

UNIVERSYTET POLITECHNICZNY
we Wrocławiu
Katedra Budowy Mostów Stalowych
L. Inw. 156 Bibl. 1

DER STAHLBAU

Schriftleitung:
Dr.-Ing. A. Hertwig, Geh. Regierungsrat, Professor an der Technischen Hochschule Berlin, Berlin-Charlottenburg 2, Technische Hochschule
Fernsprecher: C 1 Steinplatz 0011
Professor W. Rein, Breslau, Technische Hochschule. — Fernsprecher: Breslau 421 61

Beilage zur Zeitschrift **DIE BAUTECHNIK** Fachschrift für das gesamte Bauingenieurwesen
Preis des Jahrganges 10 RM und Postgeld

10. Jahrgang BERLIN, 1. Januar 1937 Heft 1

Über die Stabilität dünnwandiger Hohlzylinder und rechteckiger Bleche oberhalb der Proportionalitätsgrenze.

Alle Rechte vorbehalten.

Von Prof. Dr.-Ing. W. Kaufmann, München.

1. Einleitung.

Bekanntlich treten bei gedrückten dünnwandigen Hohlzylindern und ebenen Blechen nicht selten „Knickschwingungen“ auf, die oberhalb der Proportionalitätsgrenze liegen. In solchen Fällen können — ähnlich wie beim geraden Stab — die theoretischen Rechnungsergebnisse, welche aus der Annahme unbeschränkter Gültigkeit des Hookeschen Gesetzes abgeleitet sind, nicht ohne weiteres übernommen werden, da mitunter erhebliche Abweichungen von ihnen zu erwarten sind. Eine Erweiterung der Theorie läßt sich dadurch erzielen, daß man oberhalb der Proportionalitätsgrenze mit veränderlichem Elastizitäts- und Schubmodul rechnet¹⁾, wobei die aus Dehnungsversuchen gewonnenen Ergebnisse zugrunde gelegt werden können. Dabei kommt es wesentlich auf die genaue Kenntnis des Moduls

$$E' = \frac{d\sigma}{d\varepsilon}$$

des verwendeten Werkstoffes im Spannungsbereich zwischen Proportionalitäts- und Streckgrenze an, welcher die Tangente des Neigungswinkels der Spannungs-Dehnungs-Linie darstellt und im elastischen Bereich in den konstanten Elastizitätsmodul E übergeht. Bei den handelsüblichen Stahlsorten weisen nun bekanntlich sowohl die Proportionalitäts- als auch die Streckgrenze immer gewisse Schwankungen nach oben oder unten auf. Gleiches gilt demnach auch für die Moduln E' . Aus diesem Grunde empfiehlt es sich, von einer direkten Bestimmung der Werte E' abzusehen und statt dessen die aus Knickversuchen an geraden Stäben ermittelten „Knickmoduln“ in die Rechnung einzuführen. Wie dabei im einzelnen zu verfahren ist, soll nachstehend für zwei praktisch wichtige Fälle gezeigt werden.

2. Dünnwandige Hohlzylinder unter axialem Druck.

Gegeben sei ein Hohlzylinder, dessen mittlerer Halbmesser mit a und dessen Wandstärke mit δ bezeichnet sei. Der Zylinder trage eine über den oberen und unteren Rand gleichmäßig verteilte Stirnbelastung q [kg/cm] (Bild 1). Im übrigen sei der Halbmesser a im Verhältnis zur Länge l so groß, daß ein Ausknicken des Zylinders als Ganzes — d. h. als Stab betrachtet — nicht in Frage kommt, sondern daß die Überschreitung der Stabilitätsgrenze sich durch seitliches Ausbeulen der Zylinderwand bemerkbar macht.

Zur Ermittlung der kritischen Belastung bei axialsymmetrischem Knicken kann man sich, wie J. W. Geckeler²⁾ gezeigt hat, einen dünnen Streifen von der Breite $a d\varphi$ aus der Zylinderwand herausgeschnitten denken, an dessen Enden die Lasten $q a d\varphi$ angreifen, während eine Änderung des Halbmessers a um die (kleine) Strecke w beim Ausbeulen Tangentialspannungen in den Schnittflächen zur Folge hat. Letztere liefern eine radial gerichtete Resultante, welche somit eine Querbewegung des Streifens darstellt. Betrachtet man nun den herausgeschnittenen Streifen als selbständigen Stab, der die vorstehend angegebene Belastung trägt, so kann man für ihn die Gleichung der elastischen Linie anschreiben und erhält nach einfacher Rechnung unter Berücksichtigung der Randbedingungen

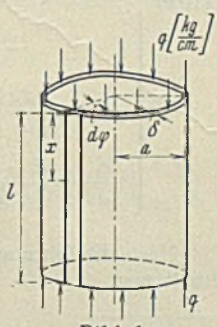


Bild 1.

$$(1) \quad \left. \begin{matrix} x=0 \\ x=l \end{matrix} \right\} w=0; \quad \left. \begin{matrix} x=0 \\ x=l \end{matrix} \right\} \frac{d^2 w}{dx^2} = 0$$

den folgenden Ausdruck für die kritische Belastung²⁾

$$(2) \quad q_K = \frac{\delta^2}{a\sqrt{3(1-\nu^2)}} \sqrt{KE}$$

Darin bezeichnet K den von der Knickspannung σ_K abhängigen „Knickmodul“, d. h. denjenigen Wert, der in der Eulerformel an die Stelle von E treten muß, wenn diese auf den unelastischen Bereich angewendet werden soll. Daß in Gl. (2) außer K auch E auftritt, rührt von den oben erwähnten Tangentialspannungen her, für welche rein elastische Formänderung, d. h. die Gültigkeit des Hookeschen Gesetzes angenommen werden darf. Die außerdem in Gl. (2) noch vorkommende Größe ν stellt den reziproken Wert der Poissonschen Zahl m für die Querdehnung dar und hat für Stahl bekanntlich den Wert $\nu \approx 0,3$.

Für den Modul K hat v. Kármán³⁾ in einer Untersuchung über das nichtelastische Knicken gerader Stäbe auf theoretischem Wege den Wert

$$(3) \quad K = \frac{4 E' E''}{(\sqrt{E'} + \sqrt{E''})^2}$$

abgeleitet, wo

$$E' = \left[\frac{d\sigma}{d\varepsilon} \right]_{\sigma=\sigma_K} \quad E'' \approx E$$

ist. Mit Rücksicht auf das weiter oben über den Modul E' Gesagte soll hier indessen nicht der Wert K in Gl. (2) eingesetzt werden, sondern ein Knickmodul, der sich aus den empirischen Formeln für die Knickspannung gerader Stäbe im unelastischen Bereich leicht berechnen läßt.

Bekanntlich folgt die Knickspannung in diesem Bereich mit guter Annäherung dem linearen Gesetz

$$(4) \quad \sigma_K = \sigma_0 (1 - \alpha \lambda),$$

wo σ_0 $\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$ eine vom Werkstoff abhängige Grundspannung, α einen festen

Zahlenwert und $\lambda = \frac{l}{i}$ den Schlankheitsgrad des Stabes bezeichnet. Daraus folgt

$$(5) \quad \lambda = \frac{1}{\alpha} \left(1 - \frac{\sigma_K}{\sigma_0} \right).$$

Schreibt man jetzt die Knicklast eines geraden Stabes für den unelastischen Bereich in der Form an (s. oben)

$$P_K = \frac{KJ\pi^2}{l^2},$$

so gilt für die Knickspannung

$$\sigma_K = \frac{P_K}{F} = \frac{K\pi^2}{\lambda^2},$$

woraus nach Einführung von λ aus Gl. (5) folgt

$$(6) \quad K = \frac{\sigma_K}{\pi^2 \alpha^2} \left(1 - \frac{\sigma_K}{\sigma_0} \right)^2.$$

Dieser Knickmodul K soll nun in Gl. (2) eingesetzt werden, die ja ebenfalls für einen geraden Stab abgeleitet wurde. Dann wird

$$q_K = \frac{\delta^2}{\pi \alpha a \sqrt{3(1-\nu^2)}} \left(1 - \frac{\sigma_K}{\sigma_0} \right) \sqrt{\sigma_K E}.$$

Nun ist aber $q_K = \sigma_K \delta$, weshalb

$$\sigma_K = \frac{\delta}{\pi \alpha a \sqrt{3(1-\nu^2)}} \left(1 - \frac{\sigma_K}{\sigma_0} \right) \sqrt{\sigma_K E}.$$

¹⁾ W. Kaufmann, Ing.-Arch. 6 (1935), S. 419, und 7 (1936), S. 156.
²⁾ J. W. Geckeler, Z. ang. Math. 8 (1928), S. 341.

³⁾ Th. v. Kármán, Forsch. Arb. Ing. Wesen, H. 81 (1910).

Durch Quadrieren folgt daraus

$$\sigma_K = \frac{E \delta^2}{3(1-\nu^2)\pi^2 \alpha^2 a^2} \left(1 - \frac{\sigma_K}{\sigma_0}\right)^2$$

und, nach σ_K aufgelöst,

$$(7) \quad \sigma_K = \sigma_0 \left[1 + \frac{\sigma_0}{2Ek} - \sqrt{\frac{\sigma_0}{Ek} \left(1 + \frac{\sigma_0}{4Ek}\right)} \right],$$

wo zur Abkürzung

$$k = \frac{\delta^2}{3(1-\nu^2)\pi^2 \alpha^2 a^2}$$

gesetzt ist⁴⁾. In dem Ausdruck (7) kommt vor der Wurzel das negative Vorzeichen in Betracht, da andernfalls $\sigma_K > \sigma_0$ würde, was nach Gl. (4) ausgeschlossen ist. Damit ist die kritische Spannung σ_K gefunden, bei welcher das Ausbeulen der Zylinderwand beginnt, vorausgesetzt, daß σ_K oberhalb der Proportionalitätsgrenze (σ_P) liegt. Für $\sigma_K < \sigma_P$ (elastischer Bereich) erhält man die Knickspannung unmittelbar aus Gl. (2), wenn man dort $K = E$ und $q_K = \sigma_K \delta$ setzt, also

$$(8) \quad \sigma_{K \text{ elast.}} = \frac{E \delta}{a \sqrt{3(1-\nu^2)}}$$

Der vorstehenden Rechnung liegt die Voraussetzung zugrunde, daß sich bis zur Erreichung der Stabilitätsgrenze (Beginn des Faltens) ein statisch bestimmter Spannungszustand einstellen kann, der durch Randwirkungen nicht gestört wird, und daß erst beim Eintritt der Labilität die Randbedingungen (1) in Kraft treten. Tatsächlich ist diese Voraussetzung bei allen praktischen Ausführungen nie streng erfüllt, da die an den Rohrenden auftretenden Stützkkräfte eine durch die Axialdrücke angestrebte Ringdehnung der gestützten Ränder mehr oder weniger stark behindern und damit zusätzliche Verbiegungen zur Folge haben. Man wird also bei den wirklichen Knickspannungen immer mit gewissen Abweichungen von den Gl. (7) bzw. (8) rechnen, d. h. entsprechende Sicherheitsfaktoren in Ansatz bringen müssen.

Nach den „Vorschriften für Eisenbauwerke“ der Deutschen Reichsbahn-Gesellschaft⁵⁾ ist für „Flußstahl St 37“ zwischen Proportionalitäts- und Streckgrenze mit

$$\sigma_0 = 2890,5 \text{ kg/cm}^2 \quad \alpha = 0,00283$$

zu rechnen. Als Streckgrenze ist $\sigma_S = 2400 \text{ kg/cm}^2$ angenommen, als Elastizitätsmodul $E = 2,1 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$.

Für „hochwertigen Baustahl St 48“ gelten die entsprechenden Werte

$$\begin{aligned} \sigma_0 &= 4690,5 \text{ kg/cm}^2 & \alpha &= 0,00558 \\ \sigma_S &= 3120,0 \text{ kg/cm}^2 & E &= 2,1 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2. \end{aligned}$$

Bild 2 zeigt unter Benutzung der vorstehenden Werte für die beiden genannten Stähle die Abhängigkeit der Knickspannung σ_K von dem Verhältnis $\frac{a}{\delta}$, wie sie sich aus den Formeln (7) und (8) unmittelbar ergibt.

Für den elastischen Bereich stimmen die Knickspannungen wegen des gleichen Elastizitätsmoduls überein, im unelastischen dagegen treten erhebliche Abweichungen auf. Mit der Erreichung der Streckgrenze ist die Tragfähigkeit des Zylinders praktisch erschöpft; jedenfalls muß bei ihrer Überschreitung mit größeren Formänderungen gerechnet werden.

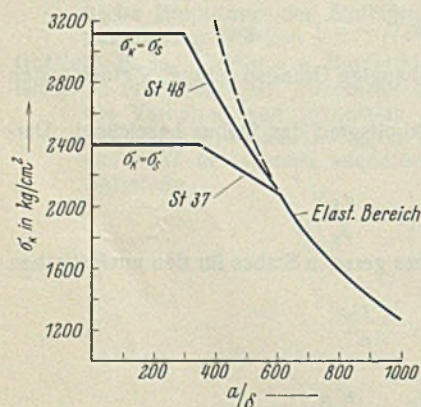


Bild 2.

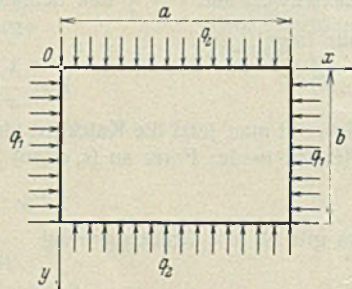


Bild 3.

3. Rechteckige Bleche, die längs ihrer Ränder auf Druck beansprucht werden⁶⁾.

Gegeben sei ein rechteckiges Blech, dessen Dicke δ klein gegenüber den Kantenlängen a und b sei, und dessen Ränder die gleichförmig verteilten Lasten q_1 bzw. q_2 $\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}}\right]$ tragen mögen (Bild 3). Massenkkräfte sollen hier außer Betracht bleiben. Über die Randbedingungen (Stützung der Blechränder) werden später noch genauere Angaben folgen.

⁴⁾ W. Kaufmann, Ing.-Arch. 6 (1935), S. 336.

⁵⁾ Eingeführt durch Verfügung der Hauptverwaltung vom 25. Febr. 1925, S. 38. Berlin 1925.

⁶⁾ Vgl. hierzu W. Kaufmann, Ing.-Arch. 7 (1936), S. 156.

Zunächst stellt sich ein ebener Spannungszustand mit den Grundspannungen σ_{01} und σ_{02} parallel der x - bzw. y -Achse ein, der bis zur Erreichung der Stabilitätsgrenze erhalten bleibt. Schubspannungen treten dabei nicht auf. Der Beginn des Knickens oder Ausbeulens wird dadurch gekennzeichnet, daß das bis dahin ebene Blech eine Wölbung erfährt, die allerdings für die hier anzustellende Betrachtung als beliebig klein angenommen werden soll, da ja nur der Grenzzustand betrachtet wird. Insbesondere soll die Durchbiegung w senkrecht zur Mittelebene des Bleches als klein gegenüber der Blechdicke δ angesehen werden.

Zur Untersuchung dieses Grenzzustandes kann die Energiebedingung von Bryan⁷⁾ benutzt werden. Danach wird das durch Bild 3 gekennzeichnete Gleichgewicht indifferent, wenn die bei der zusätzlichen (beliebig kleinen) Wölbung des Bleches von den äußeren Kräften geleistete Arbeit gleich der von den Spannungen erzeugten Formänderungsarbeit ist. Auf den vorliegenden Fall angewandt, ergibt sich daraus die folgende Stabilitätsbedingung⁸⁾

$$(9) \quad \frac{1}{2} \int_{(F)} \left[q_1 \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 + q_2 \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 \right] dF = A_b,$$

wo A_b die Formänderungsarbeit der Biegung bezeichnet und das Integral über die ganze Ebene des Bleches zu erstrecken ist. Solange die Knickspannung σ_K kleiner ist als die Spannung σ_P an der Proportionalitätsgrenze, gilt für die Biegeungsarbeit A_b der bekannte Ausdruck⁹⁾

$$A_{b \text{ elast.}} = \frac{E \delta^3}{24(1-\nu^2)} \int_{(F)} \left\{ \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)^2 + \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)^2 + 2\nu \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + 2(1-\nu) \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 \right\} dF.$$

Der vorstehende Wert verliert jedoch seine Gültigkeit, wenn $\sigma_K > \sigma_P$ wird. In diesem Falle folgen nämlich die Formänderungen, welche durch die bei der Wölbung auftretenden zusätzlichen Biegemomente erzeugt werden, nicht mehr dem Hookeschen Gesetz, sofern die Zusatzspannungen die bereits oberhalb der Proportionalitätsgrenze liegenden Grundspannungen (ohne Wölbung) zu vergrößern suchen.

Man kann nun die von Engeßer und v. Kármán¹⁰⁾ über die Knickung gerader Stäbe oberhalb der Proportionalitätsgrenze angestellten Überlegungen durch eine entsprechende Erweiterung auf ebene Systeme übertragen und erhält dann für die Biegeungsarbeit A_b bei unelastischer Knickung den Ausdruck¹¹⁾

$$(10) \quad \left\{ A_b = \frac{\delta^3}{24(1-\nu^2)} \left[\bar{E}_1 \int_{(F)} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \nu \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) dF + \bar{E}_2 \int_{(F)} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \nu \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right) dF + 2E^* (1-\nu) \int_{(F)} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 dF \right] \right\}.$$

Darin bezeichnen \bar{E}_1 , \bar{E}_2 und E^* ideale Elastizitätsmoduln, für welche folgende Beziehungen gelten¹²⁾:

$$(10a) \quad \left\{ \begin{aligned} \bar{E}_1 &= \frac{3(E + E_1')^2 + 24EE_1' - 14(E + E_1')\sqrt{EE_1'}}{8\sqrt{EE_1'}} \\ \bar{E}_2 &= \frac{3(E + E_2')^2 + 24EE_2' - 14(E + E_2')\sqrt{EE_2'}}{8\sqrt{EE_2'}} \\ E^* &= \left[1 + 3 \left(\frac{e_1 + e_2}{\delta} \right)^2 \right] \left(\frac{E}{2} + \frac{E_1' E_2'}{E_1' + E_2'} \right) \\ &\quad - 3 \cdot \frac{e_1 + e_2}{\delta} \left(\frac{E}{2} - \frac{E_1' E_2'}{E_1' + E_2'} \right) \\ E_1' &= \left[\frac{d\sigma}{d\varepsilon} \right]_{\sigma = \sigma_{01}} & E_2' &= \left[\frac{d\sigma}{d\varepsilon} \right]_{\sigma = \sigma_{02}} \\ \frac{e_1}{\delta} &= \frac{E + E_1' - 2\sqrt{EE_1'}}{2(E - E_1')} & \frac{e_2}{\delta} &= \frac{E + E_2' - 2\sqrt{EE_2'}}{2(E - E_2')} \end{aligned} \right.$$

Nach Einführung des Ausdrucks (10) in die Knickbedingung (9) erhält man

⁷⁾ G. H. Bryan, Proc. Lond. math. Soc. 22 (1891), S. 54; vgl. auch H. Reissner, Z. ang. Math. 5 (1925), S. 475.

⁸⁾ Vgl. die unter Ziffer 6 genannte Quelle.

⁹⁾ Vgl. etwa A. u. L. Föppl, Drang und Zwang, 1. Bd. (1920), S. 130. Dort ist die Blechstärke mit h bezeichnet.

¹⁰⁾ F. Engeßer, Schweiz. Bauztg. 26 (1895), S. 24, Z. d. VdI 42 (1898), S. 927; Th. v. Kármán, Forsch.-Arb. Ing.-Wesen, H. 81 (1910).

¹¹⁾ W. Kaufmann, Ing.-Arch. 6 (1935), S. 421, und 7 (1936), S. 157 ff.

¹²⁾ W. Kaufmann, Ing.-Arch. 7 (1936), S. 159 u. 160.

$$(11) \frac{\delta^3}{12(1-\nu^2)} = \frac{\int_{(F)} \left[q_1 \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 + q_2 \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 \right] dF}{\int_{(F)} \left[\bar{E}_1 \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \nu \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) + \bar{E}_2 \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \nu \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right) + 2E^*(1-\nu) \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 \right] dF}$$

Der weiteren Rechnung soll jetzt folgender Zustand zugrunde gelegt werden: das Blech ist an allen vier Rändern frei drehbar gestützt; Biegemomente sollen also an den Rändern nicht auftreten. Außerdem sei angenommen, daß nur die Ränder $x=0$ und $x=a$ eine gleichförmig verteilte Belastung $q_1 \left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}} \right]$ tragen, während $q_2=0$ ist (Bild 3).

In diesem Falle ist die statisch bestimmte Grundspannung $\sigma_{02}=0$ wegen $q_2=0$ und somit $E_2' = \left[\frac{d\sigma}{d\epsilon} \right]_{\sigma=0} = E$. Damit wird aber auch $\bar{E}_2 = E$, weshalb Gl. (11) übergeht in

$$(12) \frac{\delta^3}{12(1-\nu^2)} = \frac{q_1 \int_0^a dx \int_0^b dy \left[\bar{E}_1 \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \nu \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) + E \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \nu \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right) + 2E^*(1-\nu) \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 \right] dy}{\int_0^a dx \int_0^b dy \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2}$$

Die oben angegebenen Randbedingungen, nämlich

$$w = \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = 0 \text{ für } \begin{cases} x=0 \\ x=a \end{cases} \quad w = \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} = 0 \text{ für } \begin{cases} y=0 \\ y=b \end{cases}$$

werden befriedigt durch den Ansatz¹³⁾

$$w = A \cdot \sin \frac{m \pi x}{a} \cdot \sin \frac{n \pi y}{b},$$

wo A eine Konstante, m und n ganze Zahlen darstellen. Mit diesem Wert für w geht Gl. (12) nach Ausführung der verschiedenen Integrationen über in

$$\frac{\delta^3}{12(1-\nu^2)} = \frac{q_1 \cdot \frac{m^2}{a^2}}{\pi^2 \left\{ \bar{E}_1 \cdot \frac{m^4}{a^4} + \frac{m^2 n^2}{a^2 b^2} [2E^* + \nu(\bar{E}_1 + E - 2E^*)] + E \cdot \frac{n^2}{b^4} \right\}}$$

oder, etwas anders geschrieben,

$$(13) \left\{ \frac{q_1}{\delta} = \frac{\delta^2}{a^2} \cdot \frac{\pi^2}{12(1-\nu^2)} \left\{ \bar{E}_1 m^2 + n^2 \cdot \frac{a^2}{b^2} [2E^* + \nu(\bar{E}_1 + E - 2E^*)] + E \cdot \frac{n^2}{m^2} \cdot \frac{a^4}{b^4} \right\} \right.$$

Die Zahlen m und n sind nun so zu bestimmen, daß q_1 bei gegebener Blechstärke δ zu einem Minimum wird (kritische Belastung). Damit dieses der Fall ist, muß jedenfalls $n=1$ sein, womit Gl. (13) übergeht in

$$(14) \left\{ \frac{q_1}{\delta} = \frac{\delta^2}{a^2} \cdot \frac{\pi^2}{12(1-\nu^2)} \left\{ \bar{E}_1 m^2 + \frac{a^2}{b^2} [2E^* + \nu(\bar{E}_1 + E - 2E^*)] + E \cdot \frac{a^4}{m^2 b^4} \right\} \right.$$

m gibt die Anzahl der Halbwellen an, in welche das Blech nach Überschreitung der Stabilitätsgrenze ausbeulen kann. Aus der Bedingung $\frac{\partial q_1}{\partial m} = 0$, welche besagt, daß m die Belastung q_1 bei gegebenen Werten a , b und δ zu einem Minimum machen muß, folgt unter Benutzung von Gl. (14)

$$2\bar{E}_1 m - 2E \cdot \frac{a^4}{m^3 b^4} = 0$$

oder

$$(15) \quad m = \frac{a}{b} \sqrt[4]{\frac{E}{\bar{E}_1}}$$

Im allgemeinen wird die Bedingung (15) für m keine ganze Zahl liefern. Es ist dann zu prüfen, welche der beiden benachbarten ganzen Zahlen dem kleinsten Wert q_1 entspricht.

Für die Durchführung der Zahlenrechnung ist die Kenntnis des Moduls E_1' erforderlich, da von ihm die in Gl. (14) u. (15) vorkommenden Größen \bar{E}_1 und E^* abhängen. Auch hier soll, ähnlich wie unter Ziffer 2, E' nicht unmittelbar aus Dehnungsmessungen entnommen, sondern aus den empirischen Knickformeln für den geraden Stab berechnet werden. Zu diesem Zwecke setze man zunächst in Gl. (3) $E'' = E$ und löse nach E' auf. Dann erhält man

$$(16) \quad E' = \frac{EK}{(4E-K)^2} (4E + K + 4\sqrt{EK}).$$

Nun kann aber K gemäß Gl. (6) für verschiedene Werte von σ_K berechnet werden, sobald die Konstanten σ_0 und α bekannt sind. Damit

läßt sich auch E' nach Gl. (16) in Abhängigkeit von σ_K darstellen. Die auf diese Weise für die beiden Stähle St 37 und St 48 berechneten Werte von E' sind aus der nachfolgenden Zusammenstellung ersichtlich:

$\sigma_K \left[\frac{\text{t}}{\text{cm}^2} \right]$	2,1	2,15	2,2	2,25	2,3	2,35	2,4				
$E' \left[\frac{\text{t}}{\text{cm}^2} \right]$ St 37	1883	1536	1243	997	790	618	476				
$\sigma_K \left[\frac{\text{t}}{\text{cm}^2} \right]$	2,1	2,2	2,3	2,4	2,5	2,6	2,7	2,8	2,9	3,0	3,1
$E' \left[\frac{\text{t}}{\text{cm}^2} \right]$ St 48	2069	1941	1805	1663	1519	1375	1235	1099	970	848	734

$$q_1 \int_0^a dx \int_0^b dy \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2$$

(Gl. 14) liefert nun sofort die Knickspannung $\sigma_K = \frac{q_1 K}{\delta}$ in Abhängigkeit von dem Verhältnis $\frac{a}{\delta}$, nämlich

$$(17) \quad \sigma_K = \frac{\pi^2}{12(1-\nu^2)} \cdot \frac{E_1 m^2 + \left(\frac{a}{b} \right)^2 [2E^* + \nu(E_1 + E - 2E^*)] + E \left(\frac{a}{b} \right)^4}{\left(\frac{a}{\delta} \right)^2},$$

wo m als ganze Zahl (s. oben) aus Gl. (15), \bar{E}_1 und E^* aus Gl. (10a) zu entnehmen sind.

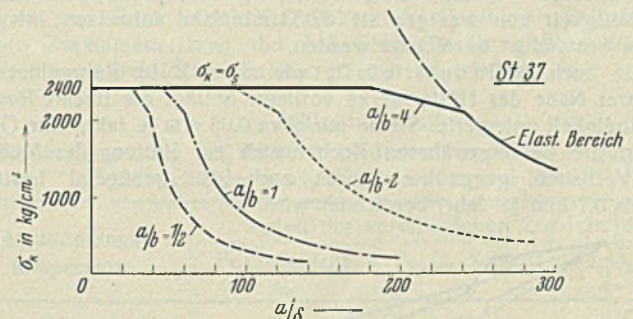


Bild 4.

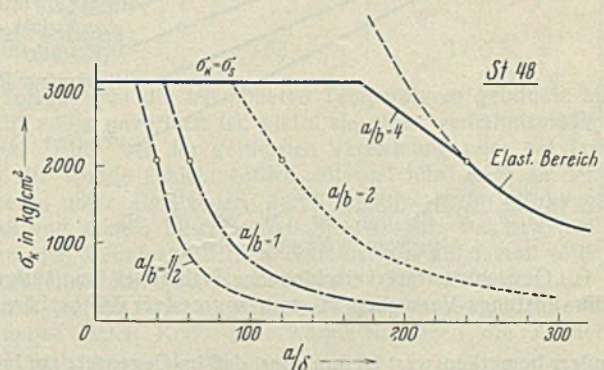


Bild 5.

Solange $\sigma_K < \sigma_P$ ist, wird $E_1' = E_2' = E$ und somit $E_1 = E^* = E$. Mit diesen Werten geht Gl. (17) für den elastischen Bereich über in

$$(18) \quad \sigma_{K_{\text{elast.}}} = \frac{E \pi^2}{12(1-\nu^2)} \cdot \frac{m^2 + 2 \left(\frac{a}{b} \right)^2 + \frac{1}{m^2} \left(\frac{a}{b} \right)^4}{\left(\frac{a}{\delta} \right)^2}.$$

Ist insbesondere $\frac{a}{b}$ eine ganze Zahl, so wird $m = \frac{a}{b}$, und Gl. (18) lautet dann einfacher

$$(18a) \quad \sigma_{K_{\text{elast.}}} = \frac{\pi^2}{3(1-\nu^2)} \cdot \frac{E}{\left(\frac{b}{\delta} \right)^2}.$$

¹³⁾ S. Timoshenko, Z. Math. Phys. 58 (1910), S. 346.

Die Bilder 4 u. 5 zeigen für verschiedene Längenverhältnisse $\frac{a}{b}$ der Blechränder den Verlauf der Knickspannung σ_K als Funktion von $\frac{a}{\delta}$, und zwar für die beiden Stähle St 37 und St 48.

Bei der rechnerischen Auswertung der Gl. (17) empfiehlt es sich, nicht σ_K , sondern $\frac{a}{\delta}$ als abhängige Veränderliche aufzufassen. Man kann dann für verschiedene Werte von σ_K zwischen σ_P und σ_S zunächst die Moduln E_1' aus der obigen Zahlentafel entnehmen und mit ihnen die

zugehörigen Moduln E_1 und E^* nach Gl. (10a) berechnen. Nachdem noch die Halbwellenzahl m (ganze Zahl!) aus Gl. (15) bestimmt ist, liefert Gl. (17) unmittelbar die den verschiedenen σ_K -Werten entsprechenden Verhältniszahlen $\frac{a}{\delta}$. Die Zahl m ist dabei so zu wählen, daß bei gegebenem σ_K das Verhältnis $\frac{a}{\delta}$ einen Kleinstwert annimmt. Die in den Bildern 2, 4 u. 5 vorhandenen Unstetigkeiten im Verlauf der σ_K -Linie entsprechen nicht dem tatsächlichen Verhalten des Werkstoffes. Sie sind aber durch den einfachen Ansatz Gl. (4) bedingt und müssen hier mit in Kauf genommen werden.

Alle Rechte vorbehalten.

Der derzeitige Stand der Korrosionsfrage im Stahlbau.

Von Dr.-Ing. Karl Daeves und Professor Dr.-Ing. E. H. Schulz.

Das Element Eisen unterliegt wie die meisten anderen im oxydischen Zustand in der Erde vorkommenden Metalle einer allmählichen Zerstörung durch Korrosion, wobei es wieder in die Erzform, in seine Oxydverbindungen übergeht. Über das normale Ausmaß der Zerstörungsgeschwindigkeit macht man sich aber, ausgehend von Sonderfällen, die nicht verallgemeinert werden können und beeinflusst durch unkontrollierbare Schätzungen, im allgemeinen ein falsches Bild. Nach neueren Berechnungen eines der Verfasser, die demnächst veröffentlicht werden, beträgt z. B. der jährliche Rostungsverlust aller überhaupt in Deutschland verlegten Stab-, Form-, Breitflachstähle und Grobbleche, wie sie in erster Linie für Stahlhochbauten, Brückenbauten, Schiffe u. dgl. Verwendung finden, höchstens 18 000 t entsprechend einem Wertverlust von etwa 0,7 Mill. RM. Nach sehr sorgfältigen, über lange Jahre sich erstreckenden Rostungsversuchen beträgt die Rostungsgeschwindigkeit unlegierter Stähle in einer von Industriegasen freien ländlichen Luft, wie sie außerhalb der engen Industriezentren überall in Deutschland vorliegt, im Durchschnitt 8 jähriger Versuche etwa 0,02 mm/Jahr, d. h. von einer ohne jeden Schutzanstrich ausgelegten Stahlplatte wird unter dem Einfluß von Regen und Wetter jährlich im Durchschnitt von acht Jahren eine Schicht von 0,02 mm von jeder Oberfläche abgetragen.

Zum Vergleich sei erwähnt, daß in der chemischen Industrie Metalle, die beim Angriff einer Flüssigkeit in der Kochprobe eine Rostungsgeschwindigkeit von weniger als 0,033 mm/Jahr aufweisen, als „vollkommen beständig“ bezeichnet werden.

Aber auch in Industrieluft, wie sie z. B. im Ruhrgebiet in unmittelbarer Nähe der Hüttenwerke vorliegt, beträgt die lineare Rostungsgeschwindigkeit unlegierter Stähle nur etwa 0,08 mm je Jahr, eine Größenordnung, die beim erwähnten Kochversuch zur Prüfung der Metalle in ihrem Verhalten gegenüber Säuren noch als „genügend beständig“ (0,033 bis 0,1 mm je Jahr) bezeichnet wird.

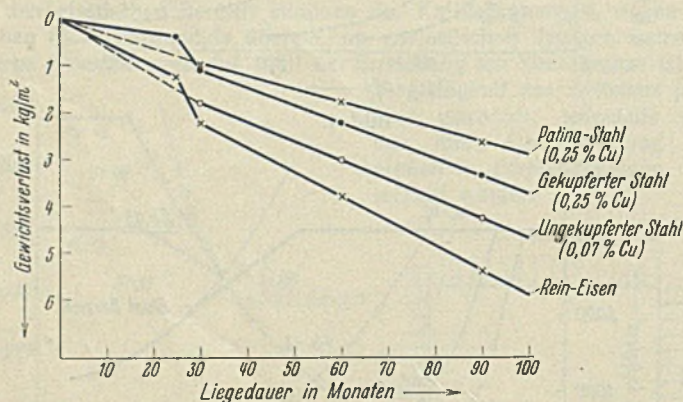


Bild 1. Gewichtsverlust verschiedener Stähle bei langjährigen Natur-Rostungs-Versuchen in stark aggressiver Atmosphäre.

Besonders bemerkenswert ist nun aber, daß im Gegensatz zur Industrieluft, wo die Rostungsgeschwindigkeit Jahr für Jahr etwa die gleiche bleibt (Bild 1), in der Landluft die Rostungsgeschwindigkeit aller Stähle allmählich abklingt und die Rostung durch Bildung einer selbstschützenden Rostschicht anscheinend allmählich zum Stillstand kommt¹⁾. So betrug z. B. die Rostungsgeschwindigkeit des unlegierten Stahls in Landluft während der ersten 12 Monate 0,03 mm je Jahr, um dann allmählich so weit abzunehmen, daß sie nach 80 Monaten nur noch 0,01 mm je Jahr betrug (Bild 2). Dieses Verhalten gibt die Erklärung für die oft ausgezeichnete, über Jahrhunderte sich erstreckende Haltbarkeit altrömischer und mittelalterlicher Eisenteile. In den ersten Jahrhunderten ihres Daseins gab es noch keine aggressive Industrieluft und die Schutzschicht konnte sich zur vollen Wirksamkeit so dicht ausbilden, daß derartige Teile auch durch später hinzukommende Industrieatmosphäre nur noch wenig angegriffen wurden.

¹⁾ K. Daeves, Ein Erklärungsversuch für die gute Erhaltung alter Eisensorten. Naturwissenschaften 23 (1935), 38, S. 653 bis 656.

Ein Beispiel dafür sind die Fenstersprossen und Mauerhaken des Kölner Doms, die seit Jahrzehnten dem starken Angriff des in unmittelbarer Nähe befindlichen Hauptbahnhofs ausgesetzt sind²⁾.

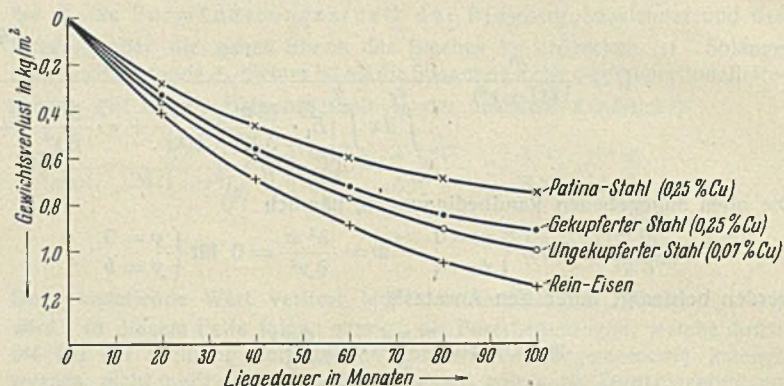


Bild 2. Gewichtsverlust der Stähle aus Bild 1 in ländlicher Atmosphäre.

Die Haltbarkeit ungeschützter Stahlteile gegenüber atmosphärischem Angriff läßt sich nun aber schon durch sehr geringe Mengen von Legierungsbestandteilen wesentlich erhöhen. Dazu gehört insbesondere ein Gehalt von etwa 0,2 bis 0,3% Cu, ferner auch Gehalte von etwa 0,3% Sn oder 2% Ni oder 10% W³⁾. Die Wirkung dieser Elemente, insbesondere des Kupfergehalts beruht im wesentlichen darauf, daß diesen an sich in normaler Weise einsetzenden Rostungsvorgang das Zusatzmetall an der Oberfläche angereichert und nun mit dem Eisenrost zusammen eine sehr dichte und vor allem festhaftende Schutzschicht bildet, die den weiteren Rostangriff sowohl in Landluft als besonders in Industrieluft stark verzögert⁴⁾.

Trägt man durch entsprechende Wahl des Verhältnisses der übrigen Stahlbestandteile, insbesondere durch Erhöhung des Phosphorgehalts dafür Sorge, daß die Kupferanreicherung beim Rostvorgang möglichst rasch und in dichter Schicht erfolgt, so läßt sich, wie der erstgenannte Verfasser zuerst zeigte⁵⁾, eine weitere erhebliche Verbesserung erzielen (Bild 1 u. 2). Zur Gruppe dieser gekupferten Stähle mit besonderem Verhältnis der übrigen Stahlbestandteile und höherem Phosphorgehalt gehören die bekannten Patinastähle, die bei den obenerwähnten Versuchen in Landluft im Durchschnitt von acht Jahren eine Korrosionsgeschwindigkeit von nur 0,01 mm je Jahr aufwiesen; sie nahmen von 0,02 mm je Jahr bei Beginn der Rostung nach 80 Monaten auf 0,006 mm je Jahr ab. In Industrieluft zeigen diese Stähle eine Korrosionsgeschwindigkeit von nur 0,045 mm je Jahr.

Aber auch bei den Hochbaustählen nach Art des St 52 hat man von vornherein die günstige Wirkung des Kupfers fast bei allen gewählten Zusammensetzungen ausgenutzt; bei den in Deutschland benutzten Arten liegt der Kupfergehalt durchweg bei wenigstens 0,2%; der meist höhere Zusatz — bis 0,8% — dient dabei der Verbesserung der mechanischen Eigenschaften, da Kupfer vor allem in Mengen von mehr als 0,5% die Streckgrenze erheblich erhöht, ohne daß die Zähigkeit des Stahls dabei zu sehr sinkt. Auch der französische Hochbaustahl und der englische Chromador-Stahl enthalten über 0,2% Cu.

Diese hochwertigen Baustähle enthalten alle neben Kupfer noch weitere Zusatzmetalle, z. B. erhöhte Mengen von Silizium oder Mangan. Nach — allerdings bei noch nicht sehr langen Versuchsdauern —

²⁾ Ebenda, S. 655.

³⁾ C. F. Burgess u. J. Aston, Influence of various elements on the corrodibility of iron. Ind. Engg. Chem. 5 (1913), S. 458 bis 462.

⁴⁾ O. Carius u. E. H. Schulz, Über den Einfluß des Kupfers auf den Rostvorgang gekupferten Stahls an der Atmosphäre und in verschiedenen Wässern. Mitt. aus d. Forschungs-Inst. der Ver. Stahlwerke A.-G., Dortmund, 1 (1928 bis 1930), S. 177 bis 199.

⁵⁾ K. Daeves, Die Weiterentwicklung witterungsbeständiger Stähle. Mitt. Kohle- u. Eisenforschung G. m. b. H., 1 (1935), 1, S. 1 bis 8.

neuerdings erhaltenen Ergebnissen scheint dabei durch Zusammenwirken des Kupfers auch mit diesen Zusatzmetallen eine Erhöhung des Rostwiderstandes gegenüber der alleinigen Wirkung des Kupfers einzutreten, kleine Zusätze von Aluminium und Chrom scheinen in dieser Hinsicht besonders günstig zu wirken. Hierauf weisen auch neuere englische Forschungsergebnisse⁹⁾ hin, wonach Aluminium und Chrom ebenso wie Nickel zusammen in Gesellschaft mit Phosphor die Rostgeschwindigkeit verzögern.

Derartige Kombinationen geben auch eine gewisse Aussicht auf die Ausbildung von Stählen, die unter der dauernden Einwirkung tropfbar flüssigen Wassers, also eingetaucht in Wasser, langsamer rosten als unlegierte Kohlenstoffstähle. Hier versagt nämlich der Zusatz von Kupfer allein.

Als die ersten Versuche die erstaunliche Wirkung so geringer Kupfergehalte auf die Widerstandsfähigkeit der Stähle gegenüber dem Angriff der Atmosphärrillen zeigten, wurde zunächst der — damals allerdings auch naheliegende — Schluß gezogen, daß ein Kupfergehalt ganz allgemein die Korrosionsbeständigkeit erhöht, wie das z. B. auch gegenüber verdünnter Schwefelsäure der Fall ist. Die bei ständig vom Wasser berührten Teilen aber beobachteten Mißerfolge wurden dann ganz allgemein den gekupferten Stählen zur Last gelegt, und es gab eine noch nicht lange zurückliegende Zeit, wo die Frage des Einflusses eines Kupfergehaltes als eine wissenschaftliche Streitfrage betrachtet wurde, die eine praktische Anwendung kaum zuließ.

Es gelang dann einem Verfasser nachzuweisen⁷⁾, daß die Verwirrung der einander anscheinend völlig widersprechenden Versuchsergebnisse sich mit einem Schlag lösen ließ, wenn man scharf zwischen dem Angriff von Gasen und Atmosphärrillen einerseits und dem Angriff durch ständig berührende Flüssigkeiten andererseits unterscheidet. Überall da, wo der gekupferte Stahl nach verhältnismäßig kurz dauernder Befuchtung (z. B. durch Regen) immer wieder Gelegenheit hat, völlig aufzutrocknen und damit die Kupferoxyd-Eisenoxyd-Schutzschicht zu bilden, zeigt sich ausnahmslos seine starke Überlegenheit über gewöhnlichen Stahl. Steht er aber ständig mit Flüssigkeiten in Berührung, so kann sich die Kupferoxydschicht nur in einer schwammigen Form ohne wesentliche Schutzwirkung bilden⁸⁾. Eine Überlegenheit ist dann nicht oder nur in geringem Maße festzustellen. Es sei ausdrücklich festgestellt, daß sich dieser Anschauung inzwischen alle namhaften Korrosionsforscher des In- und Auslandes angeschlossen haben⁸⁾. Es ist insbesondere bisher kein Fall beobachtet worden, wo nicht unter vergleichbaren Verhältnissen bei atmosphärischem Angriff eine starke Überlegenheit gekupferten Stahls über ungekupferten Stahl festzustellen war.

Für deutsche Verhältnisse ist in diesem Zusammenhang nun besonders günstig, daß wir über große Mengen von Eisenerzen mit einem natürlichen Kupfergehalt in solcher Höhe verfügen (z. B. im Siegerländer Spatelsenstein und in den Kupferkiesen), daß sich daraus der als günstigste und wirtschaftlichste erkannte Kupfergehalt von 0,2 bis 0,3% im Stahl ohne Zusatz von metallischem Kupfer herstellen läßt. Höhere Kupfergehalte als 0,3% haben nämlich, wie Bild 3 zeigt, nur noch eine geringfügig verbessernde Wirkung⁹⁾. Man kann also auf diese Weise die in den Eisenerzen vorhandenen Kupfervorräte auswerten, die sich infolge ihrer geringen Konzentration auf Kupfer selbst nicht mehr aufarbeiten lassen und sonst nutzlos verloren gingen.

Der Klarheit halber sei hier nur ganz kurz erwähnt, daß die früher bestehende Ansicht von der nachteiligen Wirkung eines Kupfergehaltes von einigen Zehntel Prozent auf die Warmwalzbarkeit des Stahls sich als durchaus irrig herausstellte; Stähle auch mit bis zu etwa 0,8% Cu lassen sich anstandslos fehlerfrei verwalzen. Für die Lichtbogenschweißung scheinen diese Kupfergehalte sogar günstig zu sein.

⁹⁾ J. H. Andrew u. D. Swarup, The influence of phosphorus on the tensile and shock-resisting properties of certain alloy steels. First Rep. Alloy Steel Res. Committee, Iron and Steel Inst. (1936), S. 227 bis 262.

⁷⁾ K. Daeves, Die Witterungsbeständigkeit gekupferten Stahls. St. u. E. 46 (1926), S. 1857 bis 1863.

⁸⁾ O. Bauer, O. Vogel und C. Holthaus. Mitt. der deutschen Materialprüfungsanstalten 1930, Sonderheft 11. — V. V. Kendall und E. S. Taylerson, Proc. A. S. T. M. 29 (1929) Pt. 2, S. 204 bis 219. — F. N. Speller, Corrosion, causes and prevention 1926, S. 102 bis 119. — E. Herzog, Aciers spéciaux 9 (1934), 10, S. 364 bis 377.

⁹⁾ F. H. Williams, Influence of copper in retarding corrosion of soft steel and wrought iron. Iron Age 66 (1900), S. 16.

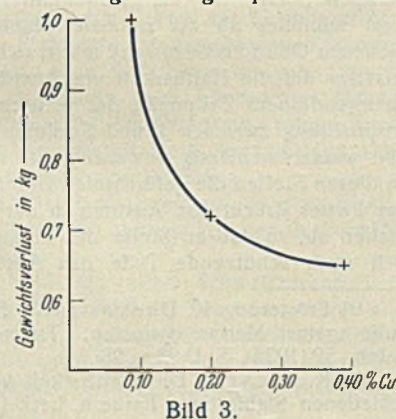


Bild 3. Wirkung steigenden Kupferzusatzes auf den Gewichtsverlust durch Rostung (nach Williams).

Im ungeschützten Zustande, d. h. ohne Anstriche oder metallische Überzüge wird nun Stahl für verhältnismäßig wenige Zwecke dem Angriff von Atmosphärrillen ausgesetzt. Hierzu gehören insbesondere Schienen und Stahlwellen. Es ist aber zu bedenken, daß auch verzinkte Teile, wie z. B. Zaundrähte und Geflechte, nach langjähriger Liegedauer ihre Zinkauflage verloren haben und dann unter den gleichen Bedingungen wie ungeschützter Stahl dem Rostangriff ausgesetzt sind. Das gleiche gilt für Stellen, an denen Schutzanstriche zerstört wurden und die damit ungeschützt dem weiteren Angriff der Atmosphäre ausgesetzt sind.

Werden im Stahlbau unter Dach ungeschützte oder schwach geschützte Teile verwendet und besteht nicht die Gefahr der Kondenswasserbildung aus feuchter Luft, so ist der Rostangriff zwar nach einiger Zeit an der Verfärbung erkennbar, dringt aber so langsam vor, daß insbesondere, was Festigkeitseigenschaften anbetrifft, mit einer praktisch völligen Beständigkeit gerechnet werden kann. Der Gefahr der Kondenswasserbildung darf man aber nicht durch möglichst vollständigen Abschluß derartiger Teile von der Außenatmosphäre entgegentreten — es sei denn, daß der Schutz so wirksam ist, daß tatsächlich keine Feuchtigkeit an den Stahl herantreten kann —, sondern man muß im Gegenteil für ausreichende Belüftung sorgen, damit das Schweißwasser immer wieder aufgetrocknet und abgeführt werden kann. In ungenügend belüfteten Teilen, wie sie sich auch in den Ecken von Stahlkonstruktionen vorfinden können, hält sich das aus der immer vorhandenen Luftfeuchtigkeit bei Temperaturumschlag kondensierende Wasser lange Zeit und kann infolge seines Luftgehaltes zu starken lochartigen Korrosionen an dem ungeschützten oder nicht mehr genügend geschützten Stahl führen. So werden z. B. Stahlwellen merkwürdigerweise viel stärker von der Unterseite durch das dort im abgeschlossenen Raum kondensierende Wasser angegriffen als von der Wind und Regen ausgesetzten Oberseite.

Die meisten Stahlbauwerke sind nun aber schon aus Gründen des äußeren Ansehens, vor allem aber zur Erhöhung des Rostungswiderstandes mit Anstrichen versehen. Dabei wird noch immer zu wenig beachtet, welche entscheidende Rolle der Zustand der unter dem Anstrich befindlichen Stahloberfläche auf die Haltbarkeit der Anstriche hat. Die gewalzten Profile und Bleche verlassen das Stahlwerk im allgemeinen mit einer mehr oder weniger dicken Zunderschicht (Walzhaut), die bei höheren Walzendtemperaturen bläulich gefärbt ist und vorwiegend aus Fe_3O_4 besteht, bei tieferen Walzendtemperaturen dagegen rötlich ist und vorwiegend aus FeO besteht¹⁰⁾. Zahlentafel 1 gibt als Beispiel die genauere Zusammensetzung der bei Glühbehandlung bei verschiedenen Temperaturen gebildeten Zunderschichten wieder.

Zahlentafel 1.

Zusammensetzung von bei verschiedenen Temperaturen gebildeten Zunderschichten nach Winterbottom und Reed¹⁰⁾.

Verzunderungstemperatur	Anteil der verschiedenen Zunderschichten		
	FeO-Schicht %	Fe ₃ O ₄ -Schicht %	Fe ₂ O ₃ -Schicht %
620°	23	65	12
750°	82	7	11
Warmwalzzunder zwischen 1000 und 900°	83	17	—

Solange nun die bei höheren Temperaturen gebildete blaue Zunderschicht völlig unverletzt ist, bietet sie einen verhältnismäßig guten Rostschutz. Aber bei der geringsten Verformung oder bei Transportstößen reißt die spröde Schicht örtlich auf und führt dann an der Rißstelle zu starkem, unter Umständen durch elektrolytische Wirkungen zwischen Metall und Zunder beschleunigten Rostangriff. Das zuweilen übliche Verfahren, den Mennigeanstrich unmittelbar auf die überall völlig unverletzte Walzhaut aufzubringen, muß deshalb zum mindesten als unsicher bezeichnet werden, zumal auch bei später eintretenden elastischen Verformungen durch Kraft- oder Wärmewirkungen die Zunderschicht sich leicht stellenweise ablöst.

Ein anderes Verfahren besteht darin, die Zunderschicht auf natürlichem Wege abrostern zu lassen, den restlichen Zunder durch Abbürsten von Hand zu entfernen und dann den ersten Mennigeanstrich aufzubringen. Hier ist zunächst festzustellen, daß die Abrostungsgeschwindigkeit des Zunders je nach Walzendtemperatur und je nach Stahlart völlig verschieden ist (vgl. Zahlentafel 4).

Wird aber durch ungenügende natürliche Abrostungszeit eine nur teilweise Ablösung des Zunders erreicht, so ist die Haltbarkeit der darüber aufgetragenen Anstriche sehr schlecht¹¹⁾ (Zahlentafel 2). Wirklich sicher wird eine gute Haltbarkeit nur erreicht, wenn der erste Mennigeanstrich auf

¹⁰⁾ A. B. Winterbottom und I. P. Reed, Scale Removal by acid pickling. J. Iron and Steel Inst. 126 (1932), S. 159 bis 204.

¹¹⁾ K. Daeves, The Effect of Composition and Pre-Treatment of Steels upon the life of protective Coatings. Trans. Electrochem. Soc. 64 (1933), S. 161 bis 172.

der metallisch blanken Stahloberfläche angebracht wird. Diese erzielt man entweder durch Sandstrahl oder durch Abbeizen mit nachträglicher Neutralisation der Säurereste. Zahlentafel 2 zeigt die Bewertungsziffer für Anstriche auf gleichen Stahlarten nach mehrjähriger Liegedauer bei verschieden behandelter Oberfläche. Der günstige Einfluß des völligen Entrostens ist unverkennbar. Die Versuche stehen in guter Übereinstimmung mit ausländischen Versuchen¹²⁾, wie sie zur Bestätigung in Zahlentafel 3 wiedergegeben sind.

Zahlentafel 2.

Erhaltungszustand von Anstrichen (Bleimennige + Deckanstrich) auf verschieden gereinigten Oberflächen nach mehrjähriger Versuchsdauer in stark angreifender Industrie-Atmosphäre (eigene Versuche).

Oberflächenbehandlung	Bewertungsziffern
Gebeizt, dann gestrichen	1,29
Sandgestrahlt, dann gestrichen	1,48
Zunder nur gebürstet, dann gestrichen	2,20
Zunder 3 Monate abgewittert, dann gebürstet und gestrichen	3,87

Die Wertziffer wurde als Mittelwert zahlreicher Bleche der gleichen Gruppe in der Weise ermittelt, daß die Bewertungsziffer 1 bedeutet: vollkommen unversehrter Anstrich, die Bewertungsziffer 6: völlig zerstörter Anstrich.

Zahlentafel 3.

Erhaltungszustand von Anstrichen auf verschieden gereinigten Oberflächen nach mehrjähriger Versuchsdauer (amerikanische Versuche¹²⁾).

Oberflächenbehandlung	Bewertungsziffern ^{*)}
Gebeizt, dann gestrichen	86
Sandgestrahlt, dann gestrichen	80
6 Monate abgewittert, abgebürstet, dann gestrichen	15
Mit vollständig erhaltener Walzschlacke, frei von Rost, abgestrichen	10

*) Je höher die Ziffer, um so besser der Anstrichzustand.

Sehr gefährlich ist das Zurückbleiben blauer Zunderreste unter dem Anstrich bei Unterwasserteilen, z. B. Schiffsbauten. Auch hier wird nach etwa Jahresfrist der Anstrich etwas wasserdurchlässig und führt dann an den Grenzstellen zwischen Metall und Zunderresten unter Mitwirkung des Seewassers als Elektrolyten in kürzester Zeit zu gefährlichem Lochfraß. Man erkennt derartige Stellen daran, daß sie unter dem Anstrich, der dort meist blasenförmig aufgetrieben ist, eine schwarze, in ihrem Aufbau der Holzkohle gleichende Masse aus magnetischem Eisenoxyd aufweisen, die sich tief in den Stahl hineingefressen hat¹³⁾. Die Gefahr des Zurückbleibens von Zunderresten ist besonders groß bei den Warm-Nietköpfen. Da hier die Lage des beim Nietens in den Kopf fest eingeschlagenen und nur schwer von Hand zu entfernenden Zunders und damit des starken Angriffs zufällig mit der Lage der Seigerungszone des Stahls übereinstimmt, nahm man eine Zeitlang an, daß die Seigerungen die Ursache des starken

¹²⁾ Reports of Subcommittee XIV on the Preparation of Iron and Steel Surfaces for Painting. Proc. Am. Soc. Test. Mat. 16 (1916), S. 293 bis 298; 17 (1917), S. 451 bis 457; 21 (1921), S. 345 bis 349; 26 (1926), S. 431 bis 443.

¹³⁾ Erörterung K. Daeves zu I. Montgomerie u. W. E. Lewis, Corrosion in hulls of merchant vessels. Trans. Inst. Eng. Shipb. in Scotland, 1932, S. 56.

Rostangriffs seien. Eine Bestätigung dieser Ansicht glaubte man noch darin zu finden, daß in starken Säuren sich die Seigerungszone tatsächlich schneller auflöst als die Randzone. Nun zeigte aber ein einfacher Versuch mit stark gezeigerten Stählen, daß in Süß- und Seewasser bei genügend langer Versuchsdauer, um überhaupt einen stärkeren Angriff zu erzielen, Seigerungs- und Randzone ganz gleichmäßig angegriffen werden. Weiter zeigte sich, daß Nietens, deren Kopf schräg geschlagen werden mußte, weil der Platz für die senkrechte Haltung des Niethammers oder Döppers fehlte, die Angriffstellen nicht mehr in der Mitte des Nietkopfes aufwies, wo sich die Seigerung befindet, sondern seitlich davon, da, wo der meiste Zunder eingeschlagen wurde. Unglücklicherweise fördert die jetzt genormte Kreisform von Nietkopf und Nietdöpper noch stark die Ansammlung des Zunders, während früher flachere Döpper den Zunder beim Nietens seitlich wegspritzen ließen (Bild 4). Endlich haben alle Versuche an derartig in kurzer Zeit lochartig angegriffenen Unterwasserbauten gezeigt, daß der Lochfraß sofort aufhört, wenn die angegriffenen Stellen von Zunder befreit und neu gestrichen werden.

Außer dem Einfluß der Oberflächenbeschaffenheit und zum Teil damit verbunden, spielt aber auch der Einfluß der Stahlzusammensetzung eine entscheidende Rolle für die Haltbarkeit der Anstriche. Zunächst geht schon die natürliche Entrostung mit ganz verschiedenen Geschwindigkeiten je nach der Zusammensetzung des Stahls vor sich¹⁴⁾.

Zahlentafel 4.

Abgerostete, von blauem Walzunder befreite Fläche in % der Gesamtoberfläche nach dreimonatiger Abwitterung.

Patina-Stahl	80 %
Unlegierter Stahl	64 %
Reineisen	41 %

Zahlentafel 4 gibt dafür einige Zahlen. Danach schütten die kupferhaltigen Stähle die als Anstrichunterlage gefährlichen Zunderschichten weit schneller ab als normale Stähle und Reineisen. Aber auch bei gleichem Oberflächenzustand macht sich der günstige Einfluß eines Kupferzusatzes auf die Haltbarkeit von Anstrichen deutlich bemerkbar¹⁵⁾. Wenn zu irgendeinem Zeitpunkt, der je nach Art des Anstriches und der Beanspruchung zwischen 1 und 5 Jahren liegen dürfte, der Anstrich rissig und wasserdurchlässig geworden ist, so setzen bei ungekupferten Stahl an diesen Stellen die gefürchteten Unterrostungen ein. Das große Volumen des Rostes drückt den Anstrich in der Nähe der durchlässig gewordenen Stellen ab, so daß an Stelle des kleinen Risses im Anstrich größere, an sich noch schützende Teile des Anstrichs von unten her abgehoben

¹⁴⁾ Erörterung K. Daeves zu W. E. Lewis, The protection of ships' hulls against Marine corrosion. Trans. North East Coast Inst. of Eng. and Shipb. 52 (1936), S. D 28 u. 29.

¹⁵⁾ K. Daeves, Die Haltbarkeit von Rostschutz-Anstrichen auf verschiedenen Stahlarten. Farbe u. Lack (1931), 21, S. 242 u. 243.



Bild 4. Bildung eines das Einschlagen des Zunders in den Nietkopf begünstigenden Hohlraumes zwischen Normform des Gegenhalters und Nietkopf.



Bild 5a. Gesamtansicht.

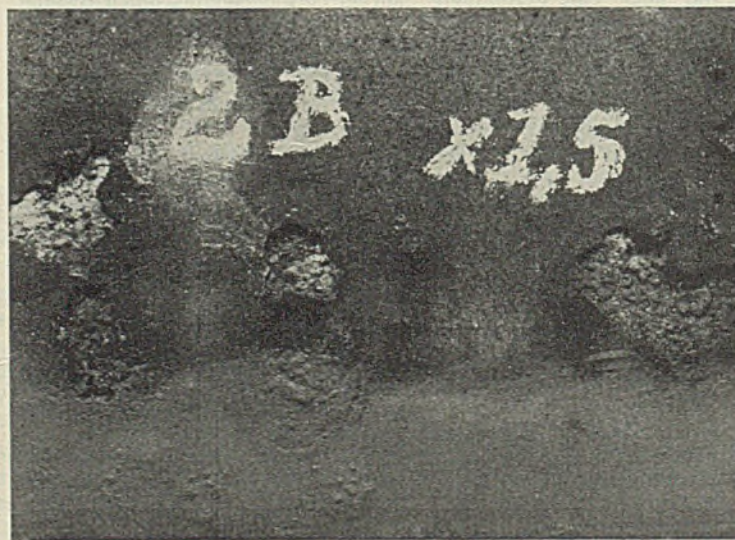


Bild 5b. Fehlstelle in stärkerer Vergrößerung.

Bild 5a u. b. Verhalten von Anstrichen auf ungekupferten Stahl nach mehrjährigem Angriff von Industrie-Atmosphäre.



Bild 6a.

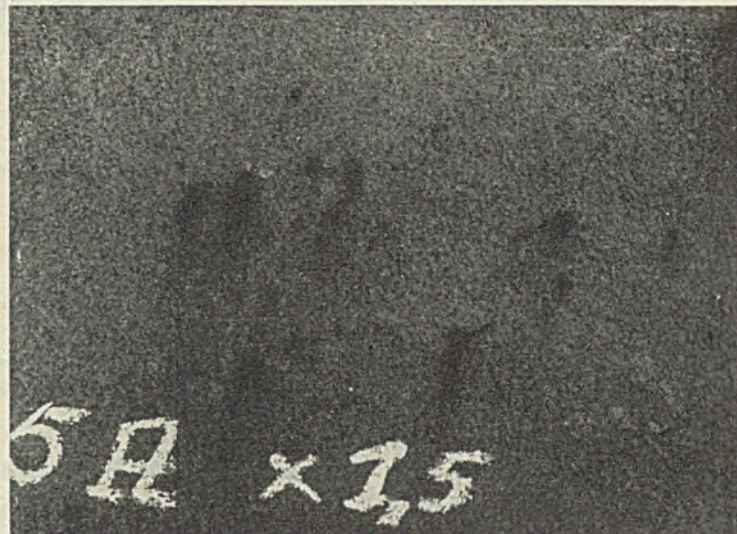


Bild 6b.

Bild 6a u. b. Verhalten der gleichen Anstriche unter gleichen Bedingungen wie bei Bild 5a u. b auf Patina-Stahl.

werden (Bild 5a u. b). Bei gekupferten Stählen „blutet“ dagegen an der angegriffenen Stelle gleichsam der Rost nur heraus, ohne Unterrostung hervorzurufen und die Nachbarschaft des Ribchens zu gefährden¹⁶⁾ (Bild 6a u. b). Insgesamt bewirkt dieses Verhalten aller Stähle mit einem Kupfergehalt von mehr als 0,2% eine wesentlich längere Haltbarkeit der Anstriche und damit geringere Instandhaltungskosten des Bauwerks. So betrug die Kennziffer für den Zerstörungszustand nach dreijährigen Versuchen an mit Bleimennige und Deckanstrich versehenen Blechen bei unlegiertem Stahl 1,96, bei Patina-Stahl dagegen nur 1,65, wobei die höhere Zahl den schlechteren Anstrichzustand kennzeichnet.

Ähnliche Ergebnisse wurden auch im Ausland bei langjährigen Versuchen mit Eisenbahnwagen erhalten¹⁹⁾.

Die unterschiedliche Haltbarkeit der Anstriche auf verschiedenen Stahloberflächen und verschiedenen Stahlsorten läßt sich übrigens gut an modernen Brücken aus gekupferten Hochbaustahl erkennen. Nach 3 bis 4 Jahren unterschieden sich die nichttragenden, gewöhnlich aus St 37 hergestellten Teile einer Brücke (Geländer) durch ihren schlechteren Anstrichzustand deutlich von den gekupferten Teilen aus Hochbaustahl. Da ferner für diese Brücke die gleiche Stahlsorte von verschiedenen Firmen mit verschiedener Lagerzeit des Stahls vom Walzdatum bis zum Datum des Anstrichs angeliefert wurde, so konnte auch gleichartige Handentrostung nicht zum gleichen Reinheitsgrad der Oberfläche führen, und insgesamt ließen sich dann die beiden Lieferungen durch den verschiedenen Anstrichzustand mehr oder weniger deutlich unterscheiden.

Es sei hier kurz auf die alte Streitfrage eingegangen, ob altes Eisen insbesondere Schweißisen, sich gegen den atmosphärischen Rostangriff besser verhält als moderne Stähle¹⁷⁾.

Es ist zunächst festzustellen, daß die alten Schweißeisensorten neben hohem Phosphorgehalt in der Regel auch — besonders wenn sie aus Siegerländer Erzen hergestellt waren — einen beträchtlichen Kupfergehalt aufweisen. Eine nachträgliche Untersuchung des zum Bau der alten Kölner Eisenbahnbrücke verwendeten Schweißeisens ergab z. B. Kupfergehalte von 0,14 bis 0,24%¹⁸⁾.

Bei nichtangestrichenen Eisenteilen in alten Bauten kommt weiter die oben geschilderte Wirkung der langsamen Bildung einer Schutzschicht in reiner Atmosphäre hinzu.

Immerhin muß festgestellt werden, daß in vielen Fällen die früher angewendete Art des Anstriches wirksamer war als die heutigen Anstriche. Teile eines alten Schweißeisengitters, das sich fast 50 Jahre lang ausgezeichnet unter Anstrich verhalten hatte, wurden zum Teil vom alten Anstrich befreit, blank gemacht und ohne Schutz im Vergleich mit

modernen Stählen dem atmosphärischen Angriff ausgesetzt. Sie zeigten eine Rostungsgeschwindigkeit, die vollständig der von modernen Stählen bei höherem Kupfer- und höherem Phosphorgehalt entsprach. Ebenso verhielten sie sich unter erneut aufgetragenen modernen Anstrichen durchaus wie moderne Stähle ähnlicher Zusammensetzung mit gleichem Anstrich. Dagegen erwies sich bei diesen Versuchen der den gleichen Bedingungen ausgesetzte alte Anstrich auf dem alten Eisen als ganz wesentlich haltbarer. Es konnte ermittelt werden, daß der Mennigeanstrich auf das Geländer seinerzeit nicht einfach aufgetragen, sondern in das noch vom Schmieden heiße und wieder warm gemachte blanken Eisen eingerieben worden war. Er war also gewissermaßen eingebrannt. Es erscheint nicht ausgeschlossen, daß auch moderne Einbrennverfahren für Anstriche entwickelt werden, die gerade auf kupfer- und phosphorhaltigen, vorher gereinigten Stahlsorten eine wesentlich bessere Haltbarkeit der Anstriche bewirken.

Wenn über die gegenseitige Beeinflussung von Stahloberfläche, Stahlzusammensetzung und Anstrich bisher so wenig Erkenntnisse vorlagen, so ist das vielleicht darin begründet, daß der Erbauer des Stahlbauwerks den Anstrich im allgemeinen als eine ihn nicht unmittelbar berührende Frage ansieht, während andererseits für die Anstrichfirmen auch heute noch praktischer Stahl gleich Stahl ist. Da aber die Frage der Haltbarkeit der Anstriche und damit der Unterhaltungskosten der Stahlbauwerke für die Wettbewerbsfähigkeit des Stahlbaues eine entscheidende Rolle spielt, muß der Gestalter von Stahlbauwerken durch entsprechende Wahl der Stahlzusammensetzung und genaue Vorschriften über die Reinigung und Aufbringung der Anstriche auch von seiner Seite aus alles tun, um die Haltbarkeit der Anstriche so weit als irgend möglich zu verbessern.

Zusammenfassung.

1. Die Rostungsgeschwindigkeit von unlegiertem, ungeschütztem Stahl beim Angriff der Atmosphärenluft beträgt im Durchschnitt achtjähriger Versuche in reiner Landluft etwa 0,02 mm/Jahr, in Industrieluft etwa 0,08 mm/Jahr. In Landluft klingt sie von Jahr zu Jahr ab, so daß sie nach 80 Monaten nur noch 0,01 mm/Jahr beträgt.

2. Durch Kupferzusatz von 0,2 bis 0,3% läßt sich bei gleichzeitig geeigneter Wahl der übrigen Stahlbestandteile, insbesondere eines höheren Phosphorgehalts diese Rostungsgeschwindigkeit auf etwa die Hälfte obiger Werte vermindern (Landluft, Achtjahresdurchschnitt 0,01 mm/Jahr, nach 80 Monaten nur noch 0,006 mm/Jahr; Industrieluft 0,045 mm/Jahr).

3. Die Wirkung des Kupferzusatzes tritt nur bei atmosphärischem Angriff bzw. da ein, wo dem Stahl stets Gelegenheit zum völligen Wiederauftrocknen und damit Bildung einer dichten Schutzschicht gegeben ist, dann aber unter allen Umständen mit voller Sicherheit.

4. Auf die Haltbarkeit der Anstriche ist einmal der Oberflächenzustand, zum andern die Zusammensetzung der Stähle von erheblichem Einfluß. Am günstigsten verhalten sich Anstriche auf sandgestrahlten oder geblitzten Teilen aus kupferhaltigen Stählen. Für die Erhaltung der Stahlbauwerke müssen daher die für die Stahlauswahl, die Reinigung und den Anstrich verantwortlichen Stellen eng zusammenarbeiten.

¹⁶⁾ J. S. Unger, Das Verhalten von gekupferten Stahl als Baustoff für Eisenbahngüterwagen. Railroad Herald 32 (1928), 7, S. 27 bis 30.

¹⁷⁾ K. Daeves, Stähle mit erhöhtem Rostwiderstand. Die Korrosion metallischer Werkstoffe, Verlag S. Hirzel, Leipzig 1936, S. 408 bis 429.

¹⁸⁾ Fr. Bohny, Über die Festigkeit und die Zusammensetzung des Eisens der abgebrochenen alten Eisenbahnbrücke (Glitterbrücke) über den Rhein bei Köln. Ztrbl. d. Bauw. 32 (1912), S. 302 bis 304.

Alle Rechte vorbehalten.

Die Knickfestigkeit des Stockwerkrahmens.

Von Dr.-Ing. M. G. Puwein, Wien.

(Schluß aus Heft 26/1936.)

D. Der Stockwerkrahmen mit Pendelstützen (Bild 11).

Der Wegfall der Voraussetzung 5 ist von einschneidender Bedeutung.

Es seien nun, gestützt auf die unter A gewonnenen Erfahrungen, folgende Annahmen getroffen, um ein brauchbares Ergebnis zu ermöglichen.

Unendlich viele Geschosse und Felder, $z^2 = \frac{Ph^2}{EJ}$ konstant,
 $c = \frac{EJ}{h} \cdot \frac{l}{(EJ)_R}$ konstant. Nach dem Früheren kann man die Momenten-

Nullpunkte der Stützen in den halben Geschoßhöhen annehmen. Zur Vereinfachung wird im Regel über der ersten Innenstütze ein Gelenk angenommen und, um dessen ungünstige Wirkung wieder aufzuheben, das Trägheitsmoment des Regels erhöht in Rechnung gestellt. Diese Erhöhung geschieht im Verhältnis der Endverdrehung eines einfachen Balkens zu der des Unendlichfeldbalkens unter dem gleichen Endmoment $J_R = k J_R$.

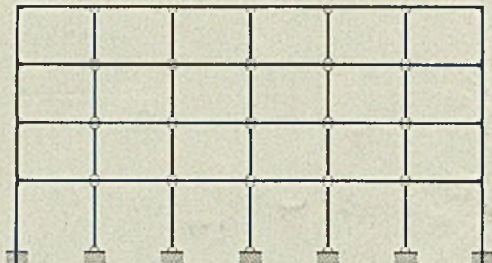


Bild 11.

(Bei $m=2$ wäre $k=1,00$, m = Felderzahl
 „ „ $=3$ „ „ $=1,20$
 „ „ $=4$ „ „ $=1,14$
 „ „ $=\infty$ nach obiger Voraussetzung, ist $k=1,16$.)

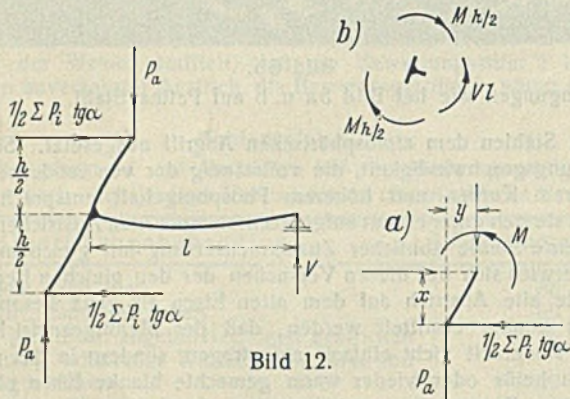


Bild 12.

Es genügt nun, einen einseitigen Rahmen nach Bild 12 zu untersuchen

$$(22) \quad V = \frac{1}{l} \left(P_a \cdot 2y_{\max} + \frac{\Sigma P_i}{2} \cdot \frac{2y_{\max}}{h} \cdot h \right) = \frac{y_{\max}}{l} \Sigma P$$

$$M = P_a y + \frac{\Sigma P_i}{2} \cdot \text{tg } \alpha x \quad \text{tg } \alpha = \frac{2y_{\max}}{h}$$

$$y = A \cdot \sin \alpha x - \frac{\beta^2}{\alpha^2} \cdot x \quad \alpha^2 = \frac{P_a}{EJ} \quad \beta^2 = \frac{\Sigma P_i}{EJ} \cdot \frac{y_{\max}}{h}$$

Stetigkeit am Knoten:

$$y' = A \alpha \cdot \cos \frac{\alpha h}{2} - \frac{\beta^2}{\alpha^2} = \frac{1}{l} \cdot V \cdot \frac{l^3}{3EJ_R k}$$

$$(23) \quad A \alpha \cdot \cos \frac{\alpha h}{2} = \frac{y_{\max}}{l} \Sigma P \cdot \frac{l^2}{3EJ_R k} + \frac{y_{\max}}{h} \cdot \frac{\Sigma P_i}{P_a}$$

Gleichgewicht am Knoten (Bild 12b):

$$y'' = -A \alpha^2 \cdot \sin \alpha x = -M/EJ$$

$$x = h/2 \quad 2M = 2EJ A \alpha^2 \cdot \sin \frac{\alpha h}{2} = \frac{y_{\max}}{l} \Sigma P l$$

$$(24) \quad A = \frac{y_{\max} \Sigma P}{2EJ \alpha^2} \cdot \frac{1}{\sin \frac{\alpha h}{2}}$$

Durch Einsetzen von (24) in (23) gewinnt man die Knickbedingung

$$\text{tg } \frac{\alpha h}{2} = \frac{\alpha h}{2} \cdot \frac{\Sigma P}{\Sigma P \cdot \frac{c}{3} \cdot \frac{1}{k} (\alpha h)^2 + \Sigma P_i}$$

zweckmäßig erweist sich die Abkürzung

$$p = \frac{\Sigma P_i}{2P_a} = \frac{\text{pendelnde Last}}{\text{stehende Last}} = \text{Zahl der Pendelstützen,}$$

damit lautet die Knickbedingung, wenn man auch wie früher $z = (\alpha h)$ einführt,

$$(25) \quad \text{tg } \frac{z}{2} = \frac{z}{2} \cdot \frac{p+1}{(p+1)z^2 \cdot \frac{c}{3} \cdot \frac{1}{k} + p}$$

Die Herleitung einer Näherungsformel geschieht durch die Betrachtung von Grenzzuständen.

a) $c=0$ $p=\infty$ starke Decken, große Pendellast

$$\left(\frac{z}{2}\right) + \frac{1}{3}\left(\frac{z}{2}\right)^3 + \dots = \left(1 + \frac{1}{p}\right)\left(\frac{z}{2}\right),$$

$$z = \sqrt{\frac{12}{p}} \quad \frac{l_k}{h} = \frac{\pi}{z} = \sqrt{0,8 p}$$

b) $p=0$ $c=\infty$ keine Pendellast

$$\frac{l_k}{h} = \sqrt{3,3 \frac{c}{k}} \quad \text{analog (13)}$$

c) $c=\infty$ $p=\infty$ starke Stützen, große Pendellast.

Da z klein werden muß, ist $\text{tg } z/2 = z/2$

$$\frac{z}{2} = \frac{z}{2} \cdot \frac{p+1}{(p+1) \frac{c}{3k} \cdot z^2 + p}$$

$$z = \sqrt{\frac{3k}{c(p+1)}} \quad \frac{l_k}{h} = \sqrt{3,3 \frac{c}{k} (p+1)}$$

d) $c=0$ $p=0$ starke Decken, keine Pendellast

$$\frac{l_k}{h} = 1.$$

Die unter a bis d gewonnenen Erkenntnisse werden in folgender Näherungsformel vereinigt

$$(26) \quad \frac{l_k}{h} = \sqrt{1 + 0,8 p + 3,3 \frac{c}{k} (p+1)}$$

Diese Näherungslösung, die mit der strengeren Gl. (25) sehr gut übereinstimmt, zeigt den beträchtlichen, ungünstigen Einfluß der Gelenkanordnung.

Für $n=2$ kann der Einfluß der Stützendehnung durch Erweiterung von (26) analog (21) berücksichtigt werden. Da $p=k=1,00$, erhält man

$$(27) \quad \frac{l_k}{h} = \sqrt{1,8 + 6,6 c + \frac{16}{\lambda \beta} \left(\frac{n i_s}{2l}\right)^2}$$

Wenn die zu bemessende Standstütze nicht, wie bisher angenommen, eine Außen-, sondern eine Innenstütze ist, dann verdoppelt sich die aussteifende Wirkung der Regel, daher ist diesfalls in (26) c durch $c/2$ zu ersetzen.

Zu den Ergebnissen A bis D ist folgendes zu bemerken:

Wenn man im Falle A eine unendlich biegsame Stütze annimmt, ergeben Gl. (8), (8a), (11) u. (13) $l_k = h$, also Knicklänge = Geschoßhöhe. Tatsächlich muß aber in diesem Falle die Knicklänge gleich der lichten Stützhöhe h_l sein (Bild 13).

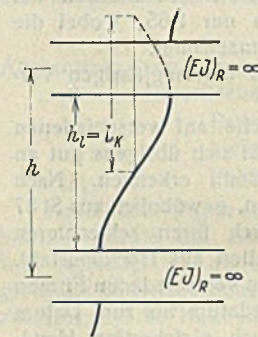


Bild 13.

Man erkennt u. a. am Fall B (Bild 9), daß es erst für $c=\infty$ gerechtfertigt wäre, die Knicklänge auf die Geschoßhöhe zu beziehen. Man kann daher näherungsweise in jedem der Fälle A bis D an Stelle der Geschoßhöhe h die lichte Stützhöhe h_l in Rechnung stellen. Die Steifigkeit c wird jedoch zweckmäßig mit den vollen Stablängen bestimmt.

Bei der gezeigten Knickberechnung brauchen nur die lotrechten äußeren Kräfte voll in Rechnung gestellt werden. Die vom Windangriff herrührenden Stützenkräfte vergrößern wohl auf der einen Seite die von den lotrechten Lasten herrührenden, verkleinern sie aber auf der anderen, wirken also dort stabilisierend.

Nach überschlägiger Berechnung genügt es, bei Verwendung der angegebenen Knicklängen die Stützenkräfte durch den Windangriff mit $1/10$ ihres Betrages in Rechnung zu stellen. (Mit der Berücksichtigung des Windangriffs im Festigkeitsnachweis hat diese Abminderung natürlich nichts zu tun.)

Der Fall B zeigt den Vorteil lotrechter Verbände.

In den Fällen C und D ist der dem Ausknicken vorhergehende Gleichgewichtszustand nicht biegeungsfrei, da die Einspannmomente in den Regeln Kopf- und Fußmomente in den Stützen erzeugen. Nichtsdestoweniger handelt es sich um reine Knickprobleme, da unterhalb der Knickgrenze eine Änderung der Belastung keine waagerechte Verschiebung der Knotenpunkte hervorruft. Auf die Auswirkung dieser Anfangskrümmung wurde nicht eingegangen.

Wenn die Stütze ein Rahmenstab ist, kommt es der Sicherheit zugute, wenn ihr Trägheitsmoment zur Berechnung von c voll in Rechnung gestellt wird.

In den Fällen A, C und D kann, falls nicht eine wirklich tragfähige Ausmauerung aussteifend wirkt, die übliche Annahme Knicklänge = Geschoßhöhe zur bedenklichen Unterbemessung führen. Darauf hinzuweisen ist notwendig, da es im neueren Schrifttum empfohlen wird, Stockwerkrahmen ohne lotrechte Verbände, ja sogar mit Pendelstützen auszuführen.

Die Bedeutung der Erkenntnis der Schädlichkeit von Gelenkanordnungen bei Stützen geht über den reinen Stahlbau hinaus. Bei den bei Geschäftsumbauten vorkommenden Pfeilerauswechslungen sind gelenkartige Anordnungen häufig. Diese sind im Sinne des Vorangegangenen zu verwerfen, da durch sie die Sicherheit der Standpfeiler beträchtlich herabgemindert wird.

INHALT: Über die Stabilität dünnwandiger Hohlzylinder und rechteckiger Bleche oberhalb der Proportionalitätsgrenze. — Der derzeitige Stand der Korrosionsfrage im Stahlbau. — Die Knickfestigkeit des Stockwerkrahmens. (Schluß).