

# POSTKRITISCHER BIEGEBRUCH DÜNNWANDIGER VOLLWANDTRÄGER

Von

I. SZATMÁRI

Lehrstuhl für Stahlkonstruktionen, TU Budapest

(Eingegangen am 20. Oktober 1978)

Vorgelegt von Prof. Dr. O. HALÁSZ

Die Möglichkeiten der Lastwiederholung und Kippung ausgeschlossen, verlieren biegebeanspruchte I-Träger aus hinreichend dicken Stahlplatten die Tragfähigkeit in Form einer unbeschränkten plastischen Formänderung.

Hat unter den gleichen Bedingungen der Biegeträger einen sehr dünnen Steg, so steht man vor einer anderen Form des Versagens der Tragfähigkeit der durch den gemeinsamen Stabilitätsverlust von Steg und Druckgurt erfolgt (Abb. 1).

Bei den weiteren Untersuchungen seien — um das Problem womöglich zu vereinfachen — die Kippungsmöglichkeit und damit das Verlieren der Gurtsteifigkeit ausgeschlossen, nehmen wir also an, daß der Druckgurt senkrecht auf die Stegebene in einer die Verschiebung ausschließenden Weise unterstützt ist.

Der postkritische Biegebruch bedeutet, daß der Träger die Tragfähigkeit noch vor dem Erreichen des unbeschränkten plastischen Grenzzustandes, formal sogar vor dem Erreichen des ersten Fließgrenzzustands verliert, d. h. noch bevor die aus dem Höchstmoment nach der Elastizitätstheorie berechnete Randfaserspannung die Fließgrenze erreichen würde. In dem Fachschrifttum wird diese Erscheinung im allgemeinen der Biegebeulung der Stegplatte zugeschrieben. Als Beispiel werden in Abb. 2 die Empfehlungen von T. HÖGLUND [1] und M. HERZOG [2] in bezug auf die bei der Berechnung der Biegespannungen zu berücksichtigenden Querschnitts- bzw. Spannungsdaten dargestellt. Der Grundgedanke dieser Empfehlungen ist, daß infolge der durch Beulung verursachten Deformationen ein Teil der Druckzone des Steges keine Last tragen kann (z. B. bei Höglund) bzw. daß die Stegspannungen die Fließgrenze nicht erreichen können (z. B. bei Herzog).

Die Analyse der im Versuch erhaltenen Dehnungsmeßergebnisse (z. B. HÖGLUND [1], FREI [3]) zeigte aber auch, daß durch diese Modelle die in der Umgebung des Bruches im Druckgurt plötzlich auftretenden großen Deformationen nicht befriedigend erklärt werden. Ähnliche Ergebnisse wurden bei den eigenen Versuchen des Verfassers zur Klärung des Problems erhalten (Reihe GH).

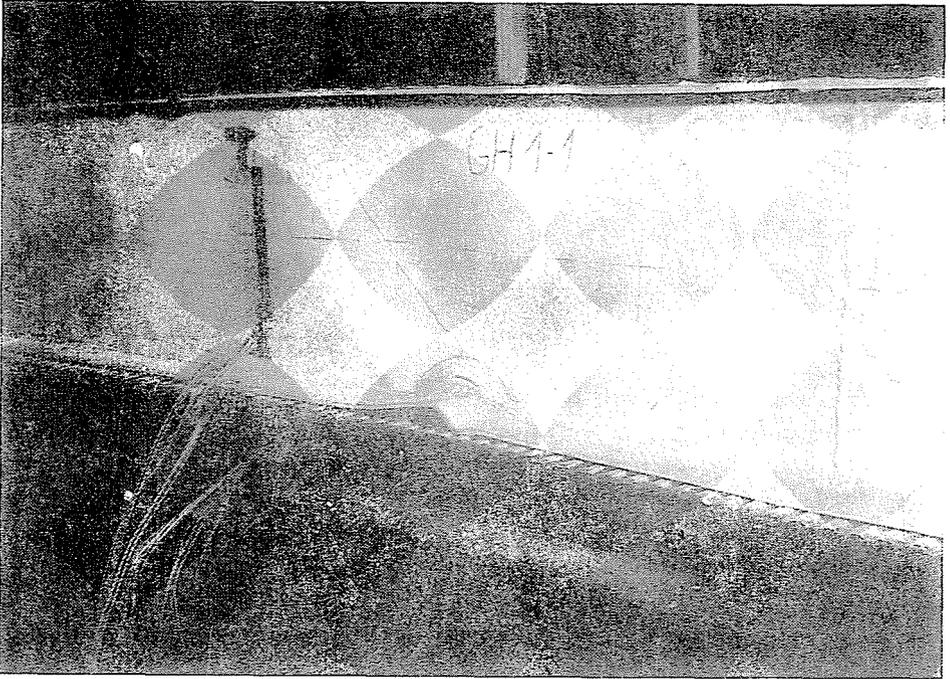


Abb. 1

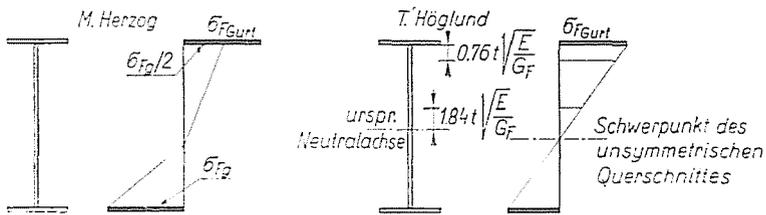


Abb. 2

Eine aus dem Fachschrifttum bekannte andere Art der Annäherung des Biegebruch-Problems ist die Untersuchung des Stabilitätsversagens der Stegplatte, des sog. Stegkrüppelns (web crippling). Das Wesen der Sache ist, daß im Stegblech des Biegeträgers auf Wirkung teils der Verformung des Trägers, teils der auf den Träger wirkenden direkten Last senkrecht auf die Trägerlängsachse Druckspannungen auftreten. Im Prinzip arbeitet die Stegplatte bei dieser Druckspannung als breite, jedoch sehr kurze Platte, verliert also die Stabilität durch Beulung. Praktisch erinnert aber das Stabilitätsversagen solcher kurzer Platten eher an die Stabknickung. Dementsprechend verliert die Stegplatte, als in ihr die Querdruckspannung die kritische Knickspannung

erreicht, bei großen auf ihre Ebene senkrechten Verschiebungen plötzlich die Tragfähigkeit; die Stegplatte knickt aus.

Die Lösung des Problems wurde eingehender zuerst von BASLER und THÜRLIMANN [4], [5] behandelt. Ihre Untersuchung auf der obengenannten Grundlage brachte das Ergebnis, daß bei Trägern ohne Zwischenversteifungsrippen, wo das Platten — Seitenverhältnis:

$$\alpha \rightarrow \infty$$

wegen der Gefahr der Stegauseknickung das größte zulässige Breite-Dicke-Verhältnis:

$$\frac{b}{t} \leq 170.$$

Eine weitere Lösung des Problems wird in dem Bemessungsvorschlag des ECCS [6] gegeben, nach dem die höchstzulässige verteilte Last für den Träger

$$p = 1.4 Et \left( \frac{t}{b} \right)^2 \quad (1)$$

ist. Es werden also in dem einen Falle das höchstzulässige  $b/t$  Verhältnis, in dem anderen Falle die höchstzulässige Last mit Hilfe von verhältnismäßig sehr einfachen Formeln angegeben, die aber die Wirkungen eines Teils der die Erscheinung beeinflussenden Parameter nicht spiegeln, daher offenbar nur als relativ grobe Näherungen gelten dürfen.

An sehr schlanken Stegen ( $b/t > 200$ ) gemachte ausländische Versuche sowie unsere eigenen Versuche zeigten, daß die obigen Beschränkungen einerseits allzu streng sind, andererseits nicht ganz der Wirklichkeit entsprechen. (Die erste Feststellung wird auch durch den Umstand bekräftigt, daß in der endgültig angenommenen Form der genannten Bemessungsempfehlung [7] der Multiplikator in (1) auf 4.0 erhöht wurde.)

Das gleichzeitige Stabilitätsversagen von Druckgurt und Stegplatte ist eine ziemlich verwickelte Erscheinung. Es scheint zweckmäßig zu sein, das Problem auf Teile zerlegt zu behandeln. Das Prinzipschema einer möglichen Lösung wird in Abb. 3 gezeigt.

Betrachten wir den durch Scherkräfte nicht oder nur vernachlässigbar gering belasteten Abschnitt in Abb. 3a als eine Reihe auf die Trägerachse senkrecht angeordneter Federn. An die Federreihe schließen sich der auf Wirkung des Moments bereits gebogene Druck- und Zuggurt an. An der Schnittstelle sind die Gurte durch die Zug- bzw. Druckkräfte  $H$  und  $N$  belastet. Außerdem wirkt auf das herausgeschnittene Trägerstück die äußere Last  $p(x)$ . (Die Scherkraft, welche an der Schnittstelle die letztere Last ausgleicht, ist in der Abbildung nicht dargestellt, weil sie für die weitere Untersuchung unnötig ist.)

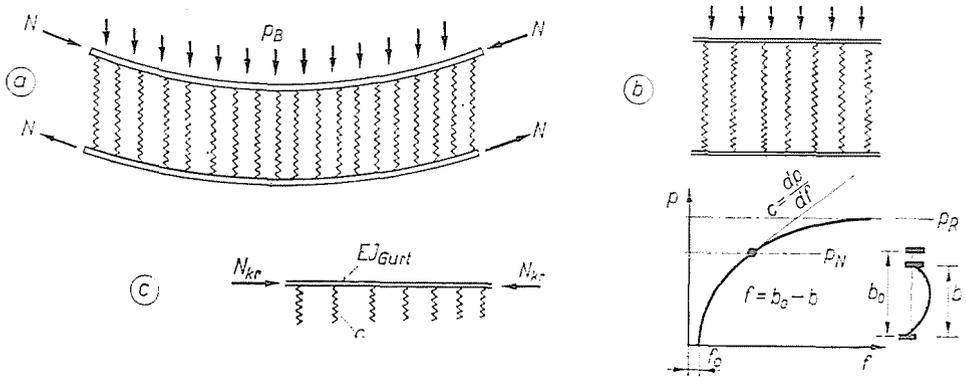


Abb. 3. a) gemeinsames Stabilitätsverlust von Gurt und Steg; b) Stegauseknickung; c) Knickung des elastisch gelagerten Druckgurtes

Angenommen, daß der Steg dünn genug und der Gurt schlank genug ist, damit das System im Moment des Stabilitätsversagens noch elastisch sei, kann das Modell nach den Abbildungen 3b und c zerlegt werden.

Die Stegplatte ist nach Abb. 3b eine Reihe von Druckstäben, die durch Querdruckspannung infolge der Verbiegung des Trägers und aus der äußeren Last  $p(x)$  belastet ist, und auf deren Wirkung die Druckstabreihe bei einem kritischen Wert ausknickt, wenn die Stegplatte anfangs vollkommen eben war. Hatte jedoch die Stegplatte anfangs eine Krümmung, wird die Zusammenrückung in auf die Trägerachse senkrechter Richtung nach der Kennlinie in der Abbildung verlaufen. Es ist zu sehen, daß die zu der oben formulierten Stegauseknickung gehörende kritische Last  $p_R$  die Asymptote der Kurve  $p-f$  ist. Die erste Ableitung

$$c = \frac{dp}{df}$$

eingeführt, erhält man die Federkonstante eines Stegplattenstreifens von Einheitsbreite als Feder.

Nach Abb. 3c kann der Druckgurt als ein auf Federn mit der Federkonstante  $c$  elastisch gelagerter Druckstab behandelt werden, durch dessen Knickung die Traglast des Trägers begrenzt wird.

Bei Stegplatten und Gurten mittlerer Schlankheit wird durch den Übergang zwischen der oben beschriebenen Form des Biegebruchs mit Stabilitätsverlust und dem plastischen Bruch ein noch viel verwickelteres Problem aufgeworfen. Daher scheint es zweckmäßig zu sein, diese Fälle — in der bei praktischen Bemessungen üblichen Weise — mit Hilfe einer auf begründeten Versuchsergebnissen und den beschriebenen zwei Grenzfällen beruhenden Interaktionsformel zu lösen.

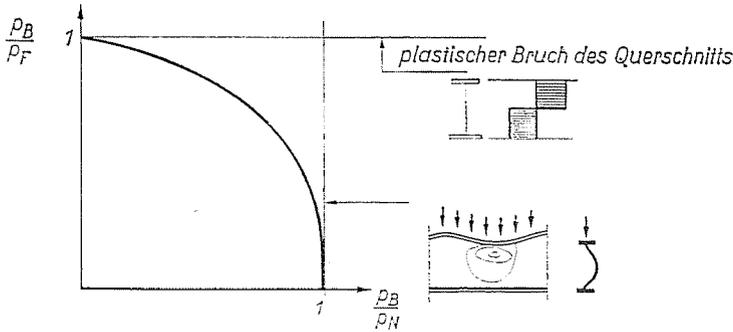


Abb. 4

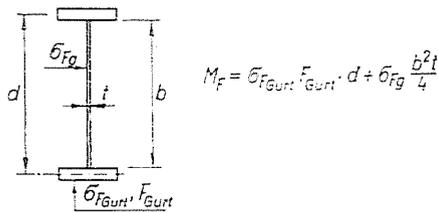


Abb. 5

Gehören nach Abb. 4 zu dem Grenzzustand des plastischen Bruches die Last  $p_F$  und zu dem Grenzzustand der Knickung des Druckgurtes die Last  $p_N$ , so läßt sich die zu dem Biegebruch gehörende Last  $p_B$  durch eine Interaktionsformel der Form  $x - \frac{xy}{n} + y = 1$  wie folgt bestimmen:

$$\frac{p_B}{p_F} - \frac{p_B^2}{n \cdot p_F \cdot p_N} + \frac{p_B}{p_N} = 1. \tag{2}$$

Die Last  $p_N$  ist nach Abb. 3d die Funktion der eine Stegausknickung verursachenden Last  $p_R$  und der anfänglichen Deformation  $f_0$ .

**1. Der Grenzzustand der unbeschränkten plastischen Verformung (Bestimmung der Last  $p_F$ )**

Wird der Querschnitt nur durch ein Biegemoment belastet und ist die Möglichkeit einer plastischen Verformung durch nichts begrenzt, ergibt sich nach der Plastizitätstheorie [8] das für die Entstehung eines plastischen Gelenks im biegebeanspruchten Querschnitt erforderliche Moment  $M_F$  nach Abb. 5 zu:

$$M_F = F_G \cdot \sigma_{FG} \cdot d + \frac{b^2 \cdot t}{4} \cdot \sigma_{FS}. \tag{3}$$

Das Moment aus gleichmäßig verteilter Last  $p(x) = \text{konst.}$  an der Stelle der Scherkraft  $T = 0$  beträgt

$$M = (1 + \mu_B) \frac{p \cdot l_0^2}{2}. \quad (4)$$

Aus (3) und (4) ergibt sich

$$P_F = \frac{2M_F}{(1 + \mu_B) l_0^2} \quad (4a)$$

das heißt:

$$P_F = \frac{2 \left( F_G \cdot \sigma_{FG} \cdot d + \frac{b^2 \cdot t}{4} \cdot \sigma_{FS} \right)}{(1 + \mu_B) l_0^2}. \quad (5)$$

## 2. Die Stegauseknickung (Bestimmung der Last $p_R$ )

Die eine Stegauseknickung herbeiführende Last  $p_R$  läßt sich nach dem folgenden Gedankengang ermitteln.

Ein jeweiliger Zwischenstreifen der Stegplatte (Abb. 6) ist durch zwei auf die Trägerachse senkrechte Kraftwirkungen belastet:

- äußere verteilte Last
- Druckbeanspruchung infolge der Deformation des Trägers.

Der Höchstwert der im Steg aus verteilter Außenlast auftretenden Normalspannung in  $y$ -Richtung ist

$$\sigma_y = - \frac{p}{t}. \quad (6)$$

Die Normalkraft infolge der Krümmung des Trägers ergibt sich nach Abb. 7 zu

$$Z = 2N \sin \frac{\varphi}{2} \approx N \cdot \varphi. \quad (7)$$

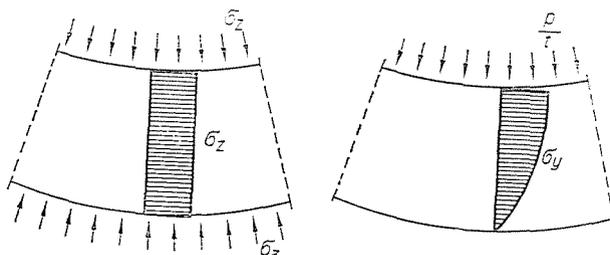


Abb. 6

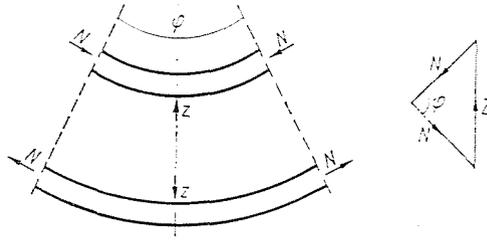


Abb. 7

Der spezifische Wert  $z$  der auf einen Abschnitt von Einheitslänge fallenden Kraft  $Z$  beträgt

$$z = \frac{dZ}{ds} = N \frac{d\varphi}{ds} . \quad (8)$$

Angenommen, daß das Moment im geprüften Zustand nur durch die in den Gurten auftretenden Normalspannungen ausgeglichen wird, schreibt man

$$N = \frac{M}{d} ; \quad \frac{d\varphi}{ds} = \frac{M}{EJ} \cong \frac{2M}{EF_G d^2} . \quad (9)$$

Damit ergibt sich die spezifische Druckkraft zu

$$z = -2 \frac{M^2}{EF_G \cdot d^2} \quad (10)$$

und die daraus berechnete Druckspannung in  $y$ -Richtung zu

$$\sigma_z = -2 \frac{M^2}{EF_G d^2 t} . \quad (11)$$

Es ist zu sehen, daß man bei einem Träger mit konstantem Querschnitt den Höchstwert von  $\sigma_z$  am Ort des höchsten Momentes erhält, daher gelten

$$M = \frac{P \cdot l_0^2}{2} (1 + \mu_B) \quad (11a)$$

$$\sigma_{z \max} = - \frac{P^2 l_0^4 (1 + \mu_B)^2}{2EF_G d^2 t} . \quad (11b)$$

In diese Formel den Ausdruck  $\alpha_0 = \frac{l_0}{d}$  eingesetzt, erhält man:

$$\sigma_{z \max} = \frac{P^2 d}{2EF_G t} \alpha_0^4 (1 + \mu_B)^2 . \quad (12)$$

Bezeichnen wir im weiteren die kritische Knickspannung, welche die Ausknickung des Steges verursacht, durch  $K$  und schreiben wir die Bruchbedingung an. (Das negative Vorzeichen wird weggelassen.)

$$\sigma_y + \sigma_z = K \quad (13)$$

d. h.

$$\frac{P}{t} + \left(\frac{P}{t}\right)^2 \frac{dt}{EF_G} \alpha_0^4 (1 + \mu_B)^2 = K. \quad (13a)$$

Die Bezeichnung

$$A = \frac{dt}{2EF_G} \alpha_0^4 (1 + \mu_B)^2 \quad (14)$$

eingeführt, erhält man

$$A \left(\frac{P}{t}\right)^2 + \frac{P}{t} - K = 0 \quad (14a)$$

d. h.

$$\frac{P}{t} = \frac{1}{2A} (\sqrt{1 + 4KA} - 1). \quad (15)$$

Die kritische Knickspannung ist

$$K = \frac{\pi^2 E t^2}{(0,9 \cdot b)^2}. \quad (16)$$

Unter Anwendung von (14) und (16) ergibt sich die Bruchkraft  $p_R$  zu

$$p_R = \frac{EF_G}{[\alpha_0^2(1 + \mu_B)]^2 d} \left( \sqrt{1 + 2 \left[ \frac{\alpha_0^2(1 + \mu_B) \pi t}{0,9 \cdot b} \right]^2 \frac{dt}{F_G}} - 1 \right). \quad (17)$$

### 3. Die Knickung des Druckgurtes (Bestimmung der Last $p_N$ )

Die kritische Knickkraft  $N_{kr}$  des Druckgurtes wird als die kritische Knickkraft des elastisch gelagerten Stabes berechnet.

Von den Einzelheiten der Ableitung abgesehen, ergibt sich die Kraft  $N_{kr}$  bei einer Biegesteifigkeit  $EJ_{Gurt}$  des Druckgurtes und bei der Federkonstante  $c$  zu

$$N_{kr} = 2 \sqrt{EJ_G C}. \quad (18)$$

Um die Federkonstante  $c$  zu bestimmen, schreiben wir die Gleichung der Kurve  $p-f$  an. Diese lautet, wie bekannt,

$$f = \frac{P}{p_R - p} f_0 \quad (19)$$

Tabelle 1

Verfasser	Zeichen des Versuchs	$\sigma_{FSI}$	$\sigma_{FG}$	$l_0$	d	b	t	$F_Q$	$EJ_Q$	$P_F$	$P_R$	$P_N$	$P_{Resp}$	y	x	$\eta$
		[Mp/cm <sup>2</sup> ]			[cm]			[cm <sup>2</sup> ]	[Mpcm <sup>2</sup> ]		[Mp/m]					
Chern	B	2,85	2,55	153	61,8	61,0	0,159	12,70	1398	20,70	2,76	2,50	2,48	0,120	0,992	1,063
Höglund	B1	4,18	3,00	450	61,0	60,0	0,286	22,34	3832	5,10	11,10	5,29	3,25	0,637	0,615	1,550
Frey	4A	2,92	2,86	394	60,6	60,0	0,202	8,79	535	2,65	5,10	2,04	2,02	0,763	0,992	1,002
Szatomári	GHI-1	2,72	2,70	120	22,2	21,9	0,105	3,03	73	3,00	5,69	3,42	2,27	0,757	0,663	1,195
Szatomári	GHI-2	2,54	2,70	120	15,2	14,9	0,065	2,96	70,9	1,81	2,79	1,78	1,45	0,801	0,813	1,060
Szatomári	GH2-1	2,72	4,26	120	24,0	22,0	0,105	3,09	3171	4,87	5,74	5,25	4,28	0,879	0,816	1,030
Szatomári	GH2-2	2,54	4,26	120	16,9	14,9	0,065	2,87	3115	3,00	2,87	2,66	2,20	0,734	0,826	1,083

und daraus erhält man

$$p = p_R \frac{f}{f_0 + f} \quad (19a)$$

Aus Gl. (19) erhält man

$$c = \frac{dp}{df} = \frac{(p_R - p)^2}{p_R f_0} \quad (20)$$

In (20) die Substitution  $p = p_N$  durchgeführt und in (18) eingesetzt, erhält man

$$N_{kr} = 2 \sqrt{EJ_G \frac{(p_R - p)^2}{p_R \cdot f_0}} \quad (21)$$

Aus dem Gleichgewicht der auf den Träger wirkenden äußeren Kräfte ergibt sich unter den obengenannten Bedingungen  $N_{kr}$  wie folgt:

$$N_{kr} \cdot d = p_N \frac{l_0^2}{2} (1 + \mu_B) \quad (22)$$

Aus (21) und (22) erhält man

$$p_N = \frac{2 \sqrt{\frac{EJ_G p_R}{f_0}}}{\frac{l_0^2(1 + \mu_B)}{2d} + 2 \sqrt{\frac{EJ_G}{p_R f_0}}} \quad (23)$$

Um die Formel anzuwenden, muß noch die Anfangsdeformation  $f_0$  bestimmt werden. Der genaue Wert ist selbstverständlich zur Zeit des Entwerfens eines Trägers noch unbekannt, jedoch kann er in Kenntnis der Trägerfertigungstechnik größenordnungsmäßig abgeschätzt werden.

Die in der Untersuchung betrachteten I-Träger werden fast ausschließlich im Schweißverfahren hergestellt. Durch die Wärmezufuhr beim Schweißen der Nähte entstehen in der Stegplatte Eigenspannungen und da diese wesentlich höher als die kritische Beulspannung eines dünnen Stegbleches sind, durchbeult sich der Steg.

Die infolge der Schweiß-Nebenspannungen entstandene Beulungsfläche ist je nach der Anordnung, der Herstellungsweise und der Reihenfolge der Herstellung der Nähte eine mehr oder weniger regelmäßige, doppelte Sinuswellenfläche, die in dem durch die Trägerlängsachse als Achse bestimmten, rechtwinkligen Koordinatensystem annähernd eine Orthogonalfläche bildet, deren Form durch die Funktion

$$w = w_0 \sin mx \sin ny \quad (24)$$

beschrieben wird.

Diese Fläche steht der zur Knickung des Druckgurtes gehörenden Stegplattenform sehr nahe, in praktischen Fällen stimmt nämlich die Knickwellenlänge des Druckgurtes mit mehr oder weniger Vernachlässigung mit der Längswellenlänge der Anfangsbeulung der Stegplatte überein.

Nach dem Gesagten ist nun  $f_0$  als Funktion von  $x$

$$f_0(x) = \frac{1}{2} \int_0^b \left( \frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 dy. \quad (25)$$

Ist  $n = 1$ , ergibt sich die Anzahl der Querhalbwellen aus den Gleichungen (24) und (25) zu

$$f_0(x) = \frac{\pi^2}{4} \frac{w^2}{b} \sin mx. \quad (26)$$

Im weiteren mit dem Maximum der Gl. (26) gerechnet, ist

$$f_0 = \frac{\pi^2}{4} \frac{w_0^2}{b}. \quad (27)$$

Wurde nun der Wert von  $w_0$  nach experimentellen Erfahrungen und unter Berücksichtigung der fertigungstechnischen Vorschriften mit dem Verhältnis

$$\frac{w_0}{b} = \frac{1}{50} \quad (27a)$$

festgelegt, erhält man den Wert

$$f_0 = \left( \frac{\pi}{100} \right)^2 b. \quad (28)$$

So ergibt sich schließlich  $p_N$  aus den Gleichungen (23) und (28) etwas aufgerundet zu

$$p_N = \frac{64 \sqrt{\frac{EJ_G p_R}{b}}}{\frac{l_0^2(1 + \mu_B)}{2d} + 64 \sqrt{\frac{EJ_G}{p_R b}}}. \quad (29)$$

#### 4. Bestimmung der Biegebruchlast $p_B$

Wie einführend bereits gesagt wurde, wird die Biegebruchlast  $p_B$  mit Hilfe von Gl. (2) bestimmt. Die nach  $p_B$  entwickelte Form derselben lautet:

$$p_B = \frac{1}{2} \left[ n(p_F + p_N) - \sqrt{[n(p_F + p_N)]^2 - 4np_F p_N} \right] \quad (30)$$

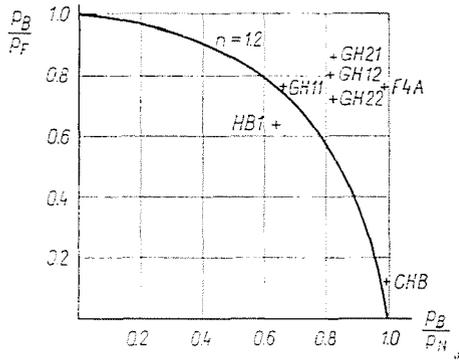


Abb. 8

Der Wert des Faktors  $n$  wurde aufgrund von für den Biegebruch maßgebenden ausländischen Versuchsergebnissen sowie der Ergebnisse der für die Klärung dieses Problemkreises von dem Verfasser durchgeführten Versuche bestimmt. Über die Versuche gibt Tabelle 1 einen Überblick. Schließlich läßt sich die Biegebruchlast aus der Gleichung

$$p_B = \frac{1}{2} \left[ 1,2(p_F + p_N) - \sqrt{[1,2(p_F + p_N)]^2 - 4,8p_F p_N} \right] \quad (31)$$

ermitteln.

Abb. 8 zeigt die in der Tabelle zusammengefaßten Versuchsergebnisse mit der zu  $n = 1,2$  gehörenden Kurve.

#### Kurzbezeichnungen

- $E$  — Elastizitätsmodul
- $d$  — Schwerpunktabstand der Gurte
- $b$  — Stegbreite
- $t$  — Stegdicke
- $l_0$  — Länge des auf Schub beanspruchten Bereiches des Trägers, d. h. Abstand zwischen den zu den Scherkräften  $T = 0$  und  $T = T_{max}$  gehörenden Querschnitten

- $p$  — Intensität der auf den Träger wirkenden gleichmäßig verteilten Last
- $M_0 = p \cdot l_0^2 / 2$
- $\mu_B$  — der im Querschnitt  $T = T_{max}$  entstandene Momentenanteil,  
 $\mu_B = M_{T_{max}} / M_0$
- $F_{Gurt}$  — Gurtquerschnittsfläche
- $J_{Gurt}$  — Trägheitsmoment des Gurtes in der Stegebene
- $\sigma_{F_{st}}$  — Fließgrenze des Stegwerkstoffes
- $\sigma_{F_{Gurt}}$  — Fließgrenze des Gurtwerkstoffes.

### Zusammenfassung

Durch eine Verminderung der Stegblechdicke von auf Biegung beanspruchten I-Trägern werden mehrere Probleme aufgeworfen, u.zw. Bestimmung

- der Traglast des Steges infolge von Schub,
- der Beulungsverformung des Steges,
- der Traglast des Trägers infolge von Biegung, unter Berücksichtigung der Stegauseknickung.

Im Beitrag wird eine Lösung für das letztere Problem empfohlen.

Der übliche Träger mit dicker Stegplatte verliert die Tragfähigkeit in Form eines unbeschränkten plastischen Fließens.

Bei Trägern mit sehr dünnem Stegblech wird die Erschöpfung der Tragfähigkeit durch die sog. Stegauseknickung verursacht.

Auf der Grundlage von Versuchen wird im Beitrag eine Rechenformel empfohlen, die von den obigen beiden Grenzfällen ausgehend für die Ermittlung der Traglast infolge Biegung von Biegeträgern mit dünnem Steg geeignet ist.

### Schrifttum

1. HÖGLUND, T.: Livets verkningssätt och bärförmaga HOS tunnväggig I-balk. Meddelande 1971. Nr. 93. Institutionen för Byggnadstatik Kungl. Tekniska Högskolan, Stockholm.
2. HERZOG, M.: Die Traglast unverteilter und verteilter, dünnwandiger Blechträger unter reinem Schub und Schub mit Biegung nach Versuchen. Der Bauingenieur 49 (1974) S. 382—389.
3. FREY, F.: Shear tests on unstiffened plate girders. Stability of Steel Structures, Liège, April 1977, Preliminary Report.
4. BASLER, K. — THÜRLIMANN, B.: Strength of Plate Girders in Bending. Journal of the Structural Division, Proc. ASCE, August 1961, ST6.
5. BASLER, K.: Strength of Plate Girders under Combined Bending and Shear. Journal of the Structural Division, Proc. ASCE, Oct. 1961, ST7.
6. ECCS Committee XI. Unstiffened Steel Structures. Chapter 4 (1975)
7. EKS.: Steifenlose Stahlskelettragwerke und dünnwandige Vollwandträger. Europäische Empfehlungen; Verl. von Wilhelm Ernst u. Sohn Berlin 1977.
8. KALISZKY, S.: Plastizitätslehre. (In ungarischer Sprache). Akadémiai Kiadó, Budapest 1975.
9. CHERN, C. — KUNAPONGSIRI, V.: Experiments on Unstiffened Thin Web Girders. Welding Journal, April 1973.

István SZATMÁRI, H-1521, Budapest

A. Major

## DYNAMICS IN CIVIL ENGINEERING Analysis and Design (Volumes I-IV.)

Professor Major the internationally-known expert and scientific researcher on vibrations of structural foundations presents, in his new work, the theoretical and practical problems of dynamics in civil engineering. In machine foundations, in buildings and in industrial structures — including power installations as well as nuclear power plants, the effects of vibrations and the problems of their elimination are of major importance. Widespread questions of dynamics including soil dynamics, wind effects and earthquakes together with detailed practical examples are contained in this new concept in four volumes.

The work is intended primarily for civil engineers, but will also prove to be helpful to mechanical engineers. At the same time, it serves the needs of students and researchers at universities and scientific institutions.

*In English — Approx. 1100 pages — 17 × 25 cm — Cloth*



AKADÉMIAI KIADÓ, BUDAPEST

Publishing House of the Hungarian Academy of Sciences

# Kézdi, Árpád: HANDBOOK OF SOIL MECHANICS

## Vol. 2. Soil testing

A general outline is given on methods of determining the physical properties of soils and soil testing. The first chapter describes the methods of soil exploration and soil sampling, and provides information on the necessary extent of soil exploration. The second chapter discusses laboratory investigations; the third deals with determination of data on groundwater, while in chapter four those field investigations are discussed which are required to determine the load-bearing capacity of the subsoil. The last chapter provides data for the design and construction of earth works.

*In English — Approx. 290 pages — ISBN 963 05 1776 0 — Cloth*

AKADÉMIAI KIADÓ, Budapest

ELSEVIER SCIENTIFIC PUBLISHING Co.,  
Amsterdam