

Einfluß der Gabelsteifigkeit auf das Kippverhalten – Bemessungsmoment der Gabel

Üblicherweise wird bei der Ermittlung der kritischen Kippmomente von einer starren Gabellagerung ausgegangen. Diese vereinfachte Betrachtung liefert in Einzelfällen zu günstige Ergebnisse, denn jede Verdrehung der Gabel verringert das kritische Kippmoment und erhöht die Momentenbeanspruchung der Gabel im Vergleich zu einer starren Gabel.

Im folgenden wird ein Verfahren zur Erfassung dieses Zusammenhanges hergeleitet und beispielhaft an einer Holz- und einer Stahlbetonkonstruktion angewandt.

Influence of the stiffness of a support having lateral torsional restraint on the buckling behaviour–design moment of the support. Generally perfectly rigid support conditions are assumed when determining the critical lateral torsional buckling moment. In some cases this simplified assumption leads to too favourable results, because any rotation of the support reduces the critical lateral torsional buckling moment and at the same time increases the moment of the actual support as compared to a totally rigid support. This paper presents a method for the derivation of this correlation and examples are given for a timber and a reinforced concrete structure.

Influence du maintien latéral sur la stabilité au déversement et moment de dimensionnement du maintien latéral. Normalement on prend comme hypothèse de calcul pour la détermination du moment critique pour le déversement latéral une rigidité parfaite de cet élément de maintien latéral.

Cette considération simplifiée fournit dans certains cas particuliers des résultats trop favorables, car chaque rotation de l'élément de maintien latéral réduit le moment critique au déversement et augmente ainsi la sollicitation de ce même élément de maintien latéral par rapport au calcul avec un élément de maintien parfaitement rigide.

„L'exposé présente une méthode de saisie de ce contexte ainsi que des exemples appliqués, l'un, à une construction en bois et l'autre à une construction en béton armé.“

1 Ableitung des mechanischen Zusammenhangs

1.1 Bezeichnungen (Bild 1)

B	$= E \cdot I_Z$	Biegesteifigkeit des Balkens
C	$= G \cdot I_T$	Torsionssteifigkeit des Balkens
S_{ga}	$=$	Biegesteifigkeit der Gabel
$M_y(x)$	$=$	Balkenmoment aus im Schwerpunkt angreifender Vertikalbelastung
$M_z^I(x)$	$=$	Moment aus Horizontalbelastung im Schwerpunkt nach einer Theorie I. Ordnung

M_{to}^I	$=$	Torsionsmoment am Auflager (cosinusförmiger Verlauf)
$M_z^{II}(x)$	$=$	Horizontalmoment nach der Theorie II. Ordnung
M_{kr}	$=$	Kritisches Kippmoment bei starrer Gabellagerung unter Berücksichtigung sonstiger Systembedingungen
$M_{kr,ga}$	$=$	Kritisches Kippmoment bei elastischer Gabellagerung
$\varphi(x)$	$=$	Gesamtverdrehwinkel des Querschnitts
φ^I	$=$	Verdrehungsimperfection in Feldmitte (sinusförmiger Verlauf)
φ_{ga}	$=$	Verdrehwinkel der Gabel
$\varphi_{to}(x)$	$=$	Verdrehwinkel infolge Torsion
f_y^I	$=$	Horizontalverschiebung in Feldmitte infolge M_z^I und Imperfection
f_y^{II}	$=$	Horizontalverschiebung nach der Theorie II. Ordnung

1.2 Ableitung der Formeln

Aus der Gleichgewichtsbeziehung (Bild 2)

$$M_w(x) = M_y(x) \sin \varphi(x) + M_z^I(x) \cos \varphi(x)$$

wird mit $\sin \varphi(x) \approx \varphi(x)$ und $\cos \varphi(x) \approx 1$

$$M_w(x) = M_y(x) \varphi(x) + M_z^I(x)$$

Mit $\varphi(x) = \varphi_{to}(x) + \varphi_{ga}$ ergibt sich

$$M_w(x) = M_y(x) (\varphi_{to}(x) + \varphi_{ga}) + M_z^I(x)$$

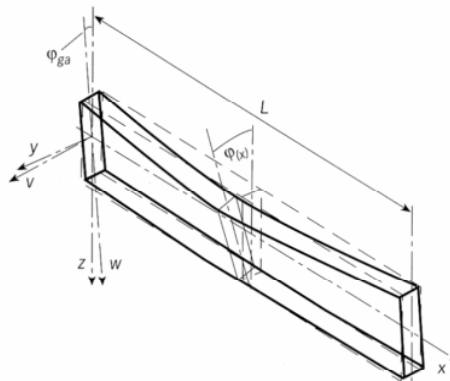


Bild 1. Verformter Träger, Bezeichnungen

Fig. 1. Deformed beam, notations

Fig. 1. Poutre déformée et système de référence (axes)

Dipl.-Ing. Gerhard Schaller, Prüflingenieur für Baustatik, Partner der Ingenieursozietät Schaller, Best u. Uhl, Dürerstr. 33, 66424 Homburg

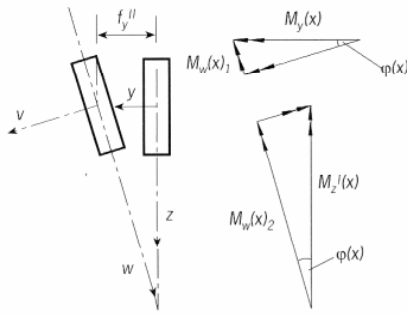


Bild 2. Momentengleichgewicht am verformten System
Fig. 2. Equilibrium of moments of the deformed system
Fig. 2. Equilibre des moments du système déformé

Das Moment M_{zw} entspricht am unverformten Querschnitt dem Horizontalmoment M_z , und somit wird

$$M_z^{II}(x) = M_y(x) (\varphi_{to}(x) + \varphi_{ga}) + M_z^I(x) \quad (1)$$

Hiermit ist der Verlauf der Horizontalmomente bekannt. Mit dem Durchbiegungsverfahren nach *Sattler* [1] ermittelt sich die Horizontalverformung zu

$$f_y^{II} \left(x = \frac{L}{2} \right) = f_y^{II} = \frac{2}{B} \int_0^{L/2} \left(\frac{x}{2} M_y(x) (\varphi_{to}(x) + \varphi_{ga}) + \frac{x}{2} M_z^I(x) \right) dx \quad (2)$$

Im weiteren wird aus Gründen der Rechenvereinfachung die Ableitung mit $M_y = \text{const.}$ fortgesetzt.

In Gleichung (2) sind $\varphi_{to}(x)$ und φ_{ga} noch in Abhängigkeit von bekannten Werten einzusetzen. Zur Lösung des Zusammenhanges wird für die horizontale Verformung nach der Theorie II. Ordnung ein sinusförmiger Verlauf

$$y(x) = f_y^{II} \sin \frac{\pi}{L} x \quad (3)$$

angenommen.

Aus Bild 3 läßt sich die Beziehung

$$M_{to}(x) = M_y \sin \alpha \approx M_y y'(x) \text{ ablesen.}$$

Wird die Ableitung von (3) mit

$$y'(x) = f_y^{II} \frac{\pi}{L} \cos \frac{\pi}{L} x$$

eingesetzt, so ergibt sich das Torsionsmoment zu

$$M_{to}(x) = M_y f_y^{II} \frac{\pi}{L} \cos \frac{\pi}{L} x \quad (4)$$

Bei Betrachtung des *St. Venantschen* Torsionsanteils allein ergibt sich zwischen der Zunahme der Querschnittsverdrehung und dem Torsionsmoment die Beziehung

$$y'(x) = \frac{M_{to}(x)}{C} \text{ und damit } \varphi_{to}(x) = \frac{1}{C} \int M_{to}(x) dx$$

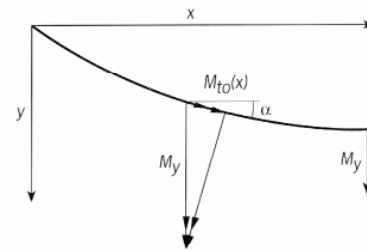


Bild 3. Momentengleichgewicht, Darstellung im Grundriß
Fig. 3. Equilibrium of moments, plan view
Fig. 3. Equilibre des moments du système déformé dans le plan horizontal

Wird (4) eingesetzt, so wird

$$\varphi_{to}(x) = \frac{1}{C} \int M_y f_y^{II} \frac{\pi}{L} \cos \frac{\pi}{L} x dx = \frac{M_y}{C} f_y^{II} \sin \frac{\pi}{L} x \quad (5)$$

Aus (4) und der Gabelsteifigkeit errechnet sich

$$\varphi_{ga} = M_{to}(x=0) / S_{ga} = M_y f_y^{II} \frac{\pi}{L} / S_{ga} \quad (6)$$

Die Gln. (5) und (6), in (3) eingeführt, liefern

$$f_y^{II} = \int_0^{L/2} \left(\frac{x}{B} \frac{M_y^2}{C} f_y^{II} \left(\sin \frac{\pi}{L} x + \frac{C\pi}{LS_{ga}} \right) dx + \int_0^{L/2} \frac{x}{B} M_z^I(x) dx \right)$$

Das zweite Integral ist die Verformung nach der Theorie I. Ordnung einschließlich einer möglichen Imperfektion und wird im weiteren als f_y^I bezeichnet.

Nach einigen Zwischenrechnungen und mit

$$CB = M_{kr}^2 \frac{L^2}{\pi^2}$$

ergibt sich an der Stelle $x = L/2$

$$f_y^{II} = \frac{M_y^2 \pi^2 f_y^{II}}{M_{kr}^2 L^2} \left(\frac{L^2}{\pi^2} + \frac{LC\pi}{8S_{ga}} \right) + f_y^I$$

und nach Elimination von f_y^{II}

$$f_y^{II} = \left(1 - \frac{M_y^2}{M_{kr}^2} \left(1 + \frac{C\pi^3}{8LS_{ga}} \right) \right)^{-1} f_y^I \quad (7)$$

Das Horizontalbiegemoment nach der Theorie II. Ordnung läßt sich durch Einsetzen von Gln. (5), (6) und (7) in Gl. (1) für die Stelle $x = L/2$ wie folgt darstellen:

$$M_z^{II} = \frac{M_y^2}{C} \left(1 + \frac{C\pi}{LS_{ga}} \right) \left(1 - \frac{M_y^2}{M_{kr}^2} \left(1 + \frac{C\pi^3}{8LS_{ga}} \right) \right)^{-1} f_y^I + M_z^I \quad (8)$$

Das Gabelmoment nach der Theorie II. Ordnung ergibt sich durch Einführen von Gl. (7) in Gl. (4) für die Stelle $x = 0$ zu:

$$M_{ga}^{II} = M_{to}^{II} (x=0) = M_y \frac{\pi}{L} \left(1 - \frac{M_y^2}{M_{kr}^2} \left(1 + \frac{C\pi^3}{8LS_{ga}} \right) \right)^{-1} f_y^I. \quad (9)$$

Im reinen Verzweigungsfall, d. h. $f_y^I = 0$ und $M_z^I = 0$, ermittelt sich das kritische Kippmoment mit Berücksichtigung des Gabeleinflusses durch Nullsetzen des Klammerinhaltes von Gl. (7) zu

$$M_{kr,ga} = M_{kr} \left(1 + \frac{C\pi^3}{8LS_{ga}} \right)^{-0,5}. \quad (10)$$

Legt man einen sinusförmigen bzw. quadratisch-parabelförmigen Verlauf des Belastungsmoments mit M_y^m in Feldmitte zugrunde und führt weiter ein Torsionsmoment M_{to}^I (cosinusförmig) sowie eine Verdrehungsimperfection φ^I (sinusförmig) ein, so erhält man bei etwas aufwendigerer Ableitung nachstehende Beziehungen. Die sich für die drei Momentenverläufe ergebenden Gleichungen wurden in eine einheitliche Form übergeführt und die aus der Integration herrührenden Parameter als Beiwerte ξ (bezogen auf den Fall $M_y = \text{const.}$) herausgelöst. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wurde der Hilfswert f_y^{II} aus den Gleichungen extrahiert.

$$f_y^{II} = \left(M_y^m L^2 \left(\frac{M_{to}^I}{BS_{ga}} \xi_2 + \left(\frac{\varphi^I}{B} + \frac{M_{to}^I L}{BC\pi} \right) \xi_3 \right) + f_y^I \right) \cdot \left(1 - \frac{M_y^m}{M_{kr}^2} \left(1 + \frac{\pi C}{LS_{ga}} \xi_4 \right) \right)^{-1}; \quad (11)$$

$$M_z^{II} = M_y^m \left(\left(\frac{\xi_5}{C} + \frac{\xi_6 \cdot \pi}{LS_{ga}} \right) M_y^m f_y^{II} + \left(\frac{1}{S_{ga}} + \frac{L}{C\pi} \right) M_{to}^I + \varphi^I \right) + M_z^I; \quad (12)$$

$$M_{ga}^{II} = \frac{M_y^m \pi}{L} f_y^{II} \xi_6 + M_{to}^I; \quad (13)$$

$$M_{kr,ga} = M_{kr} \left(1 + \frac{C\pi^3}{8LS_{ga}\xi_1} \right)^{-0,5}. \quad (14)$$

Gl. (14) ist nur anwendbar in Verzweigungsfall, d. h. wenn keine Imperfektionen und kein M_z^I oder M_{to}^I vorhanden sind.

Die Hilfswerte ξ sind in Tabelle 1 zusammengestellt.

2 Beispiele

2.1 Zwischendecke über einem Schwimmbecken (Holzbau)

Das folgende Beispiel stellt vereinfacht die Konstruktion einer Zwischendecke über dem Schwimmbecken eines Hallenbades dar (Bilder 4 und 5).

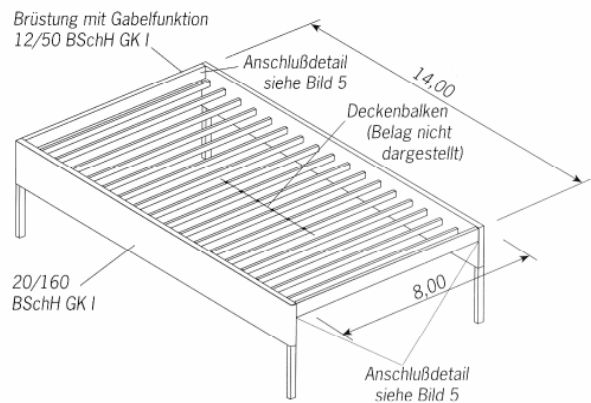


Bild 4. System der Holzbalkendecke

Fig. 4. System of the timber floor beams

Fig. 4. Système et dimensions de l'exemple de calcul

Die Streckenbelastung $q_v = 19 \text{ kN/m}$ erbringt für die Hauptträger ein Größtmoment von $M_y = 19 \cdot 14,0^2/8 = 465,5 \text{ kNm}$ und, mit dem Sicherheitsfaktor von $\gamma_1 = 2,0$ nach [2] multipliziert, $M_y^I = 931,0 \text{ kNm}$.

Die übrigen Querschnittswerte des Balkens sind:

$$B = 11 \cdot 10^6 \cdot 0,2^3 \cdot 1,6/12 = 11733 \text{ kNm}^2$$

$$(E = 11 \cdot 10^6 \text{ kN/m}^2)$$

$$C = 0,5 \cdot 10^6 \cdot 0,2^3 \cdot 1,6/3 = 2133 \text{ kNm}^2$$

$$(G = 0,5 \cdot 10^6 \text{ kN/m}^2).$$

Das kritische Kippmoment (ohne Gabeleinfluß) errechnet sich unter Ansatz des Korrekturfaktors für den parabelförmigen Momentenverlauf mit $\xi = 1,137$ zu:

$$M_{kr} = 1,137 \frac{\pi}{L} \sqrt{CB} = 1276,3 \text{ kNm}.$$

Die Nachgiebigkeit der Gabel setzt sich aus der Biegung des Balkens selbst und der Verdrehung des Anschlusses zusammen. Die Möglichkeit einer gegensinnigen Kipprichtung beider Hauptträger erfordert den Ansatz eines Multiplikators von 1,5, d. h.

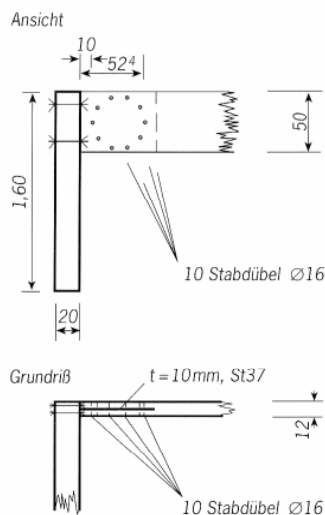


Bild 5. Anschluß Hauptträger – Aussteifungsträger, Detail zu Bild 4

Fig. 5. Connections of main beams – stiffening beams, detail of Fig. 4

Fig. 5. Détail de la liaison poutre principale – entretoise

Tabelle 1. Werte ξ
Table 1. Values ξ
Tableau 1. Valeurs ξ

Verlauf von M_y	ξ	ξ_1	ξ_2	ξ_3	ξ_4	ξ_5	ξ_6
Constant	1,000	1,000	0,125	0,1013	1,233	1,000	1,000
Sinusfunktion	1,161	1,163	0,1013	0,0878	1,058	0,866	0,785
Parabelfunktion	1,137	1,145	0,1041	0,0897	1,077	0,885	0,810

Bemerkung:
 Die Abweichung des Werts $\xi = 1,137$ von dem in [4] für parabelförmigen Verlauf der Momentenlinie angegebenen $\xi = 1,12$ ist für praktische Berechnungen unbedeutend.

$$\frac{1}{S_{ga}} = \left(\frac{1}{S_{ba}} + \frac{1}{S_{verb}} \right) 1,5.$$

Ermittlung von $1/S_{Ba}$:

$$\frac{1}{S_{Ba}} = \frac{L}{3EI} = \frac{8,0 \cdot 12}{3 \cdot 11 \cdot 10^6 \cdot 0,12 \cdot 0,5^3} = 1,94 \cdot 10^{-4} \text{ kN}^{-1} \text{ m}^{-1}.$$

Ermittlung von $1/S_{Verb}$:

Der Mittelwert der Beanspruchung der Stabdübel nach [2, T.2, Gl. (3) usw.] beläuft sich auf

$$\text{zul } N_{Dü} = 10 \cdot 2 \cdot 0,875 \cdot 1,25 \cdot 5,5 \cdot 55 \cdot 16 / 1000 = 105,8 \text{ kN}$$

und daraus

$$\text{zul } M_{Dü} = 105,8 \cdot 0,212 = 22,44 \text{ kNm}.$$

Diesem Moment ist nach [2, T. 2, Tab. 13] eine Verschiebung von 1,4 mm und damit $\varphi = 0,0014/0,212 = 6,6 \cdot 10^{-3}$ zuzuordnen. Außerdem ist nach [1, T. 1, 9.6.1] eine Abminderung des Verschiebungsmoduls auf 0,8 vorzunehmen.

$$\frac{1}{S_{Verb}} = \frac{6,6 \cdot 10^{-3}}{0,8 \cdot 22,44} = 3,67 \cdot 10^{-4} \text{ kN}^{-1} \text{ m}^{-1}.$$

Mit beiden Anteilen wird

$$\frac{1}{S_{ga}} = (1,94 \cdot 10^{-4} + 3,67 \cdot 10^{-4}) \cdot 1,5 = 7,44 \cdot 10^{-4} \text{ kN}^{-1} \text{ m}^{-1},$$

$$\text{d. h. } S_{ga} = 0,134 \cdot 10^4 \text{ kNm}.$$

Da $M_z^I = 0$, ergibt sich $f_y^I = e = 14,00/577 = 0,0242 \text{ m}$ nach [1, T.1, Gl.73].

76 Sämtliche Vorwerte in Gl. (11) eingesetzt ergibt

$$f_y^{II} = 0,0242 \left/ \left(1 - \frac{931^2}{1276,32} \left(1 + \frac{2133 \cdot \pi \cdot 1,077}{14 \cdot 0,134 \cdot 10^4} \right) \right) \right. \\ = 0,0919 \text{ m (0,0517 bei } S_{ga} = \infty).$$

Bei Auswertung von Gl. (12) erhält man das horizontale Biegemoment nach der Theorie II. Ordnung

$$M_z^{II} = 931 (0,885/2133 + 0,810 \cdot \pi/14 \cdot 0,134 \cdot 10^4) \cdot 931 \cdot 0,0919 = 43,85 \text{ kNm (18,60 bei } S_{ga} = \infty).$$

Nach Gl. (13) ist das Gabelmoment Theorie II. Ordnung

$$M_{ga}^{II} = 931 \frac{\pi}{L} 0,0919 \cdot 0,810 = 15,56 \text{ kNm (8,75 bei } S_{ga} = \infty)$$

und nach Gl. (14) das kritische Kippmoment

$$M_{kr,ga} = 1276,3 \left(1 + \frac{C\pi^3}{8LS_{ga}1,145} \right)^{-1/2} \\ = 1276,3 \cdot 1,385^{-0,5} = 1084,6 \text{ kNm} < \gamma_4 \cdot M_y \\ = 2,5 \cdot 465,5 = 1163,75 \text{ mit } \gamma_4 \text{ nach [5].}$$

Dies bedeutet, daß die Sicherheit gegen Instabilitätsversagen bei Berücksichtigung der Gabelelastizität unzureichend ist; wogegen sich bei Vernachlässigung der Gabelweichheit eine hinreichende Sicherheit ergäbe.

Es bleibt darauf hinzuweisen, daß nach DIN 1052 zusätzlich der Nachweis nach der Theorie I. Ordnung gefordert wird und eine zweite Möglichkeit eines „Stabilitätsnachweises“ über einen Vergleich der Verformungen unter dem Ansatz unterschiedlicher Lasterhöhungsfaktoren zugelassen ist.

Auf die rechnerische Durchführung sämtlicher notwendiger Nachweise wird hier verzichtet und auf [5] verwiesen.

2.1.1 Vergleich mit anderen Lösungsansätzen

Bei $S_{ga} = \infty$ ergibt sich nach [5, Gl. (2.39)] bei nicht zulässiger Berücksichtigung des parabolförmigen Verlaufs durch $\xi = 1,137$ in M_{kr} ein um den Faktor $1/\xi^2$ (!) zu kleiner Wert. Bei Verwendung der Werte ξ müßte diese Gleichung lauten:

$$M_z^{II} = \frac{M_y^I e}{aC} \left/ \left(1 - \left(\frac{M_y^I}{M_{kr}} \right)^2 \right) \right.$$

Die Gln. (8) und (9) in [7], ($S_{ga} = \infty$), liefern Werte gleicher Größenordnung. Bei Berücksichtigung der Vorverdrehung sind jedoch größere Abweichungen in Höhe von etwa 15 % feststellbar. Die Ursache hierfür liegt sicherlich in der nur angenäherten Erfassung des parabolischen Momentenverlaufs nach den Näherungsformeln von [7].

Nach [5, S. 52ff.] lassen sich keine vergleichbaren Gabelmomente ermitteln, da eine Beschränkung der

Obergurtausweichung durch Verbände vorausgesetzt wird.

Die Berechnung nach [6] liefert für

$$M_{kr,ga} = M_{kr} \left(1 - \frac{4}{3} \cdot \frac{2133}{0,134 \cdot 10^4 \cdot 14} \right) \\ = 1276,3 \cdot 0,848 = 1082,3 \text{ kNm}$$

und nach [8] Gl. (19)

$$M_{kr,ga} = 1276,3 \left(1 + \frac{2133\pi}{0,134 \cdot 10^4 \cdot 14,0} \right)^{-1/2} \\ = 1095,5 \text{ kNm.}$$

Diese Ansätze erbringen trotz ihres unterschiedlichen Aufbaus sehr gut übereinstimmende Ergebnisse. Es bleibt zu untersuchen, inwieweit diese Güte der Übereinstimmung für den gesamten möglichen Anwendungsbereich zutrifft.

2.2 Binder einer Halle aus Stahlbetonfertigteilen

Stiglat hat schon 1971 in [9] auf den ungünstigen Einfluß der Stützenweichheit auf das Kippverhalten von Bindern hingewiesen. In dem dort aufgeführten Kurzbeispiel wurde bei Behandlung als Verzweigungsproblem der m. E. zu günstige Elastizitätsmodul des Betons nach DIN 1045, Tabelle 11, verwendet.

Nachfolgend wird für den Binder nach [7, Bild 7 und Abs. 6.1] der Einfluß einer biegeweichen Stütze (Verformung nach der Theorie. II. Ordnung) auf dessen kritisches Kippmoment und die Bemessungswerte nach der Theorie II. Ordnung untersucht. Als System- und Materialwerte werden für die Stütze angesetzt:

$h = 5,00 \text{ m}$, $b/d = 45/45 \text{ cm}^2$, 3 $\varnothing 20 \text{ St IV}$ je Ecke, B 45, starre Fußsainnung.

Aus [7] werden übernommen

$L = 18,00 \text{ m}$, $\gamma V_q = 1,75 (5,94 + 19,2) \cdot 18/2 = 396 \text{ kN}$,
 $M_y^m = 1782 \text{ kNm}$, $B = 18600 \text{ kN/m}^2$, $C = 7400 \text{ kN/m}^2$,
 $M_{kr} = 1,26 \cdot 1782 = 2245 \text{ kNm}$, $f_y^I = 0,036 \text{ m}$, $\varphi^I = 0,005$.

Vorab wird die Stützensteifigkeit (S_{ga}) ermittelt. Hierzu bedarf es der Vorabschätzung des Stützenkopfmoments (M_{ga}^{II}), da die Kopfverdrehung nach der Theorie II. Ordnung ermittelt werden muß.

Die Stützenkopfverdrehung wird mit einem gebräuchlichen Programm für $M_{kopf} \sim 80 \text{ kNm}$ und die oben angeschriebene Binderauflagerkraft über die Stützenkopfverschiebung berechnet.

Aus der Kopfauslenkung von 2,84 cm errechnet sich bei angenommenem sinusförmigen Verlauf der Stützenbiegeline

$$\varphi_{ga} = 0,0284\pi/5,00 = 0,0178, \\ S_{ga} = 80/0,0178 = 4483 \text{ kNm.}$$

Nach Gl. (11) folgt:

$$f_y^{II} = (1782 \cdot 18^2 \cdot 0,005 \cdot 0,0897/18600 + 0,03) \cdot \\ (1 - 1782^2/2245^2 (1 + \pi \cdot 1,077/18 \cdot 4483))^{-1} \\ = 0,286 \text{ m (0,135 bei } S_{ga} = \infty),$$

$$M_z^{II} = 1782 ((0,885/7400 + 0,810 \cdot \pi/18/4483) 1782 \cdot \\ \cdot 0,286 + 0,005) \\ = 137,2 \text{ kNm (60,16 bei } S_{ga} = \infty),$$

$$M_{ga}^{II} = 1782\pi \cdot 0,286 \cdot 0,810/18 \\ = 72,05 \text{ kNm (34,0 bei } S_{ga} = \infty),$$

$$M_{kr,ga} = 2245 (1 + 7400\pi^3/8/18/4483/1,145)^{-0,5} \\ = 2245 \cdot 0,873 = 1961,1 \text{ kNm.}$$

Da das ermittelte Gabelmoment M_{ga}^{II} kleiner ist als das eingangs geschätzte Kopfmoment (80 kNm), kann auf einen weiteren Rechengang verzichtet werden. Von der Fortführung der Berechnung mit der Überprüfung der Binderbemessung und der Bemessung der eigentlichen Gabel wird hier abgesehen. Es verbleibt noch darauf hinzuweisen, daß bei Vernachlässigung des Gabelmoments beim Nachweis der Stütze ein wesentlich geringerer Stahlquerschnitt (0,57 cm² je Ecke) erforderlich wäre und die Stabilität des Gesamtsystems von Binder und Stütze wegen der dann zu geringen Stützensteifigkeit („Gabelsteifigkeit“) nicht gegeben wäre.

3 Schlußbemerkung

Die Gründe dafür, daß Schäden infolge der Vernachlässigung des ungünstigen Einflusses der Gabelweichheit in der Vergangenheit nicht eingetreten sind, liegt in der Überschätzung der Stützenweichheit wegen der nicht berücksichtigten Mitwirkung des Stützenbetons zwischen den Rissen, im ungünstigen Langzeit-Verformungsmodul des Betons (Dauer- und Verkehrslasten) und in sonstigen Systemreserven, wie Dreh- und Wegfederhalterung der Obergurte. Werden diese Einflüsse mit den neueren Programmen einbezogen, dann muß auch der ungünstige Einfluß der Gabelweichheit berücksichtigt werden.

Literatur:

- [1] Sattler, K.: Das „Durchbiegungsverfahren“ zur Lösung von Stabilitätsproblemen. Die Bautechnik 30 (1953), H. 10, S. 288–294, H. 11, S. 326–331.
- [2] DIN 1052 Teile 1 u. 2, Ausgabe 1988.
- [3] Hrsg.: DIN Deutsches Institut für Normung e. V. und Deutsche Gesellschaft für Holzforschung: Holzbauwerke – Eine ausführliche Erläuterung zu DIN 1052 Teil 1 bis Teil 3. Berlin – Köln: Beuth Verlag; Wiesbaden – Berlin: Bauverlag GmbH 1989.
- [4] DIN 4114 Blatt 2, Ausgabe 1953, Ri. 15.12.
- [5] Informationsdienst Holz EGH-Bericht: Verbände und Abstützungen, genauere Nachweise. Komplette Fassung Teil 2.
- [6] Babré, R.: Der Einfluß elastischer Einspannungen und Quersetzungen auf die Kippstabilität. Der Bauingenieur 27 (1953), H. 7, S. 268–271.

- [7] Kraus, D., und Ehret, K.-H.: Berechnung kippgefährdeter Stahlbeton- und Spannbetonträger nach der Theorie II. Ordnung. Beton- und Stahlbetonbau 87 (1992), H. 5, S. 113–118.
 [8] Kraus, D., und Ehret, K.-H.: Veranstaltungsdokumentation zum Workshop Stabilitätsprobleme im Stahlbeton der Ingenieur-Akademie Bayern 1996.

- [9] Stiglat, K.: Die Kippsicherheit von Beton- und Stahlbetonbalken. Vortragsmanuskript für die Tagung der Prüfingenieure Baden-Württemberg in Freudenstadt am 10. 7. 1971.

Koror-Brücke eingestürzt

Die 1978 nach dem Dywidag-Freivorbauverfahren entworfene und mit dem Dywidag-Spannverfahren vorgespannte Koror-Brücke auf Palau vor den Philippinen ist eine der über tausend weltweit ähnlich erstellten Brücken.

Die Hauptöffnung von 241 m wurde durch zwei in Feldmitte gelenkig verbundene Kragarme überspannt (Bilder 1 und 2). Wegen der vor etwa 20 Jahren unsicheren Annahmen zum Kriech- und Schwindverhalten – die Werte waren nach heutigem Kenntnisstand zu klein – sowie nicht ausgereifter Betontechnologie stellte sich an den Kragarmenden eine ungewollte, zusätzliche Durchbiegung von 130 cm ein. Sonst waren keine größeren Schäden

nach 18 Jahren Nutzungsdauer bekannt.

Die Brücke wurde 1996 verstärkt und der Durchhang durch einen Gradientenausgleich mit Pressen und Ausgleichslicht weitgehend behoben. Dabei wurde aus dem Kragssystem ein Durchlaufträgersystem gemacht, indem das Mittelgelenk geschlossen und zuvor in Brückenmitte mit Pressen eine Längskraft von 40 000 kN in die Bodenplatte eingetragen wurde. Über die gesamte Brückenlänge verlaufen zusätzlich acht externe Spannglieder mit je 31 Litzen $\varnothing 0,5''$.

Nach wenigen Monaten stürzte die Brücke am 27. 9. 1996 plötzlich ein (zwei Tote und vier Verletzte) (Bilder 3

und 4). Die Ursachen werden z. Z. analysiert. Es ist bekannt, daß Systemänderungen und eingetragene Zwänge gravierende, zeitabhängige Änderungen mit sich bringen; auch ist bekannt, daß wegen der steifen Widerlager der Brücke Unklarheit über die Eintragung der zusätzlichen Kräfte aus der externen Vorspannung und aus Temperatur in den Betonüberbau besteht. Ähnliche Gradientenkorrekturen, ohne das statische System zu ändern, wurden dagegen mehrfach erfolgreich vorgenommen.

Die Planung und die Ausführung der Verstärkung wurde von US-Firmen, die Schadenanalyse wird vom US-Army Corps of Engineers vorgenommen.



Bild 1. Koror-Brücke vor dem Einsturz

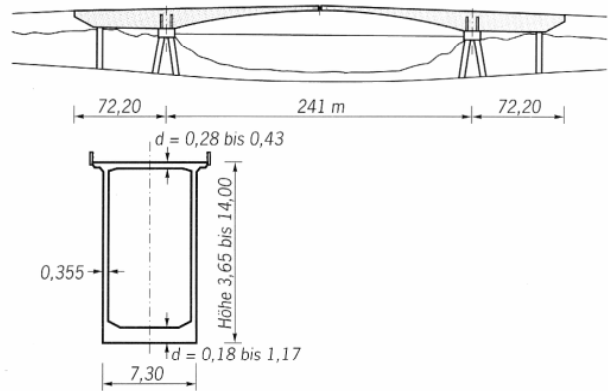


Bild 2. Längs- und Querschnitt



78 Bild 3. Gesamtansicht der eingestürzten Brücke



Bild 4. Einzelheit