

| | |
|---------------------|---|
| Zeitschrift: | Schweizer Ingenieur und Architekt |
| Herausgeber: | Verlags-AG der akademischen technischen Vereine |
| Band: | 97 (1979) |
| Heft: | 34 |
| Artikel: | Tragwiderstand von Stäben und Stabsystemen unter Druck und Biegung |
| Autor: | Dubas, Pierre |
| DOI: | https://doi.org/10.5169/seals-85513 |

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften auf E-Periodica. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen sowie auf Social Media-Kanälen oder Webseiten ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. [Mehr erfahren](#)

Conditions d'utilisation

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. La reproduction d'images dans des publications imprimées ou en ligne ainsi que sur des canaux de médias sociaux ou des sites web n'est autorisée qu'avec l'accord préalable des détenteurs des droits. [En savoir plus](#)

Terms of use

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. Publishing images in print and online publications, as well as on social media channels or websites, is only permitted with the prior consent of the rights holders. [Find out more](#)

Download PDF: 16.01.2026

ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, <https://www.e-periodica.ch>

Tragwiderstand von Stäben und Stabsystemen unter Druck und Biegung

Von Pierre Dubas, Zürich

Einleitung

Das Knickverhalten des zentrisch gedrückten geraden Stabes ist durch eine *Verzweigung* des Gleichgewichtes gekennzeichnet. Beim exzentrisch belasteten, vorgekrümmten oder querbelasteten Stab aus elastoplastischem Material liegt dagegen ein *Traglastproblem* vor (Gleichgewichtsdivergenz). Der entsprechende Verlauf der seitlichen Auslenkungen w in Funktion der einwirkenden Last N geht aus Bild 1 hervor. Stabilitätsprobleme mit Verzweigungs- last (bzw. Eigenwertprobleme in der mathematischen Ausdrucksweise) sind

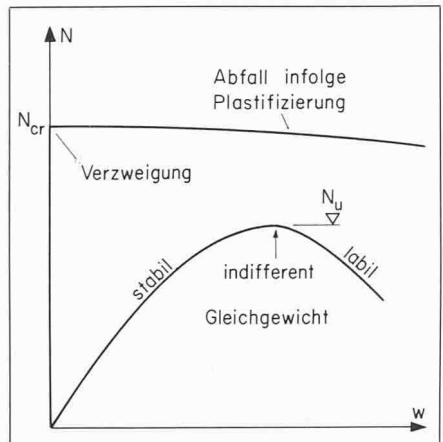


Bild 1. N - w Verlauf bei Stabilitätsproblemen

allerdings nicht nur bei Systemen ohne primäre Biegemomente möglich: nach dem Kriterium von *Kloppel* und *Lie* [1] muss für eine virtuelle Verformung δ_v aus einer ausgelenkten Gleichgewichtslage folgende Bedingung erfüllt sein:

$$\delta A_i = 0 \text{ bzw. } \delta A_a = 0$$

Dabei ist δ_v der niedrigsten Eigenfunktion des untersuchten Systems zugeordnet, so dass sich δA_i für einen Stab der Länge l in folgender Form anschreibt

$$\delta A_i = \int_0^l \frac{M}{EJ} \delta M \cdot ds$$

wobei M das primäre Moment aus Exzentrizitäten, Querbelastung usw. bedeutet und δM der Momentenfläche für die massgebende Knickform entspricht. Die Bedingung $\delta A_i = 0$ ist erfüllt, wenn $\{M\}$ und $\{\delta M\}$ orthogonal aufeinander stehen, insbesondere wenn eine der M -Flächen symmetrisch und die andere antimetrisch verläuft.

Ein bekanntes Beispiel für ein solches Problem mit Gleichgewichtsverzweigung ist der Stab mit verschrankten Endexzentrizitäten (*Zimmermann-Stab*, vgl. [2]). Für den aus Bild 2a er-sichtlichen Verlauf von δM , entsprechend dem beidseitig gelenkig gelagerten *Eulerschen Stab*, ist die Bedingung $\delta A_i = 0$ erfüllt. Nach dem soeben er-

wähnten Kriterium liegt somit ein Verzweigungsproblem vor, mit dem in Bild 2b dargestellten Verlauf des Zusammenhangs N - w . Bei schlanken Stäben ist die Verzweigungslast N_{cr} praktisch gleich gross wie die *Eulersche Knicklast* $\pi^2 \cdot EJ/P$. Bei gedrungenen Stäben bewirken dagegen die primären Momente und die Eigenspannungen Plastifizierungen, die zu einer merklichen Abminderung der Knicklast gegenüber dem zentrisch gedrückten Stab führen.

Ein ähnliches Verhalten zeigen verschiebbare symmetrische Rahmen unter lotrechter Riegelbelastung: im Verzweigungspunkt kommen nicht nur die primäre symmetrische Gleichgewichtslage sondern auch eine antimetrische Knickform in Frage.

Ist die Bedingung $\delta A_i = 0$ bzw. $\delta A_a = 0$ nicht erfüllt, so liegt ein Stabilitätsproblem mit Gleichgewichtsdivergenz vor. Die Ermittlung der dazugehörigen Traglast N_u , entsprechend Bild 1, verlangt meistens recht aufwendige Berechnungen, weil das elastoplastische Materialverhalten bei endlichen Auslenkungen zu berücksichtigen ist. Man begnügt sich daher öfters mit einer Untersuchung als Spannungsproblem zweiter Ordnung: man verzichtet auf eine genaue Bestimmung der Traglast und weist einfach nach, dass unter der γ -fachen Belastung die durch den elastischen Verformungseinfluss vergrösserten, massgebenden Spannungen nirgends die Fliessgrenze überschreiten.

Mit dem bekannten Vergrösserungsfaktor zweiter Ordnung $1/(1 - N^*/N_{cr})$ erhält man für den beidseitig gelenkig gelagerten Stab unter fest gehaltenen Endmomenten die in der Norm SIA 161/1979 angegebene Formel (11) für den elastischen Nachweis bzw. (12) für den plastischen Nachweis. In diesen Beziehungen wurde die Wirkung der unvermeidlichen Imperfektionen, d.h. der anfänglichen Auslenkungen einerseits und der Eigenspannungen andererseits, durch die Einführung einer pauschalen Exzentrizität e_0 näherungsweise abgedeckt. Die Werte e_0 ergeben sich aus dem Verlauf der Knickspannungskurven und betragen [3]

$$e_0 = \left(1 - \frac{\sigma_K}{\sigma_f}\right) \cdot \frac{\sigma_f}{\sigma_K} \cdot \left(1 - \lambda_K^2 \cdot \frac{\sigma_K}{\sigma_f}\right) \cdot \frac{W}{A}$$

für den elastischen Nachweis, während beim plastischen Nachweis die Kernweite W/A einfach durch den entsprechenden Ausdruck Z/A zu ersetzen ist. Die Norm enthält für e_0 schlankheitsunabhängige Näherungswerte.

In der Norm konnten die Grenzen der Anwendbarkeit der soeben erwähnten Formeln (11) und (12) nur sehr summarisch abgesteckt werden. Wir wollen anschliessend bei einigen einfachen Tragsystemen, deren Elemente auf Druck mit Biegung beansprucht sind,

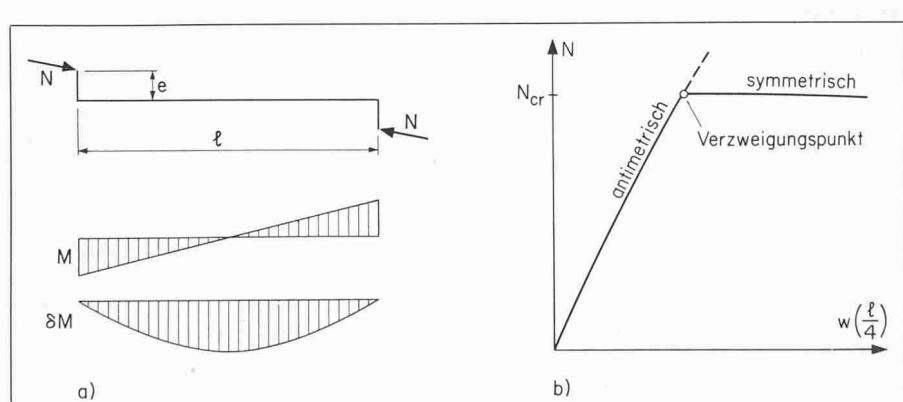


Bild 2. Zimmermann-Stab

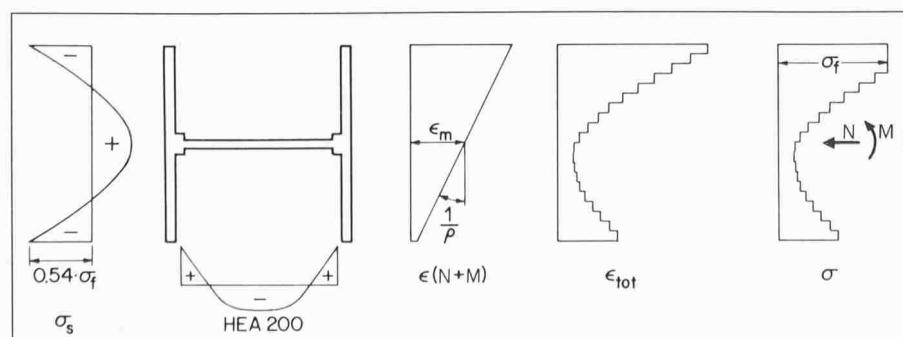


Bild 3. Untersuchtes Profil HEA 200

den bereits erwähnten Einfluss der Plastifizierungen sowie der Eigenspannungen zeigen und mögliche Wege für die Bemessung skizzieren.

Berechnungsgrundlagen

Alle anschliessend behandelten Tragsysteme wurden mit einem elastoplastischen Verfahren zweiter Ordnung untersucht (vgl. [4]). Bild 3 zeigt den betrachteten Querschnitt HEA 200 mit der Verteilung der Eigenspannungen σ_s . Zu jedem Wertepaar ε_m (Schwerpunktdehnung) und l/p (Krümmung) gehören Schnittkräfte N und M . Bei jedem Lastinkrement wird im Computerprogramm (finite Elemente) die neue Gleichgewichtslage gesucht, dies unter Berücksichtigung der eingetretenen Verformungen und der Plastifizierung der Querschnitte. Selbstverständlich sind dabei Iterationen nötig, um mit den Verformungen und dem Ausmass der Plastifizierungen verträgliche Schnittkräfte zu erhalten. Es ist somit nicht erstaunlich, dass solche Berechnungen aufwendig sind und sich daher kaum für eine direkte Anwendung in der Konstruktionspraxis eignen!

Für die der Berechnung zugrundegelegte Form der Tragwerksachsen wurden mögliche Abweichungen von der Soll-Lage angenommen. Der Verlauf dieser anfänglichen Auslenkungen folgt grundsätzlich dem der massgebenden Knickfigur, während die max. Ordinate 1/1000 der Knicklänge betragen soll. Die durchgeführten Berechnungen haben somit die gleichen Grundlagen wie die Knickspannungskurven der Norm SIA 161 und sollten als Vergleichsmassstab brauchbar sein.

Als Materialkennwerte gelten durchwegs eine Fließgrenze von 235 N/mm² sowie ein Elastizitätsmodul von 210 kN/mm². Bei allen untersuchten Systemen soll Kippen bzw. Biegedrillknicken durch geeignete Halterungen ausgeschlossen sein, so dass nur ebene Verformungen (u , w) zu berücksichtigen sind.

Der beidseitig gelenkig gelagerte, zentrisch gedrückte Stab

Zu Vergleichszwecken wurden zuerst mit dem soeben erwähnten Computerprogramm die Knicklasten von zentrisch gedrückten Stäben mit Imperfektionen ermittelt. Die Ergebnisse sollten grundsätzlich mit den Werten aus den Knickspannungskurven der Norm übereinstimmen, wobei aber aus den anschliessend zu erläuternden Gründen gewisse Abweichungen vorkommen.

Knicken um die schwache Achse des HEA 200 aus Stahl Fe 360

Die Knickspannungskurve c wurde gerade aus dem Verhalten des HEA 200 beim Knicken um die schwache Achse ermittelt, so dass hier die Übereinstimmung sehr gut ist.

Tabelle 1. Werte N_{K_y} in kN

| Länge | Schlankheit | bez. Schlankheit | SIA-Kurve c | Programm |
|--------|-------------|------------------|-------------|----------|
| 3000 | 60,2 | 0,6413 | 957 | 971 |
| 5056,6 | 101,5 | 1,0810 | 626 | 633 |
| 8000 | 160,6 | 1,7102 | 332 | 336 |
| 10000 | 200,8 | 2,1378 | 229 | 230 |

Knicken um die starke Achse des HEA 200 aus Stahl Fe 360

Für die Ermittlung der Knickspannungskurve b wurde nicht das Knicken eines Querschnittes HEA 200 um die starke Achse, sondern das eines IPE 160 um die schwache Achse zugrundegelegt. Für solche Profile mit hohem Verhältnis der Höhe zur Flanschbreite gelten nämlich günstigere Kurven als für die «quadratischen» HE-Profilen (vgl. [5] und [6]). Die Unterschiede sind somit hier grösser.

Tabelle 2. Werte N_{K_x} in kN

| Länge | Schlankheit | bez. Schlankheit | SIA-Kurve b | Programm |
|-------|-------------|------------------|-------------|----------|
| 5000 | 60,4 | 0,6429 | 1032 | 1087 |
| 7778 | 93,9 | 1,00 | 757 | 816 |
| 10000 | 120,8 | 1,2858 | 551 | 591 |

Der Zimmermann-Stab mit Imperfektionen

Wir haben bereits in der Einleitung erwähnt, dass der idealgerade, elastische Zimmermann-Stab das von Kloeppl und Lie aufgestellte Kriterium erfüllt: Knicken stellt somit in diesem Fall ein Stabilitätsproblem mit Gleichgewichtsverzweigung dar (vgl. Bild 2). Für die numerischen Untersuchungen wurden allerdings sinusförmig verteilte Anfangsauslenkungen w_0 mit einem Maximalwert von 1/1000 in Stabmitte angenommen. Damit verlaufen die primären Momente nicht mehr genau antymetrisch, wie dies für ihren Hauptanteil aus den verschränkten Exzentrizitäten gilt.

Das Verhalten des mit geometrischen Imperfektionen und mit Eigenspannungen behafteten Stabes weist den-

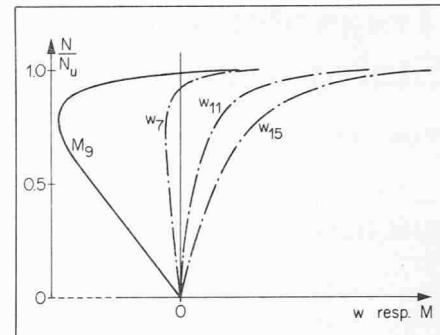


Bild 4. Verlauf der Auslenkungen und der Momente beim Zimmermann-Stab

noch eine gewisse Ähnlichkeit mit dem idealen Systems auf: Bild 4 zeigt den Verlauf der Auslenkungen w für die Stabmitte (11) sowie für Punkte jeweils in der Nähe des Viertels: Punkt 15 liegt dabei in der Stabhälfte, für welche die primären Momente aus der Endexzentrizität und die aus den Anfangsverformungen w_0 sich addieren; beim Punkt 7, dagegen, haben die Momente aus w_0 das umgekehrte Vorzeichen als die aus der Exzentrizität e . Der Stab zeigt zuerst eine S-förmige Verformung auf, schlägt bei einem Verhältnis N/N_u von rund 0,8 nach einer Seite durch und erreicht seine Tragfähigkeitsgrenze mit einer einfach gekrümmten Biegelinie.

Dieses Verhalten geht auch sehr deutlich aus dem Verlauf des Biegemomentes im Knoten 9 hervor: M_9 hängt zuerst direkt von der anfänglichen Exzentrizität der Last im Punkt 9 ab und nimmt daher linear mit N zu; bei höheren Werten von N überwiegen dagegen die Knickauslenkungen, das Moment nimmt rasch ab und wechselt schliesslich das Vorzeichen. Obwohl man hier nicht von einer eigentlichen Gleichgewichtsverzweigung sprechen kann, fällt der rasch eintretende Wechsel von der primären Verformungsfigur zur quasi-symmetrisch verlaufenden Knickfigur auf.

In Tabelle 3 sind die Ergebnisse der durchgeführten elastoplastischen Berechnungen für eine Biegung um die schwache Achse zusammenfassend. Selbstverständlich wurden nur solche Endexzentrizitäten berücksichtigt, für welche der Tragwiderstand durch eine «Gleichgewichtsverzweigung» und nicht durch Erschöpfung des Biege widerstandes an den Stabenden erreicht wird. Zum Vergleich wurden auch die Werte für $e = 0$ nach Tabelle 1 aufgenommen.

Die letzte Zeile enthält zudem die Werte, die sich aus der Formel (12) der

Tabelle 3. Ergebnisse der Berechnungen am Zimmermann-Stab

| $l_K = 5056,5 \text{ mm}$ ($\bar{\lambda}_K = 1,0810$) | | | | $l_K = 8000 \text{ mm}$ ($\bar{\lambda}_K = 1,7102$) | | | |
|--|------------------|------------------|------------------|--|------------------|------------------|------------------|
| $e = 0$ | 60 mm | 75 mm | 90 mm | $e = 0$ | 50 mm | 100 mm | 150 mm |
| 633 kN - | 535 kN 521 kN | 507 kN 501 kN | 472 kN 482 kN | 336 kN - | 312 kN 309 kN | 285 kN 287 kN | 260 kN 268 kN |

Norm SIA 161 ergeben, wenn man folgendermassen vorgeht:

- Einführung der Exzentrizitäten e_0 nach der in der Einleitung wiedergegebenen Formel, wobei σ_K aus dem jeweiligen Wert N_{K_y} nach Tabelle 1 ermittelt wird. Man erhält damit $e_0 = 15,5$ mm für eine Stablänge von 5056,5 mm und $e_0 = 22,8$ mm für 8000 mm.
- Z_y ohne Steganteil, d.h. zu $200 \cdot 10^3$ mm³ ermittelt, weil im Computerprogramm die Stegdicke einer einzigen Faserhöhe entspricht und daher keine Biegesteifigkeit berücksichtigt werden kann.
- Reduktionsfaktor $\omega = 0,2$ eingesetzt, d.h. es wird mit dem Wert gerechnet, der sich aus Ziffer 3 064 5 der Norm für $M_{\min}^*/M_{\max}^* = -1$ ergibt, statt mit dem vorgeschriebenen Mindestwert von 0,4.
- Als Knicklänge l_K für die Bestimmung von N_{cr} wird die ganze Stablänge eingeführt.

Tabelle 3 zeigt, dass die so ermittelten Werte befriedigend mit den Ergebnissen der Computerberechnung übereinstimmen. Bei direkter Anwendung der Normvorschrift, d.h. mit den leicht höheren Werten e_0 von 20,2 bzw. 32 mm und mit $\omega_{\min} = 0,4$, wird man somit auf der sicheren Seite sein. Es muss allerdings betont werden, dass die Formeln (11) und (12) nur für feste Endmomente M_{\min}^* und M_{\max}^* gelten, d.h. diese Momente sollen selber, wie im vorliegenden Problem, keine Vergrösserung durch Einflüsse zweiter Ordnung erfahren.

Ein solcher Idealfall kommt aber in der Konstruktionspraxis äusserst selten vor, sind doch in der Regel die Endmomente nicht etwa durch in ihrer Grösse unveränderliche Exzentrizitäten festgelegt, sondern durch eine biegesteife Verbindung des Stabes mit anderen Elementen bedingt: die betrachtete Stütze ist z.B. Bestandteil eines Rahmens und als Rahmenstiel auf Biegung beansprucht. Der Verformungseinfluss wird sich deshalb nicht nur im Feld bemerkbar machen, sondern auch am Stützenkopf und am Stützenfuss: zudem treten allenfalls merkliche Einflüsse zweiter Ordnung auch in den Rahmenriegeln auf.

Bei der Anwendung der Formeln (11) und (12) und insbesondere bei der Wahl des Reduktionsfaktors ω für Stäbe mit Endmomenten, ist somit genau zu überlegen, ob eine Vergrösserung der Momente nur im Feld stattfinden kann, wie dies für die Anwendbarkeit der Formeln erforderlich ist, oder ob die Stabendmomente M_{\min}^* und M_{\max}^* durch Verformungseinfluss ebenfalls zunehmen.

In den folgenden Abschnitten sollen deshalb Stäbe unter Druck und Biegung untersucht werden, die Bestandteile

eines statisch unbestimmten Tragsystems bilden und somit Verformungseinflüsse auf ihrer ganzen Länge erfahren.

Der längsgedrückte symmetrische Zweifeldträger

Der symmetrisch belastete Durchlaufträger mit zwei gleichen Feldern weist eine zur Zwischenstütze symmetrische Momentenfläche auf, während die massgebende Knickfigur S-förmig verläuft. Das Kriterium für eine Gleichgewichtsverzweigung ist somit erfüllt, wobei die entsprechende Last im Rahmen einer elastischen Untersuchung praktisch den Wert $\pi^2 \cdot EJ/P$ besitzt (vgl. [7]). Um den Einfluss der Imperfektionen sowie der Plastifizierungen zu verfolgen, wurde ein Durchlaufträger HEA 200 (Biegung um die starke Achse) mit zwei 10 m langen Feldern untersucht. Wirkt keine Längskraft und ist Kippen ausgeschlossen, so kann der Biegewiderstand plastisch (Verfahren 3 nach Tabelle 2 der Norm SIA 161) ermittelt werden. Das max. Feldmoment und das Stützmoment betragen somit $\pm q \cdot P / 11,7$, und die max. aufnehmbare Querbelastung ergibt sich zu 11,8 kN/m für einen Stahl Fe 360.

Wirkt zugleich eine Längskraft, wie dies für Pfetten als Bestandteil einer Windversteifung vorkommt, so vermindert sich die aufnehmbare Querlast, um zu verschwinden im Grenzfall einer reinen Druckbeanspruchung. Mit der massgebenden Knicklänge von 10 m beträgt dabei nach Tabelle 2 $N_{Kx} = 591$ kN.

Bild 5 zeigt den Verlauf kennzeichnender Verformungen und Momente bei einer Druckkraft von rund $0,9 \cdot N_K$. Für

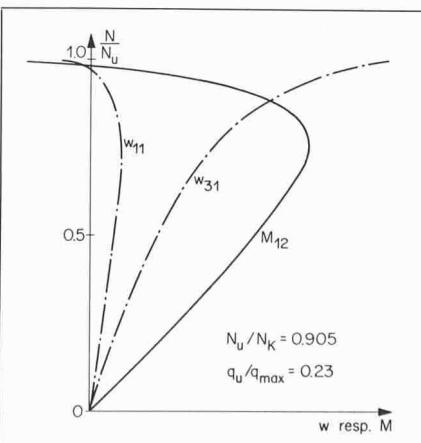


Bild 5. Verlauf der Auslenkungen und der Momente beim Zweifeldträger

die geometrischen Imperfektionen wurde eine antimetrische Verteilung angenommen, mit Ordinaten von ± 10 mm jeweils in Feldmitte. Die Auslenkung des Punktes 31 (Anfangsverformung

nach unten, wie die Durchbiegung aus der Querlast) und des Punktes 11 (Anfangsverformung nach oben) weisen auf die bei hohen Verhältnissen N/N_u eintretende Gleichgewichtsverzweigung: in diesem Bereich schlägt die anfängliche quasi-symmetrische Biegelinie zu einer S-förmigen Form durch, so dass schliesslich das Moment M_{12} das Vorzeichen ändert.

Bei kleineren Längskräften, wie dies für die vorher erwähnten Pfetten meistens zutrifft, können die durch die Anfangsverformungen bedingten antimetrischen Ablenkungskräfte die Biegelinie nicht mehr so nachhaltig beeinflussen: das Versagen tritt hier durch Erreichen des plastischen Biegewiderstandes auf der Stütze und im Feld ein. Dabei macht sich der Verformungseinfluss weiterhin bemerkbar: zudem vermindert die Druckkraft das aufnehmbare Moment.

Das verwendete Computer-Programm erlaubt es allerdings nicht, solche Tragfähigkeitsprobleme ohne klare Stabilitätsgrenze zu verfolgen, weil numerische Konvergenzschwierigkeiten bei den zur Momentenumlagerung nötigen grossen Plastifizierungen die Bestimmung einer eindeutigen Gleichgewichtslage fast verunmöglichen. Eine Fliessgelenktheorie zweiter Ordnung (vgl. z.B. [8]) ist für solche Probleme besser geeignet, während rein elastische Untersuchungen zweiter Ordnung kaum zu zutreffenden Ergebnissen führen würden.

Eine direkte Anwendung der Gleichung (12) nach Norm SIA 161 stösst andererseits auf gewisse Schwierigkeiten: das Stabendmoment, d.h. das Stützmoment, darf nämlich nicht nach Theorie erster Ordnung bestimmt werden, weil der Verformungseinfluss auch hier wirksam ist. Im untersuchten Fall führen folgende Anpassungen zu einer brauchbaren Näherung.

Bei grösseren Druckkräften, für die eine Art antimetrischen Knickens eintritt, soll der Vergrösserungsfaktor in der Form $1/(1 - N^*/N_{cr})$ benutzt werden, wobei N_{cr} die Eulersche Verzweigungslast für eine Knicklänge gleich der Feldlänge bedeutet. Da der Verlauf der primären Momente auch innerhalb eines Feldes wesentlich von denen der Knickauslenkungen abweicht, darf der Vergrösserungsfaktor nicht direkt auf die Momente bezogen werden. Für die Biegelinie, dagegen, wird die Übereinstimmung wohl besser ausfallen.

Mit einer max. Durchbiegung von $w = q \cdot P / 185 EJ$ für den symmetrischen Zweifeldträger beträgt das Moment infolge der Längskraft im Grundsysten $N^* \cdot w$. Beim vorliegenden statisch unbestimmten Träger ergibt sich daraus ein Wert von rund $0,7 \cdot N^* \cdot w$ im Feld. Mit $N_{cr} = \pi^2 \cdot EJ/P$ schreibt sich daher das Feldmoment zweiter Ordnung im

Rahmen dieser sehr vereinfachenden Betrachtung (Mischung von elastischer und plastischer Theorie!) zu

$$M^* = \frac{q^* \cdot l^2}{11,7} + 0,7 \cdot N^* \cdot$$

$$\frac{q^* \cdot l^2}{185 EJ} \quad \frac{1}{1 - N^*/N_{cr}}$$

$$\approx \frac{q^* \cdot P}{11,7} \quad \frac{1 - 0,6 \cdot N^*/N_{cr}}{1 - N^*/N_{cr}}$$

Zur Abgeltung der Wirkung der Imperfektionen ist zudem eine Exzentrizität e_0 einzuführen, die im Feld wieder zu einem Moment von $0,7 \cdot N^* \cdot e_0$ führt. An Stelle der Formel (12) ist somit folgende Bedingung zu erfüllen

$$\frac{N^*}{N_p} + \frac{1 - 0,6 \cdot N^*/N_{cr}}{1 - N^*/N_{cr}} \cdot$$

$$\frac{q^* \cdot P/11,7 + 0,7 \cdot N^* \cdot e_0}{M_p} \leq 1$$

(bzw. = 1 für $N^* \rightarrow N_u$ und $q^* \rightarrow q_u$)

Die Exzentrizität e_0 wird ebenfalls gemäß der Beziehung in der Einleitung eingesetzt, wobei σ_K aus dem oben erwähnten Wert $N_K = 591$ kN ermittelt wird; sie beträgt 21 mm. Tabelle 4 enthält die daraus gewonnenen Ergebnisse sowie die Resultate der elastoplastischen Computerberechnungen zweiter

Formel (12) der Norm rechnen. Die Verzweigungslast entspricht aber hier dem Knickfall mit symmetrischem Verlauf und beträgt daher rund $2 \cdot \pi^2 \cdot EJ/P$. Zudem ist auch die Exzentrizität e_0 auf eine Knicklänge von 0,7 · l zu beziehen und erreicht somit rund 14 mm. Mit dem im Feld massgebendem Anteil von $0,7 \cdot N^* \cdot e_0$ schreibt sich Formel (12), mit $N_{cr} = \pi^2 \cdot EJ/P$, zu

$$\frac{N^*}{N_p} + \frac{1}{1 - N^*/2 \cdot N_{cr}} \cdot$$

$$\frac{q^* \cdot P/11,7 + 0,7 \cdot N^* \cdot e_0}{M_p} \leq 1$$

(bzw. = 1 für $N^* \rightarrow N_u$ und $q^* \rightarrow q_u$)

Im vorliegenden Fall gilt dieser in Bild 6 gestrichelte Teil des Interaktionsdiagramms nur für Verhältnisse $N_u/N_K < 0,75$.

Die vorgeschlagene Näherung, die aus den vorher erwähnten Gründen leider nicht mittels elastoplastischer Kontrollrechnungen bestätigt werden konnte, dürfte eine Abschätzung der Tragfähigkeit bei Biegung eines Zweifeldträgers unter mässiger Längskraft erlauben. Bei geringen Werten N^*/N_K (bzw. N^*/N_p) liegen die Ergebnisse auf der sicheren Seite, wird doch nach Formel (12) eine «elastische» Interaktion zwischen der Normalkraft und dem Biegemoment angenommen, die ungünstiger ist als die plastischen Interaktionsformeln nach Ziffer 3 102 2 der Norm (insbesondere Formel 26).

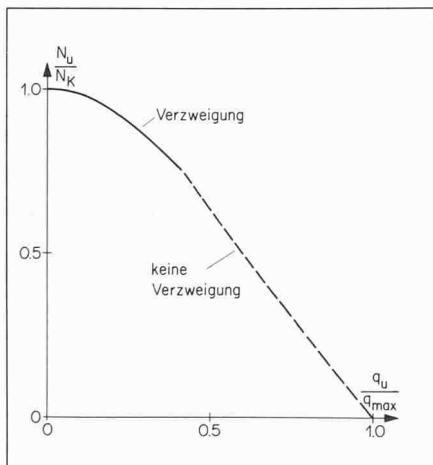


Bild 6. Interaktion N - q beim Zweifeldträger

Ordnung. Diese Werte sind zudem in Bild 6 graphisch dargestellt, die deutlich den Abfall der aufnehmbaren Querbelastung, im Vergleich zum maximalen Wert von 11,8 kN/m bei fehlender Längskraft, zeigt.

Tabelle 4. Ergebnisse der Berechnungen am Zweifeldträger

| Anfangswerte | N in kN q in kN/m | 281,25 2,459 | 281,25 1,968 | 312,5 1,606 | 350 1,5 |
|----------------------------------|--------------------------|-----------------|-----------------|----------------|--------------|
| Faktor γ beim Versagen | Computer Formel | 1,68 1,62 | 1,80 1,74 | 1,71 1,69 | 1,56 1,57 |

In Bild 6 sind zudem Ergebnisse aufgenommen, die sich auf Fälle mit *beschränkter Längskraft* beziehen. Da hier kein Umschlagen der Verformungsfigur eintritt, darf man grundsätzlich nach

erfüllt: es handelt sich um ein Problem mit Gleichgewichtsdivergenz, das in erster Näherung als Spannungsproblem zweiter Ordnung gelöst werden kann. Bild 8 veranschaulicht, dass die Nichtli-

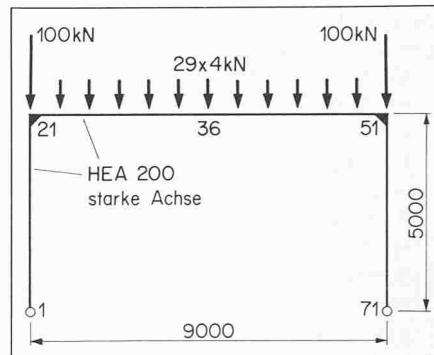


Bild 7. Untersuchter Rahmen

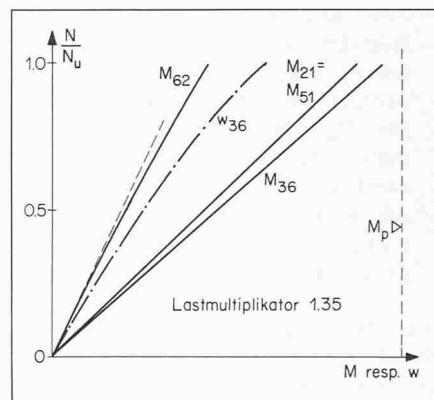


Bild 8. Verlauf der Auslenkungen und der Momente beim unverschiebbaren Rahmen

nearität wenig ausgeprägt ist: im Vergleich zur elastischen Theorie 1. Ordnung des Rahmens ohne Anfangsauslenkungen (im Computerprogramm zu 9 mm in Riegelmitte eingesetzt) nimmt sogar das Eckmoment M_{21} leicht ab (0,3%), weil der längsgedrückte Stiel durch den Verformungseinfluss an Steifigkeit verliert und sich die Riegelbeanspruchung somit verringert.

Bei hohen Werten N/N_u wird allerdings diese Wirkung durch eine Momentenumlagerung von den plastischen Zonen in Feldmitte zu den Stützen hin kompensiert: das Feldmoment M_{36} weist anfänglich einen merklichen Verformungseinfluss auf, im Bereich des Tragwiderstandes kehrt sich aber diese Tendenz infolge der Umlagerung um. Die Vergrösserung im Vergleich zur elastischen Theorie erster Ordnung erreicht gesamthaft nur rund 2%. Bezogen auf die für die plastische Berechnung massgebende Momentensumme (Stütze + Feld) beträgt die Zunahme rund 1%. Der Verlauf der Durchbiegung w_{36} in Riegelmitte weist auch auf den Einfluss der Plastifizierungen im Feld: die raschere Zunahme im Bereich $N/N_u \approx 1$ ist hauptsächlich auf die Verringerung der Riegelsteifigkeit zurückzuführen, während der Verformungseinfluss bescheiden ist.

Die Fliessgelenkmethode erster Ordnung führt, unter Berücksichtigung der Reduktion des plastischen Eckmoments durch die Stieldruckkraft (Formel 26 der Norm SIA 161), auf einen Multiplikator $\gamma_p = 1,43$ bezüglich der Belastung

nach Bild 7. Aus den elastoplastischen Berechnungen ergibt sich dagegen ein Multiplikator $\gamma = 1,35$. Diese kleine Reduktion ist durch den Verformungseinfluss zu erklären, der mit brauchbarer Näherung aus dem Faktor $1/(1-N^*/N_{cr})$ bzw. aus $1/(1-\gamma_p/\gamma_{cr})$ geschätzt werden kann. Mit einem Eigenwertprogramm ergibt sich ein Lastmultiplikator γ_{cr} von 22,2 bezüglich der Lasten nach Bild 7 und somit ein Vergrösserungsfaktor von $1/(1-1,43/22,2) = 1,07$, der praktisch dem Verhältnis $\gamma_p/\gamma = 1,43/1,35$ entspricht. Die Lastmultiplikatoren γ bzw. γ_p oder γ_{cr} dürfen nicht dem Sicherheitsfaktor der Norm SIA 161 gleichgesetzt werden, stellt doch die Belastung nach Bild 7 nur eine mehr oder weniger willkürlich gewählte Vergleichsbasis dar.

Das untersuchte Beispiel bestätigt die bekannte Tatsache, dass bei vernünftig bemessenen unverschiebbaren Rahmen der Verformungseinfluss keine grosse Rolle spielt und deshalb vernachlässigt werden darf. Sind die Beulbedingungen für die Querschnittswandungen und die Kipplängen eingehalten, so dürfen hier die Schnittkräfte und der Querschnittswiderstand plastisch ermittelt werden (Verfahren 3 nach Tabelle 2 der Norm SIA 161).

Der bis jetzt betrachtete Rahmen besitzt Stiele und Riegel mit dem gleichen Querschnitt. Die Materialausnutzung ist trotzdem befriedigend, sind doch auch bei elastischer Berechnung die Eckmomente und das max. Feldmoment nahezu gleich gross. Eine grundsätzlich andere Bemessungsmöglichkeit besteht darin, den Riegel weit steifer auszubilden und daher praktisch als einfachen Balken wirken zu lassen. Die Stiele nehmen dann nur die Auflagerkraft des Riegels sowie die Zwängungsmomente aus dessen Enddrehung und dürfen somit bedeutend schlanker werden. In einem solchen Fall kann das Stielkopfmoment genügend genau nach der Theorie erster Ordnung ermittelt werden, so dass Formel (12) der Norm allenfalls eine Abschätzung des Verformungseinflusses in Stielmitte erlaubt. Meistens, auf alle Fälle bei konstant gehaltenem Stielquerschnitt, wird allerdings der Festigkeitsnachweis erster Ordnung am Stützenkopf massgebend.

Verschiebbarer Zweigelenkrahmen

Ohne waagrechte Belastung

In seinen geometrischen Abmessungen soll der betrachtete Rahmen dem in Bild 7 entsprechen. Die Belastung wird dagegen leicht geändert, indem die in der Rahmenecke 21 einwirkende Last nun 30 kN statt 100 kN beträgt. Die angenommenen anfänglichen Auslenkun-

gen verlaufen affin zur antimetrischen Knickfigur (seitliches Knicken).

Der Multiplikator γ_{cr} ergibt sich aus einer Eigenwertberechnung zu 3,735, so dass die Knicklänge des höher gedrückten Stieles 51–71 11400 mm und die von 1–21 15300 mm erreicht. Die einzuführende Anfangsauslenkung der Stützenköpfe beträgt, wie im Abschnitt «Berechnungsgrundlagen» dargelegt, $l_K/1000$, d.h. rund 13 mm aus $l_{K,\text{mittel}}$. Nach Ziffer 5 05 8 der Norm SIA 161 dürfte die Abweichung des Stützenkopfes von der Senkrechten sogar 0,0035 · h , d.h. 17,5 mm betragen.

Da die massgebende Knickfigur antimetrisch, die primären Momente dagegen symmetrisch verlaufen, ist das Kriterium von Klöppel und Lie für einen Rahmen ohne Anfangsverschiebungen erfüllt (vgl. dazu auch [9] und [10]). Mit den soeben erwähnten waagrechten Auslenkungen u_0 , die zu einer antimetrischen M -Fläche führen, ist dies selbstverständlich nicht mehr genau der Fall.

Aus Bild 9 kann man entnehmen, dass

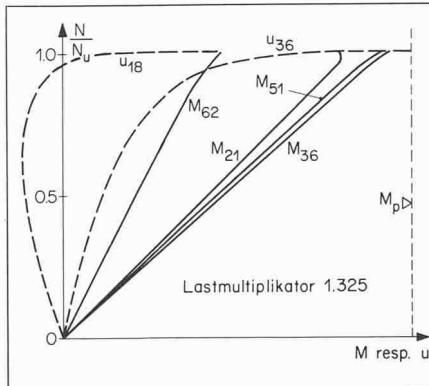


Bild 9. Verlauf der Auslenkungen und der Momente beim verschiebbaren Rahmen ohne waagrechte Belastung

sich der verschiebbare Rahmen ohne waagrechte Belastung für mässige Werte N/N_u ähnlich verhält wie der unverschiebbare nach Bild 8. Dies ist kaum erstaunlich, bleibt doch die lotrechte Riegelbelastung gleich gross, während die Normalkraft im Stiel 1–21 wohl kleiner ist, aber keine grosse Bedeutung aufweist. Wegen der angenommenen waagrechten Anfangsauslenkung u_0 ist allerdings das Eckmoment M_{51} leicht grösser, M_{21} entsprechend kleiner als beim unverschiebbaren Rahmen.

Kurz vor dem Erreichen des Tragwiderstandes tritt aber eine dramatische Wendung ein, indem die waagrechten Verschiebungen rasch zunehmen (u_{36} in Riegelmitte) bzw. das Vorzeichen wechselt (u_{18} im Stiel 1–21). Dieser Vorgang macht sich auch in einer beschleunigten Zunahme des Momentes M_{62} , etwa in der Mitte des Stieles 51–71, bemerkbar. Das Eckmoment M_{21} nimmt dagegen entsprechend ab.

Der verschiebbare Rahmen zeigt somit ein ähnliches Verhalten wie der Zim-

mermann-Stab in Bild 4 sowie der Zweifeldträger in Bild 5: die quasi-symmetrische Biegelinie unter den primären Momenten schlägt zu einer antimetrischen Form mit beträchtlichen waagrechten Auslenkungen um, die unweigerlich zum Versagen führen. Im vorliegenden Fall ist allerdings der Tragwiderstand nur leicht kleiner als derjenige des unverschiebbaren Rahmens, ermässigt sich doch der Lastmultiplikator nur von 1,35 auf 1,325. Diese Schlussfolgerung darf allerdings nicht verallgemeinert werden.

Die beschleunigte Zunahme der waagrechten Auslenkungen u ist hauptsächlich durch die Plastifizierungen in Riegelmitte und im Eckbereich 51 bedingt: nach Bild 9 erreichen sowohl M_{36} als auch M_{51} nahezu das plastische Moment M_p , so dass die dazugehörigen Biegesteifigkeiten empfindlich verkleinert werden, so z.B. auf weniger als die Hälfte des elastischen Wertes im obersten Element des auf Druck und Biegung beanspruchten Stieles 51–71.

Der verschiebbare Rahmen ohne waagrechte Belastung soll nicht weiter betrachtet werden, ist doch der im nächsten Abschnitt untersuchte Lastfall mit Seitenkräften (Wind, Kranschub) in der Regel für die Bemessung massgebend (vgl. die Multiplikatoren in den Bildern 9 und 10). Hier liegt ein wesentlicher Unterschied zum vorher untersuchten Zweifeldträger, bei dem in vielen praktischen Fällen (Pfetten, usw.) grössere antimetrische Lastanteile fehlen.

Mit lotrechter und waagrechter Belastung

Die lotrechte Belastung entspricht genau der des soeben untersuchten Rahmens, d.h. 30 kN in 21, je 4 kN in den Punkten 22 bis 50, und 100 kN in 51. Zudem wirkt in 21 und 51 je eine waagrechte Kraft von 5 kN, Richtung 21–51. Die Anfangsverschiebungen sind ebenfalls die gleichen wie im Abschnitt zuvor erörtert, d.h. insbesondere $u_{0,\text{Riegel}} = 13 \text{ mm}$ (gleiche Richtung wie die waagrechten Kräfte).

Die primären Momente infolge der Horizontallasten sowie infolge der Verschiebungen u_0 verlaufen antimetrisch, d.h. ähnlich wie die massgebende Knickfigur des verschiebbaren Rahmens: es liegt deshalb kein Verzweigungsproblem, sondern ein Traglastproblem vor. Um den Vergrösserungsfaktor $1/(1-N^*/N_{cr})$ zu ermitteln, benötigt man trotzdem die Verzweigungsbelastung. Die Eigenwertberechnung führt hier zu $\gamma_{cr} = 3,734$, d.h. fast zum gleichen Wert wie beim Fall «Ohne waagrechte Belastung»: in diesem Zusammenhang spielen nämlich die waagrechten Kräfte nahezu keine Rolle, wird doch die eine Stielkraft wohl vergrössert, die andere aber entsprechend verkleinert.

Wie bei den anderen Problemen soll zuerst der Verlauf kennzeichnender Momente und Verformungen in Bild 10 dargestellt werden. Wegen der waagrechten Belastung ist nun M_{51} immer deutlich grösser als das max. Feldmoment M_{36} . Das Eckmoment M_{51} zeigt zuerst einen merklichen Einfluss zweiter Ordnung; für hohe Werte N/N_u bewirken allerdings die hohen Plastifizierungen des Eckbereiches eine Umlagerung zum Feld hin, so dass eine Tendenzwende eintritt. Das in Bild 10 b dargestellte Verhältnis $M \cdot p/EJ$ der plastischen zur elastischen Steifigkeit im obersten Stielelement 51 (hohe Normalkraft, kleiner Momentengradient) weist auf die zunehmende Plastifizierung.

Das Moment M_{21} in der linken, elastisch verbleibenden Rahmenecke nimmt wegen der fortschreitenden Auslenkungen u , die eine Krümmung andern Vorzeichens als die Vertikalbelastung bewirken, immer langsamer zu, um am Schluss sogar leicht abzunehmen.

Das Verhalten des verschiebbaren Rahmens mit Horizontallasten ist somit recht verwickelt und kann kaum mit einfachen Mitteln beschrieben werden. Zudem muss unterschieden werden, ob die Schnittkräfte elastisch oder plastisch berechnet werden und ob der Querschnittswiderstand elastisch oder plastisch ermittelt wird.

Bei *elastisch berechneten Schnittkräften* und elastisch ermitteltem Querschnittswiderstand (Verfahren 1 nach Tabelle 2 der Norm SIA 161) bilden sich wohl infolge der Wirkung der Eigenspannungen örtliche Plastifizierungen aus. Gegenüber dem sich aus den elastoplastischen Berechnungen zweiter Ordnung ergebenden Multiplikator von 0,975, führt das Verfahren (1), unter Berücksichtigung des elastischen Verformungseinflusses und der Anfangsauslenkungen u_0 , zu einem Wert von nur 0,86, insbesondere wegen der ungünstigen Interaktion Normalkraft-Biegemoment innerhalb der elastischen Ermittlung des Querschnittswiderstandes. Bild 10 zeigt, dass bis zu dieser «elastischen Grenze» nur sehr beschränkte, in ihrer Wirkung vernachlässigbare Plastifizierungen eingetreten sind.

Vergleichsberechnungen an einem solchen elastischen System mit Verformungseinfluss zeigen zudem, dass der Vergrösserungsfaktor zweiter Ordnung mit brauchbarer Näherung nach der Beziehung $1/(1-N^*/N_{cr})$ bzw. $1/(1-\gamma/\gamma_{cr})$ ermittelt werden darf. Dieser Faktor bezieht sich auf die ähnlich zur Knickfigur verlaufenden Schnittkräfte bzw. Verformungen. Bei unserem verschiebbaren Rahmen handelt es sich somit um die antimetrischen Momentenanteile infolge waagrechter Belastung (sowie der anfänglichen Auslenkungen u_0).

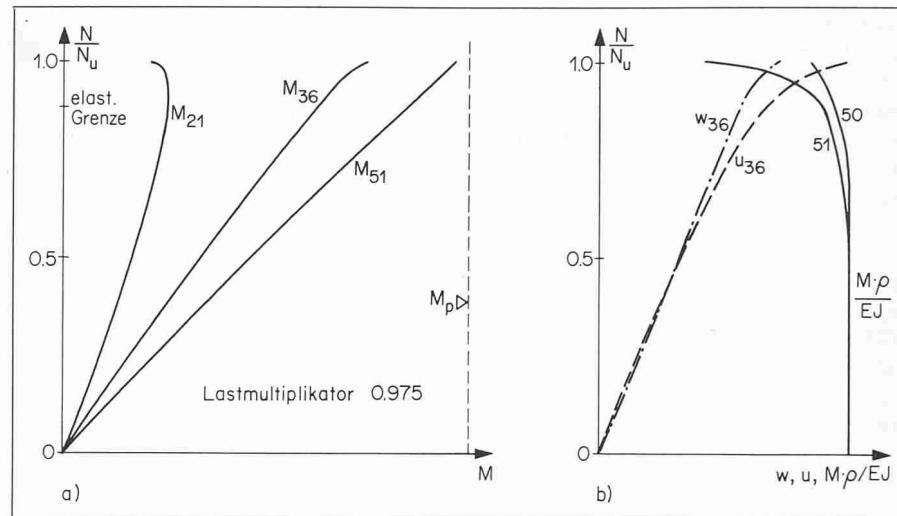


Bild 10. Verlauf der Auslenkungen und der Momente beim verschiebbaren Rahmen mit lotrechter und waagrechter Belastung

Für die den Untersuchungen zugrundegelegten Lasten ergeben sich mit dem bereits erwähnten Eigenwertmultiplikator $\gamma_{cr} = 3,734$ Vergrösserungsfaktoren für einige Laststufen, wie sie in der zweiten Kolonne in Tabelle 5 wiedergegeben sind. Die anderen Kolonnen enthalten die Werte, die direkt aus elastischen Berechnungen zweiter Ordnung gewonnen wurden. Die Übereinstimmung ist zufriedenstellend, insbesondere weil für die Biegemomente die Formel auf der sicheren Seite liegende Näherungswerte liefert.

Tabelle 5. Vergleich der Vergrösserungsfaktoren

| γ | $1/(1-\gamma/\gamma_{cr})$ | u_{36} | $M_{51,antim.}$ |
|----------|----------------------------|----------|-----------------|
| 0,5 | 1,16 | 1,16 | 1,14 |
| 1,0 | 1,37 | 1,38 | 1,33 |
| 1,5 | 1,67 | 1,70 | 1,62 |

Obwohl das Verhalten zweiter Ordnung des verschiebbaren Rahmens nicht durch die Ziffern 3 064 3 und 3 064 5 der Norm abgedeckt ist, weil die Stabenden nicht unverschiebbar gehalten sind, darf in erster Näherung Formel (11) für den elastischen Nachweis dennoch verwendet werden. Dabei ist der Korrekturfaktor ω immer zu 1,0 einzusetzen. Zudem bezieht sich der Vergrösserungsfaktor $1/(1-\gamma/\gamma_{cr})$ nur auf den *antimetrischen* Momentenanteil (ohne u_0 ermittelt) sowie auf das Glied $N^* \cdot e_0$, während die Biegespannung aus dem symmetrischen Momentenanteil direkt zu M_{sym}/\bar{W} eingesetzt wird.

Aus γ_{cr} erhält man eine Knicklänge von 11 200 mm für den massgebenden Stiel 51-71 (unter Berücksichtigung des Anteils der Normalkraft aus der waagrechten Belastung), so dass nach Ziffer 3 064 3 der Norm $e_0 = l_k/300$, d.h. 37 mm beträgt. Formel (11) führt dann aus dem Nachweis im Punkte 51 des Stieles zu einem Multiplikator $\gamma_{11} = 0,82$, so dass das Verfahren (1) der Norm auf der sicheren Seite liegt.

Beim Verfahren (2), bzw. nach Formel

(12) mit elastisch ermittelten Momenten erster Ordnung, ist einzige \bar{W} durch Z zu ersetzen, während die Interaktion Biegung-Normalkraft weiterhin einen «elastischen» Aufbau besitzt. Der Nachweis im Eckpunkt 51, mit $e_0 = l_k/250 = 45$ mm, führt jetzt zu $\gamma_{12} = 0,84$, d.h. zu einem nur wenig grösseren Lastmultiplikator.

Bei Anwendung des Verfahrens (3) nach Tabelle 2 der Norm muss nach Ziffer 3 043 2 für verschiebbare Rahmen der Vergrösserung der Momente durch Einflüsse zweiter Ordnung Rechnung getragen werden. Bild 10 bestätigt die Richtigkeit dieser Forderung. Eine einfache Überlegung führt auch zur Erkenntnis, dass der Rahmen nach Bildung eines Fliessgelenkes im Eckpunkt 51 eine bedeutend kleinere seitliche Steifigkeit aufweist. Als Mass für die Verschiebbarkeit gilt der Eigenwert des so entstandenen Dreigelenkrahmens (Gelenke in 1 und 71, Fliessgelenk in 51). Der Multiplikator γ_{cr} beträgt dann nur noch 1,338 gegenüber 3,734 für den der gleichen Belastung ausgesetzten Zweigelenkrahmen. Diese Tatsache erklärt die rasche Zunahme der waagrechten Auslenkung u_{36} im Bereich der hohen Werte N/N_u (vgl. Bild 10 b).

Der Einfluss der Verformungen auf den plastischen Tragwiderstand geht eindeutig aus dem Vergleich der Lastmultiplikatoren hervor:

- Fliessgelenkmethode erster Ordnung

$$\gamma_p = 1,22$$

(mit Einfluss der Normalkraft auf $M_{p,Stiel}$)

- Elastoplastische Berechnung zweiter Ordnung $\gamma = 0,975$ (Bild 10)

Der Unterschied darf nicht mehr als gering bezeichnet werden. Der untersuchte Rahmen ist nämlich relativ weich, obwohl er bezüglich der waagrechten Auslenkung erster Ordnung der Stützenköpfe im Gebrauchszustand (entsprechend einem Multiplikator von 0,975/1,6 für die Horizontallasten) die Bedingung der Ziffer 3 072 6 ($< h/150$)

erfüllt. Dagegen ist die in [6] aufgenommene Forderung eines Verhältnisses $\gamma_{cr}/\gamma_p > 10$ mit $3,734/1,22 = 3,1$ bei weitem nicht eingehalten. Für die Berücksichtigung des Verformungseinflusses im Rahmen der Fliessgelenkmethode sei z. B. auf [8] verwiesen.

Schlussbetrachtung

Aus den wenigen dargestellten Berechnungsbeispielen dürfen kaum allgemeine Schlussfolgerungen gezogen werden. Bei elastischer Berechnung der Schnittkräfte liefert eine Untersuchung als Spannungsproblem zweiter Ordnung meistens auf der sicheren Seite liegende Ergebnisse. Werden die Schnittkräfte dagegen plastisch ermittelt, so ist bei

Literaturangaben

- [1] Klöppel, K., Lie, K.: Das hinreichende Kriterium für den Verzweigungspunkt des elastischen Gleichgewichts. Der Stahlbau, 1943, S. 17
- [2] Zimmermann, H.: Die Formen der Biegelinie gedrückter Stäbe. Die Bautechnik, 1923, S. 10
- [3] Einführung in die Norm SIA 161 (1979) Stahlbauten. Autographie zum Fortbildungskurs; Baustatik und Stahlbau, Publ. Nr. 79-1, ETH Zürich
- [4] Dubas, P.: Ultimate Strength of Compression Members with Intermittent Rigid or Flexible Lateral Supports. Stability of Steel Structures, Second International Colloquium ECCS, Liège 1977, Preliminary Report, p. 469
- [5] Beer, H., Schulz, G.: The European Column Curves. International Colloquium on Column
- Strength, Paris 1972; IVBHK, Berichte der Arbeitskommissionen, Bd 23, S. 391
- [6] European Recommendations for Steel Construction; EKS 1978, S. 30 + 86
- [7] Girkmann, K.: Traglasten gedrückter und zugleich querbelasteter Stäbe und Platten. Der Stahlbau, 1942, S. 57
- [8] Galéa, Y.: Programme d'analyse élasto-plastique non linéaire de structures planes à barres. Construction Métallique no 4-1978, p. 3
- [9] Chwalla, E.: Die Stabilität lotrecht belasteter Rechteckrahmen. Der Bauingenieur, 1938, S. 69
- [10] Chwalla, E., Kollbrunner, C.F.: Beiträge zum Knickproblem des Bogenträgers und des Rahmens. Der Stahlbau, 1938, S. 73

verschiebbaren Systemen immer Vorsicht am Platz.

A. Piller, wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Baustatik und Stahlbau, war mit der Durchführung der Computerberechnungen betraut. Für seine wertvolle Unterstützung und die

zahlreichen Anregungen sei ihm auch an dieser Stelle gedankt.

Adresse des Verfassers: Prof. Dr. P. Dubas, Lehrstuhl für Baustatik und Stahlbau, ETH-Hönggerberg, 8093 Zürich.

Donatorenliste

Behörden, Vereinigungen und Firmen, welche die Grundlagenarbeiten zur Norm SIA 161 «Stahlbauten» finanziell unterstützt haben

Schweizerische Eidgenossenschaft

Regiebetriebe des Bundes
Schweizerische
Unfallversicherungsanstalt, Luzern

Vertretungen ausländischer Stahl- und Walzwerke

Sacilor SA, Aciéries et Laminoirs de Lorraine, Paris
Usinor SA, Union Sidérurgique du Nord et de l'Est de la France, Paris
Trade Arbed (Schweiz) AG, Basel
British Steel Corporation Tube Exports Ltd., Corby, Northants (Great Britain)
Jansen AG, Oberrriet
Notz & Co. AG, Brügg bei Biel
Röchling & Cie GmbH, Basel
Sidercom AG, Zürich

Schweizerischer Ingenieur- und Architekten-Verein

Schweizerische Zentralstelle für Stahlbau

Repräsentantin folgender Firmen:

Alpha AG, Nidau
Bosshard Metallbau AG, Aadorf
Buss AG, Pratteln
Ferriere Cattaneo SA, Giubiasco
Dytan Stahl- und Maschinenbau AG, Horw
Hans Egger, Bern
A. Félix, Bussigny
E. Fischer AG, Romanshorn
Ing. Franco Franzini, Lugano
Gauger & Co. AG, Zürich
Geilinger Stahlbau AG, Winterthur
Gestle AG, Chur

Giovanola Frères SA, Monthey
Gogniat SA, Yverdon
Habegger AG, Thun
Hess SA, Carouge
Himag AG, Visp
Jakem AG, Münchwilen/AG
Jos. Kaeser Stahlbau AG, Bellach
Lais AG, Basel
J.R. Lips Söhne AG, Dietikon
Metall- und Stahlbau AG, Endingen
Meto-Bau AG, Würenlingen
Josef Meyer AG Emmen, Luzern
Mösch, Schneider AG, Aarau
C. & R. Nyffenegger AG, Zürich
Preiswerk & Esser, Basel
Ramelet Frères SA, Lausanne
J. Sauter AG, Sulgen
Heinz Senn AG, Oftringen
Singeisen Stahlbau AG, Liestal
Stahlbau AG Basel, Muttenz
Stamet AG, Oensingen
Steinemann AG, Flawil
Stephan SA, Fribourg
Fratelli Tenconi SA, Airolo
Tensol SA, Piotta
Paul Tobler & Co., St. Gallen
Tuchschnid AG, Frauenfeld
Ateliers de constructions mécaniques de Vevey SA, Vevey
Vohland & Bär AG, Riehen
Wartmann AG, Oberbipp
Hans Zingg, Romanshorn
Zschokke Wartmann AG, Brugg
Zwahlen & Mayr SA, Aigle

Vereinigungen

Stahlhandel-Verband, Basel

Schweizerische Stahlhandelszentrale, Basel

Kraftwerkunternehmungen

Nordostschweizerische Kraftwerke AG, Baden
Bernische Kraftwerke AG, Bern
Kraftwerk Laufenburg, Laufenburg
Elektrizitäts-Gesellschaft Laufenburg AG, Laufenburg
Aare-Tessin Aktiengesellschaft für Elektrizität, ATEL, Olten
Kernkraftwerk Gösgen Däniken AG, Däniken
Kraftwerke Brusio AG, Poschiavo
SA l'Energie de l'Ouest-Suisse, Lausanne
Centralschweizerische Kraftwerke, Luzern

Einzelunternehmungen

A. & K. Schneider, Jona
Holorib SA, Genève
Motor-Columbus AG, Baden
Giroud-Olma AG, Olten
Eelemetal AG, Thun
Montana Stahl AG, Würenlingen
Donatsch Söhne AG, Landquart
Eisenbau Aktiengesellschaft, Basel
Rudolf Baltensperger, Höri
Schweissindustrie Oerlikon Bührle AG, Zürich
Metkon SA, Stabio
A. Morel & Söhne AG, Klosters
Von Roll AG, Gerlafingen
Schäppi AG, Zürich
U. Schärer Söhne AG, Münsingen