DK 624.351.78:531:36

DDR-Standard

April 1982

Deutsche Demokratische Republik

Stahlbau
Stabilität von Stahltragwerken
Erläuterungen und Berechnungsmöglichkeiten

TGL 13503/02

Gruppe 135000

Стальные конструкции
Устойчивость стальных несущих конструкций
Нояснения и возможности расчета

Steel Structures
Stability of Steel Supporting Structures
Explanations and Possibilities of Calculation

Deskriptoren: Stahlbauweise; Tragkraft; Stabilitaet

Verbindlich ab 1. 1. 1983

Dieser Standard gilt nur in Verbindung mit TGL 13503/01. Bei weitergehenden Untersuchungen und genauerer Kenntnis der Zusammenhänge dürfen andere Berechnungsmöglichkeiten genutzt werden.

Vorbemerkung

Die Abschnittsnummern stimmen mit den Abschnitten der TGL 13503/01 überein, zu denen sie Erläuterungen, Ergänzungen und Berechnungsmöglichkeiten enthalten.

Kräfte und Spannungen sind als Absolutwerte einzuführen, sofern nichts anderes angegeben ist.

Inhaltsverzeichnis

		Seite
1.	Allgemeines	2
2.	Berechnung der Druckstäbe	2
3.	Knicklänge	2
3. 1.	Unterschiedliche Lagerung	2
3. 2.	Elastisch eingespannte Stäbe	4
3. 3.	Richtungs- und poltreue Belastung	4
3. 4.	Veränderliche Längskraft	5
3. 5.	Veränderliche Querschnittshöhe	5
3. 6.	Eckstiele von Gitterstäben	5
3. 7.	Gekreuzte Stäbe	7
4.	Schlankheitsgrad	9
5.	Dünnwandige Teile von Druckstäben, Druckgurte	9
6.	Mittig gedrückte einteilige Stäbe	9
6. 1.	Biegeknicken	9
6. 2.	Drill- und Biegedrillknicken	11
6. 3.	Dynamische Stabilität	12
7.	Mittig gedrückte mehrteilige Stäbe	13
8.	Stabzüge mit federnder Querstützung	15
9.	Auf Druck und Biegung beanspruchte einteilige Stäbe	17
9. 1.	Ausknicken in der Momentenebene	17
9. 2.	Biegedrillknicken planmäßig außermittig gedrückter Stäbe	17
9. 3.	Biegemomente in zwei Ebenen	19
9. 4.	Zusätzliche Festlegungen	19
10.	Auf Druck und Biegung beanspruchte mehrteilige Stäbe	19
11.	Kippen der Träger	20
11. 1.	Allgemeines	20
11. 2.	Ideale Kippmomente	20
11. 3.	Berechnung nach Theorie II. Ordnung	25

Fortsetzung Seite 2 bis 42

Verantwortlich: VEB Metalleichtbaukombinat, Leipzig
Bestätigt: 21. 4. 1982, Amt für Standardisierung, Meßwesen und Warenprüfung, Berlin

Verlag: Verlag für Standardisierung – Bezug: Standardversand, 7010 Leipzig, Postfach 1068

(418) Lizenz-Nr. 785 – 325/82 ST 965

		Seite
12.	Kippen mit Längskraft	27
13.	Bogenträger	27
14.	Stabwerke	27
15.	Verbände	29
16.	Beulen unausgesteifter ebener Bleche	30
16.1.	Allgemeines	30
16.2.	Beulsicherheitsnachweis	31
16.3.	Überkritisches Beulverhalten	34
16.4.	Örtliches Beulen dünnwandiger Stege	35
17.	Beulen ausgesteifter ebener Bleche	36
17.1.	Ausgesteifte Beulfeder	36
17.2.	Steifen	36
17.3.	Beulwerte ausgesteifter Bleche	36
18.	Beulen von Kreiszylinderschalen	39

1. ALLGEMEINES

Knicken ist das Ausweichen von Druckstäben. Ursachen sind mittige oder außermittige Drucklängskräfte. Bei symmetrischen Fällen ist das Ausweichen in der Symmetrieebene eine reine Biegeverformung (Biegeknicken), in besonderen Fällen eine reine Verdrillung (Drillknicken). Bei unsymmetrischer Anordnung oder bei einfachsymmetrischen Fällen bei Ausweichen aus der Symmetrieebene ist die Biegeverformung mit einer Verdrillung verbunden (Biegedrillknicken).

Kippen ist das Ausweichen von Biegeträgern (behindertes Knicken des Druckgurtes). Ursachen sind Querlasten oder Endmomente. Die Ausbiegung aus der Momentenebene ist mit einer Verdrillung verbunden.

Beulen ist das Ausweichen von Scheiben oder Schalen aus ihrer Ausgangsform. Ursachen sind Drucknormal- oder Schubspannungen.

Stabilitätsprobleme können auch in Überlagerung (Interaktion) vorkommen, z. B. Knicken und Kippen (Biegeträger mit Längskraft), Kippen und Beulen (Gesamtstabilität von Biegeträgern), Knicken und Beulen (Gesamtstabilität von Druckgliedern).

2. BERECHNUNG DER DRUCKSTÄBE

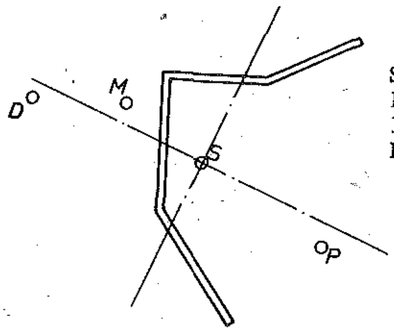
Das Biegedrillknicken als allgemeine Form des Knickens gerader Stäbe von gleichbleibendem Querschnitt ist von Bedeutung vor allem bei dünnwandigen, offenen Profilen. Die Verkoppelung von Biegung und Verdrehung zerfällt jedoch bei speziellem Lastangriff oder besonderer Symmetrie des Querschnittes, wie in Tabelle 1 für einige Sonderfälle dargestellt ist.

(Tabelle 1 siehe Seite 3)

Beim außenmittig gedrückten Stab mit unsymmetrischem Querschnitt nach Bild 1 fällt im allgemeinen der Drillruhepunkt (D) nicht mit dem Schubmittelpunkt (M) zusammen. Es liegt dann stets Biegedrillknicken vor.

Greift die Last im Schubmittelpunkt an, dann ist sowohl reines Biegeknicken um eine Hauptachse als auch Biegedrillknicken möglich, wobei die Drillruheachse mit der Schubmittelpunktachse zusammenfällt, sofern die durch die Außermittigkeit bedingte Krümmung der Stabachse nicht berücksichtigt wird. Beim mittig gedrückten Stab mit unsymmetrischem Querschnitt ist nur Biegedrillknicken möglich.

Fällt der Schubmittelpunkt mit dem Schwerpunkt zusammen, so sind je nach Lastangriff und Drillsteifigkeit alle drei Arten des Knickens möglich. Zu dieser Gattung gehören alle punkt- oder doppeltsymmetrischen Querschnitte sowie als Sonderfall z. B. der I-Querschnitt, dessen Abmessungen so gewählt sind, daß M mit S zusammenfällt. Für einfachsymmetrische Querschnitte, für die Schubmittelpunkt und Schwerpunkt nicht zusammenfallen, ist sowohl Biegeknicken als auch Biegedrillknicken möglich, dagegen kein Drillknicken. Sie dürfen für Lastangriff auf der Symmetrieachse nach den Abschnitten 6.2. und 9.2. berechnet werden.



S Schwerpunkt
M Schubmittelpunkt
P Lastangriffspunkt
D Drillruhepunkt

Bild 1

3. KNICKLÄNGE

3.1. Unterschiedliche Lagerung

Bei Stäben mit gleichbleibendem Querschnitt und an beiden Stabenden unterschiedlicher Lagerung ist der Knicklängenfaktor (ß) der Tabelle 2 zu entnehmen.

Tabelle 2 Knicklängenfaktor (ß) bei unterschiedlicher Lagerung

Lagerung	frei eingespannt	gelenkig gelenkig unverschieblich	gelenkig eingespannt unverschieblich	eingespannt eingespannt unverschieblich	eingespannt eingespannt verschieblich
Eulerfall	1	2	3	4	-
ß	2,0	1,0	(0,6992) 0,7	0,5	1,0

Deutsche Demokratische Republik

Stahlbau

STABILITÄT VON STAHLTRAGWERKEN

Erläuterungen und Berechnungsmöglichkeiten

TGL 13503/02

Gruppe 135000

Umfang 1 Seite
Verantwortlich: VEB Metalleichtbaukombinat, Leipzig
Bestätigt: 26. 1. 1984, Amt für Standardisierung, Meßwesen und Warenprüfung, Berlin
Verbindlich ab 1. 9. 1984

In TGL 13503/02 Ausg. 4.82 wurden die Seiten 4, 13, 17, 22, 23, 25, 26, und 34 geändert.

Seite 4, Abschnitt 3.2. ist die Formel ϑ zu berichtigen:

$$\vartheta = 2 \int \frac{\overline{M}^2}{E I_G} dl \cdot f_N = \frac{0{,}5^2 I_G}{3 E I_G} \cdot \frac{1}{1 - \nu_{kr} N_G / N_{ki}}$$

Seite 13, Abschnitt 6.3. ist folgender Satz zu berichtigen:
Wenn Drill- oder Biegedrillknicken maßgebend wird ($\lambda_{yi} > \lambda_y$), sind die gesperrten Frequenzbereiche die gleichen und die Eigenkreisfrequenzen des gabelgelagerten Stabes:

Seite 17, Abschnitt 9.2.1. zweiter Absatz lautet:
Dieser Nachweis gilt bei überwiegender Druckbeanspruchung mit $|a| \lesseqgtr 4$ W/A, wobei W auf die Biegedruckseite bezogen ist, und wenn $\lambda_{yi} \leqq 300$ ist.

Seite 22, Abschnitt 11.2.1.1. ist die Formel im vorletzten Absatz zu berichtigen:

$$M_{ki} \approx \zeta \cdot 1{,}74 \frac{E}{l} \sqrt{I_y \cdot I_D}$$

Seite 22, Abschnitt 11.2.1.2. erster Satz lautet:
11.2.1.2. Bei gleichmäßig vollbelasteten Balkenträgern mit gleichbleibendem, doppelsymmetrischen I-Querschnitt, siehe Bild 26b, die eine Gabellagerung ($\beta = \beta_0 = 1$) haben und durch einen gelenkig angeschlossenen Längsverband seitlich festgehalten sind, ist

Seite 23, Abschnitt 11.2.2. ist bei „– in Mitte Oberflansch" zu ändern:

– in Mitte Oberflansch: $k \approx 4{,}01 - 1{,}64 \left(\frac{l_w}{l}\right)^2 \geqq 3{,}6$

Seite 25, Abschnitt 11.3. unter Hierbei bedeuten: ist zu ändern:
ϑ Drillwinkel des Trägers nach Theorie II. Ordnung, wobei $\vartheta \lesseqgtr 0{,}25$ vorausgesetzt ist, so daß $\sin \vartheta \approx \vartheta$ und $\cos \vartheta \approx 1$ ist.

Seite 26, Abschnitt 11.3. bei konstante Streckenlasten p_y und p_x ist zu berichtigen:

$$\vartheta_m = \left[1{,}273 \, (-p_y e_x + p_x e_y) + 0{,}0139 \frac{p_x p_y l^4}{E I_{yi}} \right]$$

$$: \left[\frac{\pi^2}{l^2} \left(\frac{\pi^2}{l^2} E C_M + G I_D \right) - 0{,}01218 \, l^2 \right.$$

$$\left. \cdot \left(\frac{p_y^2 l^2}{E I_y} + \frac{p_x^2 l^2}{E I_x} \right) - (p_y \bar{\bar{e}}_y + p_x \bar{\bar{e}}_x) \right]$$

Seite 26, Abschnitt 11.3. bei mittige Einzellasten P_y und P_x

$$\vartheta_m = \left[2 \, (-P_y e_x + P_x e_y) + 0{,}0368 \frac{l^3}{E I_{yi}} P_x P_y \right]$$

$$: \left[\frac{\pi^2}{l} \left(\frac{\pi^2}{l^2} E C_M + G I_D \right) - 0{,}0335 \, l \right.$$

$$\left. \cdot \left(\frac{P_y^2 l^2}{E I_y} + \frac{P_x^2 l^2}{E I_x} \right) - 2 (P_y \bar{\bar{e}}_y + P_x \bar{\bar{e}}_x) \right]$$

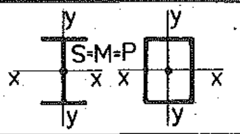
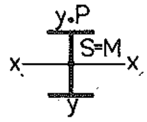
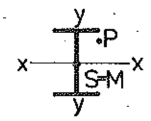
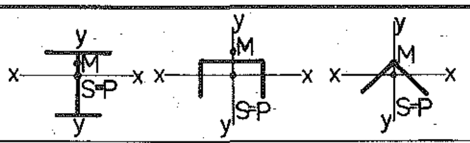
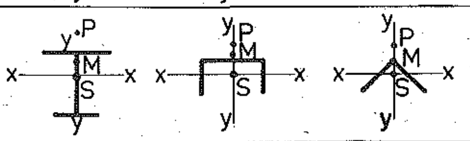
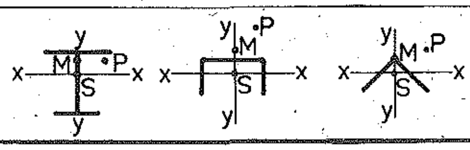
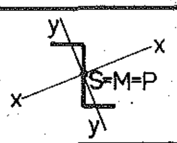
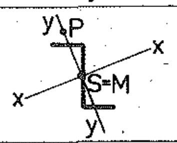
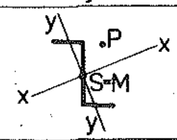
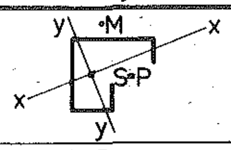
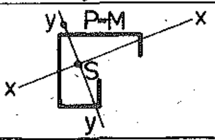
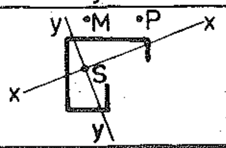
Seite 34, Abschnitt 16.3.2. ist die Formel W_T zu berichtigen:

$$W_T = b \, t \, (h_s + t) + \beta \cdot s^2 \frac{h_s - \beta \cdot s}{2} + \frac{h_s^2 \cdot s}{12}$$

Verlag: Verlag für Standardisierung – Bezug: Standardversand, 7010 Leipzig, Postfach 1068

(III-11-4) Lizenz-Nr. 785 – 318/84 ST 1008

Tabelle 1 Übersicht über die Stabilitätsfälle und Nachweise der Druckstäbe

Nr.	System		Ausweichform: Verschiebung v in y-Richtung	Ausweichform: Verschiebung u in x-Richtung	Ausweichform: Verdrehung ϑ um Stabachse
1		S≡M P≡S	Biegeknicken um x-Achse φ-Verfahren mit λ_x (6.1.)	Biegeknicken um y-Achse φ-Verfahren mit λ_y (6.1.)	Drillknicken φ-Verfahren mit λ_{yi}^{*} (6.2.)
2		S≡M P auf Symmetrieachse	Planmäßige einachsige Außermittigkeit Spannungsnachweis Theorie II. Ordnung (9.1.)	Biegedrillknicken φ-Verfahren mit λ_{yi} (9.2.4.) [oder Kippen mit Längskraft (12.)]	
3		S≡M P nicht auf Symmetrieachse	Planmäßige zweiachsige Außermittigkeit Spannungsnachweis Theorie II. Ordnung (Näherungsnachweis 9.3.)		
4		S≢M P≡S	Biegeknicken um x-Achse φ-Verfahren mit λ_x (6.1.)	Biegedrillknicken φ-Verfahren mit λ_{yi} (6.2.) [oder Kippen mit Längskraft (12.)]	
5		S≢M P auf Symmetrieachse	Planmäßige einachsige Außermittigkeit Spannungsnachweis Theorie II. Ordnung (9.1.)	bei P≢M: Biegedrillknicken φ-Verfahren mit λ_{yi} (9.2.2.) bei P≡M: Biegeknicken um y-Achse φ-Verfahren mit λ_y	Biegedrillknicken φ-Verfahren mit λ_{yi} (9.2.3.)
6		S≢M P nicht auf Symmetrieachse	Planmäßige zweiachsige Außermittigkeit Spannungsnachweis Theorie II. Ordnung (Näherungsnachweis 9.3.)		
7		S≡M P≡S	Biegeknicken um x-Achse φ-Verfahren mit λ_x (6.1.)	Biegeknicken um y-Achse φ-Verfahren mit λ_y (6.1.)	Drillknicken φ-Verfahren mit λ_{yi} (6.2.3)
8		S≡M P auf Hauptachse	Planmäßige einachsige Außermittigkeit Spannungsnachweis Theorie II. Ordnung (9.1.)	Biegedrillknicken φ-Verfahren mit λ_{yi} (9.2.2.)	
9		S≡M P nicht auf Hauptachse	Planmäßige zweiachsige Außermittigkeit Spannungsnachweis Theorie II. Ordnung (Näherungsnachweis 9.3.)		
10		S≢M P≡S	Biegedrillknicken φ-Verfahren mit λ_{yi} (6.2.4.) Bei torsionsweichen Profilen exaktere Theorie erforderlich		
11		S≢M P≡M auf Hauptachse	Planmäßige einachsige Außermittigkeit Spannungsnachweis Theorie II. Ordnung	Biegeknicken um y-Achse φ-Verfahren mit λ_y näherungsweise	Drillknicken (kann bei torsionssteifen Profilen vernachlässigt werden)
12		P≢S S≢M	Planmäßige zweiachsige Außermittigkeit Spannungsnachweis Theorie II. Ordnung Bei torsionssteifen Profilen Näherungsnachweis 9.3 Bei torsionsweichen Profilen exaktere Theorie erforderlich		

3. 2. Elastisch eingespannte Stäbe

Bei beiderseitig unverschieblicher Lagerung darf der Knicklängenfaktor (ß) näherungsweise gesetzt werden

- bei einseitiger elastischer Einspannung nach Bild 2a:

$$ß = \frac{\varepsilon + 4}{1,43\,\varepsilon + 4}$$

- bei beiderseitig elastischer Einspannung nach Bild 2b:

$$ß = \frac{\varepsilon + 4}{2\,\varepsilon + 4}$$

Hierbei bedeuten:

$\varepsilon = \frac{c \cdot l}{E \cdot I}$ Einspannungsgrad, der konstruktiv gewährleistet sein muß

$c = \frac{1}{\vartheta}$ Drehfederkonstante in Nm/rad. Bei beiderseitiger, unterschiedlicher elastischer Einspannung ist der kleinere Wert c anzusetzen oder der Fall einseitiger elastischer Einspannung zu berechnen, wenn dies einen kleineren Knicklängenfaktor (ß) ergibt.

ϑ Verdrehungswinkel, den der Knoten unter dem angreifenden Moment $\overline{M} = 1$ erfährt. Bei seiner Berechnung dürfen alle am Knoten angeschlossenen Stäbe - außer dem untersuchten - berücksichtigt werden. Sie werden am anderen Ende gelenkig gelagert angenommen.

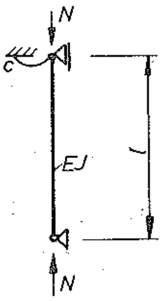


Bild 2a

Bild 2b

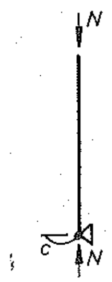


Bild 2c

Die Verdrehungsanteile von anschließenden Druckstäben sind in der Berechnung von ϑ zu vergrößern mit dem Faktor:

$$f_N = \frac{1}{1 - \nu_{kr}\, N/N_{ki}}$$

Bei zwei an den zu untersuchenden Stab, z. B. Pfosten, anschließenden Gurtstäben mit der Länge l_G, der Biegesteifigkeit $E \cdot I_G$, der Druckkraft N_G und der idealen Knicklast (N_{ki}), siehe Bild 3, wird

$$\vartheta = 2 \int \frac{\overline{M}^2}{E\, I_G}\, dl \cdot f_N = 2 \cdot \frac{0,5^2\, I_G}{3\, E\, I_G} \cdot \frac{1}{1 - \nu_{kr}\, N_G/N_{ki}}$$

$$c = \frac{6\, E\, I_G}{l_G}\,(1 - \nu_{kr}\, N_G/N_{ki})$$

$$\varepsilon = 6\, \frac{I_G \cdot l}{I \cdot l_G}\,(1 - \nu_{kr}\, N_G/N_{ki})$$

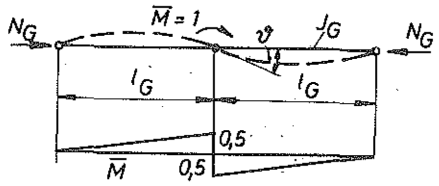


Bild 3

Der Knicklängenfaktor ß = 0,9 für an die Gurte angeschweißte Füllstäbe gilt z. B. nicht für an den Enden breitgedrückte Winkelstähle oder Rohre, wenn die Steifigkeit in der Ebene des Ausknickens durch das Breitdrücken vermindert ist.
An einem Ende elastisch eingespannte, am anderen Ende freie Stäbe nach Bild 2c sind nach Theorie II. Ordnung zu berechnen. Wenn $c \geqq \nu_{kr} \cdot N \cdot l$ ist, darf starre Einspannung und ß = 2 angenommen werden.

3. 3. Richtungs- und poltreue Belastung

Im Regelfall wird vorausgesetzt, daß die am Stab angreifende Kraft ihre Richtung während des Ausknickens unverändert beibehält (richtungstreue Belastung). Trifft diese Voraussetzung ausnahmsweise nicht zu (poltreue Belastung), so ist dies bei der Berechnung zu berücksichtigen.

Wird bei dem in Bild 4a bis 4d dargestellten Stab von unveränderlichem Querschnitt die Wirkungsgerade der angreifenden Kraft durch konstruktive Maßnahmen gezwungen, immer, also auch während des Ausknickens, durch den Punkt A im Abstand $a = l/\alpha$ vom freien Stabende zu gehen, so ist der Knicklängenfaktor (ß) aus der Gleichung

$$\tan \frac{\pi}{ß} - \left(1 + \frac{1}{\alpha}\right) \cdot \frac{\pi}{ß} = 0$$

zu berechnen, siehe Bild 5.

Für positive α, siehe Bild 4a und 4b, wird $ß > 2$, und für negative Werte α, siehe Bild 4c, wird $ß < 2$. Für $\alpha = -\infty$ wird $ß = 0,6992$

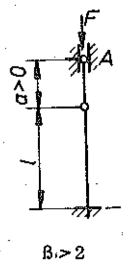


Bild 4a

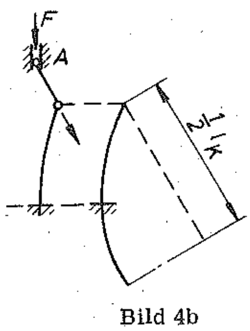


Bild 4b

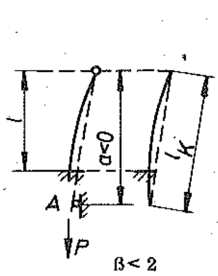


Bild 4c

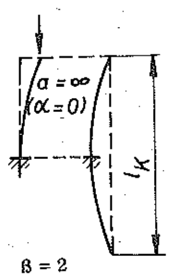


Bild 4d

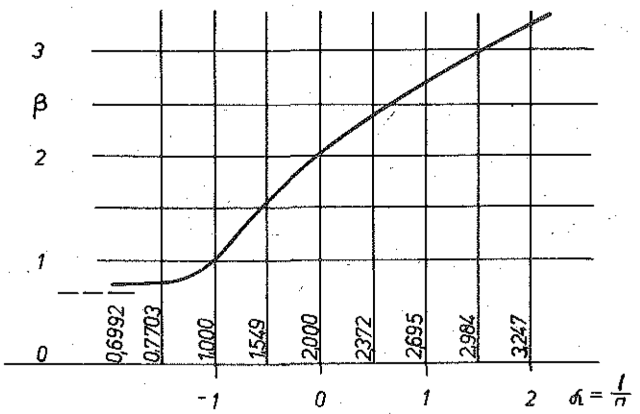


Bild 5 $\tan\frac{\pi}{\beta} - (1 + \frac{1}{\alpha})\frac{\pi}{\beta} = 0$

3.4. Veränderliche Längskraft

Wirken in den beiden Hälften der Stablänge eines gelenkig gelagerten Stabes verschieden große Druckkräfte N_1 und $N_2 < N_1$, so darf der Stab mit der Druckkraft N_1 und dem Knicklängenfaktor $\beta = 0,75 + 0,25\, N_2/N_1$ berechnet werden. Wenn N_2 eine Zugkraft ist, ist sie mit negativem Vorzeichen einzuführen. β darf nicht kleiner als 0,5 angenommen werden.

Greifen an einen Stab stetig verteilte Kräfte an, die eine geradlinige oder parabolische Längskraftverteilung mit dem Kleinstwert N_0 und dem Größtwert N_{max} hervorrufen, so ist der Knicklängenfaktor

$$\beta = \beta_0 \sqrt{\frac{1 + \gamma\, N_0/N_{max}}{1 + \gamma}}$$

Hierbei bedeuten:

β_0 Faktor abhängig von der Lagerung nach Tabelle 3

γ Faktor abhängig von der Lagerung und Längskraftverteilung nach Tabelle 3

Die Formel gilt für $-0,2 \leq N_0/N_{max} \leq 1$. Wenn N_0 eine Zugkraft ist, ist N_0/N_{max} mit negativem Vorzeichen einzusetzen; der Betrag von N_0 darf dann höchstens $0,2\, N_{max}$ sein.

Bei eingespannten Stützen mit abgestufter Belastung nach Bild 6 darf die Formel angewendet werden, wenn

$$\gamma = \frac{1}{\varkappa} - 1$$

gesetzt wird.

Hierbei bedeuten:

$\varkappa = \Sigma\, n_i\, \xi_i^{\,2}$

$n_i = \frac{F_i}{N_{max}}$, siehe Bild 6

$\xi_i = \frac{l_i}{l}$, siehe Bild 6

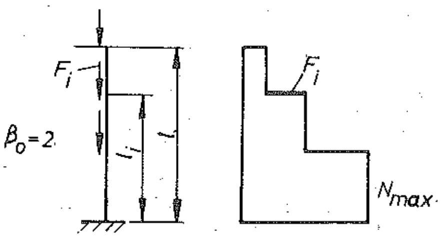
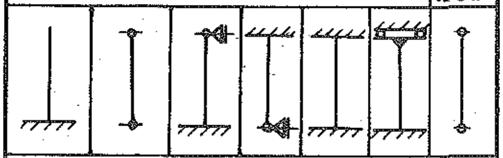


Bild 6

Tabelle 3 Faktoren γ

Verlauf der Längskraft	γ für Last richtungstreu						tangententreu
							
	β_0						
	2,0	1,0	0,7		0,5	1,0	1,0
N_0 / N_{max}	2,18	0,88	1,65	0,51	0,93	0,91	0,92
N_0 / N_{max}	1,09	0,56	0,94	-	0,48	0,39	-
N_0 / N_{max}	5,54	1,36	2,94	-	1,60	2,08	-
N_0 / N_{max} / N_0	-	2,18	-	-	0,93	-	0,40
N_0 / N_{max} / N_0	-	1,09	-	-	0,35	-	0,14
N_0 / N_{max} / N_0	-	5,54	-	-	-	-	-

3.5. Veränderliche Querschnittshöhe

Stäbe mit gleichbleibender Längskraft und annähernd gleichbleibender Querschnittsfläche, jedoch veränderlicher Querschnittshöhe dürfen wie Stäbe mit konstantem Querschnitt und der Knicklänge $l_k = \beta \cdot l$ berechnet werden.

Für beidseitig gelenkig gelagerte Stäbe ist β Tabelle 4 zu entnehmen abhängig von den Hilfswerten

$$v = \sqrt{\frac{I_0}{I_1}} \quad \text{und} \quad \alpha = \frac{l_1}{l}$$

Für die Berechnung sind die größten Querschnittswerte (I_1, A_1) maßgebend.

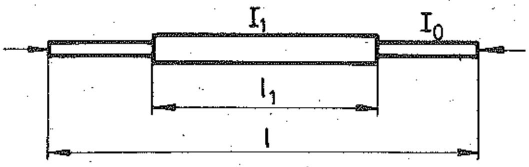
3.6. Eckstiele von Gitterstäben

3.6.1. Ist der Stab ein aus gleichschenkligen Winkelstählen gebildeter, in zwei verschiedenen Fachwerkebenen gestützter Eckstiel eines vierwandigen, überwiegend auf Biegung beanspruchten Gittermastes, siehe Bild 7a, so gelten die Knicklängen (l_k) nach Bild 7b bis 7e. Dabei ist vorausgesetzt, daß bei Ausfachungen nach Bild 7b und 7c die Eckstielkraft in den Halbfeldern von unten nach oben je um mindestens 10 % des größten, im obersten Halbfeld wirkenden Wertes abnimmt.

Tabelle 4 Knicklängenfaktor (β) bei veränderlicher Querschnittshöhe

$I_0 = v^2 \cdot I_1$

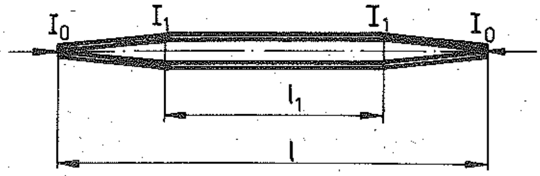
$0{,}1 \leq v \leq 1$

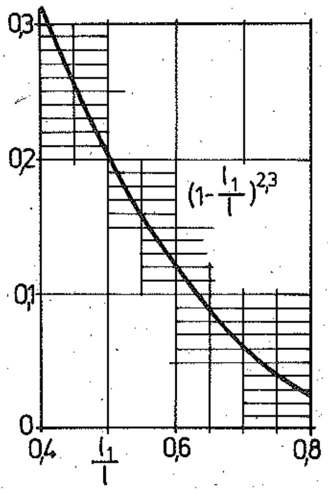


$\beta \approx \frac{1}{v}\left[1-\frac{l_1}{l}(1-v^2)\right] \geq 1$

$I_0 = v^2 \cdot I_1$

$0{,}05 \leq v \leq 1$





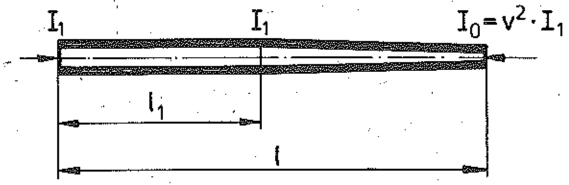
$0 \leq \frac{l_1}{l} \leq 0{,}8$:

$\beta = 1+2\left(1-\sqrt[4]{\frac{2v}{1+v}}\right)\left(1-\frac{l_1}{l}\right)^{2,3}$

$\frac{l_1}{l} \geq 0{,}8$: $\quad \beta = 1$

$I_0 = v^2 \cdot I_1$

$0{,}1 \leq v \leq 1$



$0 \leq \frac{l_1}{l} \leq 0{,}5$:

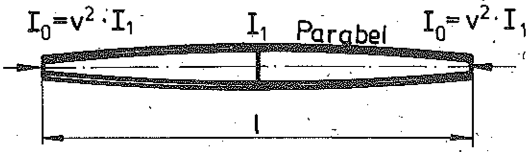
$\beta = 3{,}65 - 4{,}50\sqrt{v} + 1{,}85v - \left(\frac{l_1}{l}\right)^2 (7{,}08 - 11{,}96\sqrt{v} + 4{,}88v)$

$0{,}5 \leq \frac{l_1}{l} \leq 0{,}8$:

$\beta = 1{,}88 - 1{,}51\sqrt{v} + 0{,}63v - \left(\frac{l_1}{l} - 0{,}5\right)(2{,}93 - 5{,}03\sqrt{v} + 2{,}10v)$

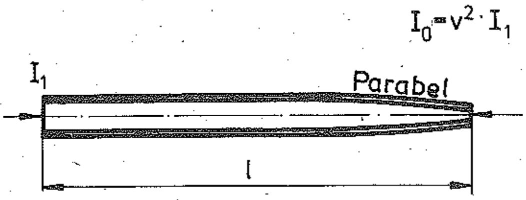
$0{,}8 \leq \frac{l_1}{l} \leq 1$: $\quad \beta = 1$

$0{,}1 \leq v \leq 1$



$\beta = 1{,}41 - 0{,}56\sqrt{v} + 0{,}15v$

$0{,}1 \leq v \leq 1$



$\beta = 2{,}14 - 1{,}79\sqrt{v} + 0{,}65v$

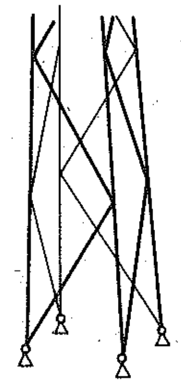


Bild 7a

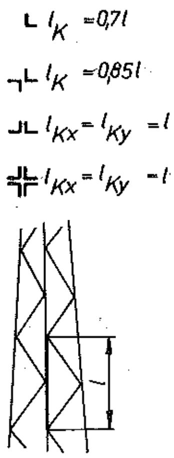


Bild 7b

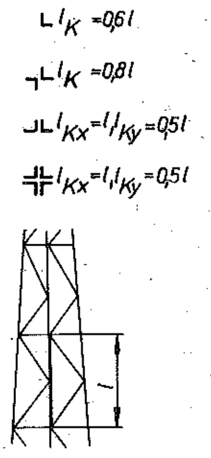


Bild 7c

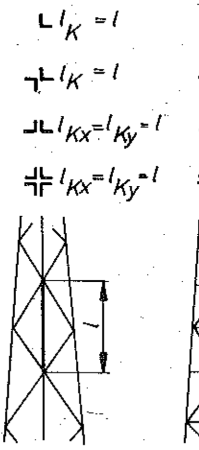


Bild 7d

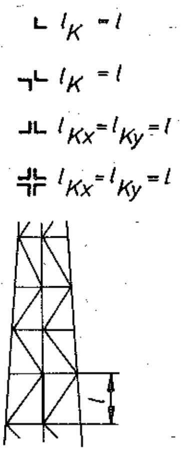


Bild 7e

Für die Stabkraft ist der größte Wert und für den Schlankheitsgrad in allen Fällen $\lambda = l_k/i_{min}$ einzuführen, wobei i_{min} der kleinste Trägheitsradius des Eckstielquerschnittes ist.

3.6.2. Ist der Stab ein aus gleichschenkligen Winkelstählen gebildeter, in zwei verschiedenen Fachwerksebenen gestützter Eckstiel eines vierwandigen, überwiegend auf axialen Druck beanspruchten Gitterstabes, siehe Bild 8a, so gelten die Knicklängen (l_k), nach Bild 8b bis 8e. Dabei ist vorausgesetzt, daß bei Ausfachungen nach Bild 8b und 8c die Eckstielkraft in den Halbfeldern von unten nach oben je um weniger als 10 % des größten, im obersten Halbfeld wirkenden Wertes abnimmt. Für die Stabkraft ist der größte Wert, und für den Schlankheitsgrad ist in allen Fällen $\lambda = l_k/i_{min}$ einzuführen, wobei i_{min} der kleinste Trägheitsradius des Eckstielquerschnittes ist.

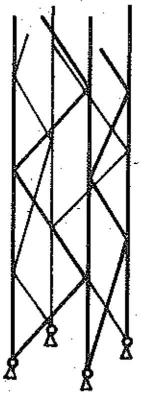


Bild 8a

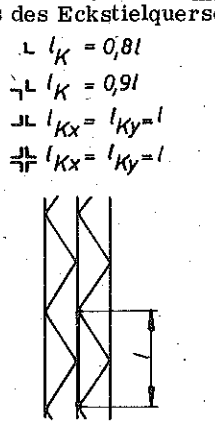


Bild 8b

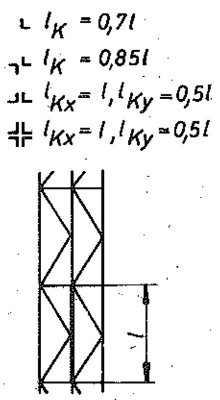


Bild 8c

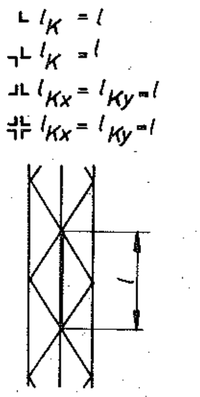


Bild 8d

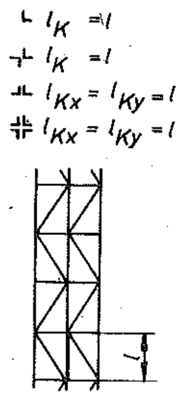


Bild 8e

3.6.3. Wird der Eckstiel eines Gitterstabes aus zwei oder vier nebeneinanderliegenden Winkelstählen gebildet (┘└ oder ╬) und liegen die Winkelschenkel parallel zu den Fachwerkebenen, so ist er auf Knicken in jeder der beiden Fachwerkebenen zu untersuchen. Für den Schlankheitsgrad ist der größere der beiden Werte $\lambda_x = l_{kx}/i_x$ und $\lambda_y = l_{ky}/i_y$ einzuführen.

3.6.4. Bei der Berechnung der größten Stabkraft des Eckstieles ist sowohl die axiale Druckkraft als auch das Biegemoment des Gitterstabes zu berücksichtigen. Der Gitterstab ist außerdem als mehrteiliger Stab nachzuweisen.

3.7. Gekreuzte Stäbe (Knicken rechtwinklig zur Fachwerkebene)

Wird der Stab mit der Druckkraft (N) und der Systemlänge (l) in seiner Mitte von einem Zugstab mit der Stabkraft (N_z) und der Länge l_z oder einem Druckstab mit der Stabkraft ($\bar{N}$) und der Länge $\bar{l}$ gekreuzt, siehe Bild 9, und können sich die Stabenden rechtwinklig zur gemeinsamen Stabebene (Fachwerkebene) nicht verschieben, so ist der Knicklängenfaktor (ß) der Tabelle 5 zu entnehmen. Er ist stets $ß \geqq 0{,}5$ anzusetzen, auch wenn die Formeln einen kleineren Wert ergeben.

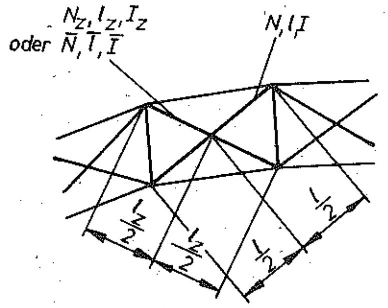
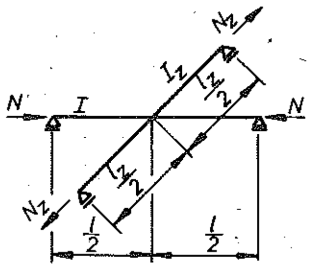
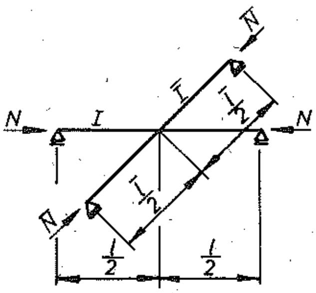
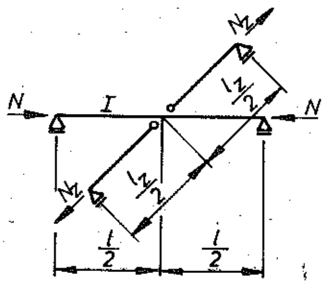
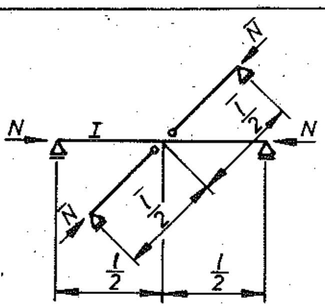
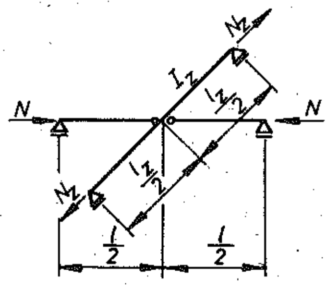


Bild 9

Beide Stäbe müssen an der Kreuzungsstelle unmittelbar oder über ein Knotenblech ausreichend verbunden sein. Hierzu sind durchgehende Stäbe mit mindestens einem Viertel der Stabkraft des gedrückten Stabes an die Kreuzungsstelle anzuschließen. Bei Bauteilen, die Erschütterungen oder Schwingungen ausgesetzt sind, müssen bei nicht vorgespannten Schrauben die Muttern gesichert sein. Dazu gehören z. B. Maste, die durch Wind zum Schwingen angeregt werden können, und Kranbahnverbände.

Tabelle 5 Knicklängenfaktoren bei gekreuzten Stäben

	System	Knicklängenfaktor ß für Druckstab N $\bar{\beta}$ für Druckstab $\bar{N}$
1		$\beta = \sqrt{\dfrac{1 - \frac{3}{4} \cdot \frac{N_z}{N} \cdot \frac{l}{l_z}}{1 + \frac{I_z\, l^3}{I\, l_z^3}}} \geqq 0,5$
2		$\beta = \sqrt{\dfrac{1 + \frac{\bar{N}\, l}{N\, \bar{l}}}{1 + \frac{\bar{I}\, l^3}{I\, \bar{l}^3}}} \geqq 0,5$ $\bar{\beta} = \sqrt{\dfrac{1 + \frac{N\, \bar{l}}{\bar{N}\, l}}{1 + \frac{I\, \bar{l}^3}{\bar{I}\, l^3}}} \geqq 0,5$
3		$\beta = \sqrt{1 - \frac{3}{4} \cdot \frac{N_z\, l}{N\, l_z}} \geqq 0,5$
4		$\beta = \sqrt{1 + \frac{\pi^2}{12} \cdot \frac{\bar{N}\, l}{N\, \bar{l}}}$
5		$\beta = 0,5$, wenn $N_z \cdot l \geqq N \cdot l_z$ oder $E\, I_z \geqq 3\, l_z^3 \left(\frac{E\, I}{l^3} - \frac{N_z}{40\, l_z}\right)$

4. SCHLANKHEITSGRAD

Der rechnerische Schlankheitsgrad $\beta \cdot l/i$ einzelner gering beanspruchter Stäbe in einem Stabwerk kann sehr groß werden. Die Begrenzung des Schlankheitsgrades gilt in diesem Fall nicht, aber die Bedingung $l/i \leqq \text{zul}\,\lambda$ muß eingehalten werden. Für am Fuß gelenkig gelagerte Rahmenstiele gilt $2\,l/i \leqq \text{zul}\,\lambda$.

5. DÜNNWANDIGE TEILE VON DRUCKSTÄBEN, DRUCKGURTE

Bei den angegebenen Verhältnissen Breite/Dicke (b/t) ist der Beulfaktor $(\varphi_B) = 1$. Bei Überschreitung dieser Werte b/t muß der Nachweis für Knicken und Beulen geführt werden, z. B. nach Abschnitt 16. 1. Die gegenseitige Einspannung der einzelnen Teile eines Querschnitts darf dabei durch den Beulwert (k) berücksichtigt werden.

Bei Druckgurten von Biegeträgern, die mit W_T bemessen sind, ist der maximal zulässige Überstand (b/t) mit der im Verhältnis W_T/W vergrößerten Streckgrenze zu berechnen. Statt der Streckgrenze (σ_F) darf auch $\max \sigma \cdot \nu_{kr}$ eingesetzt werden, wobei $\max \sigma$ die mit W berechnete Randspannung ist.

6. MITTIG GEDRÜCKTE EINTEILIGE STÄBE

6. 1. Biegeknicken

6. 1. 1. Allgemeines

Bei den planmäßig mittig gedrückten Stäben und bei den planmäßig nur durch Axialkräfte beanspruchten Stabwerken, die dem Biegeknicken unterliegen, sind je nach den Voraussetzungen, die der Rechnung zugrunde gelegt werden, verschiedene stabilitäts-theoretische Sonderwerte der Druckkraft zu unterscheiden:

- Die ideale (Eulersche) Knicklast (N_{ki}) ist an die Voraussetzung des unbeschränkt gültigen Hookeschen Formänderungsgesetzes sowie an weitere idealisierende Voraussetzungen, z. B. ideal gerade Stabachse, ideal mittiger Kraftangriff, ideal isotroper Werkstoff, gebunden.
- Bei der Traglast wird auf die Annahme des unbeschränkt gültigen Hookeschen Formänderungsgesetzes und auf die Voraussetzungen, ideal gerade Stabachse und ideal mittiger Kraftangriff, verzichtet. Sie darf ersetzt werden durch die ertragbare Last (N_{kr}), die sich nach der Theorie II. Ordnung unter Annahme einer ungewollten Vorkrümmung (u) ergibt. Als Kriterium für die ertragbare Last wird Teilplastizierung (Tragmoment M_T als Mittelwert aus Fließmoment und vollplastischem Moment) angesehen, siehe auch TGL 13500/02 und Abschnitt 9. 1. und 11.

Bei dünnwandigen Querschnittsteilen kann auch das Erreichen der Beulspannung maßgebend werden.

Wird von der idealen Knicklast (Verzweigungslast) ausgegangen, kann aus der idealen Knickspannung (σ_{ki}) der Schlankheitsgrad

$$\lambda = \pi \sqrt{\frac{E}{\sigma_{ki}}}$$

oder der bezogene Schlankheitsgrad

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{\sigma_F}{\sigma_{ki}}}$$

und daraus der Knickfaktor (φ) und die kritische Spannung (σ_{kr}) berechnet werden.

6. 1. 2. Kritische Spannungen

Als kritische Spannung wird die ertragbare Spannung nach der Elastizitätstheorie II. Ordnung σ_{kr} angesehen. Ihr liegt folgende Annahme zugrunde:

Der Stab ist an den Enden gelenkig gelagert, zentrisch gedrückt und mit der Amplitude u sinusförmig gekrümmt.

$$u = \mu_N \cdot \frac{W_T}{A}$$

Durch die Imperfektion (μ_N), siehe TGL 13503/01, Abschnitt 9., werden außer planmäßig nicht vorgesehenen, praktisch jedoch unvermeidbaren geometrischen Imperfektionen auch Eigenspannungen berücksichtigt. W_T ist das modifizierte Widerstandsmoment, siehe Abschnitt 9. 1.

Nach Theorie II. Ordnung muß

$$\frac{\nu \cdot N}{A} + \frac{\nu \cdot M}{W_{Td}} \cdot \frac{N_{ki} + \delta \cdot \nu \cdot N}{N_{ki} - \nu \cdot N} \leqq \sigma_F$$

sein.

Der Faktor δ ist von der Form der Momentenfläche abhängig und im Abschnitt 9. 1. 2. angegeben.

Die Imperfektion ist als sinusförmige Vorkrümmung mit dem Faktor $\delta = 0$ anzusetzen.

Mit

$$M = N \cdot u \text{ und } \frac{M}{W_{Td}} = \sigma_{bc} = \frac{N}{A} \cdot u \cdot \frac{A}{W_{Td}} = \sigma_c\,\mu_N$$

wird

$$\nu\sigma_c + \nu\sigma_c\,\mu_N \frac{\sigma_{ki} + \delta \cdot \nu\sigma_c}{\sigma_{ki} - \nu\sigma_c} \leqq \sigma_F .$$

Die kritische Spannung $\sigma_{kr} = \nu\,\sigma_c$ wird erreicht, wenn bei Ansatz des Widerstandsmomentes W_T die Fließgrenze erreicht wird:

$$\sigma_{kr}\left(1 + \mu_N \frac{\sigma_{ki} + \delta \cdot \sigma_{kr}}{\sigma_{ki} - \sigma_{kr}}\right) = \sigma_F$$

Daraus folgt

$$\sigma_{kr} = \frac{(1 + \mu_N) \cdot \sigma_{ki} + \sigma_F}{2\,(1 - \delta\,\mu_N)} - \sqrt{\left[\frac{(1 + \mu_N)\,\sigma_{ki} + \sigma_F}{2\,(1 - \delta\,\mu_N)}\right]^2 - \frac{\sigma_{ki}\,\sigma_F}{1 - \delta\,\mu_N}}$$

Die Formel

$$\frac{\nu N}{A} + \frac{\nu M}{W_{Td}} \cdot \frac{N_{ki} + \delta \cdot \nu N}{N_{ki} - \nu N} \leqq \sigma_F$$

kann mit dem Vergrößerungsfaktor

$$f = \frac{N_{ki} + \delta \cdot \nu N}{N_{ki} - \nu N} = \frac{\sigma_{ki}/(\nu\,\sigma_c) + \delta}{\sigma_{ki}/(\nu\,\sigma_c) - 1} = 1 + \frac{1 + \delta}{\sigma_{ki}/(\nu\sigma_c) - 1}$$

auch in der Form

$$\frac{N}{A} + \frac{M}{W_{Td}} \cdot f = \sigma_c + \sigma_{bc} \cdot f \leqq \sigma_F/\nu = \text{zul}\,\sigma$$

geschrieben werden. σ_{bc} besteht dabei aus dem Anteil $\mu_N\,\sigma_c$.

6.1.3. Knickfaktoren

Viele Knickprobleme lassen sich nach Einführung der Knicklänge (l_k), siehe Abschnitt 3., auf die Bestimmung der Knicklast eines an beiden Enden gelenkig gelagerten, planmäßig mittig gedrückten, geraden Stabes von gleichbleibendem Querschnitt und gleichbleibender Normalkraft (N) zurückführen. Damit wird die Knickberechnung der Stäbe für diesen Normalfall:

$$\sigma_c = \frac{N}{A} \leqq \text{zul}\ \sigma_c .$$

Zur allgemeingültigen Vorschreibung der Werte zul σ_c wird die Forderung $\sigma_c \leqq$ zul σ_c in der Form $\sigma_c \leqq$ zul $\sigma \cdot \varphi$ geschrieben, wobei zul σ die dem untersuchten Grenzlastfall und der Festigkeitsklasse zugeordnete zulässige Spannung nach TGL 13500/01 oder DV 804 und φ der Knickfaktor ist.

Mit σ_{kr} nach Abschnitt 6.1.2., $\delta = 0$ und

$$\varphi = \frac{\text{zul}\ \sigma_c}{\text{zul}\ \sigma} = \frac{\sigma_{kr}}{\sigma_F} \quad \text{wird der Knickfaktor}$$

$$\varphi = \frac{(1+\mu_N)\dfrac{\pi^2 E}{\sigma_F}\cdot\dfrac{1}{\lambda^2}+1}{2} - \sqrt{\left[\frac{(1+\mu_N)\dfrac{\pi^2 E}{\sigma_F}\cdot\dfrac{1}{\lambda^2}+1}{2}\right]^2 - \frac{\pi^2 E}{\sigma_F}\cdot\frac{1}{\lambda^2}}$$

$$= \frac{1}{2}\left(\frac{1+\mu_N}{\bar{\lambda}^2}+1\right) - \sqrt{\left[\frac{1}{2}\left(\frac{1+\mu_N}{\bar{\lambda}^2}+1\right)\right]^2 - \frac{1}{\bar{\lambda}^2}}$$

Beispiele für die Einstufung in die Knickspannungslinien siehe Tabelle 6.

Als geometrisch günstig gilt ein Querschnitt, wenn

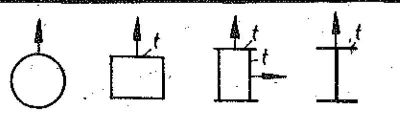
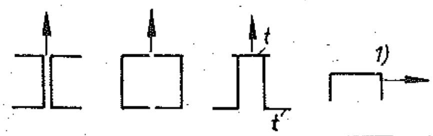
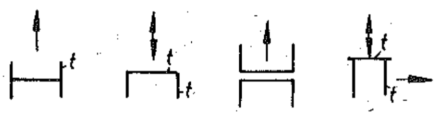
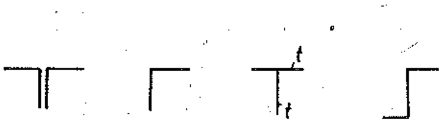
$$\frac{\max e}{i \cdot \alpha} = \frac{\sqrt{A \cdot I}}{W_{pl}} < 1{,}15$$

ist.

Hierbei bedeuten:

max e	maximaler Randfaser-Abstand vom Schwerpunkt in der Richtung des Ausknickens
i, I	Trägheitsradius, Trägheitsmoment, für das Ausknicken maßgebend
$\alpha = \dfrac{W_{pl}}{W}$	
W_{pl}	plastisches Widerstandsmoment

Tabelle 6 Einstufung in die Knickspannungslinien

Querschnitt und Knickrichtung	Eigenspannungseinfluß	Dicke t mm	Knickspannungslinie
	- ohne Längsnähte oder - spannungsarm geglüht oder geschweißt	-	a
	- mit Längsnähten	≦ 40	b
		> 40	c
	- ohne Längsnähte oder - spannungsarm geglüht oder geschweißt	-	b
	- mit Längsnähten	≦ 40	c
		> 40	d
	- brenngeschnitten	-	c

1) für Biegeknicken, wenn gegen Verdrehen gehalten, und für Biegedrillknicken

6.2. Drill- und Biegedrillknicken

6.2.1. Bei mittig gedrückten Stäben mit dünnwandigen, offenen Querschnitten, deren Schubmittelpunkt (M) nicht mit dem Schwerpunkt (S) zusammenfällt, siehe Bild 10a bis 10d, wird der Stab beim Ausknicken aus der Symmetrieebene nicht nur verbogen, sondern auch verdrillt, siehe Abschnitt 2.

Solche Stäbe dürfen mit dem Knickfaktor (φ) bemessen werden, wenn ihnen ein Vergleichsschlankheitsgrad (λ_{yi}) zugeordnet wird. Die Einstufung in die Knickspannungslinien erfolgt wie für Knicken um die y-Achse, wobei Knickspannungslinie b statt c oder c statt d angenommen werden darf. Dabei kann aber Biegeknicken mit λ_y und der ungünstigeren Knickspannungslinie maßgebend werden, so daß es zusätzlich nachgewiesen werden muß.

6.2.2. Der Vergleichsschlankheitsgrad darf für einfachsymmetrische Querschnitte, bei denen die y-Achse Symmetrieachse ist, berechnet werden nach der Formel:

$$\lambda_{yi} = \frac{\beta \cdot l}{i_y} \sqrt{\frac{c^2 + i_M^2}{2\,c^2}\left\{1 \pm \sqrt{1 - \frac{4\,c^2\left[i_p^2 + 0{,}093\,(\beta^2/\beta_o^2 - 1)\,y_M^2\right]}{(c^2 + i_M^2)^2}}\right\}}$$

Hierbei bedeuten:

$i_p = \sqrt{i_x^2 + i_y^2}$	auf den Schwerpunkt bezogener polarer Trägheitsradius
$i_M = \sqrt{i_p^2 + y_M^2}$	auf den Schubmittelpunkt bezogener polarer Trägheitsradius
y_M	auf den Schwerpunkt bezogene Ordinate des Schubmittelpunktes

$$c = \sqrt{\frac{C_M\,(\beta \cdot l)^2/(\beta_o \cdot l_o)^2 + 0{,}039\,(\beta \cdot l)^2\,I_D}{I_y}}$$ den Drehradius des Querschnittes

I_D	Drillwiderstand
C_M	auf den Schubmittelpunkt bezogener Wölbwiderstand
l	Systemlänge des Stabes
l_o	für die Verdrehung maßgebender und nach der Zeichnung geschätzter Abstand der Anschlußnietgruppen oder Schweißanschlüsse an beiden Stabenden
β	Knicklängenfaktor für Biegeknicken rechtwinklig zur y-Achse
β_o	Kennwert für Verwölbung, siehe letzten Absatz

Für Stabquerschnitte nach Bild 10a bis 10d dürfen die Querschnittswerte y_M, C_M und I_D nach folgenden Formeln berechnet werden:
für Bild 10a und 10b:

$$y_M = \frac{1}{I_y}\left[e \cdot I_1 - (h - e) \cdot I_2\right] = e - \frac{I_2}{I_y} \cdot h$$

$$C_M = \frac{I_1 \cdot I_2 \cdot h^2}{I_1 + I_2}, \text{ bei Doppelsymmetrie } C_M = \frac{I_y \cdot h^2}{4}$$

$$I_D = \frac{1}{3}\,(b_1 \cdot t_1^3 + b_2 \cdot t_2^3 + h_s \cdot s^3).$$

Bei I-Stäben, siehe Bild 10a, deren Gurte mehr als dreimal so dick sind wie der Steg oder aus Hohlprofilen bestehen, ist der Drillwiderstand abzumindern auf

$$I_{D,\,red} = \vartheta \cdot I_D$$

Bei Stäben ohne Querstreifen ist

$$\vartheta = 1 - \frac{I_{DG}/I_D}{1 + 0{,}29\,.\,l^2 s^3/(h\,.\,I_{DG})}$$

Bei Stäben, die durch mit den Gurten fest verbundene Querstreifen in m Felder geteilt werden, ist

$$\vartheta = 1 - \frac{0{,}5\,I_{DG}/I_D}{m^2 + 0{,}22\,.\,l^2 s^3/(h\,.\,I_{DG})}$$

Hierbei bedeuten:

I_{DG}	Summe der Drillwiderstände der beiden Gurte
l	Stablänge
s, h	nach Bild 10a

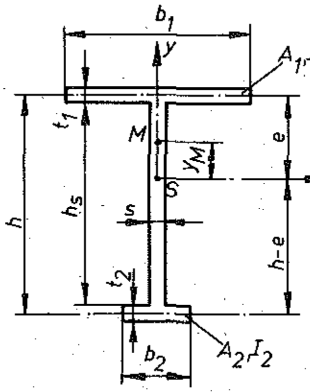
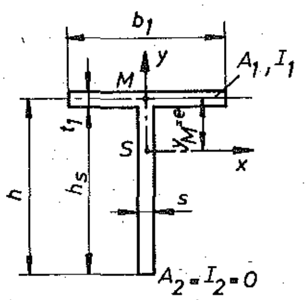


Bild 10a



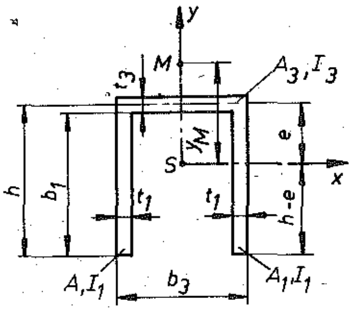


Bild 10b

Bild 10c

für Querschnitt nach Bild 10c:

$$y_M = e + \frac{I_1}{I_y} \cdot h$$

$$C_M = \frac{h^2}{3} \cdot \frac{I_1^2 + 2\,I_1 \cdot I_3}{I_y}$$

$$I_D = \frac{1}{3}\,(2\,b_1 t_1^3 + b_3 t_3^3)$$

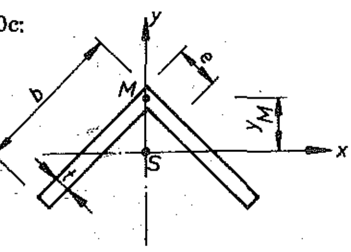


Bild 10d

für Querschnitt nach Bild 10d:

$$y_M \approx (e - \frac{t}{2}) \sqrt{2}$$

$$C_M \approx 0$$

$$I_D \approx \frac{1}{3} (2\,b - t) \cdot t^3$$

Hierbei bedeuten:

I_1, I_2 und I_3 auf die Symmetrieachse y - y bezogene Trägheitsmomente der Querschnittsteile A_1, A_2 und A_3 nach Bild 10a bis 10c.

Die Formel für den Vergleichsschlankheitsgrad des an beiden Enden gelenkig gelagerten Stabes entspricht mit $\beta = \beta_o = 1$ der Gabellagerung. Hierbei sind Verdrehungen und Verschiebungen der Endstirnflächen in ihrer Ebene ausgeschlossen. Dagegen kann sich jede Endstirnfläche sowohl um ihre y-Achse als auch um ihre x-Achse frei verdrehen, und außerdem kann sich jede Endstirnfläche in Richtung der Stabachse frei verwölben.

Bei $\beta = \beta_o = 0{,}5$ liegt theoretisch volle Einspannung gegen Verbiegung rechtwinklig zur y-Achse und Wölbverhinderung der Endstirnflächen des Stabes vor. Praktisch ist volle Einspannung gegen Verbiegung nicht zu realisieren, so daß mit $\beta \geqq 0{,}6$ zu rechnen ist. Sind die Stabenden gegen Verbiegung um die y-Achse elastisch eingespannt, so ist $0{,}6 < \beta < 1$; ist die Verwölbung der Endstirnflächen des Stabes elastisch behindert, so ist $0{,}5 < \beta_o < 1$.

Wölbbehinderung entsteht z. B. durch zwischen die Flansche geschweißte Bindebleche oder Hohlprofile, siehe Bild 11. In praktischen Fällen darf oft angenommen werden, daß $0{,}6 < \beta < 1$ und $\beta_o = 0{,}5$ ist.

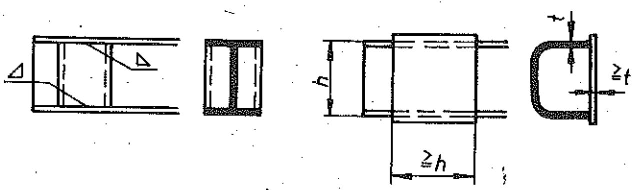


Bild 11

6.2.3. Bei punkt- und doppeltsymmetrischen Querschnitten ist Drillknicken maßgebend, wenn $\lambda_{yi} > \lambda_y$ und $\lambda_{yi} > \lambda_x$ ist.
Dabei ist der Vergleichsschlankheitsgrad

$$\lambda_{yi} = \frac{\beta\, l}{i_y} \cdot \frac{i_p}{c} = \sqrt{\frac{I_x + I_y}{\frac{C_M}{(\beta_o \cdot l_o)^2} + 0{,}039\, I_D}}$$

6.2.4. Bei mittig gedrückten Stäben mit unsymmetrischem Querschnitt darf die ideale Biegedrillknicklast N_{ki} als kleinster Wert berechnet werden aus:

$$\left[\left(\frac{x_M}{i_M}\right)^2 + \left(\frac{y_M}{i_M}\right)^2 - 1\right] N_{ki}^3 +$$

$$\left[(N_{x,i} + N_{y,j} + N_{D,k}) - N_{x,i}\left(\frac{y_M}{i_M}\right)^2 - N_{y,j}\left(\frac{x_M}{i_M}\right)^2\right] N_{ki}^2$$

$$- (N_{x,i} \cdot N_{y,j} + N_{x,i} \cdot N_{D,k} + N_{y,j} \cdot N_{D,k})\; N_{ki}$$

$$+ N_{x,i} \cdot N_{y,j} \cdot N_{D,k} = 0$$

Aus N_{ki} ist der ideelle Schlankheitsgrad zu berechnen:

$$\lambda_{yi} = \pi \sqrt{\frac{EA}{N_{ki}}} \quad \text{oder} \quad \bar{\lambda}_{yi} = \sqrt{\frac{A \cdot \sigma_F}{N_{ki}}} = \sqrt{\frac{\sigma_F}{\sigma_{ki}}}$$

Hierbei bedeuten:

x_M; y_M Koordinaten des Schubmittelpunktes, auf die Trägheitshauptachsen bezogen

$$i_M^2 = i_x^2 + i_y^2 + x_M^2 + y_M^2$$

$$N_{x,i} = i^2\, \frac{\pi^2 EA}{\lambda_x^2}$$

$$N_{y,j} = j^2\, \frac{\pi^2 EA}{\lambda_y^2}$$

die ideale Knicklast für Biegeknicken der Ordnung i oder j

$$N_{D,k} = \frac{1}{i_M^2} \left[G\, I_D + k^2\, \frac{\pi^2\, E\, C_M}{(\beta_o l_o)^2} \right]$$

i, j, k = 1, 2, ... in allen Kombinationen für $N_{x,i}$; $N_{y,j}$; $N_{D,k}$

6.3. Dynamische Stabilität

Durch pulsierende Drucklängskräfte beanspruchte Stäbe können zu seitlichen (parametererregten) Schwingungen angeregt werden, wenn die Frequenz der Längskraft nahe bei einem Instabilitätsbereich liegt. Gegebenenfalls müssen die Instabilitätsbereiche durch Verändern der Stababmessungen so weit verschoben werden, daß die Erregerfrequenz außerhalb der gesperrten Bereiche liegt.

Die Drucklängskraft besteht aus einem konstanten Anteil (N_o) und einem zeitlich veränderlichen Anteil (N_t):

$$N\,(t) = N_o + N_t \cos \Omega\, t.$$

Hierbei bedeutet:

$\Omega = 2\pi f_{er}$ Erreger-Kreisfrequenz in s^{-1}.

Parametererregte Schwingungen können nur auftreten, wenn der Erregerparameter (μ_k) größer als der Schwellwert (μ_s) ist, der von der Dämpfung und der Ordnung des Instabilitätsbereiches abhängt.

Der Erregerparameter ist

$$\mu_k = \frac{N_t}{2\,(k^2\, N_{ki} - N_o)}$$

Hierbei bedeuten:

k = 1, 2, ... entsprechend der 1., 2., ... Eigenfrequenz des Stabes

$$N_{ki} = \frac{\pi^2\, EI}{l_k^2}$$ ideale Knicklast

Der Schwellwert ist

$$\mu_s = \sqrt[n]{\frac{\vartheta}{\pi}}$$

Hierbei bedeuten:

n = 1, 2, ... Ordnung des Instabilitätsbereiches

ϑ logarithmisches Dekrement der Dämpfung, das bei Schweißkonstruktionen mit 0,005 und bei Schraub- und

Nietkonstruktionen mit 0,05 angenommen werden darf.

Damit wird

$n =$	1	2	3	4	
$\mu_s =$	0,0016	0,04	0,12	0,20	bei $\vartheta = 0{,}005$
$\mu_s =$	0,0159	0,126	0,252	0,355	bei $\vartheta = 0{,}05$.

Für die Ordnungen n der Instabilitätsbereiche und k der Eigenfrequenz, für die

$$\mu_k \leqq \mu_s$$

ist, entfällt die weitere Untersuchung.

Die Eigenkreisfrequenzen des Stabes sind

$$\omega_{Dk} = \pi^2 \sqrt{\frac{E}{\varrho}} \cdot \frac{i}{l_k^2} \cdot k^2 \cdot C_{ßk} \sqrt{1 - B_{ßk} \frac{N_o}{k^2 N_{ki}}}$$

$$= \frac{51000 \, [ms^{-1}]}{\lambda \cdot l_k \, [m]} \cdot k^2 \cdot C_{ßk} \sqrt{1 - B_{ßk} \frac{N_o}{k^2 N_{ki}}} \text{ in } s^{-1}$$

Hierbei bedeuten:

i	Trägheitsradius in x- oder y-Richtung
$l_k = ß \cdot l$	Knicklänge
$C_{ßk}$, $B_{ßk}$	vom Knicklängenfaktor (ß) und von der Ordnung der Eigenschwingung (k) abhängige Werte nach Tabelle 7

Tabelle 7 Beiwerte $C_{ßk}$ und $B_{ßk}$

ß	= 0,5			= 0,7			= 1,0	= 2,0		
k	1	2	3	1	2	3	beliebig	1	2	3
$C_{ßk}$	0,566	0,390	0,340	0,766	0,620	0,575	1	1,42	2,21	2,78
$B_{ßk}$	0,974	1,91	2,40	0,945	1,39	1,94	1	0,93	0,43	0,45

Die Erregerfrequenzen $f_{er} = \frac{\Omega}{2\pi}$ dürfen bei $\mu_k > \mu_s$ nur außerhalb der folgenden gesperrten Frequenzbereiche f_g liegen, $f_{er} \neq f_g$

1. Eigenfrequenz (k = 1)

$n = 1$ $0{,}365 \left(1 + \frac{\mu_1}{2}\right) \omega_{D1} \geqq f_g \geqq 0{,}27 \left(1 - \frac{\mu_1}{2}\right) \omega_{D1}$

$n = 2$ $0{,}185 \, \omega_{D1} \geqq f_g \geqq 0{,}127 \, \omega_{D1}$

$n = 3$ $0{,}122 \, \omega_{D1} \geqq f_g \geqq 0{,}087 \, \omega_{D1}$

$n = 4$ $0{,}092 \, \omega_{D1} \geqq f_g \geqq 0{,}067 \, \omega_{D1}$

2. Eigenfrequenz (k = 2)

$n = 1$ $0{,}38 \, \omega_{D2} \geqq f_g \geqq 0{,}26 \, \omega_{D2}$

$n = 2$ $0{,}18 \, \omega_{D2} \geqq f_g \geqq 0{,}135 \, \omega_{D2}$

3. Eigenfrequenz (k = 3)

$n = 1$ $0{,}38 \, \omega_{D3} \geqq f_g \geqq 0{,}26 \, \omega_{D3}$

Wenn Drill- oder Biegedrillknicken maßgebend wird (λ_{yi} λ_y), sind die gesperrten Frequenzbereiche die gleichen und die Eigenkreisfrequenzen des gabelgelagerten Stabes:

$$\omega_{D\varphi k} = \frac{51\,000}{l} \cdot \frac{k^2}{\lambda_{yi,k}} \cdot \sqrt{1 - \frac{N_o}{N_{Di,k}}} \quad \text{in } s^{-1}$$

Hierbei bedeuten:

l	Systemlänge des Stabes in m
$\lambda_{yi,k}$	Vergleichsschlankheitsgrad nach Abschnitt 6.2.2.,
	aber mit

$$c_k = \sqrt{\frac{C_M + 0{,}039 \, l^2 \, I_D/k^2}{I_y}}$$

statt c berechnet

$N_{Di,k} = k^2 \frac{\pi^2 EA}{\lambda_{yi,k}^2}$ ideale Biegedrillknicklast

Der Erregerparameter ist

$$\mu_{\varphi k} = \frac{N_t}{2 (N_{Di,k} - N_o)} .$$

7. MITTIG GEDRÜCKTE MEHRTEILIGE STÄBE

7.1. Mehrteilige Stäbe sind durch einen oder mehrere Querverbände zu einem Gesamtstab vereinigte Einzelstäbe. Wird der Querverband als Rahmenverband, z. B. mit Bindeblechen, ausgeführt, handelt es sich um einen Rahmenstab. Ist der Querverband ein Fachwerkgitter, handelt es sich um einen Gitterstab.

Erfolgt die Verbindung zwischen den Einzelstäben durch ein durchgehendes Flachstahlfutter oder durch einzelne Futterstücke im Abstand von höchstens 15 i_1, so darf der Stab als einteilig angesehen werden.

Querschnittshauptachsen, die die Ebene eines oder mehrerer Querverbände durchstoßen, sind stofffreie Achsen, die übrigen Stoffachsen.

Beim Ausknicken eines Stabes rechtwinklig zu einer stofffreien Achse werden die zu dieser Achse parallelen Querverbände nicht beansprucht, so daß die durch diese Verbände verbundenen Stabgruppen als Einzelstäbe angesehen werden können.

Bei Gesamtstäben mit rechteckiger Querschnittsform muß deren Erhaltung durch Querschotte gesichert werden.

7.2. Die maßgebende Querkraft am Ende eines vorgekrümmten Stabes nach Bild 12 ist

$$Q_m = Q_a + N \sin\alpha \ .$$

Hierbei bedeuten:

Q_a	Querkraft aus äußerer Belastung
N	Normalkraft im Gesamtstab
$\sin\alpha \approx v'$	Neigung der Stabachse am Auflager.

Bei sinusförmiger Biegelinie ist

$$v'(o) = \frac{\pi}{l} v_m$$

$$Q_m = Q_a + N \cdot \frac{\pi}{l} v_m$$

Bei dem verformten Stab nach Bild 12 muß sein:

$$\frac{N}{A} + \frac{M + N v_m}{W_d} = \text{vorh}\ \sigma \leqq \text{zul}\ \sigma$$

oder

$$\sigma_c + \sigma_{bc} + \frac{N v_m}{W_d} = \text{vorh}\ \sigma = \sigma_c + \sigma_c \mu_i f_N + \sigma_{bc} f_M$$

$$N v_m = W_d (\text{vorh}\ \sigma - \sigma_c - \sigma_{bc})$$

$$= W_d \ [\sigma_c \mu_i f_N + \sigma_{bc} (f_M - 1)]$$

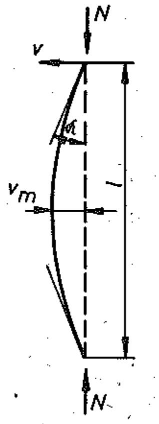


Bild 12

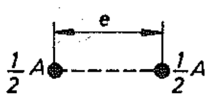


Bild 13

Mit $W_d \approx A \cdot \frac{e}{2} = A \cdot i$ für zweiteiligen symmetrischen Querschnitt, siehe Bild 13, wird

$$Q_m = Q_a + \frac{\pi A}{\lambda} \left[\sigma_c \mu_i f_N + \sigma_{bc} (f_M - 1)\right]$$

$$Q_m = Q_a + N \cdot \frac{\pi \mu_i}{\lambda} \cdot f_N + \frac{\pi}{l} M (f_M - 1)$$

Für den planmäßig mittig gedrückten Stab folgt mit

$$Q_a = 0,\ M = 0$$

$$Q_m = Q_i = N \pi \frac{\mu_i}{\lambda} \cdot f_N$$

Für λ ist λ_m zu setzen, und für l ist l_k zu setzen. Für den Anteil des Momentes in $(f_M - 1)$ ist die Form der Momentenfläche zu berücksichtigen.

Näherungsweise darf

$$\pi \frac{\mu_i}{\lambda} \approx 0{,}01$$

angenommen werden.

Als Imperfektion wird nur die Vorkrümmung entsprechend

$$\mu_i = \frac{\lambda - 10}{320}$$

angesetzt.

Bei Flachstahl-Futterstücken und bei den Bindeblechen, Binde-Flach- oder Rundstählen gekreuzter Winkel genügt der Nachweis, daß ihr Anschluß zur Übertragung der Schubkraft ausreicht.

Bei mehrteiligen Gitterstäben sind die unter der ideellen Querkraft auftretenden Strebenkräfte entsprechend der Ausfachungsart zu berechnen.

Die auf eine Querverbindung von Rahmenstäben, siehe Bild 14, entfallende Schubkraft ist

$$T = \frac{Q_i \cdot l_1}{e}$$

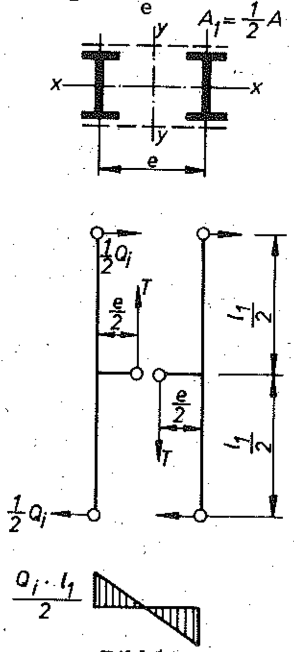


Bild 14

Ist der Rahmen oder Fachwerkverband neben einem vollwandigen Gurt oder Steg angeordnet, so sind der Längskraftanteil und die Querschnittsfläche der Randwinkel einschließlich der am Winkelschenkel anliegenden Blechteile oder die Gurte und ein Steganteil von der 10fachen Dicke anzusetzen, siehe Bild 15. Der Gesamtstab darf als einteiliger Stab auf Biegeknicken berechnet werden.

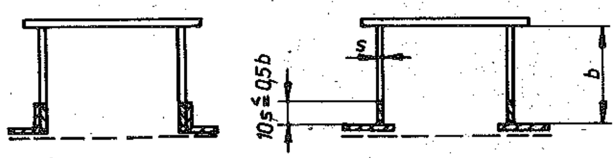


Bild 15

7.3. Um den Schlupf so klein wie möglich zu halten, sind die Bindebleche und Ausfachungen nach Möglichkeit durch Schweißen, hochfeste vorgespannte Schrauben ($0,5\ P_v$), Paßschrauben oder Nieten anzuschließen. Beim Anschluß mit nicht eingepaßten, nicht vorgespannten Schrauben dürfen die zulässigen Spannungen der Schraubverbindung nur zur Hälfte ausgenutzt werden.

Die Endbindebleche und ihre Anschlüsse müssen das Biegemoment aus der ideellen Querkraft und aus dem Versatz (a) der Einzelstab-Schwerachsen gegenüber der Anschlußebene aufnehmen, siehe Bild 16a und 16b. Wenn die Endbindebleche nicht zwischen den Knotenblechen angeordnet sind, siehe Bild 16b, ist das Versatzmoment auch im Einzelstab zwischen Endbindeblech und Knotenblech zu berücksichtigen.

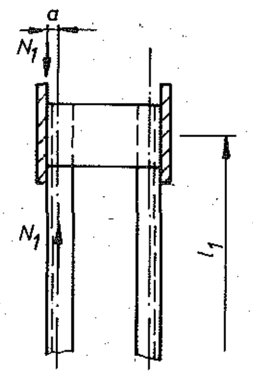


Bild 16a

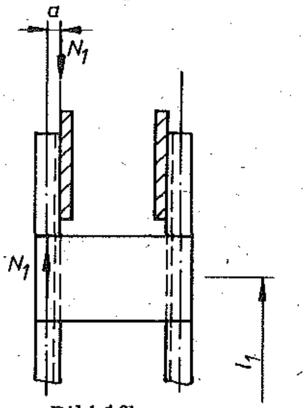


Bild 16b

8. STABZÜGE MIT FEDERNDER QUERSTÜTZUNG

8.1. Wird bei Druckgurten, die nur durch biegesteife Rahmen, z. B. Halbrahmen, seitlich elastisch gegen Ausknicken aus der Hauptträgerebene gestützt sind, von einem genaueren Nachweis abgesehen, so muß der Rahmenwiderstand in kN/mm, die Kraft (H) in kN, die erforderlich ist, um die Anschlußstelle der Gurte in der Rahmenebene um $w = 1$ mm zu verschieben, siehe Bild 17,

der Zwischenrahmen $H_1 \geqq c_1 \cdot H_o$

und der Endrahmen $H_2 \geqq c_2 \cdot H_o$

sein.

Hierbei bedeuten:

$$H_o = \frac{2,5\ \nu}{\beta_m^2} \cdot \frac{\max N}{\min l}$$

bei $\lambda \geqq 70$: $\nu = \nu_{ki}$

bei $\lambda < 70$: $\nu = \nu_{kr} + (\nu_{ki} - \nu_{kr})\ (\frac{\lambda}{70})^2$

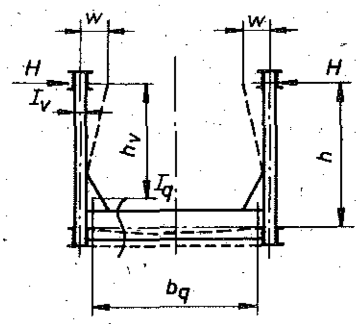


Bild 17

Näherungsweise darf mit

$$H = \frac{E}{\frac{h_v^3}{3\ I_v} + \frac{h^2 b_q}{2\ I_q}}$$

gerechnet werden, wobei für I_v und I_q mittlere Werte einzusetzen sind, wenn die Trägheitsmomente über der Stablänge veränderlich sind.

Max N ist die größte, unter Berücksichtigung der dynamischen Kräfte und Schwingbeiwerte berechnete Druckkraft im Druckgurt.

Für min l ist die kleinste Systemlänge der von Rahmen zu Rahmen reichenden Druckgurtstäbe einzuführen. Um β_m und ν zu erhalten, sind für jeden einzelnen Druckgurtstab mit der Druckkraft (N), der Querschnittsfläche (A), dem Querschnittsträgheitsmoment (I_y) und der Systemlänge (l) die den Knickfaktoren,

$$\varphi_y = \frac{N}{A\ \text{zul}\ \sigma}$$

zugeordneten Schlankheitsgrade λ_y nach der entsprechenden Knickspannungslinie zu entnehmen. Der größte dieser Schlankheitsgrade λ_y bestimmt die einzusetzende Knicksicherheitszahl (ν). Für jeden Stab ergibt sich ein Beiwert zu

$$\beta = \frac{l_{ky}}{l} = \frac{\lambda_y}{l} \cdot \sqrt{\frac{I_y}{A}}$$

Das arithmetische Mittel dieser sämtlichen Beiwerte ist β_m. Dieses Näherungsverfahren setzt voraus, daß für alle gedrückten Gurtstäbe $\beta \geqq 1,2$ ist, weil sonst die vereinfachende Annahme stetiger Verteilung gleichgroßen Bettungsdruckes, Rahmenwiderstand (H_1) geteilt durch Feldweite des Hauptträgers, nicht mehr genau genug ist. Als obere Grenze empfiehlt sich aus konstruktiv-wirtschaftlichen Gründen $\beta = 3$. Innerhalb der Grenzen $1,2 \leqq \beta \leqq 3$ können große Werte β durch steife Gurte und schwache Rahmen, kleine Werte β durch schwache Gurte und steife Rahmen den gleichen Knickwiderstand des Druckgurtes gegen Knicken aus der Fachwerkebene erreichen.
Wenn c_1 gewählt ist, was bei der Entwurfsberechnung in Betracht kommt, ergibt sich c_2 aus

$$c_2 = \frac{0,6\ c_1 - 0,36}{c_1 - 1} \cdot \beta_m$$

Ist dagegen bei Nachrechnungen mit min H_1 als kleinstem Zwischenrahmen-Widerstand das Verhältnis

$$\alpha = \frac{\min H_1}{H_2}$$

bekannt, so dürfen c_1 und c_2 aus den Formeln

$$c_1 = \frac{1 + 0,6\ \alpha \cdot \beta_m}{2} \left[1 + \sqrt{1 - \frac{1,44\ \alpha \cdot \beta_m}{(1 + 0,6\ \alpha \cdot \beta_m)^2}} \right]$$

$$c_2 = \frac{c_1}{\alpha}$$

bestimmt werden. Sind die Endpunkte der Druckgurtung - wie beispielsweise beim Parabelträger - rechtwinklig zur Hauptträgerebene unverrückbar, so sind $H_2 = c_2 = \infty$, $\alpha = 0$, $c_1 = 1$ und der Nachweis, der für jeden Rahmen zu führen ist, beschränkt sich auf

$$H_1 \geqq H_o.$$

Fallen Schwerpunkt und Schubmittelpunkt des Druckquerschnittes nicht zusammen, z. B. beim T-Querschnitt, so kann λ_{yi} größer als λ_y sein. In diesem Falle ist statt I_y der abgeminderte Wert

$$I_y^{*} = I_y \left(\frac{\lambda_y}{\lambda_{yi}}\right)^2$$

einzusetzen.

Die zulässige Spannung (zul σ) darf bei der Berechnung von Fachwerkhilfspfosten, die einen Querträger zu tragen haben, und von Endpfosten in Pfostenfachwerken mit zur Mitte fallenden Streben bei offenen Fachwerkbrücken nur zu 90 % ausgenutzt werden. Bei offenen Eisenbahn-Fachwerkbrücken gilt dieselbe Spannungsermäßigung auch für alle Querträger und ihre Anschlüsse. Jedoch ist von dieser Herabsetzung der zulässigen Spannung abzusehen, wenn eine zusätzliche Spannungsuntersuchung der Halbrahmen durchgeführt wird, z. B. für die in Bild 18 eingetragenen Kräfte. Hierbei ist für Zwischenrahmen eine nach außen oder innen wirkende Seitenkraft gleich $1/(100 \cdot \beta_m)$ und für Endrahmen gleich 1/100 der in den benachbarten Gurtstäben wirkenden größten, lediglich mit dem Schwingbeiwert multiplizierten Stabkraft als Hauptkraft einzuführen.

β_m hat dieselbe Bedeutung wie in dem Nachweis ausreichender Seitensteifigkeit des Druckgurtes. Bei Endrahmen, deren anschließender Gurtstab aus der Hauptträgerebene keine Stabkraft erhält, ist die Seitenkraft als 1/100 der größten Druckgurtkraft des zweiten Feldes zu nehmen. Für die Spannungsnachweise in Stößen und Anschlüssen der Halbrahmen gelten die gleichen Seitenkräfte.

8.2. Die Beziehungen lassen erkennen, daß der Beiwert c_2 bei konstantem β_m um so kleiner ist, je größer c_1 angenommen wird. Demnach können die Endrahmen um so weicher (leichter) sein, je steifer (schwerer) die Zwischenrahmen ausgebildet werden und umgekehrt. Die weichsten (leichtesten) Zwischenrahmen erhält man, wenn die Endpunkte der Druckgurtungen rechtwinklig zur Hauptträgerebne unverrückbar sind. Je steifer der Druckgurt ausgebildet wird, um so weicher dürfen die Halbrahmen sein.

Ergeben sich für den Widerstand der Endrahmen (H_2) zu große Werte, sind also danach die Endrahmen zu schwer, so ist die Rechnung mit einem größeren Beiwert c_1 innerhalb der Grenzen $1,1 \leq c_1 \leq 1,5$ zu wiederholen, wodurch die Zwischenrahmen schwerer werden. Ergeben sich sowohl Endrahmen als auch Zwischenrahmen zu schwer, so ist der Beiwert β innerhalb der Grenzen $1,2 \leq \beta \leq 3,0$ größer zu wählen, wodurch der Druckgurt steifer, also I_y größer wird. Ein Wert $c_1 > 1,5$ kommt in Betracht, wenn trotz hohem Wert β_m, also trotz großer Gurtsteifigkeit, die Zwischenrahmen zu verstärken sind, um leichte Endrahmen zu erhalten.

8.3. Bei offenen Brücken mit vollwandigen Hauptträgern ist der Nachweis der Knicksicherheit des Druckgurtes sinngemäß zu erbringen. Zum Gurtquerschnitt sind bei genieteten Trägern die Gurtplatten mit den anliegenden Schenkeln der Gurtwinkel, bei Walzträgern der Flansch ohne den zwischen den Ausrundungen liegenden Stegteil mit den Gurtplatten und bei geschweißten Trägern die Gurtplatten zu zählen.

Die maßgebenden Druckkräfte (N) in den Druckgurten zwischen je zwei Halbrahmen ergeben sich aus

$$N = \frac{M}{I_x} \cdot S_G .$$

Hierbei wird mit M das dem betrachteten Druckgurtabschnitt zugeordnete mittlere Biegemoment, mit I_x das entsprechende mittlere Gesamtträgheitsmoment des Vollquerschnittes in bezug auf dessen waagerechte Schwerachse und mit S_G das statische Moment der unverschwächten Gurtquerschnittsfläche in bezug auf die waagerechte Schwerachse des gesamten Vollquerschnittes bezeichnet. Sind die den einzelnen Abschnitten des Druckgurtes zugeordneten Druckkräfte (N) sowie die dazu gehörenden Gurtquerschnittsflächen (A) und deren Trägheitsmoment (I_y) in bezug auf die lotrechte Schwerachse ermittelt, so ist der Nachweis wie bei den fachwerkartigen Trogbrücken zu führen.

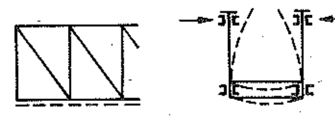


Bild 18a

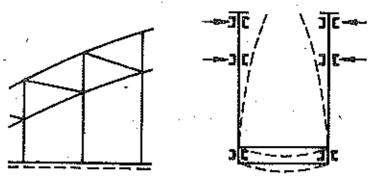


Bild 18b

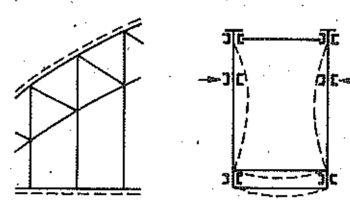


Bild 18c

8.4. Fachwerk-Füllstäbe, die an beiden Enden unverschieblich festgehalten und in ihrer Mitte durch einen Halbrahmen federnd quergestützt sind, siehe Bild 19, sind mit der gewählten Knicklänge

$$l \geq l_k \geq \frac{l}{2}$$

auf Ausknicken aus der Fachwerkebene zu berechnen, wenn der Rahmenwiderstand

$$H \geq \frac{16\,\nu \cdot N}{l}\left(\frac{l}{l_k} - \frac{1}{4}\,\frac{l^2}{l_k^2} - \frac{3}{4}\right)$$

ist. Für N ist der Absolutwert der unter Berücksichtigung der dynamischen Kräfte und Schwingbeiwerte nach den jeweiligen Vorschriften berechneten größten Druckkraft und für l die Systemlänge des ganzen Stabes einzusetzen.

Der Wert ν ist dem Abschnitt 8.1. für den Schlankheitsgrad $\lambda_y = l_{ky}/i_y$ zu entnehmen, worin i_y der rechtwinklig zur Fachwerkebene stehende Trägheitsradius des Stabquerschnittes ist. Bei einem mehrteiligen Stab ist λ_y durch λ_{ym} zu ersetzen.

8.5. Hilfsstäbe zur Unterteilung der ohne sie maßgebenden Knicklänge von Stäben für Knicken in der Fachwerkebene sind samt ihren Anschlüssen darauf zu untersuchen, ob sie 1/100 der unter Berücksichtigung der dynamischen Kräfte und der Schwingbeiwerte nach den jeweiligen Vorschriften berechneten größten Druckkraft des gestützten Stabes auf Zug und Druck aufnehmen können, ohne zul σ zu überschreiten.

Bei lotrechten Hilfsstäben, siehe Bild 20, ist diese Kraft um die Knotenlast (G), die der zu übertragenden Eigenlast des abgestützten Stabes entspricht, zu erhöhen.

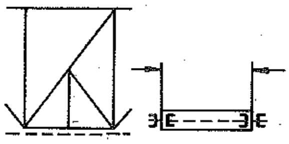


Bild 19

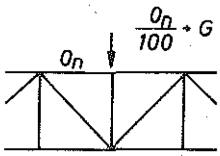


Bild 20

8.6. Die genauere Knickberechnung der Druckgurte offener Brücken darf nach der Stabwerktheorie mit den Sicherheitszahlen (ν) nach Abschnitt 8.1. durchgeführt werden.

9. AUF DRUCK UND BIEGUNG BEANSPRUCHTE EINTEILIGE STÄBE

9.1. Ausknicken in der Momentenebene

9.1.1. Tragsicherheitsnachweis nach der Theorie II. Ordnung

An Stelle des Nachweises nach TGL 13503/01 darf der Tragsicherheitsnachweis nach Theorie II. Ordnung auch in der Form erbracht werden, daß unter ν_{kr}-facher Belastung und unter Berücksichtigung der Verformungen die größte Spannung die Streckgrenze nicht überschreitet. Als Widerstandsmoment darf W_T nach TGL 13500/02 angenommen werden. Die planmäßige und die ungewollte Vorverformung des Tragwerkes ist dabei mit zu berücksichtigen. Dieser Nachweis setzt voraus, daß nicht Biegedrillknicken nach Abschnitt 9.2. oder Kippen nach Abschnitt 12. maßgebend wird. Statt Erreichens der Streckgrenze kann auch das Erreichen der Knick- oder Beulspannung eines Einzeltragteiles maßgebend werden.

9.1.2. Vergrößerungsfaktor

Der Vergrößerungsfaktor (f), siehe Abschnitt 6.1.2. und TGL 13503/01, darf angenommen werden mit

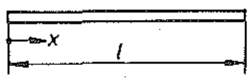
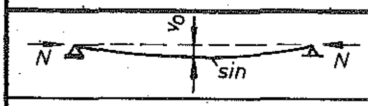
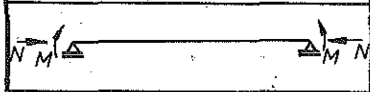
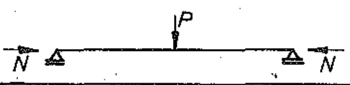
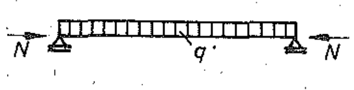
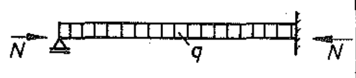
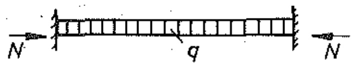
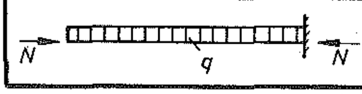
$$f = 1 + \frac{1 + \delta}{\frac{\sigma_{ki}}{\nu_{kr} \cdot \sigma_c} - 1},$$

wobei δ nach Tabelle 8 von der Momentenverteilung abhängig ist. Für die Imperfektion (u_N) ist mit $\delta = 0$ zu rechnen. In Zweifelsfällen darf $\delta = + 0{,}273$ angesetzt werden.

$$\sigma_{ki} = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2} = \frac{\sigma_F}{\bar{\lambda}^2} \text{ ist die ideale Knickspannung.}$$

Für an beiden Stabenden unterschiedliche Biegemomente sind Werte von f in Bild 21 angegeben. Die Werte gelten nur, wenn sich nicht infolge Verschiebung der Stabenden die Endbiegemomente vergrößern. Für die Imperfektion und das planmäßige Biegemoment sind dem Momentenverlauf entsprechend unterschiedliche Werte f_N und f_M einzusetzen. Die Aufspaltung von $\sigma_b \cdot f_M$ in $\sigma_{b1} \cdot f_{M1} + \sigma_{b2} \cdot f_{M2} + \ldots$ bei der Überlagerung verschieden verlaufender Biegemomente ist nur zulässig, wenn diese gleiches Vorzeichen haben.

Tabelle 8 Beiwerte δ

 $\xi = \frac{x}{l}$	maßgebende Stelle	M^I	δ
	$\xi = 0{,}5$	$N \cdot V_o$	0
	$\xi = 0{,}5$	M	+0,273
	$\xi = 0{,}5$	$\frac{Pl}{4}$	-0,189
	$\xi = 0{,}5$	$\frac{ql^2}{8}$	+0,032 ≈ 0
	$\xi = 0{,}375$	$\frac{9}{128} ql^2$	+0,121
	$\xi = 1$	$-\frac{1}{8} ql^2$	-0,382
	$\xi = 0{,}5$	$\frac{1}{24} ql^2$	+0,215
	0 bzw. 1	$-\frac{1}{12} ql^2$	-0,391
	$\xi = 1$	$-\frac{ql^2}{2}$	-0,410

(Bild 21 siehe Seite 18)

9.2. Biegedrillknicken planmäßig außermittig gedrückter Stäbe

9.2.1. Werden gerade Stäbe mit dünnwandigen, offenen und gleichbleibenden Querschnitten planmäßig außermittig gedrückt, so besteht die Gefahr des Biegedrillknickens. Liegt der Kraftangriff auf der Symmetrieachse (y - y) im Abstand $\pm a$ vom Schwerpunkt, so dürfen Stäbe mit einfach-, punkt- oder doppelsymmetrischen Querschnitten wie mittig gedrückte Stäbe berechnet werden, wenn ihnen ein Vergleichsschlankheitsgrad λ_{yi} zugeordnet wird.

Dieser Nachweis gilt bei überwiegender Druckbeanspruchung mit $|a| \leq 4$ W/A, wobei W auf die Biegedruckseite bezogen ist, und wenn $\lambda_{yi} \leq 300$ ist.

Zusätzlich muß der Nachweis nach Theorie II. Ordnung nach TGL 13503/01 erfüllt sein.

9.2.2. Der Vergleichsschlankheitsgrad darf berechnet werden zu

$$\lambda_{yi} = \frac{\beta \cdot l}{i_y} \sqrt{\frac{c^2 + i_M^2 + a(r_x - 2\,y_M)}{2\,c^2}} \cdot \sqrt{1 \pm \sqrt{1 - \frac{4\,c^2\,[\,i_p^2 + a(r_x - a) + 0{,}093(\beta^2/\beta_o^2 - 1)\,(a - y_M)^2\,]}{[\,c^2 + i_M^2 + a\,(r_x - 2y_M)\,]^2}}}$$

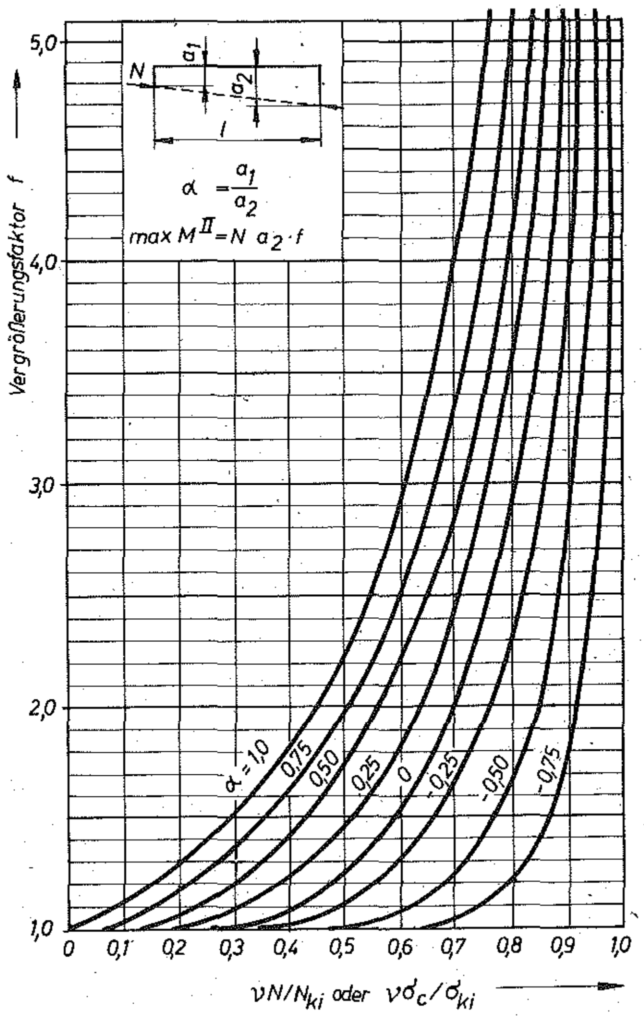


Bild 21

Die Werte i_p, i_M, y_M, c, l, l_o, ß und $ß_o$ sind Abschnitt 6.2.2. zu entnehmen. Der Querschnittswert

$$r_x = \int \frac{y\,(x^2 + y^2)}{I_x}\, dA = \frac{1}{I_x} \int y\, r^2\, dA$$

$$= \frac{1}{I_x} \sum \frac{\Delta l_{ik} \cdot t_{ik}}{12} \Big[3\, y_i\, r_i^2 + y_i\, r_k^2 + 2\,(y_i + y_k)\,(y_i y_k + x_i x_k) + y_k\, r_i^2 + 3\, y_k\, r_k^2 \Big]$$

wird bei punkt- und doppeltsymmetrischen Querschnitten zu Null.

Für I-Querschnitte nach Bild 10a und 10b wird

$$r_x = \frac{1}{I_x} \left\{ y_M \cdot I_y + A_1 \cdot e^3 - A_2 \cdot (h - e)^3 + \frac{s}{4} \left[e^4 - (h - e)^4 \right] \right\} .$$

Für ⊓ -Querschnitte nach Bild 10c wird

$$r_x = \frac{1}{I_x} \left\{ e\,(A_3 \cdot e^2 + I_3) + (2\,e - h) \cdot I_1 + \frac{t_1}{2} \left[e^4 - (h - e)^4 \right] \right\}$$

Für Λ -Querschnitte nach Bild 10d wird $r_x \approx \frac{b - t/2}{\sqrt{2}}$

Hierbei bedeuten:

$r^2 = x^2 + y^2$

x_i, x_k, y_i, y_k	Koordinaten des Anfangs und Endes eines geraden Querschnittsteiles i - k, auf den Schwerpunkt des Gesamtquerschnitts bezogen
Δl_{ik}, t_{ik}	Länge und Dicke eines geraden Querschnittsteiles i - k;

$$\Delta l_{ik} = \sqrt{(x_i - x_k)^2 + (y_i - y_k)^2} .$$

Für das aus den Hauptachsen gebildete Koordinatensystem können a, y_M und r_x positiv und negativ sein.

9.2.3. Für $a = y_M$, das heißt für Kraftangriff im Schubmittelpunkt, wird der Vergleichsschlankheitsgrad

$$\lambda_{yi} = \frac{ß \cdot l}{i_y} \sqrt{\frac{i_M^2 + y_M\,(r_x - 2\,y_M)}{c^2}}$$

oder $\lambda_{yi} = \frac{ß \cdot l}{i_y}$;

der größere Wert ist maßgebend.

9.2.4. Bei doppeltsymmetrischen I-Querschnitten und $ß = ß_o$ wird mit $r_x = 0$ und $y_M = 0$

$$\lambda_{yi} = \frac{ß \cdot l}{i_y} \sqrt{\frac{c^2 + i_p^2}{2\,c^2} \left\{ 1 + \sqrt{1 - \frac{4\,c^2\,(i_p^2 - a^2)}{(c^2 + i_p^2)^2}} \right\}}$$

$$= \frac{ß \cdot l}{i_y} \sqrt{\frac{c^2 + i_p^2}{2\,c^2} + \frac{1}{2} \sqrt{\left(1 - \frac{i_p^2}{c^2}\right)^2 + 4\,\frac{a^2}{c^2}}} .$$

9.2.5. Wird ein planmäßig außermittig gedrückter Stab seitlich gegen Ausbiegung gehalten, z. B. durch einen gelenkig angeschlossenen Längsverband, der von der Stabachse den Abstand v_o in Richtung der y-Achse hat, dann ist der Vergleichsschrankheitsgrad

$$\lambda_{yi} = \frac{ß \cdot l}{i_y} \sqrt{\frac{i_p^2 + v_o^2 + a\,(r_x - 2\,v_o)}{c^2 + (v_o - y_M)^2}}$$

Ist $a \geqq \frac{i_p^2 + v_o^2}{2\,v_o - r_x}$,

dann wird $\lambda_{yi}^2 \leqq 0$ und das Biegedrillknicken unmöglich.

Der Abstand der Verbandsknoten muß dem erforderlichen Abstand der Kipphalterungen nach TGL 13503/01 entsprechen.

9.2.6. Bei unterschiedlichen Lagerungsbedingungen ist der Vergleichsschlankheitsgrad für Stäbe mit

- starrer Einspannung und Wölbbehinderung an einem Ende und freier Verschieblichkeit und Verwölbung am anderen Ende, siehe Bild 22a, mit ß = 2

$$\lambda_{yi} = \frac{2 \cdot l}{i_y} \cdot \sqrt{\frac{c^2 + i_M^2 + a\,(r_x + 0{,}55\,y_M)}{2\,c^2}} \cdot \sqrt{1 \pm \sqrt{1 - \frac{4\,c^2 \left[i_p^2 + a\,(r_x - 0{,}07\,a) \right]}{\left[c^2 + i_M^2 + a\,(r_x + 0{,}55\,y_M) \right]^2}}}$$

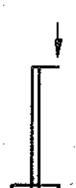


Bild 22a

- starrer Einspannung und Wölbbehinderung an einem Ende und gelenkiger, drillstarrer und wölbfreier Lagerung (Gabellagerung) am anderen Ende, siehe Bild 22b, mit ß = 0,7

$$\lambda_{yi} = \frac{0,7 \cdot l}{i_y} \cdot \sqrt{\frac{c^2 + i_M^2 + 0,46\,a\,(r_x - 2\,y_M)}{2\,c^2}} \cdot \sqrt{1 \pm \sqrt{1 - \frac{4\,c^2 \left[i_p^2 + 0,46\,a\,(r_x - 0,54\,a)\right]}{\left[c^2 + i_M^2 + 0,46\,a\,(r_x - 2\,y_M)\right]^2}}}$$

Bild 22b

- starrer Einspannung und Wölbbehinderung an einem Ende und gelenkiger, drill- und wölbstarrer Lagerung am anderen Ende, siehe Bild 22c, mit ß = 0,7

$$\lambda_{yi} = \frac{0,7 \cdot l}{i_y} \cdot \sqrt{\frac{\bar{c}^2 + 0,714\,i_p^2 + 0,145\,a\,(r_x - 0,86\,y_M)}{2\,\bar{c}^2}} \cdot \sqrt{1 \pm \sqrt{1 - \frac{4\,\bar{c}^2 \left[0,577\,i_p^2 + 0,145\,a\,(r_x - 0,525\,a)\right]}{\left[\bar{c}^2 + 0,714\,i_p^2 + 0,145\,a\,(r_x - 0,86\,y_M)\right]^2}}}$$

Hierbei bedeuten:

$$c = \sqrt{\frac{C_M + 0,039\,(\text{ß}l)^2\,I_D}{I_y}}$$

$$\bar{c} = \sqrt{\frac{C_M + y_M^2\,I_y + 0,01\,l^2\,I_D}{I_y}}$$

Bild 22c

9.3. Biegemomente in zwei Ebenen

Wenn eine genauere Berechnung unter Berücksichtigung der Wölbnormalspannungen (σ_w) erfolgt, ist nachzuweisen

$$\sigma_c\,(1 + \mu_N f_N) + \sigma_{bcx}\,f_x + \sigma_{bcy}\,f_y + 0,9\,\sigma_w \leqq \text{zul}\,\sigma$$

und

$$\sigma_c\,(-1 + \mu_N f_N) + \sigma_{bzx}\,f_x + \sigma_{bzy}\,f_y + 0,9\,\sigma_w \leqq \text{zul}\,\sigma$$

Der Nachweis nach der zweiten Formel entfällt, wenn die Biegedruckspannungen größer als die Biegezugspannungen sind
Formelzeichen siehe TGL 13503/01.

μ_N und f_N sind mit dem größeren der beiden Schlankheitsgrade λ_x oder λ_y zu berechnen, f_y mit λ_y. Die Biegespannungen dürfen gegebenenfalls mit dem Widerstandsmoment W_T berechnet werden. Der Faktor 0,9 vor σ_w berücksichtigt das örtlich begrenzte Auftreten der Wölbnormalspannungen und die Möglichkeit teilweiser Plastizierung.

9.4. Zusätzliche Festlegungen

9.4.1. Biegespannung aus der Eigenlast des Stabes

Bei gelenkiger Lagerung ist die Biegespannung

$$\sigma_b = \frac{\gamma\,A l^2}{8W} = \lambda^2 \cdot e \cdot \frac{\gamma}{8}$$

Bei dem Neigungswinkel α gegen die Horizontale wird

$$\sigma_b = \lambda^2 \cdot e\,\frac{\gamma}{8}\cos\alpha$$

$$\approx 0,1\,\left(\frac{\lambda}{100}\right)^2 \cdot e \cdot \cos\alpha \text{ in N/mm}^2 \text{ mit e in mm}$$

Hierbei bedeuten:

γ Eigenlast der Volumeneinheit des Stahls

$\frac{\gamma}{8} \approx 10^{-5}\ \text{N/mm}^3$

e maßgebender Schwerpunktabstand der äußersten Faser

λ Schlankheitsgrad des Stabes für Knicken in der Richtung, in der die Eigenlast wirkt.

Die Biegespannung darf im Verhältnis W/W_T abgemindert werden. Mit dem im Schlankheitsgrad (λ) enthaltenen Knicklängenfaktor (ß) wird die gegebenenfalls vorhandene elastische Einspannung berücksichtigt.

Für über den Fachwerkknoten durchlaufende Gurtstäbe dürfen die Biegemomente aus Eigenlast wie für Durchlaufträger mit plastischem Momentenausgleich berechnet werden.

Bei Schlankheitsgraden $\lambda \leqq 70/\cos\alpha$ wird die Biegespannung aus der Eigenlast des Stabes und bei $\lambda \leqq 100$ aus der Windlast praktisch nicht maßgebend, so daß der Nachweis entfallen darf. Bei nur an einem Schenkel angeschlossenen ∟- und ⅃∟-Stäben und bei am Steg angeschlossenen ⌴-Stäben trifft das für $\lambda \leqq 140/\cos\alpha$ oder $\lambda \leqq 200$ zu, da das Biegemoment aus dem außermittigen Anschluß berücksichtigt sein muß.

9.4.2. Außermittig angeschlossene Stäbe

Das Versatzmoment darf bis auf die Hälfte herabgesetzt werden, wenn der Knoten und der Anschluß in der Lage sind, ein entsprechendes Moment aufzunehmen. Bei Versatz rechtwinklig zur Fachwerkebene erfordert das, daß die Knotenbleche genügend steif sind und der Gurt gegen Verdrillung gehalten ist.

Bei ∟-Stäben ist bei $\bar{\lambda}_u > 0,9$ Knicken um die Achse v-v mit entsprechend größerem $\bar{\lambda}_v$ maßgebend.

10. AUF DRUCK UND BIEGUNG BEANSPRUCHTE MEHRTEILIGE STÄBE

10.1. Tragsicherheitsnachweis nach der Theorie II. Ordnung

Der Nachweis darf auch in der Form geführt werden, daß unter der ν_{kr}-fachen Belastung mit Berücksichtigung der Verformung die ν_{kr}-fache zulässige Last der einzelnen Bauteile und Anschlüsse nicht überschritten wird. Die Vorverformung des Tragwerkes (μ_i) ist dabei mit zu berücksichtigen.

10.2. Gitterstäbe

Fachwerke mit einem Schlankheitsgrad $\lambda \leqq 30$, z. B. eingespannte Stützen mit dem Verhältnis Höhe/Breite $\leqq 7,5$, dürfen nach der Theorie I. Ordnung berechnet werden. Wenn Gitterstäbe die Bedingungen für die Schlankheit des Einzelstabes nach TGL 13503/01, Abschnitt 7., erfüllen, darf bei geringem Einfluß des Biegemoments mit λ_m und $\varphi_1 = 1$ gerechnet werden.

10.3. Rahmenstäbe

Für die Gurte ist der Spannungsnachweis zu führen:

$$\frac{N_1}{A_1}\,(1 + \mu_{N1}\,f_{N1}) + \frac{M_1}{W_1} \cdot f_{M1} \leqq \text{zul}\,\sigma$$

Hierbei bedeuten:

$N_1 = \frac{N}{2}\,(1 + \mu_N f_N) + \frac{M}{e} \cdot f_M$ Stabkraft im Einzelstab

$M_1 = \frac{1}{4} Q_m \; l_1$	Biegemoment im Einzelstab
W_1	Widerstandsmoment (W_T) des Einzelstabes
μ_{N1}, f_{N1}, f_{M1}	auf Einzelstab der Länge l_1 bezogen; Knickspannungslinie entsprechend dem Einzelstab
μ_N, f_N, f_M	auf Gesamtstab der Schlankheit λ_m bezogen; Knickspannungslinie b

Die übrigen Formelzeichen siehe TGL 13503/01.

Die Bindebleche und ihre Anschlüsse sind für Q_m und M_1 zu bemessen.

11. KIPPEN DER TRÄGER

11.1. Allgemeines

11.1.1. Insbesondere unterliegen Träger mit dünnwandigen, offenen Querschnitten der Kippgefahr, wenn das Biegemoment um die Achse des größten Trägheitsmoments wirkt und die Querkraft durch den Schubmittelpunkt geht. Dies gilt sowohl für Träger, deren Achse gerade ist, als auch für Träger, deren Achse in der Momentenebene gekrümmt ist. Dabei führt eine Vorkrümmung oder ein Knick entgegen der Verformung durch die Momente nach Bild 23b zu einer geringeren und eine Vorverformung nach Bild 23a zu einer höheren Tragfähigkeit als bei einem geraden Träger. Die angegebenen Berechnungsmöglichkeiten gelten für gerade Träger und dürfen näherungsweise für nach Bild 23a vorverformte und für nicht mehr als 1/300 der Spannweite überhöhte Träger angewendet werden. Vorverformung nach Bild 23b erfordert besondere Untersuchungen.


Bild 23 a

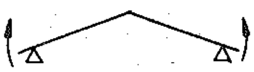


Bild 23b

Die Kippsicherheit wird durch alle Maßnahmen erhöht, die auf eine Verhinderung des Verdrillens und des seitlichen Ausbiegens des Trägers hinzielen. Zu diesen Maßnahmen gehört vor allem die Anordnung von Quer- und Längsverbänden. Die Querverbände, die Verdrehung des Trägerquerschnittes in der Querschnittsebene verhindern, sind nicht nur an den Lagern des Trägers, sondern nach Möglichkeit auch noch an anderen Trägerquerschnitten anzuordnen. Das seitliche Ausweichen des Trägers ist durch Längsverbände zu verhindern. Nach der Festlegung der Lager und Verbände ist der Widerstand, den der Träger dem Kippen entgegenstellt, um so größer, je größer der Drillwiderstand und das auf die Stegebene bezogene Trägheitsmoment des Trägerquerschnittes ist und je größer der Wölbwiderstand ist, der beim Verdrillen des Trägers, wegen der ganz oder teilweise verhinderten Verwölbung der Querschnittsebenen, überwunden werden muß, vergleiche auch Abschnitt 6.2.2.

Die Lösung des Kipp-Problems wird vereinfacht, wenn der Schubmittelpunkt (M) mit dem Schwerpunkt (S) des Trägerquerschnittes zusammenfällt, siehe Bild 24a und 24h, oder wenn $C_M \approx 0$ ist, "wölbfreier" Trägerquerschnitt, Bild 24e bis 24h.
Bei der Kippuntersuchung ist der Fall des Kippens mit freier Drehachse vom Fall des Kippens mit gebundener, durch einen waagerechten Verband erzwungener Drehachse zu unterscheiden.

11.1.2. Das Fließmoment $M_F = W \cdot \sigma_F$ ist auf die Biegedruckseite zu beziehen.

Das vollplastische Moment ist $M_{pl} = W_{pl} \cdot \sigma_F$, siehe TGL 13450/02 und TGL 13500/02.

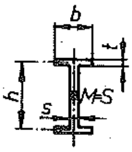


Bild 24a

Bild 24b

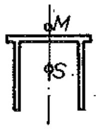


Bild 24c

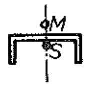


Bild 24d

Bild 24e

Bild 24f

Bild 24g

Bild 24h

11.1.3. Aus dem modifizierten Tragmoment (M_T) und dem idealen Kippmoment (M_{ki}) ist das kritische Kippmoment (M_{kr}) zu berechnen. Die Werte M_{kr}/M_T dürfen, abhängig von M_{ki}/M_T, aus Tabelle 9 oder Bild 25 entnommen werden.

11.1.4. Der Kippfaktor (φ_M) kann sinngemäß wie der Knickfaktor (φ) nach Abschnitt 6.1.3. berechnet werden.

11.2. Ideale Kippmomente

Das ideale Kippmoment bei unbeschränkt gültigem Hookeschem Gesetz ist

$$M_{ki} = \frac{k}{\beta \cdot l} \sqrt{E I_y \cdot G I_D} = \frac{k}{\beta \cdot l} \cdot 0,62\, E \sqrt{I_y \cdot I_D}$$

Tabelle 9 Kippfaktoren $\varphi_M = \dfrac{M_{kr}}{M_T}$

$\dfrac{M_{ki}}{M_T}$	φ_M für Kippmomentenlinie a	b	c	d
0,2	0,1912	0,1861	0,1790	0,1646
0,22	0,2097	0,2038	0,1955	0,1790
0,24	0,2282	0,2213	0,2118	0,1931
0,26	0,2466	0,2386	0,2279	0,2069
0,28	0,2648	0,2558	0,2438	0,2204
0,3	0,283	0,273	0,259	0,234
0,32	0,301	0,290	0,275	0,247
0,34	0,319	0,306	0,290	0,259
0,36	0,337	0,323	0,305	0,272
0,38	0,354	0,339	0,319	0,284
0,4	0,372	0,355	0,334	0,296
0,42	0,389	0,371	0,348	0,307
0,44	0,406	0,387	0,362	0,318
0,46	0,424	0,402	0,376	0,329
0,48	0,440	0,417	0,389	0,340
0,5	0,457	0,432	0,402	0,351
0,52	0,474	0,447	0,415	0,361
0,54	0,490	0,462	0,428	0,371
0,56	0,506	0,476	0,440	0,381
0,58	0,522	0,490	0,452	0,391
0,6	0,538	0,504	0,464	0,400
0,62	0,553	0,517	0,475	0,409
0,64	0,569	0,530	0,487	0,418
0,66	0,584	0,543	0,498	0,427
0,68	0,598	0,556	0,508	0,435

Fortsetzung der Tabelle Seite 22

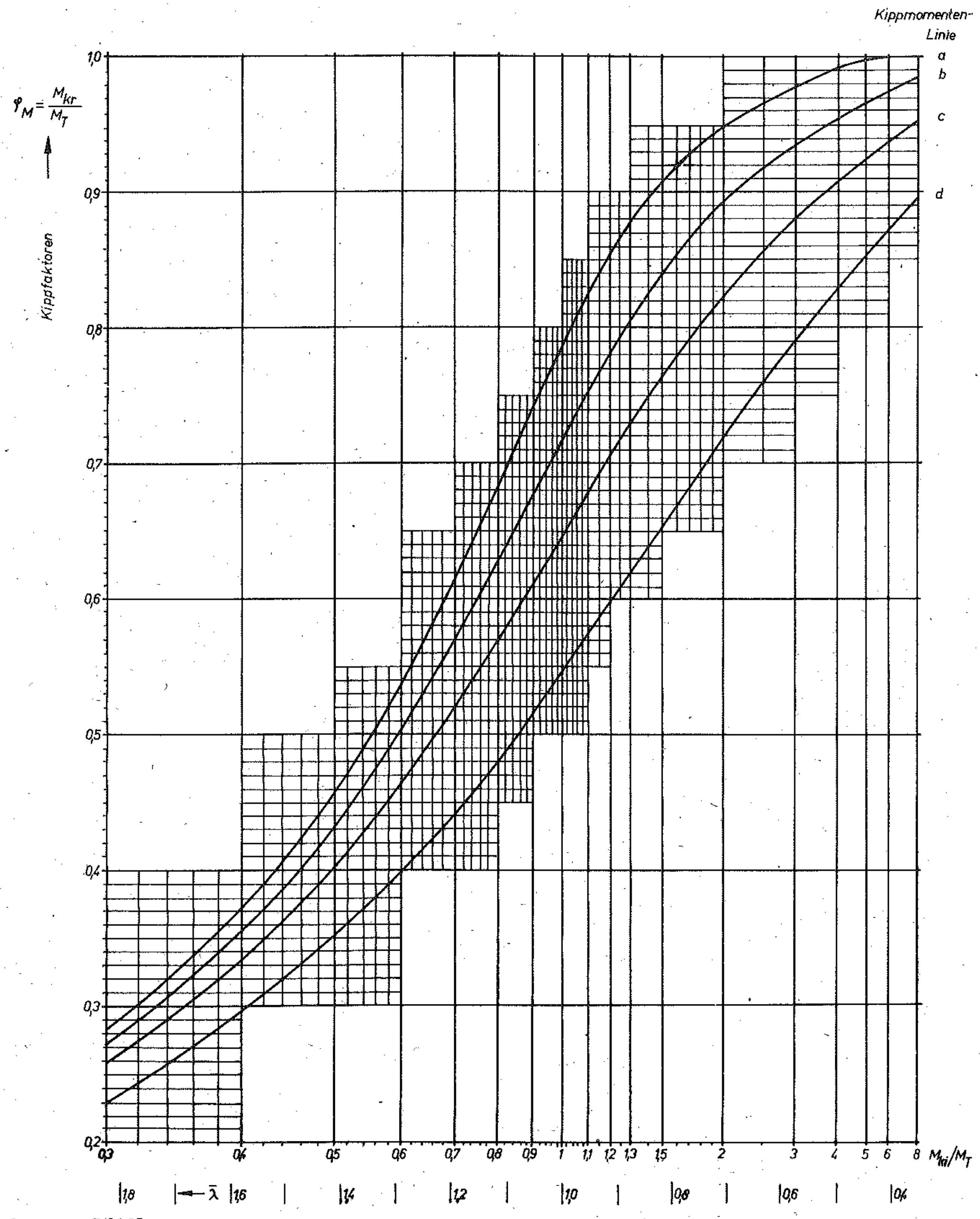

Kippmomenten-Linie
a
b
c
d
$\varphi_M = \frac{M_{kr}}{M_T}$
Kippfaktoren
1,0
0,9
0,8
0,7
0,6
0,5
0,4
0,3
0,2
0,3 0,4 0,5 0,6 0,7 0,8 0,9 1 1,1 1,2 1,3 1,5 2 3 4 5 6 8 M_{ki}/M_T
1,8 ← $\bar{\lambda}$ 1,6 1,4 1,2 1,0 0,8 0,6 0,4

Bild 25

Fortsetzung der Tabelle 9

$\frac{M_{ki}}{M_T}$	φ_M für Kippmomentenlinie a	b	c	d
0,7	0,613	0,568	0,519	0,444
0,72	0,627	0,580	0,529	0,452
0,74	0,640	0,592	0,539	0,460
0,76	0,654	0,603	0,549	0,467
0,78	0,667	0,614	0,558	0,475
0,8	0,680	0,625	0,567	0,482
0,82	0,692	0,635	0,576	0,489
0,84	0,704	0,645	0,585	0,496
0,86	0,715	0,655	0,593	0,503
0,88	0,727	0,665	0,601	0,510
0,9	0,737	0,674	0,609	0,516
0,92	0,748	0,683	0,617	0,522
0,94	0,758	0,691	0,624	0,529
0,96	0,767	0,700	0,632	0,535
0,98	0,776	0,708	0,639	0,541
1,0	0,785	0,715	0,645	0,546
1,02	0,793	0,723	0,652	0,552
1,04	0,801	0,730	0,658	0,557
1,06	0,809	0,737	0,665	0,563
1,08	0,816	0,744	0,671	0,568
1,1	0,823	0,750	0,677	0,573
1,15	0,839	0,765	0,690	0,585
1,2	0,853	0,779	0,703	0,597
1,25	0,865	0,791	0,715	0,607
1,3	0,876	0,803	0,726	0,618
1,4	0,894	0,822	0,746	0,636
1,5	0,908	0,839	0,763	0,653
1,6	0,920	0,853	0,778	0,669
1,7	0,929	0,864	0,792	0,682
1,8	0,937	0,875	0,803	0,695
1,9	0,943	0,883	0,814	0,706
2,0	0,948	0,891	0,823	0,717
2,2	0,957	0,904	0,839	0,736
2,4	0,964	0,914	0,852	0,751
2,6	0,970	0,922	0,862	0,765
2,8	0,974	0,929	0,872	0,777
3,0	0,978	0,935	0,880	0,788
3,5	0,985	0,947	0,896	0,810
4	0,991	0,955	0,908	0,827
5	0,998	0,967	0,925	0,853
6	1	0,975	0,936	0,871
8	1	0,985	0,952	0,895
10	1	0,992	0,962	0,912
15	1	1	0,977	0,936
20	1	1	0,985	0,951
30	1	1	0,995	0,968

11.2.1. Einfeldträger

11.2.1.1. Der Beiwert k eines Einfeldträgers mit gleichbleibendem einfachsymmetrischem Querschnitt, der richtungstreu belastet und an beiden Enden quer zur Stegebene elastisch eingespannt und im gleichen Maße wölbbehindert ist, wobei sowohl die Verschiebungen als auch die Verdrehungen in der Querschnittsebene verhindert werden, darf überschläglich berechnet werden mit

$$k \approx \zeta\pi \sqrt{1 + \left(\frac{\pi l_w}{\beta_o l_o}\right)^2} \cdot \frac{1}{c} \left[\sqrt{\left(0,5\,\beta^2 v + \frac{r_x}{3} - y_M\right)^2 + c^2} - \left(0,5\,\beta^2 v + \frac{r_x}{3} - y_M\right)\right]$$

Das ideale Kippmoment darf auch direkt berechnet werden mit

$$M_{ki} \approx \zeta \frac{\pi^2 E I_y}{(\beta l)^2} \left[\sqrt{\left(0,5\,\beta^2 v + \frac{r_x}{3} - y_M\right)^2 + c^2} - \left(0,5\,\beta^2 v + \frac{r_x}{3} - y_M\right)\right]$$

Bei doppeltsymmetrischem I-Querschnitt ist

$$r_x = 0, \quad y_M = 0, \quad c_M = I_y\, h^2/4$$

und daher

$$k \approx \zeta\pi \sqrt{1 + \left(\frac{\pi l_w}{\beta_o l_o}\right)^2} \cdot \frac{1}{c} \left[\sqrt{(0,5\,\beta^2 v)^2 + c^2} - 0,5\,\beta^2 v\right]$$

$$M_{ki} \approx \zeta \frac{\pi^2 E I_y}{(\beta\, l)^2} \left[\sqrt{(0,5\,\beta^2 v)^2 + c^2} - 0,5\,\beta^2 v\right]$$

Bei doppeltsymmetrischen I-Trägern mit Gabellagerung ($\beta = \beta_o = 1$) darf gerechnet werden mit

$$k \approx \zeta\pi^2 \frac{l_w}{l} \left[\sqrt{\left(\frac{1}{\pi l_w}\right)^2 + 1,25} \mp 0,5\right] = \zeta \cdot f_k$$

wobei für Lastangriff am Obergurt das negative, am Untergurt das positive Vorzeichen gilt;

bei Lastangriff im Schwerpunkt oder beim Fehlen von Querlasten ist

$$k = \zeta\pi \sqrt{1 + \left(\frac{\pi l_w}{l}\right)^2} = \zeta \cdot f_k$$

siehe Bild 28

Als sichere Näherung darf bei doppeltsymmetrischen I-Trägern mit Gabellagerung und Lastangriff am Obergurt gerechnet werden

$$M_{ki} \approx \zeta \cdot 1,74 \frac{E}{l} \sqrt{I_y \cdot I_D}$$

Wegen der Lagerungsbedingungen dürfen die angegebenen Formeln nicht für einzelne Felder von Durchlaufträgern angewendet werden.

Wenn unter Höchstlast die Trägerachse im Sinne der angreifenden Last gekrümmt ist, siehe Bild 23a, darf bei Einfeldträgern das ideale Kippmoment M_{ki} mit

$$\sqrt{\frac{I_x}{I_x - I_y}}$$

vergrößert werden.

11.2.1.2. Bei gleichmäßig vollbelasteten Balkenträgern mit gleichbleibendem, doppeltsymmetrischen I-Querschnitt, siehe Bild 25b, die eine Gabellagerung ($\beta = \beta_o = 1$) haben und durch einen gelenkig angeschlossenen Längsverband seitlich festgehalten sind, ist

$$k \approx \frac{\frac{1}{l_w} + \pi^2 \frac{l_w}{l}\left[1 + 4\left(\frac{v_o}{h}\right)^2\right]}{1,62\,\frac{v}{h} - 3,48\,\frac{v_o}{h}}$$

Der Abstand der Verbandsknoten muß sinngemäß den Forderungen nach TGL 13503/01 entsprechen. Für einen Träger mit Belastung auf dem Obergurt und seitlicher Halterung am Untergurt ist

$v = +\frac{h}{2} + \frac{t}{2}$ und $v_o = -\frac{h}{2}$.

Liegt der Längsverband im Abstand $v_o \geqq 0{,}47\ v$ über der Trägerachse, so ist nach der Formel ein Kippen ausgeschlossen. Für Bau- und Umbauzustände, in denen der Längsverband nicht voll wirksam ist, sind besondere Kippuntersuchungen durchzuführen.

11.2.2. Kragträger

Bei starr eingespannten Kragträgern mit gleichbleibendem, doppeltsymmetrischem I-Querschnitt gelten die nachstehenden Beiwerte k für den Fall, daß die Querschnitts-Verwölbung an der Einspannstelle verhindert und am freien Trägerende zugelassen wird.

Träger, die am freien Ende durch ein Moment belastet sind, dessen Vektor während des Auskippens seine Richtung nicht ändert:

$$k \approx 1{,}57 + 2{,}35\,\frac{l_w}{l}.$$

Träger, die am freien Ende durch eine während des Auskippens lotrecht bleibende Einzellast belastet werden, bei Lastangriff

- in Mitte Oberflansch: $k \approx 4{,}01 - 1{,}64\left(\frac{l_w}{l}\right)^2$

- im Schwerpunkt: $k \approx 4{,}01 + 12{,}6\left(\frac{l_w}{l}\right)^{1{,}12}$

- in Mitte Unterflansch: $k \approx 4{,}01 + 25\left(\frac{l_w}{l}\right)^{1{,}2}$

siehe Tabelle 11.

Träger mit während des Auskippens lotrecht bleibender Gleichstreckenlast bei Lastangriff

- in der Trägerachse $k \approx 6{,}43 + 25\,\frac{l_w}{l}$

- in der Oberflanschachse $k \approx 6{,}43$.

Bei Lastangriff zwischen den angegebenen Punkten darf k linear interpoliert werden. Bei beliebiger Biegemomentenverteilung darf überschläglich zwischen den angegebenen Lastfällen interpoliert werden. Wegen der Lagerungsbedingungen gelten die angegebenen Werte nicht für den Kragarm eines über der Stütze durchlaufenden Trägers.

11.2.3. Bezeichnungen

Im Abschnitt 11.2. bedeuten:

ζ Beiwert nach Tabelle 10

I_D Drillwiderstand nach Abschnitt 6.2.2.

C_M Wölbwiderstand nach Abschnitt 6.2.2.

β Kipplängenfaktor, der den Grad der elastischen Einspannung quer zur Stegebene berücksichtigt
Bei gelenkiger Lagerung ist $\beta = 1$.
Bei starrer Einspannung ist mit $\beta = 0{,}6$ zu rechnen.
Bei Kragträgern ist $\beta = 1$.

l Stützweite des Trägers oder Länge des Kragarmes

$$l_w = \sqrt{\frac{E\,C_M}{G\,I_D}} = 1{,}612\sqrt{\frac{C_M}{I_D}}$$ Wölbbezugslänge

Bei doppeltsymmetrischem I-Querschnitt mit

$C_M = I_y \cdot \frac{h^2}{4}$ wird $l_w = 0{,}806\,h\sqrt{\frac{I_y}{I_D}}$

h Trägerhöhe bis Mitte Flansch gemessen, siehe Bild 26b

$$\chi = \frac{E\,C_M}{G\,I_D\,(\beta l)^2} = \left(\frac{l_w}{\beta l}\right)^2$$ Timoshenko-Parameter

Bei doppeltsymmetrischem I-Querschnitt ist

$$\chi = 0{,}65\,\frac{I_y}{I_D}\left(\frac{h}{\beta l}\right)^2$$

$$c = \sqrt{\frac{C_M\left(\frac{\beta l}{\beta_o l_o}\right)^2 + 0{,}039\,(\beta l)^2\,I_D}{I_y}}$$

$$= \sqrt{\frac{G\,I_D\,(\beta l)^2}{\pi^2\,E I_y}\left[\left(\frac{\pi\,l_w}{\beta_o l_o}\right)^2 + 1\right]}$$

$$= 0{,}197\,\beta l\,\sqrt{\frac{I_D}{I_y}\left[\left(\frac{\pi\,l_w}{\beta_o l_o}\right)^2 + 1\right]}$$

Drehradius des Querschnitts, siehe auch Abschnitt 6.2.2.
Bei doppeltsymmetrischem I-Querschnitt und $\beta l = \beta_o l_o$ ist

$$c = \frac{h}{2}\sqrt{\left(\frac{\beta l}{\pi\,l_w}\right)^2 + 1} = \frac{h}{2}\sqrt{\frac{1}{\pi^2\chi} + 1}$$

$$= \frac{h}{2}\sqrt{1 + 0{,}156\,\frac{I_D}{I_y}\left(\frac{\beta l}{h}\right)^2}$$

r_x nach Abschnitt 9.2.2.

y_M nach Abschnitt 6.2.2.

v auf der Biegedruckseite positiv eingeführter Abstand der Angriffspunkte der Querbelastung von der Trägerachse. Greifen die Querlasten in der Trägerachse an oder sind bei geraden Trägern keine Querlasten vorhanden, so ist $v = 0$; greifen bei doppeltsymmetrischen Trägern die Querlasten auf dem oberen oder unteren Trägerflansch an, so ist

$$v = +\frac{h}{2} + \frac{t_1}{2} \quad \text{oder} \quad v = -\frac{h}{2} + \frac{t_1}{2}.$$

Bei gebogenen oder geknickten Trägern ohne seitliche Halterung darf v näherungsweise als Abstand des höchsten Kraftangriffspunktes von der Verbindungslinie der Querschnitts-Schwerpunkte über den Auflagern angenommen werden, bei querkraftfreier Biegung als Abstand der höchsten Lage des Querschnitt-Schwerpunktes von dieser Verbindungslinie, siehe Bild 27.

v_o auf der Biegedruckseite positiv eingeführter Abstand des Längsverbandes von der Trägerachse

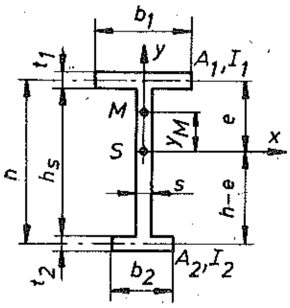


Bild 26a

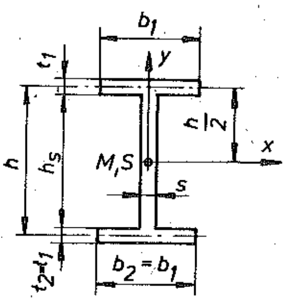


Bild 26b

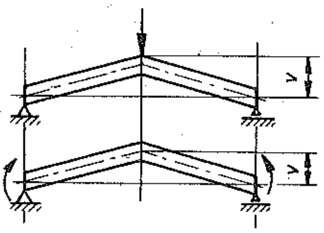


Bild 27

Tabelle 10 Beiwert ζ

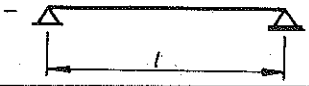
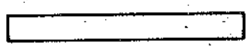
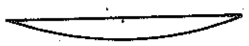
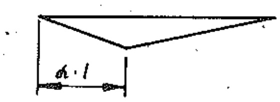
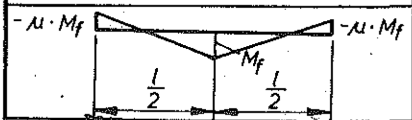
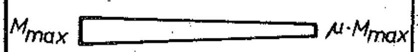
Verlauf des Biegemomentes	Beiwert ζ
 l	
	1,00
	1,12
 α · l	≈ 1,35 + 1,68 $(0,5 - \alpha)^2$ siehe Bild 29, Linie a
 -μ · M_f -μ · M_f M_f l/2 l/2	≈ 1,35 - 0,35 μ siehe Bild 29, Linie b
 M_{max} μ · M_{max}	≈ 1,77 - μ + 0,23 μ^2 für μ > - 0,7 siehe Bild 29, Linie c
μ	ζ
-0,7	2,53
-0,8	2,61
-0,9	2,63
-1,0	2,55

Tabelle 11

Beiwerte k für Kragträger mit Einzellast

$\frac{l_w}{l}$	Beiwerte k bei Lastangriff Oberflansch o	Mitte m	Unterflansch u
0	4,01	4,01	4,01
0,05	4,01	4,45	4,70
0,1	3,99	4,97	5,59
0,15	3,97	5,52	6,58
0,2	3,94	6,09	7,63
0,25	3,91	6,68	8,75
0,3	3,86	7,28	9,91
0,35	3,81	7,90	11,10
0,4	3,75	8,53	12,34
0,45	3,68	9,16	13,60
0,5	3,60	9,81	14,89
0,55	3,51	10,46	16,21
0,6	3,42	11,12	17,55

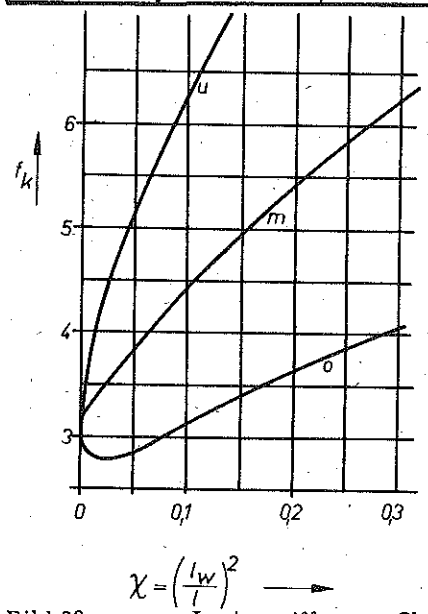


Bild 28 Lastangriff: o Oberflansch
m Mitte
u Unterflansch

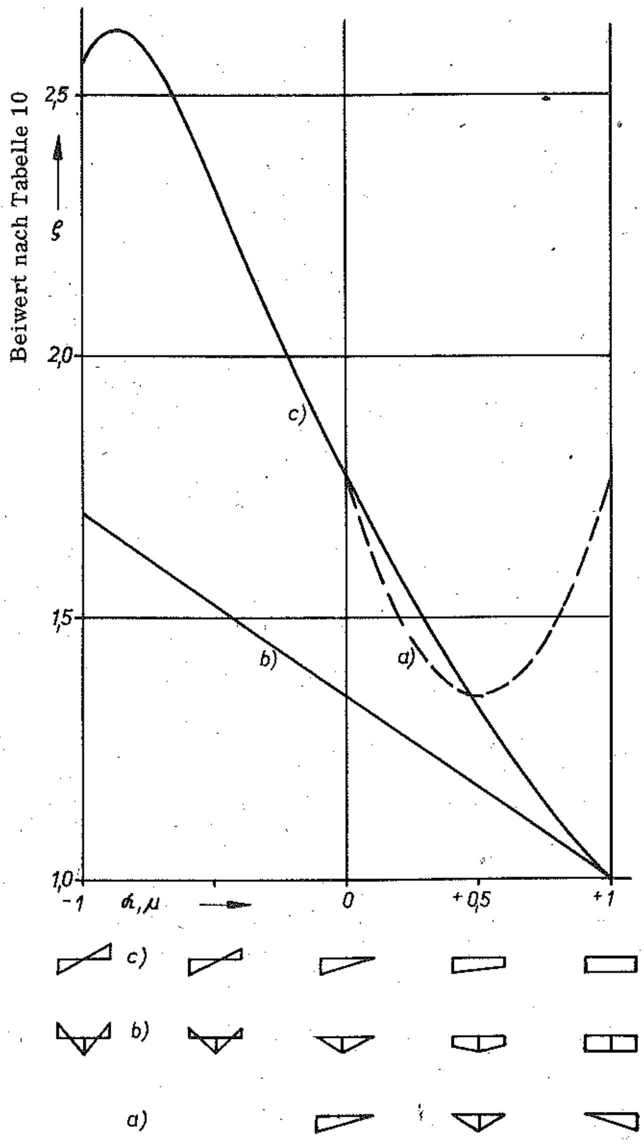


Bild 29

11. 3. Berechnung nach Theorie II. Ordnung

Alle angreifenden Kräfte und Momente sind mit dem ν_{kr}-fachen Wert anzusetzen.

Für die berechnete Spannung - als Druckspannung positiv - gilt dann

$$\sigma = \frac{M_x - M_y \cdot \vartheta}{I_x} \cdot y \cdot k_x + \frac{M_y + M_x \cdot \vartheta}{I_y} \cdot x \cdot k_y$$

$$- 0{,}9\ E w \vartheta'' \leqq \sigma_F$$

Außerdem muß $M_x \leqq M_{kr}$ sein.

Hierbei bedeuten:

M_x, M_y Biegemomente unter ν_{kr}-facher Belastung nach Theorie I. Ordnung; positiv, wenn sie auf der positiven Achse Druckspannungen erzeugen.

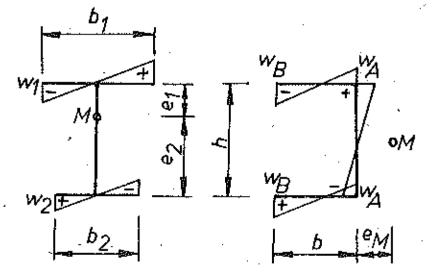
ϑ Drillwinkel des Trägers nach Theorie II. Ordnung, wobei $\vartheta \approx 0{,}25$ vorausgesetzt ist, so daß $\sin \vartheta \approx \vartheta$ und $\cos \vartheta \approx 1$ ist

$$k_x = \frac{W_x}{W_{Tx}}\ ;\ k_y = \frac{W_y}{W_{Ty}}$$

W_{Tx}, W_{Ty} Widerstandsmomente bei teilweiser Plastizierung, siehe TGL 13500/01 und /02

w Verwölbung (Sektorkoordinate), auf den Schubmittelpunkt M bezogen, siehe Bild 30

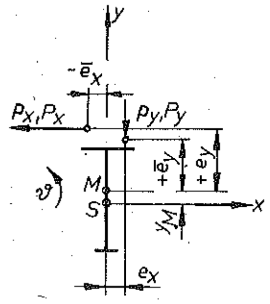
M_{kr} nach TGL 13503/01



$$w_1 = \frac{b_1}{2} \cdot e_1 \qquad w_A = \frac{e_M \cdot h}{2}$$

$$w_2 = \frac{b_2}{2} \cdot e_2 \qquad w_B = \frac{h}{2} (b - e_M)$$

Bild 30



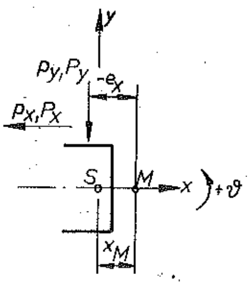


Bild 31a Bild 31b

Der Drillwinkel ϑ_m in Trägermitte beträgt näherungsweise bei gabelgelagerten Einfeldträgern und bei plastisch bemessenen Durchlaufträgern für die Belastungsfälle

- konstante Momente M_x und M_y:

$$\vartheta_m = \left(1{,}273\ \frac{M_x \cdot M_y}{E\ I_{yi}}\right) : \left[\frac{\pi^2}{l^2} \left(\frac{\pi^2}{l^2} E\ C_M + G\ I_D\right) - \left(\frac{M_x^2}{E\ I_y} + \frac{M_y^2}{E\ I_x}\right) - \frac{\pi^2}{l^2} \left(M_x \cdot r_{M,x} - M_y \cdot r_{M,y}\right) \right]$$

- konstante Streckenlasten p_y und p_x:

$$\vartheta_m = 1,273\,(-p_y e_x + p_x e_y) + 0,0139\,\frac{p_x p_y l^4}{E\,I_{yi}}$$

$$:\left[\frac{\pi^2}{l^2}\left(\frac{\pi^2}{l^2}\,E\,C_M + G\,I_D\right) - 0,01218\,l^2\left(\frac{p_y^2\,l^2}{E\,I_y} + \frac{p_x^2\,l^2}{E\,I_x}\right) - (p_y \bar{\bar{e}}_y + p_x \bar{\bar{e}}_x)\right]$$

$\bar{\bar{e}}_y = \bar{e}_y + 0,57\; r_{M,x}$

$\bar{\bar{e}}_x = \bar{e}_x - 0,57\; r_{M,y}$

$r_{Mx} = r_x - 2y_M$

$r_{My} = r_y - 2x_M$

- mittige Einzellasten P_y und P_x

$$\vartheta_m = 2\,(-P_y e_x + P_x e_y) + 0,0368\,\frac{l^3}{E\,I_{yi}}\,P_x P_y$$

$$:\left[\frac{\pi^2}{l}\left(\frac{\pi^2}{l^2}\,E\,C_M + G\,I_D\right) - 0,0335\,l\left(\frac{P_y^2\,l^2}{E\,I_y} + \frac{P_x^2\,l^2}{E\,I_x}\right) - (P_y \bar{\bar{e}}_y + P_x \bar{\bar{e}}_x)\right]$$

$\bar{\bar{e}}_y = \bar{e}_y + 0,37\; r_{M,x}$

$\bar{\bar{e}}_x = \bar{e}_x - 0,37\; r_{M,y}$

Der Nenner darf nicht negativ werden, weil dann die kritische Last überschritten wäre.

Die zweite Ableitung des Drillwinkels in Feldmitte ist

$$\vartheta_m'' = -k \cdot \frac{\pi^2}{l^2}\,\vartheta_m$$

Hierbei bedeuten:

p_y, p_x, P_y, P_x	ϑ_{kr}-fache Strecken- oder Einzellasten
e_x, e_y	Hebelarm der Lasten in bezug auf den Schubmittelpunkt, siehe Bild 31
$\bar{e}_x$, $\bar{e}_y$	Abstand des Lastangriffspunktes vom Schubmittelpunkt, siehe Bild 31
$I_{yi} = I_y \cdot \frac{I_x}{I_x - I_y}$	Trägheitsmoment unter Berücksichtigung der Hauptkrümmung
l	Trägerlänge
k	Korrekturwert wegen des nur eingliedrigen Reihenansatzes $k \approx 1$ bei konstantem Moment und bei konstanter Streckenlast $k \approx 1,7$ bei Einzellast
r_x	nach Abschnitt 9. 2. 2. Für Querschnitt nach Bild 31b ist $r_x = 0$
r_y	Für Querschnitt nach Bild 31a ist $r_y = 0$. Für Querschnitt nach Bild 31b ist r_y wie r_x nach Abschnitt 9. 2. 2. durch Vertauschen von x- und y-Achse zu berechnen.

In Feldmitte elastisch berechneter Durchlaufträger darf

mit $\vartheta_{mD} = k_o\,\vartheta_m$ und $\vartheta''_{mD} = -k_o \cdot k \cdot \frac{\pi^2}{l^2}\,\vartheta_m$

und an den Auflagern dieser Träger

mit $\vartheta_{aD} = 0$ und $\vartheta''_{aD} = -k_1 \cdot k \cdot \frac{\pi^2}{l^2}\,\vartheta_m$

gerechnet werden.

Der Faktor k_1 ist näherungsweise

- bei Auflagern, wenn beide Träger über dem nächsten Auflager durchlaufend oder eingespannt sind

$$k_1 = -\left(\frac{1}{2\,l_w} - 1 + \frac{5}{3}\,e^{-0,32\,\frac{l}{l_w}}\right) \quad \text{für } \frac{l}{l_w} > 0,4$$

$$k_1 = -\frac{2}{3} \quad \text{für } \frac{l}{l_w} \leq 0,4$$

bei Auflagern, wenn ein Träger am nächsten Auflager gelenkig gelagert ist

$$k_1 = -\left[\frac{l}{2\,l_w} - 1 + 2\,e^{-0,25\,\frac{l}{l_w} + 0,011\left(\frac{l}{l_w}\right)^2}\right] \quad \text{für } \frac{l}{l_w} < 10$$

$$k_1 = -\left(\frac{l}{2\,l_w} - 0,5\right) \quad \text{für } \frac{l}{l_w} \geq 10$$

siehe Tabelle 12

Hierbei bedeuten:

$$\frac{l}{l_w} = \frac{l}{\sqrt{X}} = l\,\sqrt{\frac{G\,I_D}{E\,C_M}}$$

k_o nach Tabelle 12

Tabelle 12 Faktoren k_1 und k_o für elastisch berechnete Durchlaufträger

$\frac{l}{l_w}$	k_1		k_o	
0	-0,67	-1,00	0,200	0,400
0,5	-0,67	-1,02	0,204	0,405
1	-0,71	-1,07	0,215	0,421
1,5	-0,78	-1,16	0,233	0,444
2	-0,88	-1,27	0,256	0,473
3	-1,14	-1,54	0,313	0,537
4	-1,46	-1,88	0,377	0,600
5	-1,84	-2,25	0,439	0,654
6	-2,24	-2,66	0,496	0,699
7	-2,68	-3,10	0,546	0,736
8	-3,13	-3,55	0,589	0,765
9	-3,59	-4,01	0,626	0,790
10	-4,07	-4,50	0,657	0,810

Zwischenwerte dürfen linear interpoliert werden.

12. KIPPEN MIT LÄNGSKRAFT

Kippen mit Längskraft liegt vor, wenn das Biegemoment nicht ausschließlich durch eine exzentrische Längskraft hervorgerufen wird. Wenn das konstante Biegemoment aus exzentrischem Angriff der Längskraft entsteht, ist im allgemeinen Biegedrillknicken nach Abschnitt 9. 2. zu berechnen.

In die Interaktionsformel ist das Biegemoment nach Theorie II. Ordnung einzusetzen, z. B. durch Berücksichtigung des Vergrößerungsfaktors (f_M) nach Abschnitt 9. 1. 2.

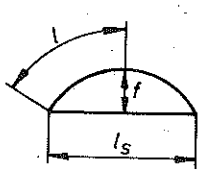
13. BOGENTRÄGER

13. 1. Knicken in der Bogenebene

Die Berechnung erfolgt wie für einen Druckstab, dessen Knicklänge aus der halben Bogenlänge berechnet wird.

Knicklängenfaktor ($ß_B$) siehe Tabelle 13

Tabelle 13 Knicklängenfaktor ($ß_B$), Knicken in der Bogenebene

	Belastung	$ß_B$ bei f/l_s 0,05	0,20	0,30	0,40	0,50
Dreigelenkbogen	normalentreu	1, 20	1,16	1,13	1,19	1,25
	richtungstreu	1, 15	1,00	0,92	0,92	0,92
Zwigelenkbogen	normalentreu	1, 00	1,06	1,13	1,19	1,25
	richtungstreu	-	0,95	0,92	0,92	0,92
Eingespannter Bogen	normalentreu	0, 70	0,72	0,74	0,75	0,76
	richtungstreu	-	0,63	0,59	0,57	0,56

Bei geringfügig veränderlichem Querschnitt darf mit gemittelten Werten A und i_x gerechnet werden. Bei veränderlichem Trägheitsmoment und wenig veränderlicher Fläche ist zusätzlich zu $ß_B$ der Knicklängenfaktor (ß) nach Abschnitt 3. 5. anzusetzen, sofern nicht genauer gerechnet wird. Bei stark veränderlicher Normalkraft ist der Knicklängenfaktor (ß) nach Abschnitt 3. 4. zu berücksichtigen.

Bei Bögen mit Zugband, das durch Hänger fest mit dem Bogen verbunden ist, genügt in der Regel die Knickuntersuchung für den Bogenabschnitt zwischen zwei Hängern.

Wenn die Berechnung nach der Theorie II. Ordnung durchgeführt wird, ist die Imperfektion ($/u_N$) für den Schlankheitsgrad (λ_x) anzusetzen.

13. 2. Knicken rechtwinklig zur Bogenebene

Der Knickfaktor (φ_y) ist dem Schlankheitsgrad

$$\lambda_y = ß_1 \cdot ß_2 \cdot \frac{l_s}{i_y}$$

zugeordnet.

Hierbei bedeuten:

l_s Stützweite des Bogens

$ß_1$ Knicklängenfaktor nach Tabelle 14 für Parabelbögen unter gleichmäßig verteilter vertikaler Last bei starrer Halterung der Bogenenden gegen Verdrehung;
Drillwiderstand $I_D \geqq 0,65\ I_y$ vorausgesetzt.

$ß_2$ Knicklängenfaktor nach Tabelle 15 für den Einfluß der Richtungsänderung der Last beim seitlichen Ausknicken. Der Wert für Ständer gilt unter der Voraussetzung, daß die Fahrbahn mit dem Bogenscheitel seitlich fest verbunden ist und daß sich die Ständer während des Ausknikkens des Bogens schräg stellen können. Diese Schrägstellung kann durch Querverbände verhindert werden.

Tabelle 14 Knicklängenfaktor $ß_1$, Knicken aus der Bogenebene

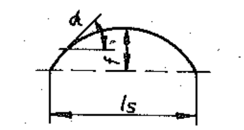
	$ß_1$ bei f/l_s 0,05	0, 10	0,20	0,30	0,40
I_y = constant	0,50	0, 54	0,65	0,82	1,07
$I_y \cos\alpha$ = constant	0, 50	0, 52	0,59	0,71	0,86

Tabelle 15 Knicklängenfaktor $ß_2$, Knicken aus der Bogenebene

Belastung	$ß_2$
richtungstreu	1
durch Hänger	$1 - 0,35\ q_H/q$
durch Ständer	$1 + 0,45\ q_S/q$

In Tabelle 15 bedeuten:

q Gesamtlast

q_H, q_S Lastanteil, der durch die Hänger oder Ständer übertragen wird

14. STABWERKE

Außer der Tragsicherheit des gesamten Stabwerkes muß die Knick-, Biegedrillknick-, Kipp- und Beulsicherheit der einzelnen Stäbe gewährleistet sein.

Eine unverschiebliche Halterung darf angenommen werden, wenn ihre Steifigkeit (erforderliche Kraft, um den Halterungspunkt um den Betrag 1 horizontal zu verschieben) mindestens 5mal so groß ist wie die des Rahmens.

14. 1. Wenn die Verformung wesentlichen Einfluß auf die Schnittkräfte hat, müssen auch die Verbindungen für die Schnittkräfte nach Theorie II. Ordnung bemessen werden. Bei Ansatz der ν_{kr}-fachen Lasten gilt das ν_{kr}-fache der zulässigen Spannungen. Die Vorverformung von 1/200 der Stockwerkshöhe beruht auf Vergleichsrechnungen und der Bedingung, daß die zulässige Belastung beim Nachweis nach Theorie II. Ordnung nicht größer als beim Nachweis über die Verzweigungslast ist. In manchen Fällen erscheint diese Vorverformung zu groß und ihr Ansatz unwirtschaftlich. Deshalb darf auch der doppelte Nachweis erbracht werden:

- Berechnung nach Theorie II. Ordnung unter vertikalen und horizontalen Lasten und einer Vorverformung h/800. Diese Vorverformung entspricht den Montagetoleranzen einschließlich einem Sicherheitszuschlag.

- Verzweigungslast unter Vernachlässigung der horizontalen Lasten.
  Wenn die Vorverformung entsprechend u_N anzusetzen ist, gilt $u = u_N \cdot W_T/A$, siehe Abschnitt 6.1.2. Für $\lambda = l/i$ ist die Länge des Stabes zwischen den Halterungen maßgebend.

14.2. Beim Nachweis nach TGL 13503/01 werden die Rahmenstiele als Druckstäbe mit der Knicklänge $l_k = ß \cdot h$ für Ausknicken in der Rahmenebene berechnet. Dabei ist vorausgesetzt, daß die Knoten rechtwinklig zur Rahmenebene festgehalten sind. Sind Biegemomente vorhanden, so sind sie nach Theorie I. Ordnung zu berechnen; der Einfluß der Verformung ist bei den Eckmomenten durch den Vergrößerungsfaktor (f) zu berücksichtigen.

Der Knicklängenfaktor (ß) ist für einige einfache Rahmen nachfolgend angegeben. Die lotrechten Kräfte F und $F_1 \leqq F$ behalten ihre Richtung während des Ausknickens bei. Die Formeln gelten daher nicht für die Pfosten der Endrahmen geschlossener Fachwerkbrücken.

Die Hilfswerte betragen

für zweistielige Rahmen nach Bild 32a, 32d, 33

$$m = \frac{F_1}{F} \leqq 1 \qquad c = \frac{I \cdot b}{I_0 \cdot h} \leqq 10 \qquad \alpha = \frac{4\,I}{b^2 \cdot A} \leqq 0{,}2$$

für einhüftige Rahmen nach Bild 32b, 32c, 32e, 32f

$$m = 1 \qquad c = 2\,\frac{I \cdot b}{I_0 \cdot h} \qquad \alpha = \frac{I}{b^2}\left(\frac{1}{A} + \frac{1}{A_1}\right).$$

Der Hilfswert α, der den Einfluß der Stabdehnungen auf die Rahmenknickung wiedergibt, darf im allgemeinen vernachlässigt werden.

14.2.1. Für frei stehende Zweigelenkrahmen nach Bild 32a bis 32c ist

$$ß = \sqrt{\frac{1+m}{2}} \cdot \sqrt{4 + 1{,}4\,(c + 6\,\alpha) + 0{,}02\,(c + 6\,\alpha)^2}.$$

14.2.2. Für frei stehende Rahmen mit fest eingespannten Stielfüßen nach Bild 32d bis 32f ist

$$ß = \sqrt{\frac{1+m}{2}} \cdot \sqrt{1 + 0{,}35\,(c + 6\alpha) - 0{,}017\,(c + 6\alpha)^2}.$$

14.2.3. Für frei stehende einfeldrig-zweistöckige Rahmen mit fest eingespannten Stielfüßen nach Bild 33 ist

$$ß = \sqrt{\frac{1+m}{2}} \cdot \sqrt{1 + 12{,}5\,\alpha + 0{,}89\,(1-\alpha)\,c - 0{,}003\,(1-\alpha)\,c^3}.$$

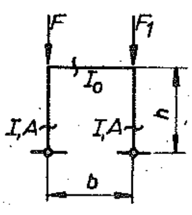


Bild 32a

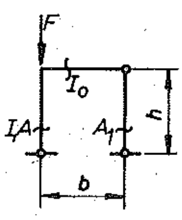


Bild 32b

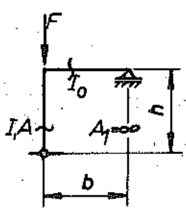


Bild 32c

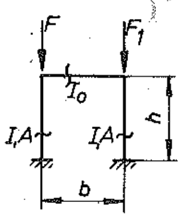


Bild 32d

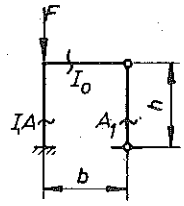


Bild 32e

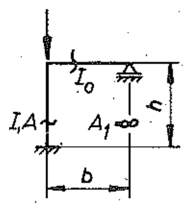


Bild 32f

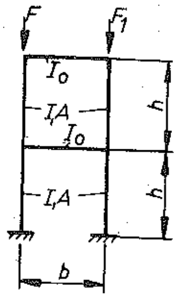


Bild 33

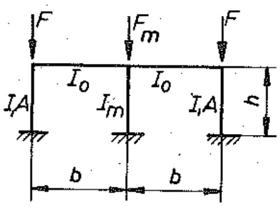


Bild 34a

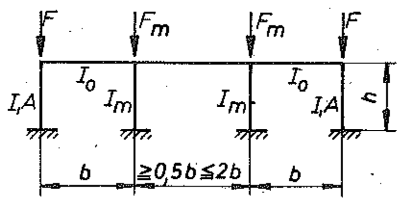


Bild 34b

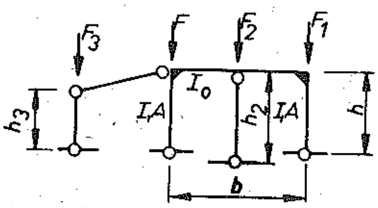


Bild 35a

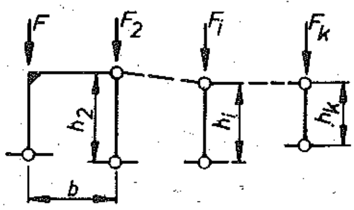


Bild 35b

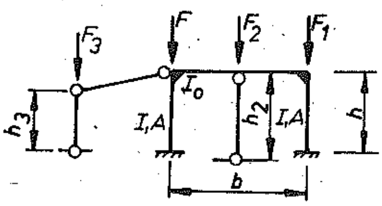


Bild 35c

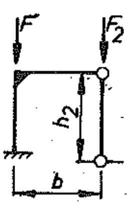


Bild 35d

14.2.4. Für frei stehende mehrfeldrig-einstöckige Rahmen ist

- bei zwei Feldern nach Bild 34a gelenkige Stielfüße

$$ß = \frac{6 + 1{,}2\,c_n}{3 + 0{,}1\,c_n}\,\sqrt{\frac{2+p}{2+t}}$$

fest eingespannte Stielfüße

$$\beta = \frac{1 + 0{,}4\, c_n}{1 + 0{,}2\, c_n} \sqrt{\frac{2 + p}{2 + t}}$$

- bei drei Feldern nach Bild 34b
  gelenkige Stielfüße

$$\beta = \frac{6 + 1{,}2\, c_n}{3 + 0{,}1\, c_n} \sqrt{\frac{1 + p}{1 + t}}$$

fest eingespannte Stielfüße

$$\beta = \frac{1 + 0{,}4\, c_n}{1 + 0{,}2\, c_n} \sqrt{\frac{1 + p}{1 + t}} .$$

Hierbei bedeuten:

$$c_n = c + \frac{9}{4}\alpha \; ; \quad t = \frac{I_m}{I} ; \quad p = \frac{F_m}{F} ; \quad \beta_m = \beta \sqrt{\frac{t}{p}}$$

Gültigkeitsbereich: $\beta \leqq 3$ bei eingespannten Stielfüßen
$\beta \leqq 6$ bei gelenkigen Stielfüßen

14. 2. 5. Werden durch einen einstöckigen Rechteckrahmen Pendelstützen gehalten, die durch während des Ausknickens lotrecht bleibende Kräfte $F_2 \ldots F_i \ldots F_k$ belastet sind, so muß der Knicklängenfaktor (β) nach Abschnitt 14. 2. 1. und 14. 2. 2. noch mit folgendem Faktor multipliziert werden:

- Zweigelenkrahmen nach Bild 35a:
  $\sqrt{1 + 0{,}48\, n}$
- einhüftiger, gelenkig gelagerter Rahmen nach Bild 35b:
  $\sqrt{1 + 0{,}96\, n}$
- eingespannter Rahmen nach Bild 35c:
  $\sqrt{1 + 0{,}43\, n}$
- einhüftiger, eingespannter Rahmen nach Bild 35d:
  $\sqrt{1 + 0{,}86\, n}$.

Hierbei bedeuten:

$$n = \frac{h}{F} \cdot \sum_{i=2}^{k} \cdot \frac{F_i}{h_i} \leqq 10$$

14. 2. 6. Für Dreieckrahmen nach Bild 36a mit der Basis $0{,}3\, h \leqq b \leqq 0{,}5\, h$ und dem Verhältnis der Längskräfte in den Stielen $-1 \leqq N_2/N_1 \leqq +1$ ist

$$\beta = 0{,}80 + 0{,}05 \left(1 + \frac{N_2}{N_1}\right)^2 .$$

Ist dieser Rahmen in halber Höhe durch einen Riegel nach Bild 36b verstärkt, der mindestens das gleiche Trägheitsmoment wie die Stiele hat, so ist

$$\beta = 0{,}44 + 0{,}12 \left(1 + \frac{N_2}{N_1}\right) + 0{,}03 \left(1 + \frac{N_2}{N_1}\right)^2 .$$

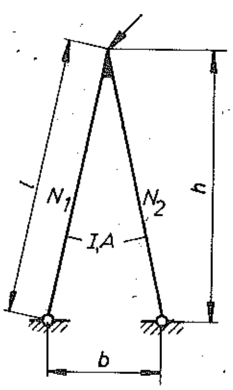


Bild 36a

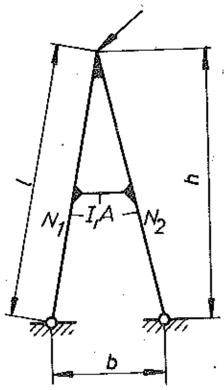


Bild 36b

14. 3. Für starr gestützte, über zwei Felder durchlaufende Stäbe nach Bild 37 mit feldweise konstanten Werten der Normalkraft und des Trägheitsmoments darf der Knicklängenfaktor des Feldes 1 ermittelt werden zu:

$$\beta_1 \approx \pi \sqrt{\frac{p}{2} + \sqrt{\frac{p^2}{4} - q}}$$

Hierbei bedeuten:

$$p = 0{,}1042\,(1 + v) - 0{,}0625\, \frac{1 + vc}{1 + c}$$

$$q = 0{,}00434 \cdot v$$

$$v = \frac{N_2\, l_2}{N_1\, l_1} \cdot c$$

$$c = \frac{I_1\, l_2}{I_2\, l_1}$$

Der Fehler der Näherung liegt unter 2 % für $v \leqq 1{,}0$ und $c + v \geqq 0{,}5$. Ergibt sich $v > 1{,}0$, so ist die Feldbezeichnung zu tauschen. Für $c + v < 0{,}5$ ist der β_1-Wert für v und $c = 0{,}5 - v$ zu ermitteln und dann zwischen diesem Wert und $\beta_1 = 0{,}7$ für $c = 0$ linear für das vorhandene c zu interpolieren.

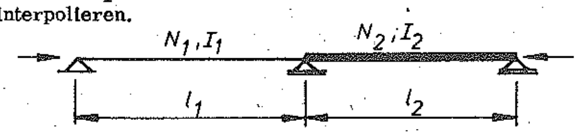


Bild 37

14. 4. Sind für ein Stabwerk verschiedene Lastfälle zu untersuchen, so darf für die Ermittlung der Knicklängenfaktoren näherungsweise ein Normalkraftzustand berücksichtigt werden, der entsteht, wenn in jedem Stab die größte Druckkraft angesetzt wird. Die so ermittelten Knicklängenfaktoren dürfen für alle Lastfälle verwendet werden.

15. VERBÄNDE

Die Stabilisierungskraft in Dachverbänden ist aus der möglichen Krümmung der Binderobergurte in der Dachebene hergeleitet worden, wobei als ungünstigster Fall gleichsinnige Krümmung aller Gurte angenommen ist. Die größte Querkraft im Verband ist bei sinusförmiger Verformung, siehe Abschnitt 7.,

$$Q = \sum N_i \cdot \frac{\pi V_m}{l}$$

Bei maximal zulässiger Krümmung $\frac{V_m}{l} = \frac{1}{1000}$ wird damit

$$Q \approx \frac{\Sigma N_i}{300}$$

Die gesamte Abtriebskraft 2 Q wird dreieckförmig verteilt angenommen, wobei M gleich 2 Q · 1/6 ist.

Bei Längsportalen wird gleichsinnige Neigung aller Stützen angenommen. Nach den Montagetoleranzen darf die Neigung in der gröbsten Genauigkeitsklasse maximal 1/1000 der Stützenhöhe betragen. Der vorgeschriebene Wert h/800 enthält einen Sicherheitsfaktor. Bei Fachwerkportalen, die für Wind- oder Kranbremskräfte bemessen sind, dürfen die Stabilisierungskräfte wegen ihres geringen Einflusses vernachlässigt werden. Dagegen sind sie bei verformungsempfindlichen (rahmenartigen) Portalen zu berücksichtigen.

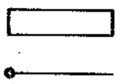
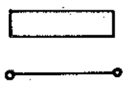
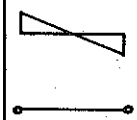
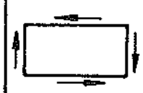
16. BEULEN UNAUSGESTEIFTER EBENER BLECHE

16.1. Allgemeines

Der Beulsicherheitsnachweis darf entfallen

- bei vollständig einbetonierten Blechen
- wenn das Verhältnis Breite (b) zu Dicke (t) den Werten nach Tabelle 16 entspricht.

Tabelle 16 Maximal zulässiges Verhältnis b/t ohne Nachweis

σ_F N/mm²	zul b/t											
	k = 0,43 γ = 1,5 			k = 4 γ = 1,5 			k = 23,9 γ = 1,35 			k = 5,34 γ = 1,35 		
	bei Beulspannungslinie											
	a	b	c	a	b	c	a	b	c	a	b	c
240	16,0	14,4	13,0	49	44	40	138	124	112	85,5	77	69,5
300	14,3	12,9	11,6	44	39	35	123	111	100	76,5	69	62,0
360	13,1	11,8	10,6	40	36	32	112	101	91	70,0	63	56,5
450	11,7	10,5	9,5	36	32	29	100	90	81	62,5	56	50,5

An Stößen sind Versetzungen der Bleche so weit wie möglich zu vermeiden. Bei Anordnung von Stößen nicht weiter als 1/8 der kleineren Feldabmessung vom gestützten Rand mit Mindeststeifigkeit entfernt ist eine Abstützung gegeben, die bei Einhaltung der Toleranz nach TGL 13510/07 ausreicht.

Bei Druckstäben kann durch den Verformungseinfluß die Druckspannung in bestimmten Beulfedern erhöht sein. Das kann außer durch Berechnung nach Theorie II. Ordnung auch durch Ansatz von $\sigma_z = \sigma_c/\varphi$ berücksichtigt werden. Wenn nach Theorie II. Ordnung mit γ_{kr}-fachen Lasten gerechnet wird, reicht für den Beulnachweis die Sicherheit

$$\frac{\gamma_{Beul}}{\gamma_{kr}}.$$

Eine andere Möglichkeit bei auf Knicken und Beulen beanspruchten Bauteilen ist, mit dem Beulknickfaktor

$$\varphi_{BN} = \frac{1}{2}\left(\frac{1+\mu_o}{\bar{\lambda}^2} + 1\right) - \sqrt{\left[\frac{1}{2}\left(\frac{1+\mu_o}{\bar{\lambda}^2} + 1\right)\right]^2 - \frac{1}{\bar{\lambda}^2}}$$

nachzuweisen, daß

$$\sigma_z \leqq \text{zul}\ \sigma \cdot \varphi_{BN}$$

ist.

Hierbei bedeuten:

σ_z Spannung im Beulfeld des Druckstabes, nach Theorie I. Ordnung ohne Knickfaktor berechnet

$$\mu_o = \mu_N + \frac{1-\varphi_B}{2\,\varphi_B}$$

$$\bar{\lambda} = \bar{\lambda}_N \cdot \frac{1+\varphi_B}{2\sqrt{\varphi_B}}$$

φ_B nach TGL 13503/01

$\bar{\lambda}_N$ bezogener Schlankheitsgrad für Knicken

μ_N Imperfektion für Knicken

Bei steifenlosen Stegen von Einfeldträgern mit Streckenlast genügt es, den Beulnachweis einmal für die größte Biegespannung in Trägermitte, zum anderen für die größte Querkraft am Auflager zu führen; von der Überlagerung darf abgesehen werden. Bei Durchlaufträgern ohne durchgehende Quersteife am Auflager müssen die Spannungen aus dem Biegemoment und der Querkraft am Auflager berücksichtigt werden. Wenn am Auflager eine Quersteife in voller Steghöhe vorhanden ist, darf das Biegemoment an der Stelle b/2 vom Auflager entfernt zusammen mit der maximalen Querkraft angesetzt werden. Dabei ist b die Steghöhe.

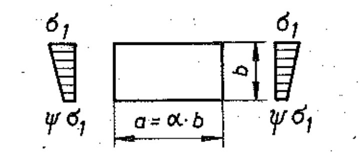
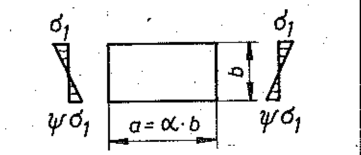
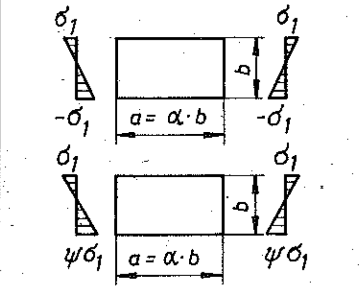
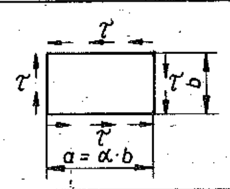
2) Bei der Berechnung des Seitenverhältnisses und der Bezugsspannung σ_e ist hier b durch den ideellen Wert $b_i = 2\,b_D$ zu ersetzen, wobei $b_D < 0,5\,b$ die Breite der Druckzone ist. Dies ist jedoch nicht zulässig für die Berechnung des Beulwertes (k) gleichzeitig wirkender Schubspannungen und der Bezugsspannung σ_e zur Ermittlung der Beulspannung τ_{ki}.

16. 2. Beulsicherheitsnachweis

16. 2. 1. Beulwerte

16. 2. 1. 1. An den vier Rädern gelenkig gelagerte Felder nach Tabelle 17.

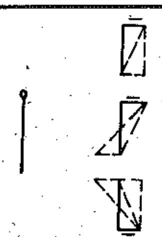
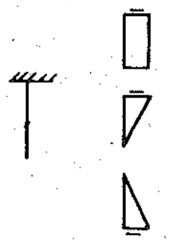
Tabelle 17 Beulwerte k für an den vier Rädern gelenkig gelagerte Felder, Schnittkräfte über Feldlänge konstant

Nr.	Belastung		Beulspannung	Gültigkeitsbereich α	Beulwert k
1	geradlinig verteilte Druckspannungen $0 \leqq \psi \leqq 1$		$\sigma_{z\,ki} = k \cdot \sigma_e$	$\geqq 1$	$\frac{8,4}{\psi + 1,1}$
				< 1	$(\alpha + \frac{1}{\alpha})^2 \cdot \frac{2,1}{\psi + 1,1}$
2	geradlinig verteilte Druck- und Zugspannungen mit überwiegendem Druck $-1 < \psi < 0$			$\geqq 1$	$7,64 - 6,26\psi + 10\psi^2$
				< 1	$(1 + \psi)\, k' - \psi k'' + 10\psi(1 + \psi)$ mit k' nach Zeile 1 für $\psi = 0$, k'' nach Zeile 3 für $\psi = -1$
3	geradlinig verteilte Druck- und Zugspannungen mit gegengleichen Randwerten $\psi = -1$ oder mit überwiegendem Zug[2)] $\psi < -1$			$\geqq 2/3$	23,9
				$< 2/3$	$15,87 + \frac{1,87}{\alpha^2} + 8,6\,\alpha^2$
4	gleichmäßig verteilte Schubspannungen		$\tau_{ki} = k \cdot \sigma_e$	$\geqq 1$	$5,34 + \frac{4,00}{\alpha^2}$
				< 1	$4,00 + \frac{5,34}{\alpha^2}$

16. 2. 1. 2. Verschiedene Lagerungsbedingungen der Längsränder

Ist ein rechteckiges Blech an den durch Normalspannungen (σ_z) belasteten Querrändern einspannungsfrei und an den unbelasteten Längsrändern unterschiedlich gelagert, gelten die Beulwerte nach Tabelle 18.

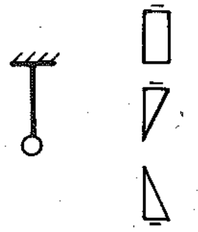
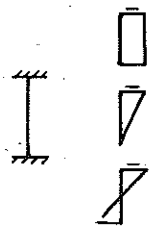
Tabelle 18 Beulwerte k bei unterschiedlicher Lagerung

Lagerung der Längsränder und Spannungsverteilung		$\alpha \geqq$	Beulwert k
	$1 \geqq \psi \geqq 0$	1,6	$\frac{0,58}{\psi + 0,34}$
	$0 \geqq \psi \geqq -1$	1,6	$1,71 - 5\psi + 17,1\psi^2$
	$1 \geqq \psi \geqq -1$	1,7	$0,57 - 0,21\psi + 0,07\psi^2$
	$\psi = 1$	1,63	1,28
	$\psi = 0$	1,58	6,26
	$\psi = 0$	1,67	1,64

Fortsetzung der Tabelle Seite 32

2) siehe Seite 30

Fortsetzung der Tabelle 18

Lagerung der Längsränder und Spannungsverteilung	$\alpha \geqq$	Beulwert k
 $\psi = 1$	0,79	5,40
$\psi = 0$	0,77	12,16
$\psi = 0$	0,80	9,89
 $\psi = 1$	0,67	6,97
$\psi = 0$	0,65	13,56
$\psi = -1$	0,67	39,6
 Elastisch eingespannt, Drillwiderstand der Längsränder je I_{Dr}	0,7	$k \approx k_o(\psi)\,\dfrac{1 + 4,94\; I_{Dr}/(bt^3)}{1 + 2,84\; I_{Dr}/(bt^3)}$ $k_o(\psi)$ nach Tabelle 17 Zeile 1 bis 3 entsprechend ψ und α

16.2.1.3. Allseitig gedrückte Bleche

Wird ein rechteckiges, einspannungsfrei gelagertes Blech an den Längs- und Querrändern durch Druckspannungen σ_z und $\sigma_y = \Omega \cdot \sigma_z$ nach Bild 38 beansprucht, wobei $0 \leqq \Omega \leqq 1$ ist, gelten die folgenden Beulwerte k_z und $\sigma_{zki} = k_z \cdot \sigma_e$:

$$1,0 \geqq \Omega \geqq 0,5 \quad \text{für alle } \alpha \qquad\qquad k_z = \frac{\left(\frac{1}{\alpha} + \alpha\right)^2}{1 + \Omega\alpha^2}$$

$$0,5 \geqq \Omega \geqq 0 \quad \begin{cases} \text{für } \alpha \leqq \dfrac{1}{\sqrt{1 - 2\Omega}} & k_z = \dfrac{\left(\frac{1}{\alpha} + \alpha\right)^2}{1 + \Omega\alpha^2} \\[2ex] \text{für } \alpha > \dfrac{1}{\sqrt{1 - 2\Omega}} & k_z = 4\,(1 - \Omega) \end{cases}$$

Die ideale Vergleichsspannung ist $\sigma_{ki} = \sigma_{zki} \cdot \sqrt{1 + \Omega^2 - \Omega}$

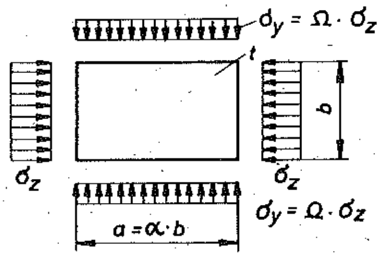


Bild 38

16.2.1.4. Belastung an einem Längsrand (örtliche Last)

Greift an einem durch Gurte und Quersteifen gelenkig unverschieblich gelagerten Blech an einem Längsrand (Gurt) die Streckenlast Q symmetrisch zur Mitte an, siehe Bild 39, so entsteht die Spannung

$$\sigma_y = \frac{Q}{s \cdot c}\,.$$

Die ideale Beulspannung beträgt bei $\beta > 0,25$

$$\sigma_{yki} = k_y \cdot \sigma_e \cdot \frac{b}{c}\,.$$

Hierbei bedeuten:

$\beta = \dfrac{c}{a}$ bezogene Lasteintragungslänge, siehe Bild 39

k_y Beulwert nach Bild 41

Die Biege- und Schubspannungsanteile im untersuchten Feld aus der Streckenlast Q sind in den Beulwerten k_y berücksichtigt und brauchen deshalb nicht gesondert als σ_z und τ angesetzt zu werden. Eine Überlagerung ist lediglich für Spannungsanteile σ_z und τ aus anderen Belastungen erforderlich, siehe Bild 40.

Bei einer Einzellast P oder $\beta < 0,25$ ist die ideale Beullast

$$P_{ki} = k_P \cdot \sigma_e \cdot h_s \cdot s$$

Hierbei bedeuten:

$$k_P = 2,55 + \frac{1,26}{\alpha^4} \quad \text{für } \alpha \geqq 1$$

Bei Anordnung einer Längssteife mit Mindeststeifigkeit (I *) im Abstand b_1 vom belasteten Rand darf für das obere Teilfeld

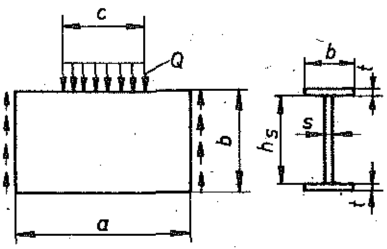
$$k_P = \frac{2,55 + 1,26/\alpha_1^4}{1 + 0,5\,(1 - b_1/b)} \quad \text{für } \alpha_1 \geqq 1 \quad \text{und}$$

$$P_{ki} = k_P \cdot \sigma_{e1} \cdot b_1 \cdot s$$

gesetzt werden.

Bei P und P_{ki} ist die Überlagerung mit den Spannungen σ_z und τ nach Abschnitt 16.2.3. nachzuweisen, wobei $\dfrac{\nu_y\,\sigma_y}{\sigma_{yki}} = \dfrac{\nu_y P}{P_{ki}}$ gesetzt werden darf.

Der Spannungsnachweis für das Blech unter der Einzellast ist nach TGL 13500/01 oder den Standards des jeweiligen Stahlbaufachgebietes zu führen.



$\alpha = \frac{a}{b}$ $\beta = \frac{c}{a}$ $g = \frac{b \cdot t}{h_s \cdot s}$

Bild 39

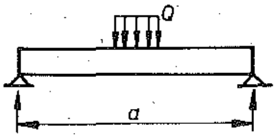


Bild 40a

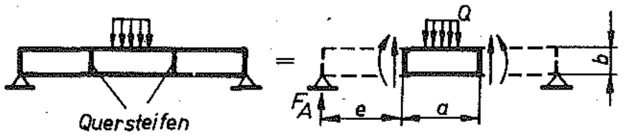


Bild 40b

bei Bild 40: a) nur σ_y, k_y berücksichtigen

b) Überlagerung von σ_y, k_y mit σ_z aus $M = F_A \cdot e$

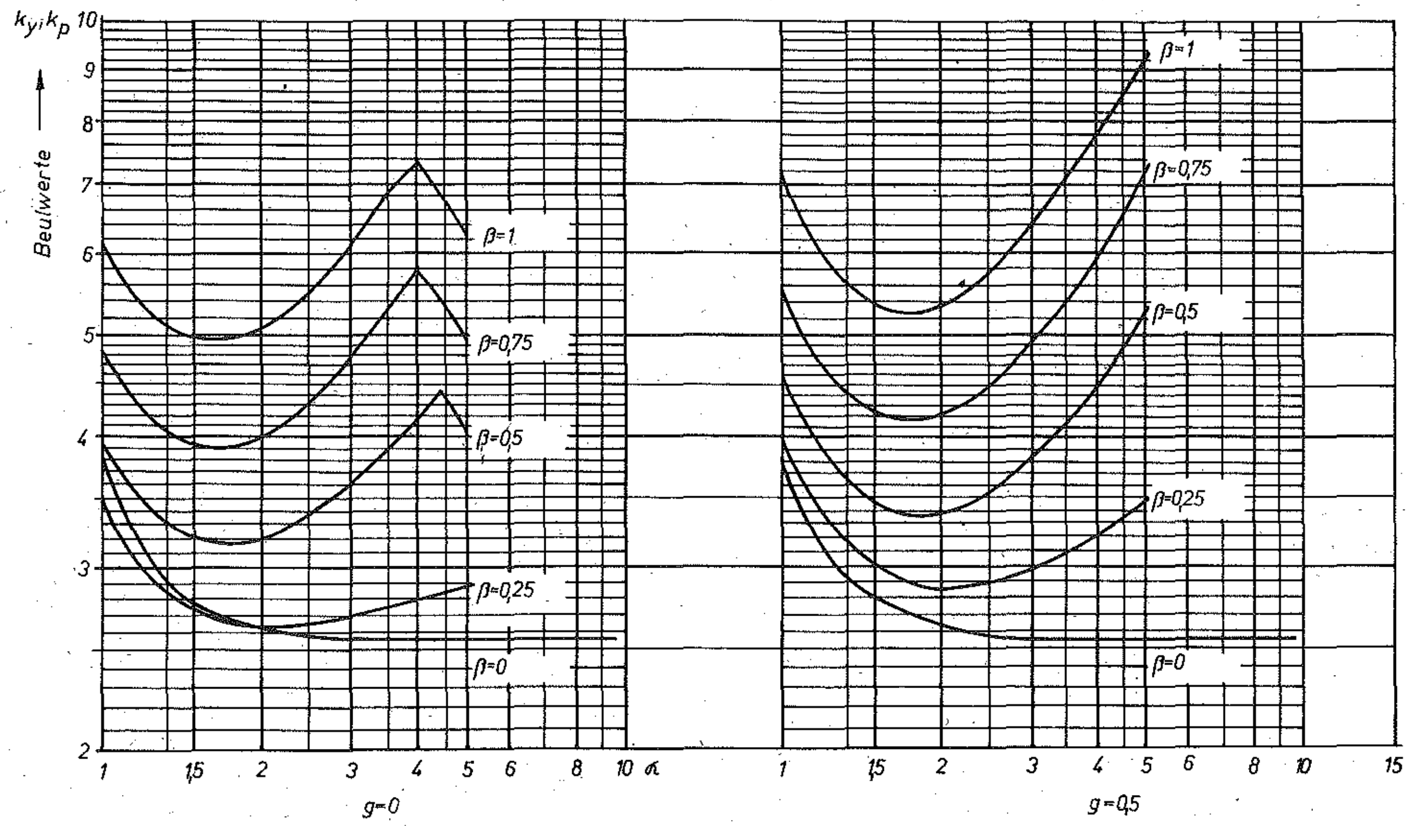


Bild 41

16.2.1.5. Über Feldlänge veränderliche Schnittkräfte

Bei veränderlichen Biege- und Schubspannungen infolge einer Einzellast im Beulfeld, siehe Bild 42a und 42b, dürfen die Beulwerte berechnet werden:

$$k_z = \frac{k_z\ (\psi, \alpha\ ,\ \sigma = \text{const})}{0{,}5 + \frac{0{,}2}{\alpha^2} + \frac{\sigma_1 + \sigma_r}{\max.\sigma}\ (0{,}25 - \frac{0{,}1}{\alpha^2})}$$

$$k_\tau = \frac{2\ k_\tau\ (\alpha,\ \tau\ = \text{const})}{1 + \frac{\min.\tau}{\max.\tau} + (1 - \frac{\min.\tau}{\max.\tau})\ \frac{k_\tau\ (\alpha,\ \tau\ = \text{const})}{k_\tau\ (\frac{\alpha}{2},\ \tau\ = \text{const})}}$$

Hierbei bedeuten:

k_z $(\psi, \alpha\ ,\ \sigma\ = \text{const})$	Beulwert nach Abschnitt 16.2.1.1. oder 16.2.1.2. für gegebene Verhältnisse ψ und α und für σ = max. σ konstant über Feldlänge
k_τ $(\alpha,\ \tau\ = \text{const})$	Beulwert nach Abschnitt 16.2.1.1. für das Seitenverhältnis
k_τ $(\frac{\alpha}{2},\ \tau\ = \text{const})$	α oder $\frac{\alpha}{2}$ und τ = max. τ konstant über Feldlänge

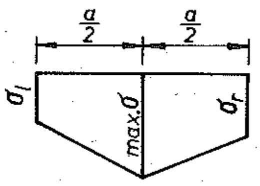


Bild 42a

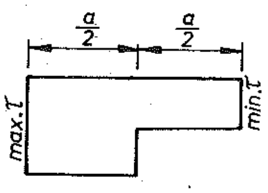


Bild 42b

16. 2. 2. Die Bezugsspannung σ_e zur Berechnung der idealen Beulspannung (σ_{zki}, σ_{yki} oder τ_{ki}) ist die ideale Knickspannung eines an seinen Enden einspannungsfrei gelagerten Blechstreifens der Breite 1, der Länge (b) und der Dicke (t), dessen Biegesteifigkeit durch die Plattensteifigkeit

$$\frac{E\,t^3}{12\,(1-\mu^2)}$$

ersetzt wird.

Zum Vergleich mit anderen kritischen Spannungen kann ein bezogener Schlankheitsgrad

$$\bar{\lambda}_B = \sqrt{\frac{\sigma_F}{\sigma_{ki}}} = \sqrt{\frac{\sigma_F}{k_\sigma \cdot \sigma_e}} \quad \text{oder}$$

$$\sqrt{\frac{\tau_F}{\tau_{ki}}} = \sqrt{\frac{\sigma_F}{\sqrt{3} \cdot k_\tau \cdot \sigma_e}}$$

eingeführt werden. Damit wird der Beulfaktor

$$\varphi_B = \frac{\sigma_{kr}}{\sigma_F} = \frac{\tau_{kr}\,\sqrt{3}}{\sigma_F} = \frac{n}{\bar{\lambda}_B}\left[1 - 0{,}1\left(\frac{n}{\bar{\lambda}_B}\right)^2\right]$$

Die Begrenzung $\sigma_{kr} \leqq \sigma_{ki}$ oder $\tau_{kr} \leqq \tau_{ki}$ führt auf

$$\varphi_B = \frac{1}{\bar{\lambda}_B^2}\,.$$

16. 2. 3. Wenn bei zusammengesetzter Beanspruchung keine überkritischen Tragreserven berücksichtigt werden, ist $\sigma_{vkr} \leqq \sigma_{vki}$ und $\tau_{vkr} = \sigma_{vkr}/\sqrt{3}$. Damit vereinfacht sich der Nachweis auf

$$\sqrt{(\nu_z\,\sigma_z)^2 + (\nu_y\,\sigma_y)^2 - \nu_z\,\sigma_z \cdot \nu_y\,\sigma_y + 3\,(\nu_\tau\,\tau)^2} \leqq \sigma_{vkr}$$

wobei σ_{vkr} aus σ_{vki} nach TGL 13503/01 zu berechnen ist.

Bei Biegespannungen σ_z mit gegengleichen Randwerten, $\psi = -1$, und Schubspannungen τ wird

$$\sigma_{vki} = \frac{\sqrt{(\nu_z\,\sigma_z)^2 + 3\,(\nu_\tau\,\tau)^2}}{\sqrt{\left(\frac{\nu_z\,\sigma_z}{\sigma_{zki}}\right)^2 + \left(\frac{\nu_\tau\,\tau}{\tau_{ki}}\right)^2}}$$

16. 3. Überkritisches Beulverhalten

16. 3. 1. Gedrückte Teile

Die mitwirkende Breite (b_m) im Verhältnis zur geometrischen Breite (b) kann aus TGL 13503/01 bei Ersatz von σ_F durch $\nu\,\sigma$ hergeleitet werden

$$\frac{b_m}{b} = n\sqrt{\frac{\sigma_{ki}}{\nu\,\sigma}}\left(1 - \frac{n^2}{10}\,\frac{\sigma_{ki}}{\nu\,\sigma}\right)$$

$$= n\,\sqrt{0{,}9038\,.\,k}\,.\,\frac{t}{b}\,\sqrt{\frac{E}{\nu\,\sigma}}\left(1 - \frac{n^2}{10} \cdot 0{,}9038 \cdot k \cdot \frac{t^2}{b^2} \cdot \frac{E}{\nu\,\sigma}\right)$$

Für ein an beiden Längsrändern gelagertes, gleichmäßig gedrücktes Feld mit k = 4 wird damit

$$\frac{b_m}{b} = 1{,}90\;n\,\frac{t}{b}\,\sqrt{\frac{E}{\nu\,\sigma}}\left(1 - 0{,}362\;n^2\,\frac{t^2}{b^2} \cdot \frac{E}{\nu\,\sigma}\right)$$

$$= 56{,}2\;n\,\frac{t}{b}\,\sqrt{\frac{\sigma_F^*}{\nu\,\sigma}}\left(1 - 316{,}3\;n^2\,\frac{t^2}{b^2} \cdot \frac{\sigma_F^*}{\nu\,\sigma}\right)$$

Für kaltgeformte Profilstähle und Profilbleche gilt im Regelfall Beulspannungslinie a, wenn die Kaltverfestigung nicht berücksichtigt wird. Wenn bei kaltgeformten Profilen ein Rand starr, z. B. durch einen Steg, und der andere elastisch, z. B. durch Sicke oder Bördelung mit I_{min} nach Abschnitt 17. 2. 2., gelagert ist, dürfen die gleichen Formeln angewendet werden mit n = 0,81 entsprechend Beulspannungslinie c.

Für ein nur an einem Längsrand gelagertes, am anderen freies, gleichmäßig gedrücktes Feld mit k = 0,43 wird

$$\frac{b_m}{b} = 0{,}623\;n\,\frac{t}{b}\,\sqrt{\frac{E}{\nu\,\sigma}}\left(1 - 0{,}0388\;n^2\,\frac{t^2}{b^2} \cdot \frac{E}{\nu\,\sigma}\right)$$

$$= 18{,}44\;n\,\frac{t}{b}\,\sqrt{\frac{\sigma_F^*}{\nu\,\sigma}}\left(1 - 34{,}0\;n^2\,\frac{t^2}{b^2} \cdot \frac{\sigma_F^*}{\nu\,\sigma}\right)$$

Hierbei bedeuten:

$\sigma_F^* = 240\ \text{N/mm}^2$

σ rechnerische Spannung bei Ansatz der Breite b_m

n Faktor nach TGL 13503/01

Bei Tragfähigkeitsberechnungen ist mit $\nu = \nu_{kr}$ zu rechnen, bei Verformungsberechnungen darf $\nu = 1$ gesetzt werden.

Um die iterative Berechnung infolge der Wechselwirkung zwischen b_m und σ zu vermeiden, darf $\nu\,\sigma = \sigma_F$ bei Tragfähigkeitsnachweisen und $\nu\,\sigma = \text{zul}\,\sigma$ bei Verformungsnachweisen eingesetzt werden.

16. 3. 2. Stege von Biegeträgern

Sofern keine genauere Berechnung des überkritischen Tragverhaltens erfolgt, darf der Spannungsnachweis mit einem Ersatzquerschnitt nach Bild 43 geführt werden.

Die mitwirkende Steghöhe auf der Druckseite ist

$$\beta\,.\,s = s\,.\,36\;n\,\sqrt{\frac{\sigma_F^*}{\nu\,\sigma}} \leqq \frac{h_s}{2}$$

Formelzeichen siehe Abschnitt 16. 3. 1. Der letzte Absatz von Abschnitt 16. 3. 1. gilt auch hier.

Das Widerstandsmoment W_T auf der Zugseite darf wie beim vollen Querschnitt berechnet werden; auf der Druckseite ist es beim doppeltsymmetrischen Querschnitt näherungsweise bei Annahme der Spannungsverteilung nach Bild 43

$$W_T = b\,t\,(h_s + t) + \beta_s{}^2\,\frac{h_s - \beta\,.\,s}{2} + \frac{h_s^2\,s}{12}$$

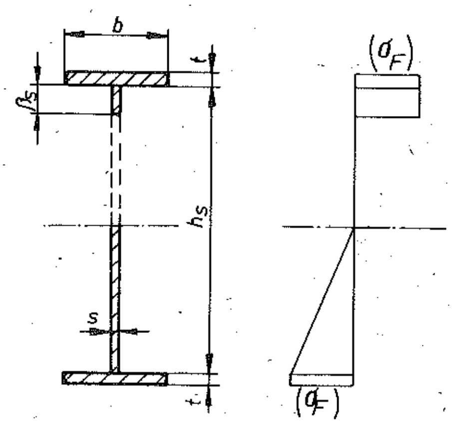


Bild 43

16.3.3. Schubbeanspruchte Teile

Sofern kein genauerer Nachweis erfolgt, darf bei Einhaltung der Mindestmaße des Gurtes nach Tabelle 19 die zulässige Schubspannung als

$$\mathrm{zul}\,\tau = \frac{\tau_{kr} + \Delta\tau^*}{\nu_\tau}$$

berechnet werden, wobei

$$\Delta\tau^* = 0{,}8\,\frac{\sigma_F - \tau_{kr}\sqrt{3}}{2\sqrt{1+\alpha^2}} = \sigma_F\,\frac{0{,}4\,(1-\varphi_B)}{\sqrt{1+\alpha^2}}$$

ist.

Hierbei bedeuten:

σ_F	Streckgrenze des Steges
τ_{kr}	aus τ_{ki} berechnete kritische Beulschubspannung
φ_B	Beulfaktor bei Schubspannung
ν_τ	Beulsicherheitszahl nach TGL 13503/01
$\alpha = a/b$	das Seitenverhältnis des Feldes. Wenn $a/b < 2$ ist, ist $\alpha = 2$ einzusetzen.

In dem Faktor 0,8 sind sowohl das Verhältnis ν_τ/ν_{kr} als auch Unsicherheiten der Berechnungsformel berücksichtigt.

Tabelle 19 Mindestmaße der Gurte für überkritischen Schubbeulnachweis des Steges

Steg h	s	Mindestmaße des Gurtes bei a/b ≤ 1	> 1
$\leq$ 600	≤ 2	160 x 8	160 x 8
	$> 2 \leq 4$	160 x 8	200 x 10
	> 4	200 x 10	200 x 10
$\leq$ 1000	≤ 2	200 x 8	250 x 10
	$> 2 \leq 4$	200 x 10	250 x 12
	> 4	200 x 12	250 x 14 oder 300 x 12
$>$ 1000	≤ 2	250 x 10	250 x 12
	$> 2 \leq 4$	250 x 12	300 x 14
	> 4	250 x 14	350 x 15 oder 300 x 18

16.3.4. Kombinierte Beanspruchung

Bei Beanspruchung durch ein Biegemoment (M) und eine Querkraft (Q) ist nachzuweisen

$$\left(\frac{M}{\mathrm{zul}\,M}\right)^2 + \left(\frac{Q}{\mathrm{zul}\,Q}\right)^2 \leq 1$$

zul M und zul Q sind entsprechend Abschnitt 16.3.2. und 16.3.3. zu berechnen.

16.4. Örtliches Beulen dünnwandiger Stege

16.4.1. Zulässige Kraft

Bei gelenkig gelagerten Trägern mit einzelnen unverstärkten dünnwandigen Stegen, z. B. kaltgeformten [-Profilen, und bei trapezprofilierten Blechen ist die zulässige Querkraft

$$\mathrm{zul}\,Q = \mathrm{zul}\,\sigma \cdot s^2 (5{,}2 + 0{,}11\,\frac{c}{s})\,(1{,}33 - 0{,}33\,\frac{\sigma_F}{\sigma_F^*})\,\sin\theta$$

Dabei ist vorausgesetzt, daß der innere Ausrundungsradius (r) nicht größer als die Stegdicke (s) ist. Sonst ist die Formel mit

$$(1{,}15 - 0{,}15\,\frac{r}{s})$$

zu multiplizieren.

Für Träger mit][- oder ⌴[-Querschnitt, deren Stege fest miteinander verbunden sind, ist die zulässige Querkraft für jeden in voller Höhe (h) durchgehenden Steg

- bei Kraftangriff am Trägerende:

$$\mathrm{zul}\,Q = \mathrm{zul}\,\sigma \cdot s^2\,(7{,}4 + 0{,}9\,\sqrt{\frac{c}{s}})$$

- bei Kraftangriff mindestens 1,5 h vom Trägerende entfernt:

$$\mathrm{zul}\,Q = \mathrm{zul}\,\sigma \cdot s^2\,(11{,}1 + 2{,}4\,\sqrt{\frac{c}{s}})$$

Zwischenwerte von zul Q bei Abstand des Kraftangriffs vom Trägerende zwischen 0 und 1,5 h dürfen linear interpoliert werden.

Hierbei bedeuten:

s	Stegdicke
h	Profilhöhe
c	Länge der Lasteintragung, in Trägerlängsrichtung gemessen; $c \leq h$
σ_F	Streckgrenze
σ_F^*	$= 240\ \mathrm{N/mm^2}$
θ	Neigungswinkel des Steges, siehe Bild 44

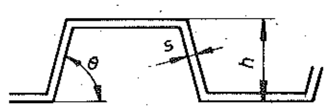


Bild 44

16.4.2. Einfluß eines Biegemomentes

Wenn die vorhandene Querkraft (Q) größer als 30 % der zulässigen ist, $Q > 0{,}3$ zul Q, ist nachzuweisen:

$$\frac{Q}{\mathrm{zul}\,Q} + \frac{M}{\mathrm{zul}\,M} \leq 1{,}3$$

Dabei ist zul Q ohne Momenten-Einfluß und zul M ohne Querkraft-Einfluß anzunehmen.

17. BEULEN AUSGESTEIFTER EBENER BLECHE

17.1. Ausgesteifte Beulfelder

Übersicht über die erforderlichen Nachweise siehe Tabelle 20

Tabelle 20 Beulnachweise für ausgesteifte Felder

Spannung	Anzahl der Längssteifen	α	Berechnung	erf ν im GLF H
σ_z, ψ beliebig	1 bis 3 im Druckbereich	beliebig	Beultheorie; I^* erhöht	1,50
			Knickstabverfahren zulässig, bei größeren Vorkrümmungen oder Querlasten gefordert	1,50
σ_z, $\psi \geqq 0$	>3 im Druckbereich	≦ 0,9	Knickstabverfahren	1,50
		>0,9	Beultheorie oder Knickstabverfahren. Bei größeren Vorkrümmungen oder Querlasten Knickstabverfahren gefordert	1,50*3)
σ_z, $\psi < 0$		beliebig		
σ_y	≦ 2	beliebig	Beultheorie $\psi_y = 1$	1,50
			Beultheorie $\psi_y = 0$	1,35
	>2			1,50
τ	≦ 2		Beultheorie	1,35
	> 2		Beultheorie Einzelfelder neben Auflager im Druckbereich mit $1{,}3\,\tau$ berechnen	1,50

Die ausreichende Beulsicherheit des Einzelfeldes ist beim Knickstabverfahren durch die mitwirkende Breite gewährleistet. Bei gedrungenen Blechen sind die Imperfektionen größer als bei entsprechenden Stäben, deshalb ist mit $\bar{\lambda} \geqq 0{,}4$ zu rechnen. Beim Nachweis nach dem Knickstabverfahren darf statt mit dem Knickfaktor (φ_N) auch mit dem modifizierten Beulfaktor

$$\varphi_B = \frac{\varphi_B + \varphi_N \sum_i (\delta_i \cdot \psi_i)}{1 + \sum_i (\delta_i \cdot \psi_i)}$$

gerechnet werden.

Hierbei bedeuten:

φ_B Beulfaktor nach TGL 13503/01, Abschnitt 16.

φ_N Knickfaktor nach TGL 13503/01, Abschnitt 6.

$\delta_i = \frac{A_{is}}{b \cdot t}$

A_{is} Fläche der Steife ohne mitwirkendes Blech

$\psi_i = \sigma_{zi}/\sigma_{z1}$ Verhältnis der Spannung an der Stelle der Steife zur größten Druckspannung im versteiften Feld

*3) bei Beultheorie kleinerer Wert abhängig von möglich

17.2. Steifen

17.2.1. Anordnung der Steifen

Zu jeder idealen Beulspannung gehört eine bestimmte ideale Beulfläche, nach der sich das Blech zu Beginn des Ausbeulens verformt. Die Steifen haben die Aufgabe, dieser Verformung einen Widerstand entgegenzustellen und auf diese Weise die ideale Beulspannung zu erhöhen. Steifen, die an Stellen liegen, an denen beim Ausbeulen des unversteift gedachten Bleches keine Ausbiegung auftritt, Knotenlinien der Beulfläche des unversteiften Bleches, sind demnach wirkungslos.

Die Steifen sind als Quer- oder Längssteifen, ausnahmsweise auch als Schrägsteifen auszuführen. Bei größeren Stegblechfeldern darf auch ein aus Quer- und Längssteifen zusammengesetzter Steifenrost angeordnet werden.
Die Wirkung der Aussteifung wird erhöht, wenn die Quer- und Längssteifen an ihren Enden biegesteif angeschlossen und an den Kreuzungsstellen nach Art der Trägerroste biegesteif verbunden werden.

Die Steifen dürfen einseitig oder auf beiden Seiten des Bleches angeordnet werden.

Wenn Schweißnähte, die die Steifen mit dem Blech verbinden, unterbrochen ausgeführt werden, sollen die lichten Abstände zwischen den Nahtstücken möglichst kurz sein; versetzte Anordnung ist dabei günstig.

Die Unterbrechung z. B. zum Schweißen von Stumpfstößen des Bleches soll bei druckbeanspruchten Blechen nicht größer als die 10fache Blechdicke sein, siehe Bild 45, sonst ist die Auswirkung von möglichem Versatz und Knickwinkel im Blech zu berücksichtigen.

Ausschnitte in Steifen sollen nicht höher als 60 % ihrer Steghöhe sein, siehe Bild 46, und in Längsrichtung möglichst geringe Ausdehnung haben. In Flachstahlsteifen sind sie nicht zulässig.

Der Stoß von Steifen ist so zu gestalten, daß die Steifigkeit und die seitliche Stabilität der Steife gewährleistet sind und möglichst keine Exzentrizitäten auftreten.

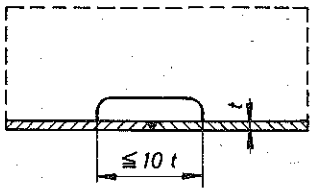


Bild 45

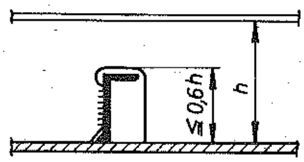


Bild 46

17.2.2. Mindeststeifigkeit

Eine Längs- oder Quersteife mit der Mindeststeifigkeit (I^*) bewirkt, daß die ideale Beulspannung $k \cdot \sigma_e$ des Gesamtfeldes mindestens so hoch ist wie die des höchstbeanspruchten Teilfeldes. Der Beulsicherheitsnachweis ist dann nur für dieses Teilfeld zu führen.

Wenn das Trägheitsmoment (I) der Steife kleiner als die Mindeststeifigkeit (I^*) ist, liegt die ideale Beulspannung $k \cdot \sigma_e$ des Gesamtfeldes unter der des Teilfeldes. Sie ist aber gegebenenfalls noch ausreichend groß, um die erforderliche Beulsicherheit zu gewährleisten. Da wegen der Abminderung auf σ_{kr} oder τ_{kr} eine höhere Beulspannung $k \cdot \sigma_e$ nicht immer ausgenutzt werden kann, ist es mitunter wirtschaftlicher, die Steifen mit $I < I^*$ auszuführen.

Die Mindeststeifigkeit ist

$$I^* = \gamma^* \frac{b\,t^3}{12\,(1 - \mu^2)} = 0{,}092 \cdot \gamma^* \cdot b \cdot t^3$$

Hierbei bedeuten:

a und b — Länge und Breite des gegebenen, durch die Steife zu unterteilenden Blechfeldes

t — Dicke des Bleches

$\mu = 0{,}3$ — Querdehnungszahl des Baustahls

γ^* — Beiwert, der von der Belastung und dem Seitenverhältnis $\alpha = a/b$ des Blechfeldes, von der Anordnung der Steife und, bei axial belasteten Steifen, auch von der Hilfsgröße

$$\delta = \frac{A_s}{b \cdot t}$$

abhängt, siehe Tabelle 21.

A_s — Querschnittsfläche der Steife ohne mitwirkendes Blech

Bei einseitig elastisch gelagerten Feldern nach Abschnitt 16. 3. 1. ist

$$I_{min} = 8\left(\frac{b}{t} - 5\right) t^4,$$

auf die Kontaktlinie zwischen Steife und Blech bezogen. Bei Zwischensteifen, die zwei benachbarte Felder aussteifen, muß das Trägheitsmoment mindestens doppelt so groß sein.

Eine Steife mit der Mindeststeifigkeit vermag die Beulspannung des Bleches praktisch bis auf den Wert zu heben, der dem in Tabelle 21 durch Schraffur gekennzeichneten Teilfeld bei einspannungsfreier Lagerung aller vier Ränder entspricht.

Besteht für die Teilfelder verschieden große Beulgefahr, so gehört die Schraffur zu dem Teilfeld, für das die Beulgefahr am größten ist.

Wird das Blech gleichzeitig durch Normalspannungen σ_z und σ_y und Schubspannungen τ belastet, so darf überschläglich

$$\gamma^* = \gamma_1^* \frac{\vartheta_1}{\bar{\vartheta}_1} + \gamma_2^* \frac{\vartheta_2}{\bar{\vartheta}_2} + \gamma_3^* \frac{\vartheta_3}{\bar{\vartheta}_3}$$

gesetzt werden.

Hierbei bedeuten:

γ_1^* — Mindeststeifigkeit bei alleiniger Wirkung der Normalspannungen σ_z

γ_2^* — Mindeststeifigkeit bei alleiniger Wirkung der Schubspannungen τ

γ_3^* — Mindeststeifigkeit bei alleiniger Wirkung der örtlichen Spannungen σ_y

$$\vartheta_1 = \frac{1+\psi}{2} \cdot \frac{\sigma_z}{\sigma_{zkr}} + \frac{1-\psi}{2}\left(\frac{\sigma_z}{\sigma_{zkr}}\right)^2$$

$$\vartheta_2 = \left(\frac{\tau}{\tau_{kr}}\right)^2 \qquad \vartheta_3 = \frac{\sigma_y}{\sigma_{ykr}}$$

$$\bar{\vartheta}_{1,2,3} = \frac{1+\psi}{2} \cdot \frac{\sigma_z}{\sigma_{zkr}} + \frac{1-\psi}{2}\left(\frac{\sigma_z}{\sigma_{zkr}}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{kr}}\right)^2 + \frac{\sigma_y}{\sigma_{ykr}}$$

Alle Werte gelten für das Teilfeld mit der jeweils größten Beulgefahr.

Die in TGL 13503/01 geforderte Erhöhung von γ^* ist auch auf die Werte nach Tabelle 21 anzuwenden.

17. 3. Beulwerte ausgesteifter Bleche

Bemißt man die Aussteifungen der Felder nicht nach den Mindeststeifigkeiten (I^*), so ist der Beulwert (k) für das versteifte Feld zu berechnen und die Beulsicherheit nachzuweisen. Hierbei sind die zu wählenden γ-Werte der Aussteifungen kleiner als γ^*.

Für einige wichtige Belastungsfälle und Steifenanordnungen sind die Beulwerte (k) bei einspannungsfrei gelagerten Feldrändern aus der Tabelle 22 zu entnehmen.

Hierbei bedeuten:

$$\gamma = \frac{I}{0{,}092 \cdot b \cdot t^3} \quad \text{und} \quad \delta = \frac{A_s}{b \cdot t}$$

A_s — Querschnittsfläche der Steife ohne mitwirkendes Blech

I — Trägheitsmoment des Steifenquerschnittes mit mitwirkendem Blech

Für alle $\gamma \geq \gamma^*$ ist der Beulwert (k) für das durch die Zwischensteife gebildete und durch Schraffur gekennzeichnete beulgefährdete Teilfeld anzusetzen.

Die Abminderung von I nach TGL 13503/01 ist auch auf die hier angegebenen Werte anzuwenden.

Bei druckbeanspruchten Blechen mit $\psi = 1$ und Längssteifen darf der Beulwert berechnet werden zu

$$k = \frac{\sqrt{1+\gamma(n_L+1)}}{1+\delta(n_L+1)} \cdot \left[\left(\frac{m}{\alpha^*}\right)^2 + \left(\frac{\alpha^*}{m}\right)^2 + 2\varkappa\right]$$

Hierbei bedeuten:

n_L — Anzahl der Längssteifen

$\alpha^* = \dfrac{\alpha}{\sqrt[4]{1+\gamma(n_L+1)}}$ — modifiziertes Seitenverhältnis

$$\varkappa = \frac{1 + \frac{1}{2}\,\frac{G\,I_{D1}}{b_1} \cdot \frac{12(1-\mu^2)}{E\,t^3}}{\sqrt{1+\gamma(n_L+1)}} = \frac{1 + 2{,}10\,\frac{I_{D1}}{t^3\,b_1}}{\sqrt{1+\gamma(n_L+1)}}$$

$$\leq \frac{2{,}47}{\sqrt{1+\gamma(n_L+1)}} \quad \text{Torosionskennzahl}$$

I_{D1} — Drillwiderstand einer Längssteife. Er darf nicht größer als $0{,}7\, b_1 t^3$ angesetzt werden.

m — Anzahl der Sinushalbwellen in Steifenlängsrichtung. Für m ist eine ganze Zahl so anzusetzen, daß k den kleinsten Wert annimmt.

Bei $\alpha^* \leq \sqrt{2}$ ist $m = 1$,

bei $\sqrt{2} \leq \alpha^* \leq 2$ ist $m = 2$,

bei $\alpha^* \geq 2$ kann $\left(\frac{m}{\alpha^*}\right)^2 + \left(\frac{\alpha^*}{m}\right)^2 = 2$ gesetzt werden.

$$b_1 = \frac{b}{n_L + 1}$$

Tabelle 21 Mindeststeifigkeit

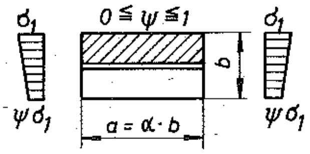
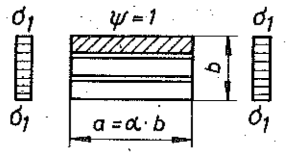
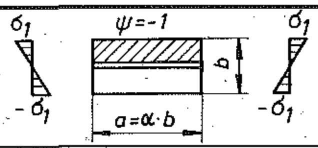
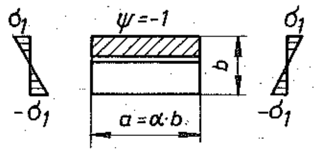
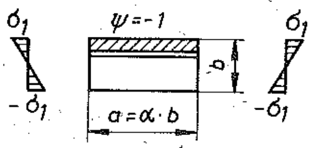
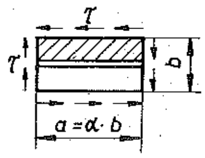
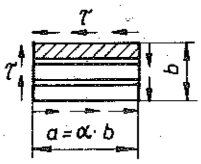
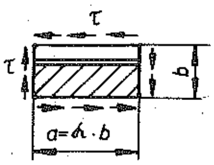
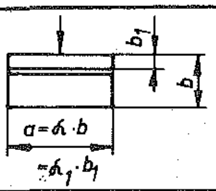
Nr.	Belastung und Steifenanordnung		Gültigkeitsbereich	Mindeststeifigkeit
	geradlinig über die Feldbreite verteilte Druckspannungen			
1	1 Längssteife in Mitte der Feldbreite		$\alpha < \sqrt{8\,(1+2\,\delta)} - 1$	$\gamma^{*} = (0,53 + 0,47\,\psi)\left\{\frac{\alpha^2}{2}\left[16\,(1+2\delta) - 2\right] - \frac{\alpha^4}{2} + \frac{1+2\delta}{2}\right\}$
			$\alpha > \sqrt{8\,(1+2\,\delta)} - 1$	$\gamma^{*} = (0,53 + 0,47\psi)\left\{\frac{1}{2}\left[8\,(1+2\delta) - 1\right]^2 + \frac{1+2\delta}{2}\right\}$
2	2 gleiche Längssteifen in den Drittelspunkten der Feldbreite		$\alpha < \sqrt{18\,(1+3\delta)} - 1$	$\gamma^{*} = \frac{\alpha^2}{3}\left[36\,(1+3\,\delta) - 2\right] - \frac{\alpha^4}{3} + \frac{1+3\delta}{3}$
			$\alpha > \sqrt{18\,(1+3\delta)} - 1$	$\gamma^{*} = \frac{1}{3}\left[18\,(1+3\delta) - 1\right]^2 + \frac{1+3\,\delta}{3}$
	geradlinig über die Feldbreite verteilte Normalspannungen mit gegengleichen Randwerten			
3	1 Längssteife in Mitte der Feldbreite			$\gamma^{*} = 1,3$
4	1 Längssteife im Abstand b/4 vom Druckrand		$\alpha \leqq 0{,}5$	$\gamma^{*} = 2,4 + 18,4\,\delta$
			$\alpha > 0{,}5$	$\gamma^{*} = (12 + 92\delta)\,(\alpha - 0,3)$ jedoch nicht mehr als $\max \gamma^{*} = 16 + 200\,\delta$
5	1 Längssteife im Abstand b/5 vom Druckrand		$0{,}5 \leqq \alpha \leqq 1{,}0$	$\gamma^{*} = (21,3 + 112,6\delta)\,(\alpha - 0,1)$
			$> 1{,}0$	$\gamma^{*} = (32,0 + 168,9\delta)\,(\alpha - 0,4)$ jedoch nicht mehr als $\max.\ \gamma^{*} = 50 + 200\,\delta$
	gleichmäßig verteilte Schubspannungen			
6	1 Längssteife in Mitte der Feldbreite		$0{,}5 \leqq \alpha \leqq 2{,}0$	$\gamma^{*} = 5,4\,\alpha^2\,(2\alpha + 2,5\alpha^2 - \alpha^3 - 1)$
7	2 gleiche Längssteifen in den Drittelspunkten der Feldbreite		$0{,}3 \leqq \alpha \leqq 1{,}0$	$\gamma^{*} = 12,1\,\alpha^2\,(4,4\,\alpha - 1)$
8	1 Längssteife im Viertelspunkt der Feldbreite		$0{,}5 \leqq \alpha \leqq 2{,}0$	$\gamma^{*} = 7,2\,\alpha^2\,(1 - 3,3\alpha + 3,9\,\alpha^2 - 1,1\,\alpha^3)$
	Radlast in Feldmitte			
9	1 Längssteife im Abstand $0{,}25\,b \leqq b_1 \leqq 0{,}5\,b$ vom belasteten Gurt		$\alpha_1 \leqq 3$	$\gamma^{*} = 5$
			$\alpha_1 > 3,\ \alpha \leqq 3$	$\gamma^{*} = 5\,(\alpha_1 - 2)\,(4\,\frac{b_1}{b} - 1) + 2,5\,(\alpha_1 - 1)^2\,(1 - 2\,\frac{b_1}{b})$

Tabelle 22 Beulwert k

	Belastung und Steifenanordnung		Gültigkeits-bereich	Beulwert k
1	geradlinig über die Breite b verteilte Druckspannungen. 1 Längssteife in Mitte der Feldbreite	σ_1 $0 \leq \psi \leq 1$ σ_1 b $\psi\sigma_1$ $a = \alpha \cdot b$ $\psi\sigma_1$	$\alpha \leq \sqrt[4]{1+2\gamma}$	$\frac{2}{0{,}95\,(\psi + 1{,}1)} \cdot \frac{(1+\alpha^2)^2 + 2\gamma}{\alpha^2\,(1 + 2\,\delta)}$
			$\alpha > \sqrt[4]{1+2\gamma}$	$\frac{4}{0{,}95\,(\psi + 1{,}1)} \cdot \frac{1 + \sqrt{1+2\gamma}}{1 + 2\delta}$
2	gleichmäßig verteilte Schubspannungen. 1 Längssteife in Mitte der Feldbreite	τ τ b $a = \alpha \cdot b$	$0{,}5 \leq \alpha \leq 2{,}0$	$\frac{4{,}93\,(1+\alpha^2)}{\alpha^3\sqrt{\zeta}}$ siehe Bild 47 $\zeta = \frac{10{,}24\,(1+\alpha^2)^2 + 3{,}16\,(1+9\alpha^2)^2 + 4{,}05\,\gamma}{(1+\alpha^2)^2\,(1+9\alpha^2)^2 + 2\gamma(1+\alpha^2)^2 + 2\gamma(1+9\alpha^2)^2}$ $+ \frac{10{,}24\,(1+\alpha^2)^2 + 0{,}41\,(9+\alpha^2)^2 + 13{,}11\,\gamma}{(1+\alpha^2)^2\,(9+\alpha^2)^2 + 2\,\gamma\,(9+\alpha^2)^2 + 162\,\gamma\,(1+\alpha^2)^2}$

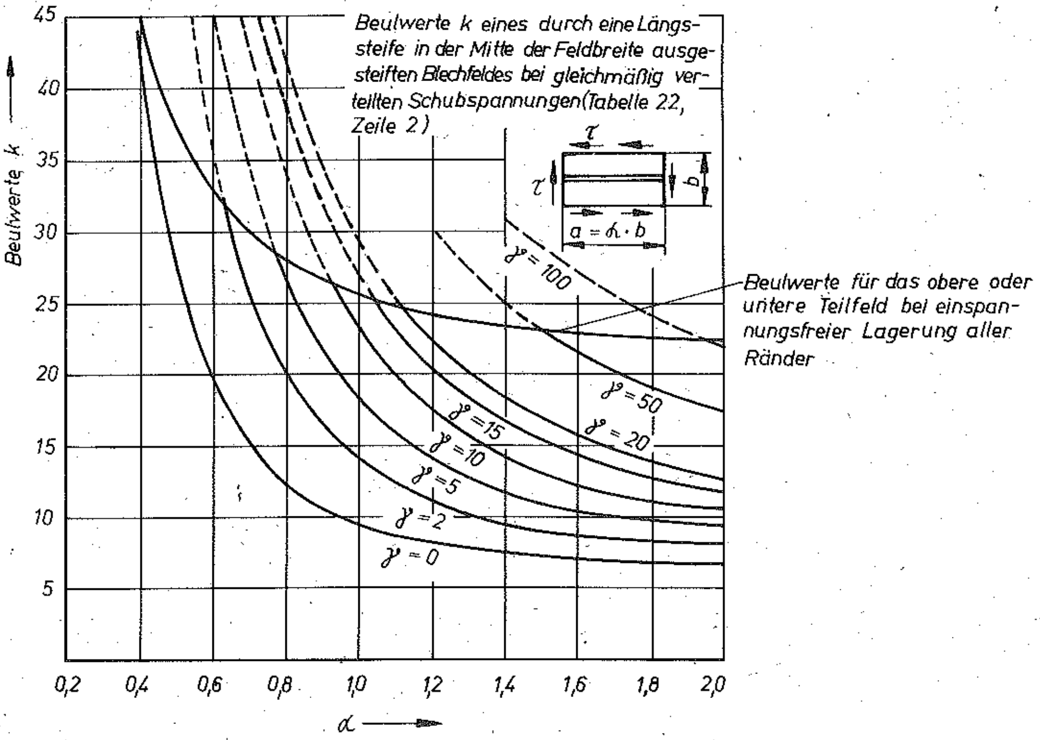


Bild 47

18. BEULEN VON KREISZYLINDERSCHALEN

18.1. Axialbeanspruchung

Gekrümmte Bleche (Schalen) haben keine überkritische Tragreserve, ihre Traglast liegt erheblich unter der idealen Beullast. Ihr Tragverhalten unterscheidet sich damit grundsätzlich von dem der ebenen Bleche. Deshalb muß die ideale Beulspannung σ_{ki} stark abgemindert werden auf die Tragspannung σ_{kr}. Vorbeulen in Kraftrichtung (Längsrichtung des Rohres) haben großen, solche quer zur Kraftrichtung nur geringen Einfluß.

Bei einem Verhältnis $\frac{r}{t} \leq \frac{42300\ \mathrm{N/mm^2}}{\sigma_F} \cdot c$ ist $\sigma_{kr} = \sigma_F$,

so daß der Nachweis entfallen darf, siehe Tabelle 23.

Tabelle 23 max. $\frac{r}{t}$ ohne Nachweis

σ_F N/mm²	max. r/t bei c			
	0,33	0,25	0,19	0,14
240	58	44	33	25
300	47	35	27	20
360	39	29	22	17
450	31	24	18	13

Näherungsweise dürfen die angegebenen Formeln auch auf isotrope elliptische Zylinderschalen angewendet werden, wenn für r der größte Krümmungsradius der Ellipse eingesetzt wird.

Bei Kreiszylinderschalen mit einem etwa kreisförmigen oder quadratischen Ausschnitt der Breite $a = r$ darf die ideale Beulspannung angenommen werden mit

$$\sigma_{ki} = 0{,}605\ E \frac{t}{r} (1 - 0{,}44 \frac{a}{r}),$$

auf die Bruttofläche der Zylinderschale bezogen. Bei Aussteifung des Ausschnitts ist die Tragfähigkeit größer.

Bei langen Rohren überlagern sich Beulen und Knicken. Durch den Einfluß der geometrischen Imperfektion des Stabes wird die Spannung an einer Stelle des Rohrumfanges vergrößert, an der gegenüberliegenden Stelle vermindert. Diese Biegung darf bei der idealen Beulspannung σ_{ki} berücksichtigt werden. Die Imperfektion kann durch Erhöhen der Spannung max. σ oder durch Abmindern der kritischen Spannung σ_{kr} mit dem Knickfaktor φ berücksichtigt werden.

18.2. Schubbeanspruchung

Die Schubspannung kann aus einem Torsionsmoment oder aus der Querkraft entstehen. Gegebenenfalls sind beide Anteile zu überlagern.

Die Schubspannung aus dem Torsionsmoment M_t ist

$$\tau = \frac{M_t}{2\pi r^2 t}.$$

Die maximale Schubspannung aus der Querkraft Q ist

$$\tau = \frac{Q}{\pi r t}.$$

Hinweise

Ersatz für TGL 13503/02 Ausg. 7.72

Änderungen gegenüber Ausg. 7.72:
vollständig überarbeitet.

In einigen Abschnitten Berechnungsmöglichkeiten, die nicht verbindlich angewendet werden müssen, aus TGL 13503/01 übernommen.

Neue Berechnungsmöglichkeiten und Erläuterungen aufgenommen.

3.6. Festlegung für Knicklänge bei Gittermasten von Starkstromfreileitungen nicht wieder aufgenommen, weil in TGL 200-0614/04 behandelt.

6. Durch veränderte Berechnungsgrundlagen werden die Engeßer-Spannungen entbehrlich und deshalb nicht mehr dargestellt. Der Abschnitt "Durckstäbe mit feldweise veränderlichem Querschnitt, feldweise veränderlicher Normalkraft und federnder Querstützung" ist verkürzt im Abschnitt "Stabwerke" dargestellt. Die ausführliche Behandlung geht über den Rahmen des Standards hinaus, sie erfolgt im Kommentar. Siehe auch Vetter, H., Stabwerkknickung. VEB Verlag Technik Berlin, 1960.

   Abschnitt "Dynamische Stabilität" neu aufgenommen für Stäbe mit pulsierender Längskraft.

8. Bei Druckgurten mit federnder Querstützung Berechnung an neue Festlegungen für Druckstäbe angepaßt. Engeßer-Sicherheitszahl durch ν angenähert.

11. Infolge veränderter Festlegungen in TGL 13503/01 vollständig neu bearbeitet.

   Vorhandene Diagramme der idealen Kippspannungen σ_{ki} können weiter verwendet werden, wenn daraus M_{ki} berechnet wird. Die weitere Berechnung muß nach den neuen Festlegungen erfolgen.

13. Bei Bogenträgern zwischen richtungs- und normalentreuem Kraftangriff unterschieden.

16., 17. Infolge veränderter Festlegungen in TGL 13503/01 vollständig neu bearbeitet.

18. Abschnitt neu aufgenommen.

Im vorliegenden Standard ist auf folgende Standards Bezug genommen:
TGL 13450/02; TGL 13500/01 und /02; TGL 13503/01; TGL 13510/07

Zusammenstellung der Formelzeichen

1) arabische Kleinbuchstaben

a	Exzentrizität Beulfeldlänge
b	Breite eines Gurtes oder Beulfeldes Systemhöhe eines Verbandes Basis eines Rahmens
b_m	mitwirkende Breite
c	Drehradius des Querschnitts (in mm) Lasteintragungslänge Hilfswert bei Rahmenknicken Faktor bei Beulspannung des Kreiszylinders
c_1; c_2	Koeffizienten für Imperfektion μ_N und μ_M Verhältnis der Rahmenwiderstände
e	Schwerpunktabstand Spreizung mehrteiliger Stäbe
f	Vergrößerungsfaktor nach Theorie II. Ordnung
f_M	- für Biegemoment bei Druck und Biegung
f_N	- für Imperfektion bei Druck und Biegung und Knicken
f_{oM}	- für Imperfektion bei Kippen
f_1	- für Einzelstab
h	Profilhöhe (bis Mitte Flansch oder gesamt) Stützenhöhe, Höhe des Rahmenstiels
h_s	Steghöhe
$i = \sqrt{I/A}$	Trägheitsradius
i_G	- von Gurt und anteiligem Steg, auf Stegebene bezogen
$i_p = \sqrt{i_x^2 + i_y^2}$	polarer Trägheitsradius, auf Schwerpunkt bezogen
$i_M = \sqrt{i_p^2 + y_M^2}$	polarer Trägheitsradius, auf Schubmittelpunkt bezogen
k	Beiwert für ideales Kippmoment Beulwert Korrekturwert Ordnung der Eigenfrequenz
k_o; k_1	Faktoren für elastisch berechnete Durchlaufträger
ki (Index)	kritisch, ideal (unter idealen Bedingungen, z. B. Euler-Last)
kr (Index)	kritisch, real (angenommene reale Tragfähigkeit)
l	Stablänge, Systemlänge, Stützweite, Kragarmlänge halbe Bogenlänge

l_o	Stablänge zwischen Anschlüssen für Verdrehung maßgebende Stablänge
l_1	Knicklänge des Einzelstabes
l_k	Knicklänge
l_s	Stützweite (Sehnenlänge) des Bogens
$l_w = \sqrt{EC_M/GI_D}$	Wölbbezugslänge
m	Anzahl der zu einem Gesamtstab vereinigten Stabgruppen Verhältnis der Lasten bei Rahmenknicken
n	Exponent bei Kippen mit Längskraft Faktor für Beulspannung Ordnung des dynamischen Instabilitätsbereichs
r	Ausrundungsradius eines Profils Radius des Kreiszylinders (bis Wandmitte)
r_x	Querschnittswert (in mm)
s	Stegdicke
t	Dicke, Gurtdicke
u	Vorkrümmung entsprechend der Imperfektion μ_N Querschnitts-Hauptachse (max. I) des ∟-Profils
v	Abstand der Last von der Trägerachse Hilfswert bei veränderlicher Stabhöhe Hilfswert bei Stabwerk-Knicken Querschnitts-Hauptachse (min. I) des ∟ -Profils
v_o	planmäßige Durchbiegung oder Vorkrümmung Abstand des Längsverbandes von der Stabachse
w	Verwölbung (Sektorkoordinate), auf Schubmittelpunkt bezogen (in mm^2)
w_o	Vorbeulentiefe
x	Koordinate (horizontale Querschnittsachse)
y	Koordinate (vertikale Querschnittsachse)
y_M	Ordinate des Schubmittelpunkts, auf Schwerpunkt bezogen
z	Koordinate (Stab-Längsachse)

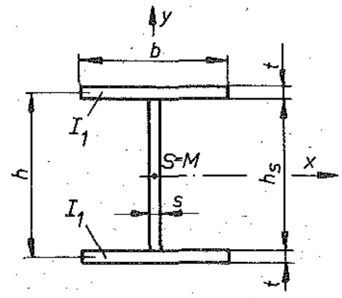
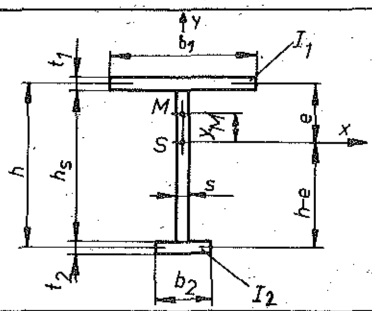
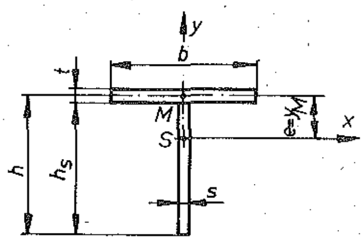
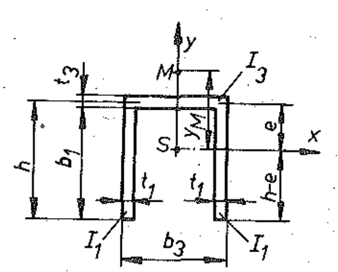
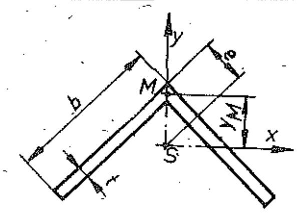
2) arabische Großbuchstaben

A	Querschnittsfläche
A_1	- eines Einzelstabes
A_s	- einer Steife
C_M	Wölbwiderstand, auf Schubmittelpunkt bezogen (in mm^6)
E	Elastizitätsmodul 210 000 N/mm^2
F	Kraft
G	Schubmodul 80 800 N/mm^2
H	Rahmenwiderstand (in kN/mm)
I	Trägheitsmoment (in mm^4)
I_D	Drillwiderstand (in mm^4)
M	Biegemoment
M_{ki}	ideales Kippmoment
M_{kr}	reales Kippmoment
M_{pl}	vollplastisches Moment
M_F	Fließmoment (Beginn des Fließens, σ_F in der äußersten Faser erreicht)
M_T	Tragmoment (bei teilweiser Plastizierung)
N	Längskraft
Q	Querkraft
Q_a	Querkraft aus äußeren Lasten
Q_i	ideelle Querkraft aus Imperfektion
Q_m	gesamte Querkraft in mehrteiligen Stäben
W	Widerstandsmoment
W_d	- auf der Biege-Druckseite
W_z	- auf der Biege-Zugseite
W_{pl}	- bei voller Plastizierung
W_T	- bei teilweiser Plastizierung

3) griechische Buchstaben

α	Neigung der Stabachse gegen die Horizontale Längenverhältnis bei poltreuer Belastung Verhältnis der Exzentrizitäten an beiden Stabenden Hilfswert bei Rahmenknicken
$\alpha = \frac{a}{b}$	Seitenverhältnis des Beulfeldes
ß	Knicklängenfaktor Einspannwert für Biegung bezogene Lasteintragungslänge
$ß_o$	Knicklängenfaktor Einspannwert für Verwölbung
γ	Faktor zur Berechnung des Knicklängenfaktors ß Eigenlast der Volumeneinheit des Stahles, ≈ 80 kN/m^3 Beiwert bei Beulberechnung (Steifigkeit)
γ^*	Beiwert bei Beulberechnung (Mindeststeifigkeit)
δ	Beiwert zur Berechnung des Vergrößerungsfaktors f Hilfswert bei Beulberechnung
ε	Einspannungsgrad
ζ	Beiwert bei idealem Kippmoment
ϑ	Verdrehungswinkel logarithmisches Dämpfungsdekrement Abminderungsfaktor für Drillwiderstand I_D
λ	Schlankheitsgrad
λ_i	Vergleichsschlankheitsgrad beim Biegedrillknicken
λ_m	ideeller Schlankheitsgrad bei mehrteiligen Stäben
λ_s	Hilfswert (Schlankheitsgrad für $\sigma_{ki} = \sigma_F$)
$\bar{\lambda} = \lambda/\lambda_s$	bezogener Schlankheitsgrad
$\mu = 0,3$	Querdehnungszahl
μ_M	Imperfektion beim Kippen
μ_N	Imperfektion beim Knicken

μ_k	Erregerparameter
μ_s	Schwellwert
ν	Sicherheitszahl
ϱ	Winkelabstand der Längssteifen einer Kreiszylinderschale
σ	Normalspannung
σ_b	Biegespannung
σ_{bc}	Biege-Druckspannung
σ_{bz}	Biege-Zugspannung
σ_c	Druckspannung
σ_e	Bezugsspannung
σ_F	Fließspannung (Streckgrenze)
$\sigma_F^* =$	240 N/mm^2
τ	Schubspannung
$\tau_F =$	$\sigma_F/\sqrt{3}$ Fließspannung bei Schub
$\Delta\tau$	überkritischer Anteil der ertragbaren Schubspannung
φ	Knickfaktor
φ_B	Beulfaktor
φ_M	Kippfaktor
φ_1	Knickfaktor für Einzelstab
χ	Timoshenko-Parameter
ψ	Spannungsverhältnis
ω_{Dk}	Eigen-Kreisfrequenz
θ	Beiwert bei überschläglicher Kippberechnung Neigungswinkel der Stege von Trapezprofilblechen
Ω	Spannungsverhältnis bei zweiachsiger Beanspruchung, Beulen
$\Omega =$	$2\pi\, f_{err}$ Erreger-Kreisfrequenz

<table>
<tr><th></th><th>Querschnittswert</th></tr>
<tr><td></td><td>$y_M = 0$
$C_M = \frac{I_y \cdot h^2}{4}$
$I_D = \frac{1}{3}(2\,bt^3 + h_s\, s^3)$
$r_x = 0$</td></tr>
<tr><td></td><td>$y_M = \frac{1}{I_y}\left[e\, I_1 - (h-e)\, I_2\right] = e - \frac{I_2}{I_y} \cdot h$
$C_M = \frac{I_1 \cdot I_2 \cdot h^2}{I_1 + I_2}$
$I_D = \frac{1}{3}(b_1 t_1^3 + b_2 t_2^3 + h_s\, s^3)$
$r_x = \frac{1}{I_x}\left\{y_M \cdot I_y + b_1 t_1 e^3 - b_2 t_2 (h-e)^3 + \frac{s}{4}\left[e^4 - (h-e)^4\right]\right\}$</td></tr>
<tr><td></td><td>$y_M = e$
$C_M = 0$
$I_D = \frac{1}{3}(bt^3 + h_s\, s^3)$
$r_x = \frac{1}{I_x}\left\{e \cdot I_y + b \cdot t \cdot e^3 + \frac{s}{4}\left[e^4 - (h-e)^4\right]\right\}$</td></tr>
<tr><td></td><td>$y_M = e + \frac{I_1}{I_y} \cdot h$
$C_M = \frac{h^2}{3} \cdot \frac{I_1^2 + 2\, I_1 \cdot I_3}{I_y}$
$I_D = \frac{1}{3}(2\, b_1 t_1^3 + b_3 t_3^3)$
$r_x = \frac{1}{I_x}\left\{e\,(b_3 t_3 e^2 + I_3) + (2e - h)\, I_1 + \frac{t_1}{2}\left[e^4 - (h-e)^4\right]\right\}$</td></tr>
<tr><td></td><td>$y_M = (e - \frac{t}{2})\sqrt{2}$
$C_M = 0$
$I_D = \frac{1}{3}(2b - t)\, t^3$
$r_x = (b - \frac{t}{2})/\sqrt{2}$</td></tr>
</table>

I_1, I_2, I_3 auf Achse y-y bezogen