

Stabilisierung von Biegeträgern durch Drehbettung – eine Klarstellung

J. Lindner *)

Zusammenfassung

Bei Biegeträgern besteht die Möglichkeit, daß sie durch Biegedrillknicken („Kippen“) versagen. Diese Versagensmöglichkeit wird durch die stabilisierende Wirkung angrenzender Bauteile wesentlich eingeschränkt. Zur Vereinfachung wird dann der Nachweis häufig in Form des Nachweises einer Mindeststeifigkeit geführt. Auf diesem Gebiet haben sich in den letzten Jahren wichtige neue Erkenntnisse ergeben, die in der zahlreichen älteren Literatur meist nicht berücksichtigt sind. Es erfolgt hier eine Zusammenfassung der vorliegenden Erkenntnisse. Beispiele zeigen die Anwendung.



Einleitung

Die stabilisierende Wirkung von Dacheindeckungen oder Wandverkleidungen für die darunter liegenden Pfetten ist seit langem bekannt. Dies wird u. a. bei den Zulassungen für Kaltprofilpfetten beachtet, wonach diese bis zu einer Höhe von 200 mm in Verbindung mit Stahltrapezprofilen bei Auflast in der Regel als hinreichend gegen „Kippen“ aussteift angesehen werden. Die Stahltrapezprofile sind in diesen Fällen in der Lage, die Pfetten wirksam gegen seitliches Ausweichen und Verdrehen, also gegen ein mögliches Biegedrillknicken („Kippen“ in DIN 4114 genannt), zu stabilisieren. Bei größeren Trägern oder bei Abweichungen von den Zulassungen muß die Möglichkeit des Biegedrillknickens (Bild 1) untersucht werden, auch wenn z. B. eine Dacheindeckung vorhanden ist.

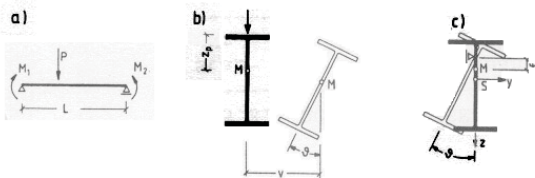


Bild 1. Prinzipielle Darstellung zum Biegedrillknicken („Kippen“)
a) Belastung
b) Verformungen bei freier Drehachse
c) Verformungen bei gebundener Drehachse

Für die Untersuchung dieses Biegedrillknickens nach der Elastizitätstheorie wurden in der Literatur viele Lösungen mitgeteilt, z. B. [1], [2]. Von den meisten Autoren wird dabei angenommen, daß sich die seitliche Verschiebung v und die Verdrehung ϑ unabhängig voneinander einstellen können, s. Bild 1b. In vielen Fällen sorgen angrenzende Konstruktionsteile (z. B. Trapezbleche) jedoch für eine mindestens elastische Stützung, Bild 2. Man kann dann die stabilisierende Wirkung dieser Bauteile rechnerisch durch Drehfedern c_ϑ und/oder ideale Schubsteifigkeiten S_{id} ersetzen. Dabei wirkt die Drehbettung der Verdrehung des Trägers entgegen und damit wie eine erhöhte Torsionssteifigkeit des gefährdeten Trägers.

*) Prof. Dr.-Ing. Joachim Lindner, Technische Universität Berlin, Fachgebiet Stahlbau, Sekr. B 1, Straße des 17. Juni 135, D-1000 Berlin 12

Summary

Stabilization of beams by torsional restraint – a clarification. Slender beams may be subdued to failure of lateral torsional buckling. This possible problem of failure is substantially reduced by adjacent members. For simplification then often the checking by means of proof of a minimum stiffness is applied. In this field during the recent years important perception has been ascertained which has not been recognized partly in the literature of the past. Therefore a summary of the present results is given here. Applications are shown by examples.

Wird im Grenzfall die seitliche Verschiebung v im Abstand f vom Schubmittelpunkt M vollständig verhindert (Bild 1c), ist nur noch ein Biegedrillknicken mit gebundener Drehachse möglich.

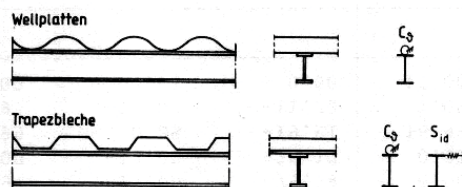


Bild 2. Stabilisierung durch angrenzende Bauteile

Zur Erleichterung der Nachweise in der Praxis ist es wünschenswert, diejenigen Drehbettungen zu kennen, die einen weiteren genaueren Biegedrillknicknachweis entbehrlich machen. Zu dieser Frage der Mindeststeifigkeit liegt ebenfalls sehr viel Literatur vor. Der Tragsicherheitsnachweis wird dabei in der Form der Gl. (1) geführt.

$$\text{erf } c_\vartheta \leq \text{vorh } c_\vartheta \quad (1)$$

Da sich jedoch auf diesem Gebiet in den letzten Jahren eine Reihe von neueren Erkenntnissen ergeben haben, die die Benutzung älterer Literatur aus Sicherheitsgründen verbieten, erfolgt hier noch einmal eine zusammenfassende Darstellung, die überwiegend auf der bereits vorhandenen Literatur basiert.

2 Zur Entwicklung des Tragsicherheitsnachweises

Aus der Untersuchung von Stabilitätsproblemen, z. B. dem Biegedrillknicken von Stützen, ist bekannt, daß sich Imperfektionen traglastmindernd auswirken. Bei der Ermittlung erforderlicher Drehbettungswerte blieb dies lange Zeit unberücksichtigt, z. B. [1], [2], [6] bis [11] und auch in der DAST-Richtlinie 008, [19].

Es wurde so vorgegangen, daß die Traglast als erreicht angesehen wurde, wenn die nach der Elastizitätstheorie unter Berücksichtigung von c_ϑ berechnete ideale kritische Verzweigungslast q_K den Wert q_T nach dem Traglastverfahren erreichte. Dabei errechnet sich q_T nach der Fließgelenktheorie I. Ordnung für das jeweilige statische System. Für ein Innenfeld eines Durchlaufträgers mit gleichen Feldern ergibt sich so z. B. $q_T = 16 M_{pl}/L^2$ (M_{pl} = Moment im vollplastischen Zustand), für ein Einzelfeld tritt an die Stelle der

Zahl 16 die Zahl 8. Nur vereinzelt wurde von dieser Betrachtung abgewichen. So wurde in [1], [8] ein anderer Weg beschritten. Im Bereich geringer Schlankheiten wurde die nach DIN 4114 für das Biegedrillknicken („Kippen“) vorgesehene Engesser-Knickkurve verwendet, die zwar keine Imperfektionen beinhaltet, aber das plastische Werkstoffverhalten berücksichtigt. Die Ergebnisse unterscheiden sich daher nicht so stark von Ergebnissen, bei denen zusätzlich zum plastischen Werkstoffverhalten auch Imperfektionen berücksichtigt werden (Abschnitt 3), führen aber auch zu zugehörigen Mindeststeifigkeiten.

Die Berechtigung für die zuvor beschriebene Vorgehensweise über q_{Ki} hat man darin gesehen, daß sich bei den durchgeführten Großversuchen ausreichende Tragsicherheit einstellte, also kein Biegedrillknicken auftrat, z. B. [1] bis [17].

Dies ist aber auch darauf zurückzuführen, daß in den Großversuchen stets neben der Drehbettung auch eine Schubsteifigkeit wirksam war, die jedoch nicht separat gemessen werden konnte und somit zahlenmäßig nicht quantifizierbar war. Es kann jedoch davon ausgegangen werden, daß praktisch eine gebundene Drehachse erreicht wurde. Weiterhin ist zu berücksichtigen, daß der theoretische Kenntnisstand auf dem Gebiet des Biegedrillknickens im plastischen Bereich um 1970 sehr viel geringer war als jetzt. So erschien weltweit die erste Arbeit, die das Traglastproblem von auf Biegung und Torsion querbelasteter I-Träger unter Berücksichtigung der Verformungen infolge Lastaußermittigkeiten löste, erst 1971, [18]. EDV-Rechnungen konnten damals nur vereinzelt durchgeführt werden, so daß systematische Parameterstudien entfielen.

Wegen der günstigen Erfahrungen aus den Großversuchen fühlte man sich berechtigt, die ohne Berücksichtigung von Imperfektionen ermittelten Werte für die Mindeststeifigkeiten auch in die Traglastkurven [19] (die 1973 erschienen) zu übernehmen. Aus heutiger Sicht ist es jedoch erforderlich, diese Werte nicht mehr zu benutzen. Statt dessen sind die Werte unter Berücksichtigung von Imperfektionen zu verwenden. Die Wirkung der gebundenen Drehachse kann rechnerisch bei der Ermittlung der Mindeststeifigkeit berücksichtigt werden, s. Abschnitt 3.4.

Die Vorgehensweise über $q_{Ki} = q_T$ ist identisch damit, daß Imperfektionen (z. B. seitliche Verformungen) beim Biegedrillknicken unberücksichtigt bleiben, da die Verzweigungslast q_{Ki} als Grenzfall eines Trägers angesehen werden kann, bei dem die für das Biegedrillknicken maßgebenden Imperfektionen (seitliche Verformungen, Verdrehungen, Eigenspannungen) gegen Null gehen.

Wenn Imperfektionen berücksichtigt werden, muß man von der Traglastkurve für das Biegedrillknicken ausgehen. Diese wird in den EKS-Empfehlungen [20], dem Entwurf zu DIN 18 800 Teil 2 [21] und dem Entwurf zum Eurocode 3 [22] in Abhängigkeit vom bezogenen Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_M$ mit

$$\bar{\lambda}_M = \sqrt{\frac{M_{pl}}{M_{Ki}}} \quad (2)$$

M_{pl} Moment im vollplastischen Zustand

M_{Ki} kritisches Biegedrillknickmoment nach der Elastizitätstheorie angegeben.

Die in [21] vorgesehene Traglastkurve

$$\kappa_M = \left(\frac{1}{1 + \bar{\lambda}_M^{2n}} \right)^{1/n} \quad (3)$$

mit $n = 2,5$ für den Regelfall von I-förmigen Walzprofilen

ist im Bild 3 dargestellt. Dort ist auch die Kurve für die unter der Voraussetzung der Elastizitätstheorie ermittelte Verzweigungslast eingetragen. Es ist ersichtlich, daß die beiden Kurven im Bereich großer bezogener Schlankheitsgrade $\bar{\lambda}_M$ sich nur wenig unterscheiden, bei kleineren Werten $\bar{\lambda}_M < 1,2$ jedoch die Unterschiede sehr groß werden.

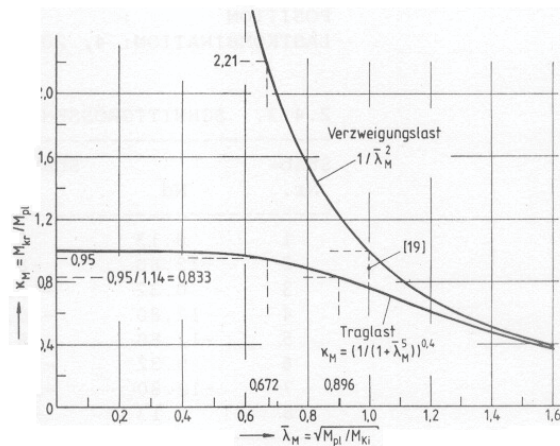


Bild 3. Darstellung der Traglast und Verzweigungslast

3 Erforderliche Drehbettung erf c_0

3.1 Biegedrillknickmomente mit c_0

Das in Gl. (2) eingehende Biegedrillknickmomente M_{Ki} ist u. a. von den Steifigkeitswerten, der Höhe des Lastangriffspunktes und der Stützweite L abhängig. Für konstantes Moment ergibt sich z. B. das ideale Biegedrillknickmoment nach [1] (Randbedingung Gabelagerung) unter Berücksichtigung der kontinuierlichen Drehbettung c_0 zu

$$M_{Ki}^2 = EI_z \left(EI_\omega \frac{\pi^4}{L^4} + GI_T \frac{\pi^2}{L^2} + c_0 \right) \quad (4)$$

mit

I_ω Wölbwiderstand

I_T S. Venant'sches Torsionsmoment

I_z Trägheitsmoment um die schwache Hauptachse von I-Profilen.

Falls Einzelfedern vorhanden sind, so kann man diese stets in entsprechende kontinuierliche Drehfedern umrechnen. Wenn man vereinfachend (auf der sicheren Seite liegend) als Stützweite $L = \infty$ setzt, dann vereinfacht sich das bei beliebigem Momentenverlauf zu

$$M_{Ki}^2 = \zeta^2 EI_z c_0 \quad (4a)$$

Wenn die in DIN 4114 Ri 15.13 für Kragträger vorgesehene Schreibweise vorgezogen wird, tritt an die Stelle der Gl. (4a) die Gl. (4b)

$$M_{Ki}^2 = \frac{k^2}{\pi^2} EI_z c_0 \quad (4b)$$

mit

ζ, k Beiwerte zur Erfassung der Form der Biegemomentenverteilung, z. B. nach DIN 4114 Ri 15.15, 15.13

Bei der Ermittlung der idealen Biegedrillknickmomente nach Gl. (4a) bis (4b) bleibt die günstige Wirkung einer wirklichkeitsnahen Lasteinleitung durch rückdrehende Momente (Prinzipdarstellung im Bild 13) unberücksichtigt. Dieser Effekt wurde u. a. in [3] rechnerisch und in [32] experimentell untersucht. Er entzieht sich jedoch bisher einer praxisherechten einfachen rechnerischen Aufbereitung.

Bei der folgenden Aufbereitung ist es sinnvoll; nach dem Nachweisverfahren zu unterscheiden.

3.2 Mindeststeifigkeit bei Ausnutzung der plastischen Querschnittstragfähigkeit

Bei der Ermittlung der Mindeststeifigkeit wurde in [28], [4] davon ausgegangen, daß diese als erreicht angesehen werden kann, wenn

95% der Biegemomente im vollplastischen Zustand erreicht werden. Für eine weitere rechnerische Anhebung des Tragbiegemomentes wäre eine unverhältnismäßige große weitere Vergrößerung der Drehbettung erforderlich, die unter Berücksichtigung unserer üblichen baupraktischen Ungenauigkeiten vernachlässigt werden kann.

Aus Bild 3 bzw. Gl. (3) ergibt sich $\kappa_M = 0,95$ zu $\bar{\lambda}_M = 0,672$. Damit folgt aus Gl. (2) und Gl. (4a)

$$\text{erf } c_0 = \frac{M_{pl}^2}{EI_z} \cdot \frac{1}{\zeta^2} \cdot \frac{1}{\bar{\lambda}_M^4} = \frac{M_{pl}^2}{EI_z} \cdot \frac{4,90}{\zeta^2}$$

$$\text{erf } c_0 = \frac{M_{pl}^2}{EI_z} \cdot k_0 \quad (5)$$

mit

k_0 Drehbettungsbeiwert bei Ausnutzung der plastischen Tragfähigkeit

$$k_0 = \frac{5}{\zeta^2} \quad (6a)$$

bzw.

$$k_0 = \frac{59}{k^2} \quad (6b)$$

Der Zahlenwert 59 statt 48,5 wurde in [4] vorgeschlagen, um eine teilweise Wölbeinspannung bei Durchlaufträgern zu berücksichtigen. Wie Vergleichsrechnungen zeigen, wird damit dann auch abgedeckt, daß die k -Werte für $c_0 \neq 0$ etwas anders sind als für $c_0 = 0$. In der Literatur sind jedoch nur Werte für $c_0 = 0$ angegeben, so daß man diese Werte in Gl. (6a) bzw. Gl. (6b) benutzen wird. Andererseits blieben in den Gl. (4a) und (4b) wegen des Grenzüberganges zu $L = \infty$ auch die weiteren stabilisierend wirkenden Steifigkeiten I_T, I_u unberücksichtigt. Dies liegt für baupraktisch vorhandene Längen auf der sicheren Seite.

Wenn man genauer rechnen möchte, darf für den individuell vorhandenen Fall natürlich auch M_{Kl} mit Berücksichtigung von vorh. c_0 nach Abschnitt 4 genauer berechnet werden und dann der Nachweis der Gl. (1) in Form von Gl. (1a) geführt werden:

$$2,21 M_{pl} \leq M_{Kl} \quad (1a)$$

Aus Bild 3 ist zu ersehen, daß zum Erreichen von $\kappa_M = 0,95$ ein $W \cdot 1 M_{Kl} = 2,21 M_{pl}$ erforderlich ist. Hieraus wird nochmals klar, die frühere Annahme: $q_{Kl} = q_{pl}$ zu weit auf der unsicheren Seite liegt.

3.3 Mindeststeifigkeit bei Ausnutzung der elastischen Querschnittstragfähigkeit

Wenn unter dem größten vorhandenen Moment (Absolutwert) maximal die Streckgrenze erreicht wird, dürfen geringere Anforderungen an die Mindeststeifigkeit gestellt werden. Für I-Profile beträgt der plastische Formbeiwert bei Beanspruchung um die starke Achse i. M. 1,14. Demzufolge ist als Reduktionswert κ_M der Traglastkurve ein Wert von $\kappa_M = 0,833$ zu fordern, der bei $\bar{\lambda}_M = 0,896$ erreicht wird, s. Bild 3. Damit ändern sich die Zahlenwerte der Gl. (6a) bzw. (6b) in diejenigen der Gl. (6c) bzw. (6d)

$$k_{0,e} = \frac{1,55}{\zeta^2} \quad (6c)$$

bzw.

$$k_{0,e} = \frac{18,3}{k^2} \quad (6d)$$

Eine der Gl. (6d) entsprechende Gleichung ist auch in [4] angegeben, wobei dort ein etwas größerer Wert von 21 statt 18,3 vorgeschlagen ist. Im Sinne einer konsequenten Ermittlung der Zahlenwerte erscheint diese zusätzliche Anhebung jedoch nicht erforderlich.

Aus dem Vergleich der Gl. (6a) und (6c) ergibt sich schließlich

$$k_{0,e} = 0,3 \cdot k_0 \quad (7)$$

Damit genügt es, nur Drehbettungsbeiwerte k_0 anzugeben und diese gegebenenfalls in $k_{0,e}$ mit Hilfe der Gl. (7) umzurechnen.

In [21] sind für Sonderfälle (z. B. geschweißte Träger, Wabenträger, ausgeklinkte Träger) kleinere n -Werte als 2,5 für Gl. (3) vorgesehen. Daher ergeben sich auch für die Drehbettungsbeiwerte dann andere Zahlenwerte. Hier wird für alle Sonderfälle einheitlich (ohne weitere Fallunterscheidung) vorgeschlagen, folgende Werte zu verwenden: 9,3 statt 5,0 in Gl. (6a), 112 statt 59 in Gl. (6b), 3,04 statt 2,21 in Gl. (1a), 2,26 statt 1,55 in Gl. (6c), 26,7 statt 18,3 in Gl. (6d).

3.4 Zur Wirkung einer gebundenen Drehachse

Bei den meisten bisherigen Untersuchungen wurde überwiegend die Stabilisierung allein durch die Biegesteifigkeit der angrenzenden Bauteile betrachtet. Die Tatsache, daß die meisten flächenhaften angrenzenden Bauteile auch eine Schub(„Scheiben“)steifigkeit haben, ist zwar auch seit langem bekannt, jedoch wurde dem im Hinblick auf die erforderliche Drehbettung nicht so viel Aufmerksamkeit gewidmet, [3]. Es ist leicht einzusehen, daß die zusätzliche Berücksichtigung einer Schubsteifigkeit zu einem kleineren Wert der dann erforderlichen Drehbettung führt, als wenn man diesen Effekt vernachlässigt, vgl. Tabelle 1. Wenn man die Schubsteifigkeit berücksichtigen will, muß natürlich sichergestellt sein, daß über die Verbindung zwischen dem zu stabilisierenden Träger und dem flächenhaften Element die Schubsteifigkeit auch zu aktivieren ist. Dies ist z. B. bei reinen L-Hakenverbindungen, wie sie früher zur Befestigung von Wellplatten häufig verwendet wurden, nur begrenzt möglich, weshalb dafür die Schubsteifigkeit rechnerisch ohne zusätzlichen experimentellen Nachweis kaum zu berücksichtigen sein wird.

Speziell für IPE-Profile wurde in [4, Bild 7] eine Auswertung vorgenommen, aus der zu bestimmten Zahlenwerten der Schubsteifigkeit die dann noch erforderlichen Drehbettungswerte zu entnehmen sind.

Erreicht die Schubsteifigkeit den Grenzwert $\text{grenz } S_{id}$, kann praktisch von einer gebundenen Drehachse (s. Bild 1b) ausgegangen werden. In [4] ist dafür Gl. (8) angegeben.

$$\text{grenz } S_{id} = \left(EI_w \frac{\pi^2}{L^2} + GI_T + EI_z \frac{\pi^2}{L^2} \cdot 0,25 h^2 \right) \frac{70}{h^2} \quad (8)$$

Tabelle 1. Drehbettungsbeiwerte k_0 und Anschlußbeiwerte k_m

| Zeile | 1 | 2 | | 3 | 4 |
|-------|-----------------|-----------------|---------------------------------|-------|---|
| | | k_0 | | | |
| | Momentenverlauf | freie Drehachse | gebundene Drehachse an Übergang | | |
| 1 | | 4,0 | 0 | 0,060 | |
| 2a | | 3,5 | 0,12 | 0,050 | |
| 2b | | 3,5 | 0,23 | 0,050 | |
| 3 | | 2,8 | 0 | 0,042 | |
| 4 | | 1,6 | 1,0 | 0,024 | |
| 5 | | 1,0 | 0,70 | 0,019 | |

wobei h die Profilhöhe des zu stabilisierenden Trägers ist. Weiterhin ist bei Gl. (8) vorausgesetzt, daß Schubsteifigkeit und Querlast am Obergurt angreifen. Die gebundene Drehachse wirkt sich in der Größe des Momentenbeiwertes k , der in Gl. (6b) eingeht, aus.

3.5 Zahlenangaben für Drehbettungsbeiwerte

In Tabelle 1 sind Drehbettungsbeiwerte angegeben, die den Ausführungen der Abschnitte 3.1 bis 3.4 Rechnung tragen. Diese Tabelle wird in ähnlicher Form auch in dem in Vorbereitung befindlichen 2. Gelbdruck zu DIN 18 800 Teil 2 [21] vorhanden sein. Auch die DAST-Richtlinie 016 [23] enthält entsprechende Zahlenwerte, für Einfeld- und Mehrfeldträger und gebundene Drehachse am Obergurt. Die dortigen Zahlenwerte berücksichtigen jedoch, daß nur eine Berechnung mit Ausnutzung der elastischen Querschnittstragfähigkeit vorgesehen ist.

Weiterhin erschien es in [23] sinnvoll, in Gl. (5) den Wert M_{pl} durch das Fließmoment M_F zu ersetzen. Mit $M_{pl} \sim 1,1 M_F$ bei den Kaltprofilen ergibt sich damit insgesamt

$$k_{b(DAST)} = \frac{1,1^2 \cdot 18,3}{k^2} = \frac{22,1}{k^2} \quad (9)$$

wobei die Zahlenwerte in der Tabelle 404 der DAST-Ri 016 gerundet sind.

Weitere Zahlenwerte für k_b können für gebundene Drehachse und Last am Obergurt aus [4] entnommen werden. Für den Fall linear veränderlicher Momente sind weitere Werte dem Bild 4 zu entnehmen.

Die in der DAST-Richtlinie 008 [19] und in der Literatur (z. B. [2], [6] bis [10]) angegebenen kleineren Zahlenwerte sind aufgrund der vorstehenden Erläuterungen nicht mehr direkt zu verwenden. Wenn man auf die dort angegebenen Zahlenwerte trotzdem zurückgreifen will, müssen sie analog zu Gl. (6a) mit einem Faktor von 4,9 multipliziert werden.

Einen Sonderfall stellen Zahlenwerte für $erf c_b$ dar, die in einigen Zulassungen für Pfetten gefordert werden, z. B. entsprechend [27]. Diese basieren in der Regel auf Großversuchen an Pfetten, wobei man die in den Versuchen vorhandene Dachdeckung zur Extrapolation in Biegesteifigkeiten umgerechnet hat. Diese Werte sind dann auch nur mit denjenigen zu vergleichen, die sich aus der reinen Biegesteifigkeit der Dachdeckung ergeben, s. Abschnitt 3.1. Würde man hier (wie es eigentlich konsequent wäre) die Ausfüh-

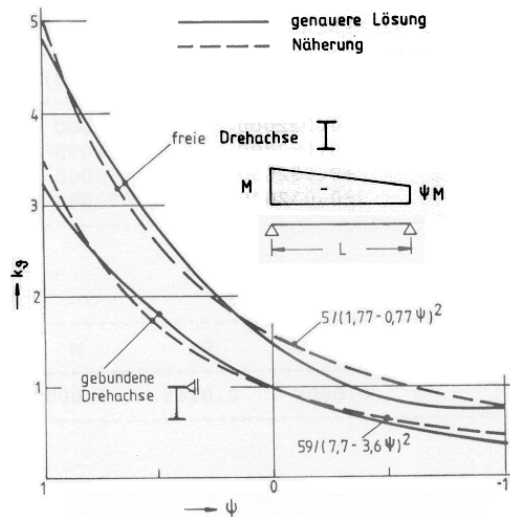


Bild 4. Drehbettungsbeiwerte k_b für linear veränderliches Moment

rungen von Abschnitt 3.2 ff. berücksichtigen, müßte man auch die Anforderungen an $erf c_b$ verringern.

Da in der Vergangenheit vielfach die in der DAST-Ri 008 [19] angegebenen Zahlenwerte verwendet worden sind, kann man die Frage stellen, weshalb trotzdem keine Unfälle vorgekommen sind. Dies dürfte zwei Gründe haben. Einmal bewirkt eine um den Faktor 5 zu kleine Steifigkeit nur einen Tragfähigkeitsverlust von ca. 20%, der von den vorhandenen Sicherheiten abgedeckt war. Zum anderen ist bei üblichen konstruktiven Ausbildungen fast immer gleichzeitig neben der Drehbettung eine Schubsteifigkeit vorhanden, die einen erheblichen stabilisierenden Effekt ergibt (vgl. Tabelle 1).

Die Berücksichtigung der Erkenntnisse dieses Abschnittes 3 führt nur dann zu angemessenen Ergebnissen, wenn auch auf der Seite der vorhandenen Werte diese wirklickeitsnah berücksichtigt werden, also die Schubsteifigkeit nicht vernachlässigt wird.

4 Vorhandene Drehbettung vorh c_b

4.1 Allgemeines

Die vorhandene Drehbettung ergibt sich als Widerstand der angrenzenden stabilisierenden Bauteile. Dabei wurde zunächst der Literatur ausschließlich die Biegesteifigkeit der angrenzenden Bauteile betrachtet, z. B. [1], [6] bis [9], [24].

Bei einem Einfeldträger ergibt sich die vorhandene Drehfeder dann z. B. nach Bild 5.

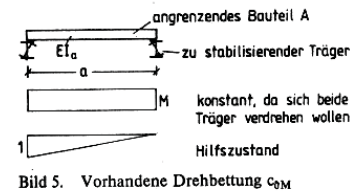


Bild 5. Vorhandene Drehbettung c_{bM}

Aus der Definition, daß die Federsteifigkeit diejenige Schnittgröße darstellt, die eine Verformung Eins erzeugt, ergibt sich:

$$\varphi = \frac{1}{2} \cdot 1 \cdot M \frac{a}{EI_a} = 1$$

$$M = \text{vorh } c_{bM} = \frac{2 EI_a}{a} \quad (10)$$

Entsprechend ergibt sich für einen Durchlaufträger gleicher Stützweite auf ∞ -vielen Stützen ein Zahlenwert von 4 statt 2. Wenn eine größere Dachneigung vorhanden ist, kann nur eine gleichsinnige Verdrehung der Pfetten auftreten, [3]. Dann dürfen die Zahlenwerte in Gl. (10) noch mit dem Faktor 3 multipliziert werden.

Die Berechnung der vorhandenen Drehbettung über Gl. (10) allein setzt voraus, daß keine zusätzlichen Verdrehungsanteile auftreten – also insbesondere eine starre Verbindung zwischen dem zu stützenden Träger und dem angrenzenden Bauteil vorhanden ist. Darauf wurden u. a. in der DAST-Richtlinie 008 [19] hingewiesen. Bei weiteren Untersuchungen, die meist erst in neuerer Zeit vorgenommen worden sind, wurde klar, daß die Voraussetzung der starren Verbindung nicht immer vorliegt. Es ist dann eine allgemeinere Betrachtung notwendig.

4.2 Federmodell

Allgemein kann man die vorhandene Drehbettung als ein System von mehreren hintereinandergeschalteten Federn betrachten, s. Bild 6, [26], [4]

$$\frac{1}{\text{vorh } c_b} = \frac{1}{c_{bM}} + \frac{1}{c_{bA}} + \frac{1}{c_{bP}} \quad (11)$$

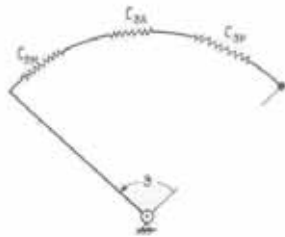


Bild 6. Federmodell

mit den Federanteilen

- c_M Biegesteifigkeit (Abschnitt 4.1)
- c_P Profilverformung (Abschnitt 4.3)
- c_A Anschlußsteifigkeit (Abschnitt 4.4)

In manchen Literaturquellen, z. B. [30, 1. Aufl.] [35, 7. Aufl.] ist der aus Gl. (11) sich ergebende Zusammenhang bisher nicht berücksichtigt worden, weshalb die dort angegebenen Lösungen nicht verwendbar sind.

Profilverformung

Die Profilverformung ist abhängig von der Art der Übertragung des Moments zwischen dem zu stabilisierenden Träger und dem angrenzenden Bauteil. Wenn die flächenhafte Kontaktwirkung, die nur schwer zu erfassen ist, und die Abtragung über Torsionsmomente im Gurt unberücksichtigt bleiben, ergeben sich die im Bild 7 angegebenen Verhältnisse, s. auch [4].

Allgemein gilt:

$$c_{op} = 5770 \frac{1}{\frac{h}{s^2} + c_1 \cdot \frac{b}{t^3}} \quad (12)$$

wobei 5770 für $0,25 E/(1 - \mu^2)$ steht.

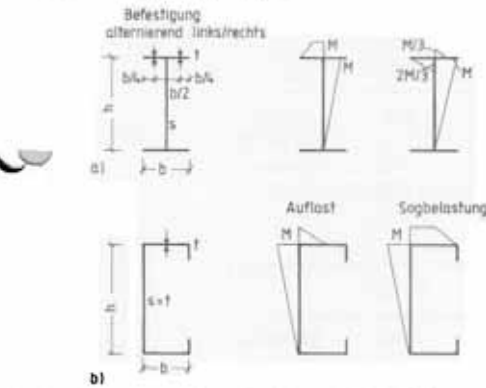


Bild 7. Momentenzustände zur Ermittlung der Profilverformung

Der Faktor c_1 beträgt:

- für I-Profile bei Auflast oder Sogbelastung $c_1 \approx 0,5$,
- für C-Profile o. ä. bei Auflast $c_1 = 0,5$ und
- für C-Profile o. ä. bei Sogbelastung $c_1 = 2,0$.

Näherungsweise ergibt sich für übliche Stahlträger im Regelfall bei Auflast

$$c_{op} \sim 5000 \cdot s^3/h \quad (12a)$$

und für C-Profile aus Stahl bei Sogbelastung

$$c_{op} \sim 2500 \cdot s^3/h \quad (12b)$$

Die Ergebnisse einer Auswertung von Gl. (12) für Profile der HE- und IPE-Reihe sind aus Tabelle 2 zu ersehen.

Tabelle 2. Drehbettungsanteil c_{op} aus der Profilverformung für HE- und IPE-Profile

| Profil | c_{op} | Profil | c_{op} | Profil | c_{op} |
|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| HEA 100 | 72,0 | HEB 100 | 124 | HEK 100 | 209 |
| HEA 120 | 79,6 | HEB 120 | 131 | HEK 120 | 222 |
| HEA 140 | 86,9 | HEB 140 | 139 | HEK 140 | 235 |
| HEA 160 | 94,8 | HEB 160 | 146 | HEK 160 | 248 |
| HEA 180 | 102,4 | HEB 180 | 153 | HEK 180 | 261 |
| HEA 200 | 109,4 | HEB 200 | 160 | HEK 200 | 274 |
| HEA 220 | 116,4 | HEB 220 | 167 | HEK 220 | 287 |
| HEA 240 | 123,4 | HEB 240 | 174 | HEK 240 | 300 |
| HEA 260 | 130,4 | HEB 260 | 181 | HEK 260 | 313 |
| HEA 280 | 137,4 | HEB 280 | 188 | HEK 280 | 326 |
| HEA 300 | 144,4 | HEB 300 | 195 | HEK 300 | 339 |
| HEA 320 | 151,4 | HEB 320 | 202 | HEK 320 | 352 |
| HEA 340 | 158,4 | HEB 340 | 209 | HEK 340 | 365 |
| HEA 360 | 165,4 | HEB 360 | 216 | HEK 360 | 378 |
| HEA 380 | 172,4 | HEB 380 | 223 | HEK 380 | 391 |
| HEA 400 | 179,4 | HEB 400 | 230 | HEK 400 | 404 |
| HEA 420 | 186,4 | HEB 420 | 237 | HEK 420 | 417 |
| HEA 440 | 193,4 | HEB 440 | 244 | HEK 440 | 430 |
| HEA 460 | 200,4 | HEB 460 | 251 | HEK 460 | 443 |
| HEA 480 | 207,4 | HEB 480 | 258 | HEK 480 | 456 |
| HEA 500 | 214,4 | HEB 500 | 265 | HEK 500 | 469 |
| HEA 520 | 221,4 | HEB 520 | 272 | HEK 520 | 482 |
| HEA 540 | 228,4 | HEB 540 | 279 | HEK 540 | 495 |
| HEA 560 | 235,4 | HEB 560 | 286 | HEK 560 | 508 |
| HEA 580 | 242,4 | HEB 580 | 293 | HEK 580 | 521 |
| HEA 600 | 249,4 | HEB 600 | 300 | HEK 600 | 534 |
| HEA 620 | 256,4 | HEB 620 | 307 | HEK 620 | 547 |
| HEA 640 | 263,4 | HEB 640 | 314 | HEK 640 | 560 |
| HEA 660 | 270,4 | HEB 660 | 321 | HEK 660 | 573 |
| HEA 680 | 277,4 | HEB 680 | 328 | HEK 680 | 586 |
| HEA 700 | 284,4 | HEB 700 | 335 | HEK 700 | 599 |
| HEA 720 | 291,4 | HEB 720 | 342 | HEK 720 | 612 |
| HEA 740 | 298,4 | HEB 740 | 349 | HEK 740 | 625 |
| HEA 760 | 305,4 | HEB 760 | 356 | HEK 760 | 638 |
| HEA 780 | 312,4 | HEB 780 | 363 | HEK 780 | 651 |
| HEA 800 | 319,4 | HEB 800 | 370 | HEK 800 | 664 |
| HEA 820 | 326,4 | HEB 820 | 377 | HEK 820 | 677 |
| HEA 840 | 333,4 | HEB 840 | 384 | HEK 840 | 690 |
| HEA 860 | 340,4 | HEB 860 | 391 | HEK 860 | 703 |
| HEA 880 | 347,4 | HEB 880 | 398 | HEK 880 | 716 |
| HEA 900 | 354,4 | HEB 900 | 405 | HEK 900 | 729 |
| HEA 920 | 361,4 | HEB 920 | 412 | HEK 920 | 742 |
| HEA 940 | 368,4 | HEB 940 | 419 | HEK 940 | 755 |
| HEA 960 | 375,4 | HEB 960 | 426 | HEK 960 | 768 |
| HEA 980 | 382,4 | HEB 980 | 433 | HEK 980 | 781 |
| HEA 1000 | 389,4 | HEB 1000 | 440 | HEK 1000 | 794 |
| IPE 80 | 37,8 | | | | |
| IPE 100 | 28,0 | | | | |
| IPE 120 | 20,4 | | | | |
| IPE 140 | 14,6 | | | | |
| IPE 160 | 10,4 | | | | |
| IPE 180 | 7,4 | | | | |
| IPE 200 | 5,4 | | | | |
| IPE 220 | 4,1 | | | | |
| IPE 240 | 3,0 | | | | |
| IPE 260 | 2,2 | | | | |
| IPE 280 | 1,6 | | | | |
| IPE 300 | 1,1 | | | | |
| IPE 320 | 0,8 | | | | |
| IPE 340 | 0,6 | | | | |
| IPE 360 | 0,4 | | | | |
| IPE 380 | 0,3 | | | | |
| IPE 400 | 0,2 | | | | |
| IPE 420 | 0,1 | | | | |
| IPE 440 | 0,1 | | | | |
| IPE 460 | 0,1 | | | | |
| IPE 480 | 0,1 | | | | |
| IPE 500 | 0,1 | | | | |
| IPE 520 | 0,1 | | | | |
| IPE 540 | 0,1 | | | | |
| IPE 560 | 0,1 | | | | |
| IPE 580 | 0,1 | | | | |
| IPE 600 | 0,1 | | | | |
| IPE 620 | 0,1 | | | | |
| IPE 640 | 0,1 | | | | |
| IPE 660 | 0,1 | | | | |
| IPE 680 | 0,1 | | | | |
| IPE 700 | 0,1 | | | | |
| IPE 720 | 0,1 | | | | |
| IPE 740 | 0,1 | | | | |
| IPE 760 | 0,1 | | | | |
| IPE 780 | 0,1 | | | | |
| IPE 800 | 0,1 | | | | |
| IPE 820 | 0,1 | | | | |
| IPE 840 | 0,1 | | | | |
| IPE 860 | 0,1 | | | | |
| IPE 880 | 0,1 | | | | |
| IPE 900 | 0,1 | | | | |
| IPE 920 | 0,1 | | | | |
| IPE 940 | 0,1 | | | | |
| IPE 960 | 0,1 | | | | |
| IPE 980 | 0,1 | | | | |
| IPE 1000 | 0,1 | | | | |

Eine genauere Ermittlung der örtlichen Federsteifigkeit bei Einleitung von Einzellasten ist nach [34] möglich. Insbesondere ist zu beachten, daß örtlich eingeleitete große Einzellasten zum Stegkrüppeln oder örtlichen Stegbeulen führen können. Da solche Effekte in Gl. (12) nicht berücksichtigt sind, ist sicherzustellen, daß Einzellasten höchstens 25% der Traglasten für steifenlose Konstruktionen erreichen, [34], anderenfalls ist Gl. (12) noch einmal zu reduzieren.

Der Faktor $(1 - \mu^2)$ aus der Plattenwirkung wird in der Literatur, z. B. [4], auch oft vernachlässigt. Für gewalzte I-Profile liegt c_{op} häufig in der gleichen Größenordnung wie c_{oM} nach Abschnitt 4.1.

Bei Kaltprofilen mit den dort üblicherweise vorhandenen geringen Blechdicken ist c_{op} in der Regel kleiner als c_{oM} und ist daher von größerem Einfluß. Auf die Notwendigkeit, die Querschnittsverformungen zu betrachten, ist schon verschiedentlich hingewiesen worden, [2], [10], [31].

In der Vergangenheit (z. B. [10], [31]) ist die Profilverformung z. T. statt bei der vorhandenen Drehbettung bei der erforderlichen Drehbettung berücksichtigt worden. Dies erscheint jedoch nicht konsequent, so daß die Vorgehensweise hier über die Gl. (11) gewählt werden sollte.

4.4 Anschlußsteifigkeit

Hiermit werden die Einflüsse erfaßt, die im Anschlußbereich einschl. der Verbindungsmittel Verformungen hervorrufen. Wenn diese Verbindungsmittel aus Schrauben ohne Schlupf bestehen, sind solche Einflüsse in der Regel zu vernachlässigen.

Anders verhält es sich, wenn die Verbindungsmittel selbst eine weiche Feder darstellen, die angrenzenden Bauteile sich selbst verformen oder andere Verformungseinflüsse möglich sind (z. B. durch zusätzliche zwischengelegte Wärmedämmschichten). Verformungen der angrenzenden Bauteile selbst treten stets auf bei Trapezblechen, bei denen die Kraftübertragung zum überwiegenden Teil über Biegung der sehr dünnen Bleche erfolgt, s. Bild 8. In



Bild 8. Örtliche Verformungen durch die punktförmige Befestigung von Trapezblechen

Tabelle 3. Anschlußsteifigkeiten \bar{c}_{0A} von Trapezblechen aus Stahl, bezogen auf eine Gurtbreite von $b = 100$ mm.
 max b_1 : Breite des angeschlossenen Gurtes des Trapezprofils, b_2 : Abstand der Profilrippe, K_A = Abdeckkappen aus Stahl $t \geq 0,75$ mm, Schrauben aus Edelstahl $\phi 6,3$ mm, Dichtscheiben aus Stahl $t \geq 1$ mm

| Trapezblechlage | | Schrauben im | | Schraubensabstand | Scherblech | \bar{c}_{0A} | max b_1 |
|------------------------------|----------|--------------|----------|-------------------------|---------------|----------------|-----------|
| positive | negative | Untergurt | Obergurt | $e = 3b_1$ / $e = 2b_1$ | # \geq [mm] | [kNm/m] | [mm] |
| Auflage (Stahltrapezprofile) | | | | | | | |
| x | x | x | x | | 22 | 6,2 | 40 |
| x | x | x | | x | 22 | 3,1 | 40 |
| x | x | x | x | | 6x | 10,0 | 45 |
| x | x | x | | x | 6x | 5,2 | 40 |
| x | x | x | x | | 22 | 3,1 | 120 |
| x | x | x | | x | 22 | 2,0 | 120 |
| Sog. (Stahltrapezprofile) | | | | | | | |
| x | x | x | x | | 16 | 2,6 | 40 |
| x | x | x | | x | 16 | 1,2 | 40 |

solchen Fällen ist eine wirklichkeitsnahe Ermittlung der Drehbettung nur über Versuche möglich.

Über solche Versuche wird z. B. in [4], [25], [26] berichtet, wobei in den beiden letzten Fällen Sogbelastungen untersucht worden sind. Die Ergebnisse aus [4], [26] für Trapezprofile sind in Tabelle 3 zusammengestellt, wobei die Werte auf eine einheitliche Gurtbreite von 100 mm bezogen sind. Für die tatsächlich vorliegende Gurtbreite ist die Anschlußsteifigkeit dann nach Gl. (13) zu berechnen

$$c_{0A} = \bar{c}_{0A} \cdot \left(\frac{\text{vorh } b}{100} \right)^2 \quad (13)$$

mit

vorh b Breite des Gurtes unter dem Trapezblech [mm]

In der Literatur, z. B. [11], [27], [28], [29] sind nun auch früher schon vorhandene Drehbettungswerte mitgeteilt worden. Sofern es sich um Versuchswerte handelt, sind jedoch stets Gesamtwerte angegeben worden und eine Trennung der Einzeleinflüsse nach Gl. (11) ist nicht vorgenommen worden. Entscheidender ist jedoch, daß diese Werte stets aus Großversuchen rückgerechnet worden sind, aber keine gesonderten Versuche nur zur Bestimmung der vorhandenen Drehbettung vorgenommen wurden. Außerdem war auch hier in den Versuchen eine zusätzliche Schubsteifigkeit wirksam, die nicht besonders erfaßt werden konnte. Aus diesen Gründen können die ermittelten Werte für den untersuchten Einzelfall durchaus zutreffend sein, eine Übertragung auf andere Fälle ist jedoch kaum möglich. Daher sind auch die vom Verfasser selbst in [28, Tabelle 3.2-9] und [29, Tabelle 10.2-17] angegebenen Drehbettungswerte für Last auf der Dachhaut nicht weiter verwendbar. Diese waren aus [8] übernommen, wobei jedoch nur der Einfluß der Biegesteifigkeit selbst (Abschnitt 4.1) berücksichtigt worden war. Die Angaben für Unterwind dagegen sind verwendbar, da sie auf Versuchen beruhen.

4.5 Zusammenfassung

Aus Gl. (11) werden sich in vielen Fällen sehr kleine vorhandene Drehbettungswerte ergeben. Im Hochbau reichen diese trotzdem in den meisten Fällen zur Stabilisierung aus, da in vielen Fällen gleichzeitig die positive Wirkung der Schubsteifigkeit aktiviert werden kann. Beispiele dafür sind in [4] angegeben, weitere Beispiele sind im Abschnitt 6 vorhanden.

5 Sonderfragen

5.1 Verwendung der Ergebnisse aus Großversuchen

Im Abschnitt 2 war erwähnt worden, daß Großversuche ([11] bis [18], [27] - weitere unveröffentlichte Versuche im Zusammenhang

mit Pfettenzulassungen) vorliegen, in denen nachgewiesen worden war, daß für bestimmte Fälle kein Biegedrillknicken auftrat. Diese Ergebnisse bleiben unabhängig von den rechnerischen Möglichkeiten des Nachweises nach den Abschnitten 2 bis 4 natürlich gültig. Die Ergebnisse der Versuche können entsprechend den Erläuterungen zu [19] auf andere Fälle übertragen werden, wenn gleiche oder günstigere Bedingungen vorliegen als bei den Versuchen. Das gilt z. B. für folgende Verhältnisse: mehr als zwei Felder, steifere Drehbettung durch die Dacheindeckung, steifere Befestigung, geringere Dachneigung, mehr Zugstangen je Feld, bessere Dachscheibenwirkung, günstigere Profile."

5.2 Anschlußmoment

Wenn die vorhandene Drehbettung der angrenzenden Bauteile ausgenutzt wird, muß auch sichergestellt sein, daß zwischen dem zu stabilisierenden Träger und dem angrenzenden Bauteil ein entsprechendes Anschlußmoment übertragen wird. Dies kann durch Kontakt und/oder Verbindungsmittel erfolgen. Angaben zur Größe des Anschlußmomentes sind in [5] enthalten. Ein genauerer Rechenweg, der in der Anwendung jedoch einigen Aufwand erfordert, ist in [3] angegeben.

Speziell für die Stabilisierung von Kaltprofilpfetten durch Trapezbleche liegen genauere Untersuchungen von Schardt/Schrade vor, die in [33] beschrieben sind und die für diesen Fall angewendet werden sollten.

Die Zahlenwerte von [5] basieren auf der Anwendung der Elastizitätstheorie II. Ordnung unter der Voraussetzung einer freien Drehachse und den erf c_2 -Werten ohne die Berücksichtigung von Imperfektionen. Wenn jetzt die größeren Werte entsprechend Gl. (5) berücksichtigt werden, ergeben sich wegen der größeren Steifigkeit kleinere Anschlußmomente. Diese sind hier ähnlich wie in [5] in der Form der Gl. (14) aufbereitet. Dabei ist ergänzend der Wert einer repräsentativen Vorverdrehung von $\max \vartheta_v = 0,06$ in die Zahlenwerte von k_m eingearbeitet. (Ähnlich wie bei den Europäischen Knickspannungskurven werden mit der repräsentativen Vorverdrehung nicht nur geometrische Vorverdrehungen, sondern auch die Einflüsse von Eigenspannungen und Fließzonenausbreitungen abgedeckt.)

$$m_0 = k_m \cdot \frac{M_{pl}^2}{EI_2} \quad (14)$$

mit

k_m Anschlußbeiwert entsprechend Tabelle 1

Für andere Fälle kann k_m näherungsweise aus Gl. (15) berechnet werden

$$k_m = \frac{0,075}{\zeta^2} \quad (15)$$

wobei ζ wie im Abschnitt 3.1 definiert ist.

Diese Werte k_m gelten für freie Drehachse. Falls eine gebundene Drehachse vorliegt, dürfen diese Werte im Verhältnis der entsprechenden zugeordneten k_0 -Werte reduziert werden. Weiterhin kann eine eventuell vorhandene größere Drehbettung als die erforderliche Drehbettung nach Abschnitt 3 ebenfalls durch lineare Reduktion berücksichtigt werden.

6 Beispiele

6.1 Allgemeines

Bei der weiteren Rechnung bleibt hier die in den geplanten Neuentwürfen zu DIN 18 800 Teil 1 und 2 geplante Aufspaltung des globalen Sicherheitsbeiwertes γ in einen Teilsicherheitsbeiwert γ_F für die Lastseite und einen Teilsicherheitsbeiwert γ_M für die Widerstandsseite unberücksichtigt. Am Prinzip der folgenden Nachweise würde sich nichts ändern.

mit

$$i_{z, g} = 4,49 \text{ cm für IPE 400.}$$

Die günstige Wirkung aus der flächenhaften Auflagerung der Pfetten (s. [32]) und der stützenden Wirkung der geringer belasteten Nachbarbereiche bleiben hierbei unberücksichtigt.

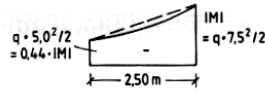


Bild 12. Biegemomentenverlauf am Kragarm zwischen den ersten beiden Pfetten

Ein genauere Nachweis könnte über die Ermittlung des Biegedrillknickmomentes für den 2,50-m-Bereich erfolgen.

Anschlußmoment

Die Berechnung des Anschlußmomentes erfolgt nach Gl. (14).

$$k_m \approx 0,075 \frac{\pi^2}{k^2} = 0,075 \frac{\pi^2}{6,9^2} = 0,0155$$

$$m_b = 0,0155 \frac{314^2}{21000 \cdot 0,132} \cdot 2,50 = 1,37 \text{ kNm}$$

Die Auflagerkraft A der Pfette beträgt bei voller Ausnutzung des Binders

$$A = M_{pl} / (2,5 + 5,0 + 7,5/2) = 314 / 11,25 = 27,9 \text{ kN}$$

Sie ist geringer als 25% der Traglast der steifenlosen Verbindung. Wenn sich der Träger IPE 400 verdrehen will, setzt sich diese Auflagerkraft der Pfette im wesentlichen über Kontakt an der Gurtkante ab, Bild 13. Damit ist ein Kontaktmoment übertragbar von

$$m_c = 27,9 \cdot 0,18/2 = 2,51 \text{ kNm} > 1,37 \text{ kNm}$$

Die zusätzlich vorhandenen Verbindungsmittel müssen zur Übertragung des Anschlußmomentes also nicht aktiviert werden.

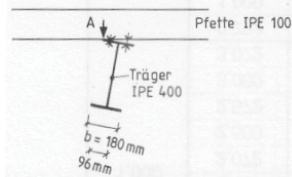
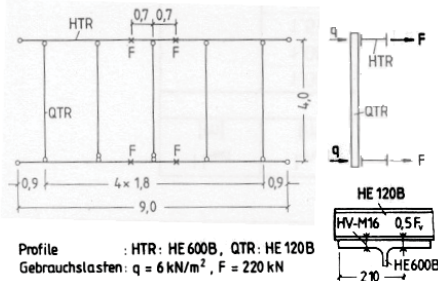


Bild 13. Übertragung des Anschlußmomentes aus Stabilisierungskräften zwischen Binder und Pfette

6.3 Beispiel 2: Träger im Anlagenbau

Es sind die Hauptträger einer Bühne im Anlagenbau zu berechnen, s. Bild 14. Auf einen Horizontalverband zur Bühnenstabilisierung soll verzichtet werden. Da der Bühnenbelag in Teilbereichen beliebig zu entfernen sein soll, darf er zur Stabilisierung nicht herangezogen werden. Die wesentliche Belastung besteht aus Anlagenlasten, die am Untergurt der Hauptträger angreifen.



Profile : HTR: HE 600B, QTR: HE 120B
Gebrauchslasten: q = 6 kN/m², F = 220 kN

Bild 14. System und Abmessung zum Beispiel 2

Vorhandenes Gesamtmoment ($\gamma = 1,5$)

$$M \approx 1,5 \cdot 220 \cdot 3,8 + 1,5 \cdot 6,0 \cdot 2,0 \cdot 9^2/8 = 1254 + 182 = 1436 \text{ kNm} < M_{pl} = 1542 \text{ kNm}$$

vorhandene Drehbettung

Anteil aus den Pfetten:

$$c_{0M} = \frac{2 \cdot 21000 \cdot 0,0864}{4,0 \cdot 1,8} = 504 \text{ kNm/m}$$

Anteil aus der Profilverformung (Tabelle 2):

$$c_{0P} = 364 \text{ kNm/m}$$

vorh $c_0 = 1/(1/504 + 1/364)$

$$= 211 \text{ kNm/m}$$

erforderliche Drehbettung

Nach Gl. (5)

$$\text{erf } c_0 = \frac{4 \cdot 1542^2}{21000 \cdot 1,353} = 335 \text{ kNm/m}$$

Um die tatsächliche Beanspruchung, die geringer ist als M_{pl} , zu berücksichtigen, kann die erforderliche Drehbettung vermindert werden:

$$\text{erf } c_0 \sim 335 \left(\frac{1436}{1542} \right)^2 = 291 \text{ kNm/m}$$

Aber auch damit ergibt sich noch

vorh $c_0 < \text{erf } c_0$

Genauere Berechnung von M_{ki}

Da der vereinfachte Nachweis nicht erfüllt ist, soll Gl. (1a) angewendet werden.

$$I_T^* = 0,0669 + \frac{211 \cdot 9^2}{\pi^2 \cdot 8100} = 0,2807 \text{ cm}^2\text{m}^2$$

$$c^2 = \frac{I_w + 0,039 \cdot L^2 \cdot I_T^*}{I_z} = \frac{0,10965 + 0,039 \cdot 9^2 \cdot 0,2807}{1,353}$$

$$c^2 = 0,7364 \text{ m}^2$$

Einzellast: $0,5 \cdot z_p = 0,15 \text{ m}$

Gleichlast: $0,5 \cdot z_p = -0,15 \text{ m}$

$$P_{ki, z} = \frac{\pi^2 \cdot 21000 \cdot 1,353}{9^2} = 3462 \text{ kN}$$

Einzellast unten:

$$\zeta \sim 1,20$$

$$M_{ki} = 1,20 \cdot 3462 (\sqrt{0,7364 + 0,15^2} + 0,15) = 4242 \text{ kNm}$$

Gleichlast oben:

$$\zeta = 1,12$$

$$M_{ki} = 1,12 \cdot 3462 (\sqrt{0,7364 + 0,15^2} - 0,15) = 2796 \text{ kNm}$$

$$M_{ki} \sim \frac{1254}{1436} \cdot 4242 + \frac{182}{1436} \cdot 2796 = 4059 \text{ kNm}$$

Nach Gl. (1a):

$$M_{ki} > 2,21 \cdot M_{pl} = 3395 \text{ kNm}$$

Damit ist durch die genauere Erfassung der vorhandenen Verhältnisse der Nachweis ausreichender Tragfähigkeit gelungen.

Der Nachweis der Übertragung des Anschlußmomentes wird nachfolgend geführt:

Anschlußmoment

Nach Tab.1: $k_m = 0,06$

$$m_b = 0,06 \frac{1436^2}{21000 \cdot 1,353} \cdot 1,80 = 7,84 \text{ kNm}$$

Die Auflagerkraft A des Querträgers beträgt

$$A = 1,5 \cdot 6,0 \cdot 1,80 \cdot 4,0/2 = 32,4 \text{ kN}$$

Sie ist geringer als 25% der Traglast der steifenlosen Verbindung.

Kontaktmoment

$$m_k = 32,4 \cdot 0,30/2 = 4,86 \text{ kNm} < 7,84 \text{ kNm}$$

Die zusätzlich vorhandenen Verbindungsmittel müssen hier zur Übertragung des restlichen Anschlußmomentes also aktiviert werden.

Aus dem Differenzmoment ergibt sich die Schraubenzugkraft zu

$$Z = (7,84 - 4,86)/(2 \cdot 0,21) = 7,1 \text{ kN} \ll 1,5 \cdot 64,4 = 96,6 \text{ kN}$$

7 Schluß

Biegedrillknicknachweise für Biegeträger erfolgen häufig vereinfachend in Form der Gegenüberstellung einer erforderlichen mit einer vorhandenen Drehbettung. Die hier erfolgte Zusammenstellung soll noch einmal die zugehörigen Aspekte deutlich machen. Wesentlich sind dabei die Profil- und Anschlußnachgiebigkeiten, ohne deren Berücksichtigung die Wirkung der Drehbettung überschätzt wird. Sofern in älterer Literatur dies nicht berücksichtigt ist, deren Verwendung beim Tragsicherheitsnachweis auszuschließen.

Literatur:

- [1] Roik, K., Carl, J., Lindner, J.: Biegetorsionsprobleme gerader dünnwandiger Stäbe. Berlin, Ernst & Sohn, 1972.
- [2] Petersen, C.: Statik und Stabilität der Baukonstruktionen. 2. Auflage, Braunschweig/Wiesbaden, Vieweg, 1982.
- [3] Oxfort, J.: Zur Kippstabilisierung stählerner I-Dachpfetten mit Imperfektionen in geneigten Dächern bis zum Erreichen der plastischen Grenzlast durch die Biege- und Schubsteifigkeit der Dacheindeckung. Stahlbau 45 (1976), S. 307-311, 365-371.
- [4] Lindner, J.: Stabilisierung von Trägern durch Trapezbleche. Stahlbau 56 (1987), S. 9-15.
- [5] Lindner, J.: Anschlußmomente von Trägern, die zur Kippaussteifung herangezogen werden. Bautechnik 50 (1973), S. 342-344.
- [6] Vogel, U.: Zur Kippstabilität durchlaufender Stahlpfetten. Stahlbau 39 (1970), S. 76-82.
- [7] Lindner, J.: Mindeststeifigkeiten für den Kippsicherheitsnachweis beim Traglastverfahren. Bauingenieur 47 (1972), S. 238-240.
- [8] Vogel, U.: Die Kippsicherheit von Durchlaufträgern mit dünnwandigem Z-Querschnitt. Bauingenieur 47 (1972), S. 423-429.
- [9] Hildenbrand, P.: Ein Beitrag zum Biege-Torsions-Problem dünnwandiger Balken mit beliebigem offenem Querschnitt nach Theorie II. Ordnung. Stahlbau 41 (1972), S. 171-181.
- [10] Lindner, J., Roik, K., Stucke, W.: Zum Einfluß von Profilverformungen auf die Mindeststeifigkeit von Drehbettungen. Stahlbau 48 (1979), S. 99-104.
- [11] Pelikan, W.: Versuche zur Ermittlung der Kippsicherheit von Stahlpfetten mit Welltermit-Eindeckung. Bauingenieur 40(1965), S. 55-59.
- [12] Pelikan, W.: Traglastversuche mit kontinuierlichen Pfetten und Welltermit-Eindeckung. Bauingenieur 41 (1966), S. 440-444.
- [13] Oxfort, J., Hildenbrand, P.: Traglastversuch an durchlaufenden Pfetten mit Leichtbetonplatten als Dacheindeckung. Bauingenieur 46 (1971), S. 131-135.
- [14] Oxfort, J., Hildenbrand, P.: Traglastversuche an durchlaufenden C-Pfetten mit Aluminium-Trapezblechen als Dacheindeckung. Bauingenieur 46 (1971), S. 338-342.
- [15] Kioppel, K., Unger, D.: Ein Beitrag zur Bemessung von statischen Richten unter Berücksichtigung des versteifenden Einflusses einer Welltermit-Eindeckung. Stahlbau 42 (1973), S. 37-42.
- [16] Hildenbrand, P.: Versuche zur Kippsicherheit von durchlaufenden Pfetten mit dünnwandigen Stahltrapezblechen als Dacheindeckung. Bauingenieur 48 (1973), S. 334-337.
- [17] Bossenmayer, H.: Ergänzende Versuche zur Kippsicherheit stählerner Dachpfetten. Bauingenieur 48 (1973), S. 331-334.
- [18] Lindner, J.: Näherungsweise Ermittlung der Traglasten von auf Biegung und Torsion beanspruchten I-Trägern. Bautechnik 48 (1971), S. 160-170.
- [19] DAST-Richtlinie 008, Richtlinien zur Anwendung des Traglastverfahrens im Stahlbau. Köln 1973.
- [20] Europäische Empfehlungen für Stahlkonstruktionen. EKS, Rotterdam 1978.
- [21] EDIN 18 800 Teil 2: Stahlbauten, Stabilitätsfälle, Knicken von Stäben und Stabwerken. Norm-Vorlage 5/1987.
- [22] Eurocode 3 - Stahlbauten: Entwurf. Köln 1984.
- [23] DAST-Richtlinie 016: Bemessung und konstruktive Gestaltung von Tragwerken aus dünnwandigen kaltgeformten Bauteilen. Endgültige Fassung in Vorbereitung. Köln 1987.
- [24] Roik, K., Lindner, J.: Einführung in die Berechnung nach dem Traglastverfahren. Köln, Stahlbau-Verlag 1972/1977.
- [25] Wünsch, A.: Der Einfluß von Unterwind-Belastung auf Z-Pfetten bei einer Dacheindeckung aus Wellasbestzementplatten. Dissertation, Berlin 1974.
- [26] Lindner, J., Kurth, W.: Drehbettungsbeiwerte bei Unterwind. Bauingenieur 55 (1980), S. 365-369.
- [27] Stamm, K.: Berechnung von Dachpfetten und Wandriegeln aus dünnwandigen Kaltprofilen mit V-Querschnitt. Stahlbau 48 (1979), S. 109-110.
- [28] Vogel, U., Lindner, J.: Kommentar zu DIN 18 800 Teil 2 (Gelbdruck) - Stabilitätsfälle im Stahlbau. Berichte aus Forschung und Entwicklung des DAST, Köln, Stahlbau-Verlag 1980.
- [29] Lindner, J.: Biegedrillknicken. In: Stahlbau-Handbuch, Band 1. 2. Auflage, Köln, Stahlbau-Verlag 1982.
- [30] Kahlmeyer, E.: Stahlbau-Träger, Stützen, Verbindungen. 1. Auflage, Düsseldorf, Werner-Verlag 1984.
- [31] Stahl im Hochbau, Band I, Teil 2. 17. Auflage, Düsseldorf, Verlag Stahl Eisen 1980.
- [32] Lindner, J., Schmidt, J. S.: Biegedrillknicken von I-Trägern unter Berücksichtigung wirklichkeitsnaher Lasteinleitung. Stahlbau 51 (1982), S. 251-263.
- [33] Kanning, W.: Dachsysteme mit Kaltprofilpfetten. Stahlbau 52 (1983), S. 20-25.
- [34] Schmidt, J. S.: Näherungsweise Berechnung der Traglasten von gabelgelagerten I-Trägern mit diskreter mittlerer Drehhalterung unter Berücksichtigung wirklichkeitsnaher Lasteinleitung. Diss. TU Berlin 1982.
- [35] Schneider: Bautabellen. 7. Auflage, Düsseldorf: Werner-Verlag, WIT 40, 1986.