geringer, sodass vereinfacht das Biegemoment auch vernachlässigt werden kann (vgl. Bild 20).

Bei starrer Einspannung der Knotenbleche (RB 2) kann vereinfacht die Exzentrizität vernachlässigt werden, wenn als Knicklänge weiterhin die Gesamtlänge  $L_0$  verwendet wird, sodass nur der Fall zentrischer Druck vorliegt. Die gesuchte Tragfähigkeit ergibt sich nun zu:  $N_{2,Rd} = A_0 \cdot f_{yd} \cdot \chi_z$

#### b.) Ermittlung der Tragfähigkeit $N_{1,Rd}$

Die zugrunde gelegten Anlageverhältnisse sowie die vereinfachten Modellannahmen zeigt Bild 21. Die Tragfähigkeit  $N_{1,Rd}$  wird aus der plastischen Querschnittstragfähigkeit des Knotenblechs 1, unmittelbar am Profildende (Querschnitt II), abgeleitet. Die vorhandene Normalkraftbeanspruchung wird, analog zum Eurocode [7], in eine abgeminderte plastische Momententragfähigkeit  $M_{N,Rd}$  umgerechnet, sodass beim Querschnittsnachweis nur die vorhandene Momentenbeanspruchung  $M_{II}$  vorliegt. Letztere unterscheidet sich für die beiden untersuchten Randbedingungen. Aus der vollständigen Ausnutzung des Querschnittsnachweises im Knotenblechquerschnitt II nach Gl. (23) ergibt sich die maßgebende Bedingung zur Ermittlung der gesuchten Tragfähigkeit  $N_{1,Rd}$ , sodass eine iterative Vorgehensweise notwendig wird.

$$M_{II} \leq M_{N,Rd} \quad (23)$$

In der Praxis ist oft jedoch nur der Nachweis ausreichender Tragsicherheit gegenüber einer vorhandenen Normalkraft  $N_{Ed}$  notwendig, sodass die Iteration entfällt und nur die Gl. (23) einzuhalten ist, wobei in den nachfolgenden Gl. (24), (26) und (28)  $N_{Ed}$  anstatt  $N_{1,Rd}$  zu setzen ist.

Für die Beanspruchbarkeit  $M_{N,Rd}$  gilt :

$$M_{N,Rd} = M_{pl,KB1} \cdot \left(1 - \left(\frac{N_{1,Rd}}{N_{pl,KB1}}\right)^2\right) = \frac{h_{KB} \cdot t_{KB1}^2}{4} \cdot f_{yd} \cdot \left(1 - \frac{N_{1,Rd}^2}{h_{KB}^2 \cdot t_{KB1}^2 \cdot f_{yd}^2}\right) \quad (24)$$

Hinsichtlich der Beanspruchung  $M_{II}$  ist bei gelenkigem Anschluss (RB 1) die wirksame Knotenblechexzentrizität ident zur Gesamtexzentrizität  $e_0$  zwischen den beiden Knotenblechen. Darin einzurechnen sind auch die Effekte aus Theorie II. Ordnung (Faktor  $f_{II}$ ), wobei nur die Biegeverformung des Knotenblechs berücksichtigt wird. Dies führt für die zugrunde gelegte erste Biegeeigenform des Stabes zu einer Knicklänge des Knotenblechs von  $l_{cr} = 2 \cdot L_1$ . Wird nun idealisiert von einer konstanten Momentenbelastung für das betrachtete Knotenblech 1 in diesem Bereich ausgegangen, ergibt sich der Erhöhungsfaktor  $f_{II}$  - auf Basis der idealen Knicklast  $N_{cr,KB1}$  des Knotenblechs 1 um die schwache Achse nach Gl. (25) - sowie das maßgebende Moment  $M_{II}$  nach Gl. (26).

$$N_{cr,KB1} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{z,KB1}}{l_{cr}^2} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot h_{KB} \cdot t_{KB1}^3}{48 \cdot L_1^2} \quad (25)$$

$$M_{II} = N_{1,Rd} \cdot e_0 \cdot f_{II} = N_{1,Rd} \cdot \left(\frac{t_{KB1} + t_{KB2}}{2}\right) \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{N_{1,Rd}}{N_{cr,KB1}}}\right) \quad (26)$$

Bei starrer Einspannung (RB 2) reduziert sich das Moment im Knotenblechquerschnitt II (Reduktionsfaktor  $f_M$ ), da nun auch im Anschlussquerschnitt I ein Teil des Momentes aus der Gesamtexzentrizität  $e_0$  übertragbar ist (Bild 21). Aus dem Gleichgewicht folgt nach Gl. (27):

$$M_I + M_{II} = N_{1,Rd} \cdot e_0 \quad (27)$$



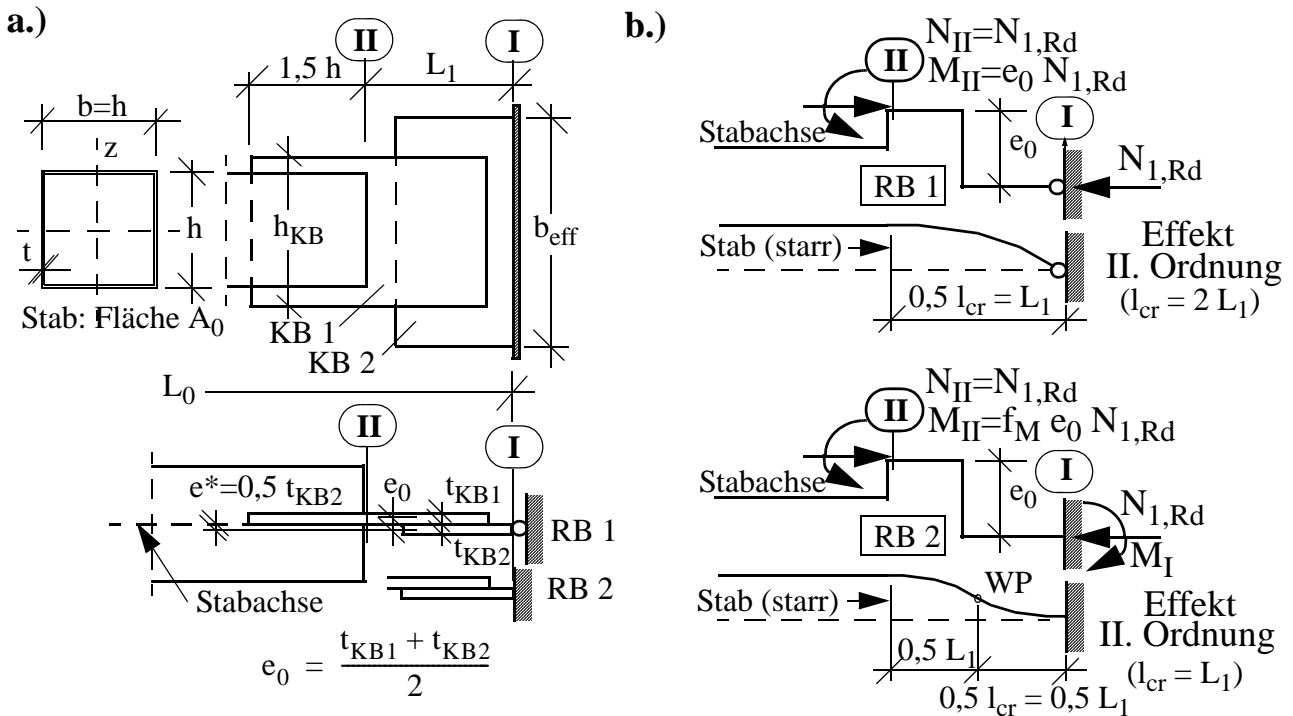


Bild 21. Ingenieurmodell zur Ermittlung der Druckbeanspruchbarkeit  $N_{1,Rd}$  ;

a.) Anlageverhältnisse, b.) Ermittlung von  $N_{1,Rd}$

Hinsichtlich der Aufteilung des Gesamtmomentes wird idealisiert von einem identen Momentenverlauf entlang der beiden Knotenbleche ausgegangen (Länge jeweils  $L_1 / 2$ ). Aus der Bedingung identer Biegeverformungen in beiden Knotenblechen folgt die Momentenaufteilung im Verhältnis der Trägheitsmomente  $I_{z,i}$ . Somit gilt:  $M_I / M_{II} = I_{z,KB2} / I_{z,KB1}$ . Mit Gl. (27) ergibt sich daraus die gesuchte Größe von  $M_{II}$  nach Gl. (28).

$$M_{II} = N_{1,Rd} \cdot f_M \cdot e_0 \cdot f_{II} = N_{1,Rd} \cdot \frac{1}{1 + \frac{I_{z,KB2}}{I_{z,KB1}}} \cdot \left( \frac{t_{KB1} + t_{KB2}}{2} \right) \cdot \left( \frac{1}{1 - \frac{N_{1,Rd}}{N_{cr, RB2}}} \right)$$

$$M_{II} = N_{1,Rd} \cdot \frac{1}{1 + \frac{b_{eff} \cdot t_{KB2}^3}{h_{KB} \cdot t_{KB1}^3}} \cdot \left( \frac{t_{KB1} + t_{KB2}}{2} \right) \cdot \left( \frac{1}{1 - \frac{N_{1,Rd}}{N_{cr, RB2}}} \right) \quad (28)$$

Zu beachten ist nun die halbierte Knicklänge der Knotenbleche mit  $l_{cr} = L_1$  (Bild 21), sodass mit der erhöhten idealen Knicklast  $N_{cr, RB2}$  des Knotenblechs nach Gl. (29) gerechnet werden kann.

$$N_{cr, RB2} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{z, KB1}}{l_{cr}^2} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot h_{KB} \cdot t_{KB1}^3}{12 \cdot L_1^2} \quad (29)$$

**Anmerkung:** Die Dominanz des lokalen Biegemomentes, infolge der Knotenblechexzentrizität  $e_0$  führt dazu, dass nun der volle plastische Querschnittswiderstand in den Knotenblechen ausnutzbar ist. Der Einfluss geometrischer Ersatzimperfectionen wurde hier vernachlässigt. Er könnte jedoch einfach erfasst werden (Maß  $e_{1, equ, max}$  nach

Abschnitt 4.5.1), in dem von einer erhöhten Knotenblechexzentrizität  $e_{0, \text{equ}} = e_0 + e_{1, \text{equ}, \text{max}}$  ausgegangen wird.

### 5.3.3 Anwendungsbeispiel

#### a.) Anlageverhältnisse

Warmgefertigter Hohlprofilquerschnitt 100 / 100 / 5 mm , Stablänge  $L_0 = 4,0$  m

Detailgeometrie:  $h_{\text{KB}} = 130$ ,  $t_{\text{KB}1} = 20$ ,  $b_{\text{eff}} = 330$ ,  $t_{\text{KB}2} = 12$ ,  $L_1 = 125$  mm

Material: S235,  $f_{\text{yd}} = 235$  N/mm<sup>2</sup>,  $E = 210.000$  N/mm<sup>2</sup>

#### b.) Gesuchte Größen und Vorgehensweise

Drucknormalkrafttragfähigkeit  $N_{\text{Rd}}$  für gelenkige (RB1) und eingespannte Ausführung (RB2), wobei die numerischen Traglastergebnisse  $N_{\text{Rd}, \text{GMNIA}}$  als Basis der Nachweise des Ingenieurmodells dienen. Berechnung in kN, cm.

#### c.) Basisgrößen

Anm.: Ausrundungsradien des Profils vernachlässigt - in Übereinstimmung mit der numerischen Traglastberechnung.

$$A_0 = 10^2 - 9^2 = 19,0 \text{ cm}^2, i_{z,0} = 3,88 \text{ cm}, W_{\text{pl},0} = (10^3 - 9^3) / 4 = 67,75 \text{ cm}^3$$

$$N_{\text{pl},0} = 19,0 \cdot 23,5 = 446,5 \text{ kN}, M_{\text{pl},0} = 67,75 \cdot 23,5 = 1592 \text{ kNcm}$$

$$\overline{\lambda}_{z,0} = 400 / (3,88 \cdot 93,9) = 1,097 \Rightarrow \text{Linie a} \Rightarrow \chi_z = 0,598$$

#### d.) Tragfähigkeit bei gelenkiger Lagerung (RB1)

$$N_{\text{Ed}} = N_{\text{Rd}, \text{GMNIA}} = 0,357 \cdot N_{\text{pl},0} = 0,361 \cdot 446,5 = 159,4 \text{ kN}$$

$$M_{\text{N}, \text{Rd}} = \frac{13 \cdot 2^2}{4} \cdot 23,5 \cdot \left( 1 - \frac{159,4^2}{13^2 \cdot 2^2 \cdot 23,5^2} \right) = 284,7 \text{ kNcm (nach Gl. (24))}$$

$$N_{\text{cr}, \text{RB1}} = \frac{\pi^2 \cdot 21000 \cdot 13 \cdot 2^3}{48 \cdot 12,5^2} = 2874 \text{ kN (nach Gl. (25))}$$

$$M_{\text{II}} = 159,4 \cdot \left( \frac{2 + 1,2}{2} \right) \cdot \left( \frac{1}{1 - \frac{159,4}{2874}} \right) = 270,0 \text{ kNcm (nach Gl. (26))}$$

$$M_{\text{II}} = 270,0 < M_{\text{N}, \text{Rd}} = 284,7 \text{ kNcm (nach Gl. (23)) bzw.}$$

$$N_{1, \text{Rd}} \approx \frac{M_{\text{N}, \text{Rd}}}{M_{\text{II}}} \cdot N_{\text{Rd}, \text{GMNIA}} = 1,05 \cdot N_{\text{Rd}, \text{GMNIA}}$$

- Knicknachweis (Ermittlung  $N_{2, \text{Rd}}$ )

$$e^* = t_{\text{KB}2} / 2 = 1,2 / 2 = 0,6 \text{ cm}$$

$$N = N_{\text{Rd}, \text{GMNIA}} = 159,4 \text{ kN}, \quad M = N \cdot e^* = 159,4 \cdot 0,6 = 95,6 \text{ kNcm}$$

$$k_y = 1 + 0,8 \cdot N / (\chi_z \cdot N_{\text{pl},0}) = 1 + 0,8 \cdot 159,4 / (0,598 \cdot 446,5) = 1,478 \text{ (EN 1993 - 1 - 1)}$$

Knicknachweis (Eurocode EN 1993 - 1 - 1):

$$\frac{N}{\chi_z \cdot N_{\text{pl},0}} + k_y \cdot \frac{M}{M_{\text{pl},0}} = \frac{159,4}{0,598 \cdot 446,5} + 1,478 \cdot \frac{95,6}{1592} = 0,597 + 0,089 = 0,686 \leq 1,0$$

Anm.: Tragfähigkeit  $N_{2, \text{Rd}}$  somit gegenüber  $N_{1, \text{Rd}}$  nicht maßgebend.

## e.) Tragfähigkeit bei voller Einspannung (RB2)

$$N_{Ed} = N_{Rd, GMNIA} = 0,643 \cdot N_{pl,0} = 0,643 \cdot 446,5 = 287,1 \text{ kN}$$

$$M_{N,Rd} = \frac{13 \cdot 2^2}{4} \cdot 23,5 \cdot \left( 1 - \frac{287,1^2}{13^2 \cdot 2^2 \cdot 23,5^2} \right) = 238,0 \text{ kNcm (nach Gl.(24))}$$

$$N_{cr, RB2} = \frac{\pi^2 \cdot 21000 \cdot 13 \cdot 2^3}{12 \cdot 12,5^2} = 11496 \text{ kN (nach Gl. (29))}$$

$$M_{II} = 287,1 \cdot \frac{1}{1 + \frac{33 \cdot 1,2^3}{13 \cdot 2^3}} \cdot \left( \frac{2 + 1,2}{2} \right) \cdot \left( \frac{1}{1 - \frac{287,1}{11496}} \right) = 304,3 \text{ kNcm (nach Gl. (28))}$$

$M_{II} = 304,3 > M_{N,Rd} = 238,0 \text{ kNcm (nach Gl. (23))}$ , d. h. Tragfähigkeit nicht gegeben

$$N_{1,Rd} \approx \frac{M_{N,Rd}}{M_{II}} \cdot N_{Rd, GMNIA} = 0,78 \cdot N_{Rd, GMNIA} = 223,9 \text{ kN}$$

- Knicknachweis, ohne Exzentrizität (Ermittlung  $N_{2,Rd}$ ) und mit  $\bar{\lambda}_{z,0}$

$$N_{2,Rd} = \chi_z \cdot N_{pl,0} = 0,598 \cdot 446,5 = 267 \text{ kN}$$

Anm.: Tragfähigkeit  $N_{2,Rd}$  somit gegenüber  $N_{1,Rd}$  nicht maßgebend.  $N_{Rd} = N_{1,Rd} = 223,9 \text{ kN}$

### 5.3.4 Auswirkungen auf die Bemessungspraxis

Der „quasi - zentrische“ Knotenblechanschluss nach Bild 17 liefert nur bei Zugbeanspruchung Tragfähigkeiten, die annähernd der Querschnittstragfähigkeit des Profils  $N_{pl,0}$  entsprechen (etwa 90 %). Dies jedoch auch nur, wenn zumindest das eingeschlitzte Knotenblech (KB 1) eine ausreichende, große Dicke aufweist ( $A_{KB1} / A_0 > 1,25$ ) und zumindest über eine Länge, die der 1,5 - fachen Profilhöhe entspricht, in das Profil einbindet [3].

Bei Druckbeanspruchung ist bei gelenkigem Anschluss, beispielsweise an einen Hauptträgersteg, auch im Falle dicker Knotenbleche ( $A_{KB1} / A_0 > 1,25$ ) und geringer Stabschlankheit nur eine maximale Tragfähigkeit von etwa 50 % der Querschnittstragfähigkeit erzielbar. Dies deshalb, da nun die Biegebeanspruchung des Knotenblechs aus der erhöhten Ausmitte  $e_0 = (t_{KB1} + t_{KB2}) / 2$  im Anschlussbereich maßgebend wird. Eine volle Einspannung in der weiterführenden Konstruktion erlaubt Tragfähigkeiten von etwa 70 - 80 % der Querschnittstragfähigkeit, wobei letzteres auch ein dickes weiterführendes Knotenblech (KB 2) erfordert. Höhere Tragfähigkeiten erfordern eine zusätzliche Aussteifung im Knotenblechbereich. Erst bei Stabschlankheiten  $\bar{\lambda}_0 > 1,5$  (1,0 bei voller Einspannung von KB 2) verschwindet der dominante Einfluss der lokalen Biegebeanspruchung am Knotenblech und es wird annähernd die Drucktragfähigkeit des idealisiert betrachteten Knickstabes mit dem Profilquerschnitt  $A_0$  erreicht.

Das entwickelte Ingenieurmodell erlaubt die reale Tragfähigkeit des Stabes - im gesamten Schlankheitsbereich - für die Praxis hinreichend genau zu ermitteln, wobei dabei auch die wesentlichen Randbedingungen (Randeinspannung, Knotenblechdicke) mit einfließen.

Zu beachten ist, dass alle ausgewiesenen Tragfähigkeiten davon ausgehen, dass im Anschlussbereich keine Klaffung zwischen den beiden Knotenblechen auftritt. Dies setzt, bei Ausführung eines einreihigen Schraubanschlusses, eine volle Vorspannung der Schrauben voraus.

Ergänzend ist anzumerken, dass die vorgestellte Detailausbildung im Falle nennenswerter Spannungswechsel, die einen zusätzlichen Ermüdungsnachweis erfordern, als nicht geeignet einzustufen

ist. Dies deshalb, da im Bereich der bemessungsrelevanten Stellen nahe der Schweißnähte sehr hohe Spannungserhöhungsfaktoren von etwa 10 (RB 1) bzw. 4 (RB 2) gegenüber der Nennspannung im Knotenblech 1 - infolge N alleine - auftreten.

## 6 Zusammenfassung

Die Drucktragfähigkeit von Hohlprofilstäben mit beidseits zentrischen, eingeschlitzten Knotenblechen ist vielfach durch die beschränkte Querschnittstragfähigkeit der Knotenbleche bestimmt. Dies bedeutet, dass ein konventioneller Knicknachweis, auch wenn die reduzierte Biegesteifigkeit der Knotenbleche in einer erhöhten Knicklänge miterfasst ist, mitunter eine deutlich zu geringe Drucktragfähigkeit liefert. Dies gilt nicht nur für den Fall des beidseits gelenkig gelagerten Stabes, sondern auch im Falle der beidseitigen Einspannung.

Daher wurde im Abschnitt 4.5 ein Bemessungsvorschlag dargestellt, der eine zutreffende Bemessung erlaubt. Dabei ist in der Regel die zweite antimetrische Knickfigur des Gesamtstabes maßgebend. Die Auswirkungen auf die praktische Bemessungen in Abschnitt 4.5.3 zeigten, dass insbesondere bei kurzen bis mittelschlanken Stäben, insbesondere mit dünneren Knotenblechen, der aufgezeigte Grenzzustand deutlich bemessungsbestimmend wird. Der konventionelle Knicknachweis ist jedoch weiterhin zu führen, da er den Nachweis ausreichender Querschnittstragfähigkeit im Bereich der Stabmitte sichert.

Für den Sonderfall, dass die eingeschlitzten Knotenbleche darüber hinaus nur einschnittig an die weiterführende Konstruktion angeschlossen sind, findet sich im Abschnitt 5.3 ebenfalls ein Bemessungsvorschlag. Diese Ausführungsart führt zu einer deutlichen Einbuße der Drucktragfähigkeit des Stabes gegenüber dem Querschnittswiderstand, auch bei sehr kurzen Stäben, die nahezu nicht knickgefährdet sind.

## Literatur

- [1] Kraus, M., Niebuhr, J.: Hangar für drei Großraumflugzeuge. Stahlbau 79 (2010), H.1, S. 1 - 10.
- [2] Schmidt, H., Fastabend, M., Swadlo, P., Lommen, H.G.: Ein ungewöhnliches Stabilitätsproblem verursacht Schadensfall. Stahlbau 77 (2008), H.12, S. 862 - 869.
- [3] Unterweger, H., Ofner, R.: Traglast von Verbandsstäben aus Hohlprofilen mit quasi-zentrischem Knotenblechanschluss. Stahlbau 78 (2009), H.6, S. 425 - 436.
- [4] Pflüger, A.: Stabilitätsprobleme der Elastostatik. Springer Verlag, 2. Auflage, 1964
- [5] Dimitrov, N.: Ermittlung konstanter Ersatz - Trägheitsmomente für Druckstäbe mit veränderlichen Querschnitten. Der Bauingenieur 28 (1953), H.6, S. 208 - 211.
- [6] Petersen, Ch.: Statik und Stabilität der Baukonstruktionen. Vieweg & Sohn, 2. Auflage, 1982
- [7] ÖNORM EN 1993 - 1 - 1, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau, Ausgabe: 2006 - 10 - 01
- [8] ÖNORM B 1993 - 1 - 1, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau, Nationale Festlegungen zu ÖNORM EN 1993 - 1 - 1, Ausgabe: 2007 - 02 - 01
- [9] Pflüger, A.: Stabilitätsprobleme der Elastostatik. Springer Verlag, 1950

- [10] EN 1090 - 2, Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken - Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken, Juli 2008
- [11] EN ISO 13920, Allgemeintoleranzen für Schweißkonstruktionen, November 1996
- [12] DIN EN 1993 - 1 - 1 / NA: Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau

**Autoren dieses Beitrages:**

ao.UProf. Dipl. Ing. Dr. Harald Unterweger, Dipl. Ing. Dr. Andreas Taras, beide am Institut für Stahlbau und Flächentragwerke, TU Graz, Lessingstraße 25, A - 8010 Graz.

