

# DER STAHLBAU

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

Beilage  
 zur Zeitschrift

## DIE BAUTECHNIK

Fachschrift für das ge-  
 samte Baulingenieurwesen

Preis des Jahrganges 10 RM und Postgeld

7. Jahrgang

BERLIN, 22. Juni 1934

Heft 13

Alle Rechte vorbehalten.

### Über das Zusammenwirken von Stirn- und Flankennähten.

Von Ing. Dr. Rudolf Kalina, Wien.

#### 1. Allgemeines.

Die Kraftübertragung in Stabverbindungen und Stabanschlüssen mittels Kehlnähten kann entweder durch parallel zur Krafrichtung liegende Flankennähte oder durch senkrecht zur Krafrichtung liegende Stirnnähte erfolgen. Beiden Nähten ist nur die geometrische Form gemeinsam; in bezug auf ihre Beanspruchung und ihr sonstiges Verhalten zeigen sie wesentliche Unterschiede. Wie aus statischen ZerreiBversuchen hervorgeht, besitzen Stirnnähte zwar eine größere Festigkeit als Flankennähte, bleiben aber hinsichtlich der Formänderungsfähigkeit hinter diesen zurück. Weiter kann die Belastung der Stirnnaht je Längeneinheit als unveränderlich angesehen werden, während dies für die Flankennähte, wie Theorie und Versuch zeigen, keineswegs der Fall ist.

Diese Tatsachen lassen vermuten, daß im Falle eines Zusammenwirkens von Stirn- und Flankennähten in einer Verbindung eine gleichmäßige Inanspruchnahme der Nähte nicht zu erwarten ist. Versuche bestätigen dies, lassen aber auch erkennen, daß bei nicht allzu breiten Stäben und nicht zu kurzen Flankennähten eine eindimensionale Untersuchung geeignet ist, brauchbare Näherungswerte für die Beanspruchung der Nähte zu vermitteln<sup>1)</sup>.

Im folgenden soll daher eine Überlappungsverbindung gemäß Bild 1 unter der Voraussetzung untersucht werden, daß die Wirkung des exzentrischen Kraftangriffes vernachlässigt werden darf und in keinem Teile der Verbindung die Elastizitätsgrenze überschritten wird. Kerbwirkungen, Wärme- und Schrumpfspannungen bleiben unberücksichtigt.

#### 2. Berechnung der Nahtbeanspruchungen.

Die zu übertragende Kraft  $S$  rufe in den Stäben 1 und 2 außerhalb der Verbindung eine gleichmäßige Beanspruchung hervor (Bild 1), während

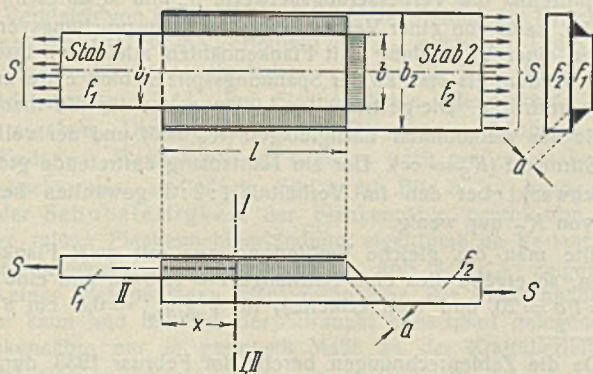


Bild 1. Ansicht und Querschnitt der Verbindung.

innerhalb der Verbindung, entlang der Strecke  $l$ , die von  $x$  abhängigen mittleren Stabkräfte  $S_{1x}$  und  $S_{2x}$  entstehen. Aus Gleichgewichtsgründen muß  $S = S_{1x} + S_{2x}$  sein (Bild 2). Wegen der Veränderlichkeit der spezifischen Dehnung der Stäbe innerhalb der Verbindung erfahren ursprünglich in demselben Querschnitte  $x$  gelegene Schnittflächen der Stäbe 1 und 2 eine gegenseitige mittlere Verschiebung  $s_x$ , die ihrerseits wieder mit der Formänderung der Flankennähte in Zusammenhang gebracht werden kann. Setzt man diese Verschiebung verhältnismäßig der von

<sup>1)</sup> Vgl. D. Rosenthal, Le calcul des joints soudés en charpente métallique. Gén. Civ. 1930, Bd. 2, S. 514. — A. Hertwig, Die Spannung in Schweißnähten. Stahlbau 1933, Heft 21, S. 161.

beiden Flankennähten an der Stelle  $x$  übertragenen Schubkraft  $\mathfrak{F}_{Fx}$  je Längeneinheit der Naht<sup>2)</sup>, etwa in der Form  $s_x = \frac{\mathfrak{F}_{Fx}}{K_F}$ , so gelangt

man auf Grund von Gleichgewichtsbetrachtungen und der Verwendung von geometrischen und elastischen Beziehungen mittels der Schnitte I—I und II—II (Abb. 2) zur bekannten Differentialgleichung<sup>3)</sup>, z. B. für die Stabkraft  $S_{2x}$ :

$$(1) \quad \frac{d^2 S_{2x}}{dx^2} - m^2 S_{2x} = -n.$$

Hierin bedeuten  $m^2 = \frac{K_F}{E} \cdot \frac{f_1 + f_2}{f_1 f_2}$ ,  $n = \frac{K_F}{E} \cdot \frac{S}{f_1}$  und  $K_F$  das für beide Flankennähte geltende „Verschiebungsmaß“, durch dessen Größe die Schubsteifigkeit der Flankennähte in die Rechnung eingeführt wird;  $K_F$  ist von gleicher Dimension ( $\text{kg/cm}^2$ ) wie das Dehnmaß  $E$ . (Für Werkstoff und Schweißnaht wird das Hookesche Gesetz als geltend vorausgesetzt.)

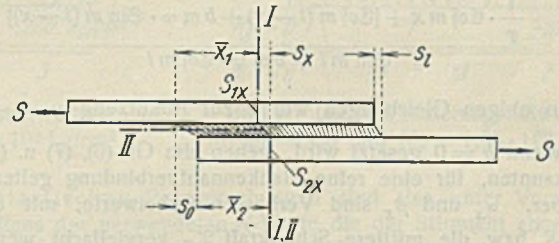


Bild 2. Die Verformung der Verbindung in schematischer Darstellung.

Wird für das Verhältnis der Stabflächen die Abkürzung  $\varphi = \frac{f_2}{f_1}$  eingeführt, wobei stets  $\varphi \geq 1$  sein soll, so lautet die Lösung der Gl. (1)

$$(2) \quad S_{2x} = A \cdot \cos mx + B \cdot \sin mx + S \frac{\varphi}{1 + \varphi},$$

und da  $\mathfrak{F}_{Fx} = \frac{d S_{2x}}{dx}$  ist, ergibt sich weiter

$$(3) \quad \mathfrak{F}_{Fx} = m [A \cdot \sin mx + B \cdot \cos mx].$$

Um die Konstanten  $A$  und  $B$  ermitteln zu können, muß noch über die Formänderung der Stirnnaht eine Annahme getroffen werden. In analoger Weise, wie dies bei der Formänderung der Flankennähte geschehen ist, wird die Nachgiebigkeit der Stirnnaht dem auf sie entfallenden Kraftanteil  $\mathfrak{F}_S$  je Längeneinheit verhältnismäßig angenommen. Mittels des für die Stirnnaht geltenden „Verschiebungsmaßes“  $K_S$  be-

steht dann eine elastische Beziehung von der Form  $s_s = \frac{\mathfrak{F}_S}{K_S} \cdot K_S$  wird wegen der gegenüber Flankennähten andersgearteten Beanspruchungsverhältnisse der Stirnnaht ein noch zu ermittelndes Vielfaches von  $K_F$

<sup>2)</sup> Vgl. J. Arnovljevič, Das Verteilungsgesetz der Haftspannungen bei axial beanspruchten Verbundstäben. Z. f. Arch. u. Ingenieurwes., Hannover 1909. — P. Fillunger, Über die Festigkeit von Löt-, Leim- und Nietverbindungen. Österr. Wochenschrift f. d. öffentl. Baudienst, Wien 1919, S. 3. — R. Kalina, Die Spannungsverteilung in unterbrochenen Schweißnähten. Ww. 1932, 1. Sondernummer Schweißtechnik, Heft 30/31, S. 414.

<sup>3)</sup> Bezüglich weiteren Schrifttums über Haftverbindungen s. R. Kalina, Die Spannungsverteilung in Blechträgern mit unterbrochenen Schweißnähten. Stahlbau 1934, Heft 5, S. 37.

sein, über dessen Betrag ebenso wie über die Größe von  $K_F$  selbst nur Versuche Aufschluß geben können.

Für die Kraft im Stabe 2 bestehen die Randbedingungen

$$(4) \quad S_{2x} = 0 \text{ für } x=0 \text{ und } S_{2x} = S - T \text{ für } x=l,$$

wenn mit  $T_F$  und  $T_S$  die auf beide Flankennähte und die Stirnnaht entfallenden Anteile an der Stabkraft  $S$  verstanden werden, mithin auch  $S = T_F + T_S$  ist.

Aus geometrischen Gründen muß die am Ende der Flankennaht ( $x=l$ ) auftretende Verschiebung  $s_l$  nach Abb. 2 gleich jener Verschiebung  $s_s$  sein, die die Stirnnaht unter der Einwirkung von  $\mathfrak{X}_S$  (oder  $T_S$ ) erfährt. Diese Bedingung und die Randbedingungen (4) ergeben für die Konstanten  $A$  und  $B$  die Werte

$$(5) \quad \begin{cases} A = -S \cdot \frac{\varphi}{1+\varphi}, \\ B = S \cdot \frac{\varphi}{1+\varphi} \cdot \frac{[\cos ml + bm\psi \cdot \sin ml] + \frac{1}{\varphi}}{\sin ml + bm\psi \cdot \cos ml}. \end{cases}$$

Damit wird aus Gl. (2) u. (3) erhalten

$$(6) \quad S_{2x} = S \cdot \frac{\varphi}{1+\varphi} \left\{ 1 + \frac{1}{\varphi} \cdot \frac{\sin mx - [\sin m(l-x) + bm\psi \cdot \cos m(l-x)]}{\sin ml + bm\psi \cdot \cos ml} \right\} = \alpha_x S,$$

$$(7) \quad \mathfrak{X}_{Fx} = S \cdot \frac{m\varphi}{1+\varphi} \cdot \frac{\cos mx + [\cos m(l-x) + bm\psi \cdot \sin m(l-x)]}{\sin ml + bm\psi \cdot \cos ml}.$$

Rechnet man mit einer gleichmäßigen Aufnahme der Kraft  $S$  durch die Stirn- und Flankennähte, wie dies z. B. DIN 4100 vorsieht, so ist die auf die Längeneinheit beider Flankennähte entfallende Belastung

$$(8) \quad \bar{\mathfrak{X}}_F = \frac{2S}{2l+b}, \text{ so daß der Gl. (7) auch die Form gegeben werden kann}$$

$$(7a) \quad \mathfrak{X}_{Fx} = \bar{\mathfrak{X}}_F \left( 1 + \frac{b}{2l} \right) \frac{ml\varphi}{1+\varphi} \cdot \frac{1}{\varphi} \cdot \frac{\cos mx + [\cos m(l-x) + bm\psi \cdot \sin m(l-x)]}{\sin ml + bm\psi \cdot \cos ml} = \beta_x \bar{\mathfrak{X}}_F.$$

In den obigen Gleichungen wurde zur Abkürzung  $\psi = \frac{K_S}{K_F}$  eingeführt. Wenn  $b=0$  gesetzt wird, gehen die Gl. (6), (7) u. (7a) in die schon bekannten, für eine reine Flankennahtverbindung geltenden Ausdrücke über.  $\alpha_x$  und  $\beta_x$  sind Verbesserungsbeiwerte, mit denen die Stabkraft  $S$  bzw. die mittlere Schubkraft  $\bar{\mathfrak{X}}_F$  vervielfacht werden muß, um die an beliebiger Stelle  $x$  auftretenden Kräfte zu erhalten.

Der Anteil beider Flankennähte an der Stabkraft  $S$  ergibt sich, da  $T_F = \int_0^l \mathfrak{X}_{Fx} dx = S_{2l}$  ist, mit

$$(9) \quad T_F = S \cdot \frac{\varphi}{1+\varphi} \left\{ 1 + \frac{1}{\varphi} \cdot \frac{\sin ml - bm\psi}{\sin ml + bm\psi \cdot \cos ml} \right\} = \alpha S.$$

Der auf die Stirnnaht entfallende Anteil ist dann

$$(10) \quad T_S = S(1 - \alpha).$$

Bei Annahme gleichmäßiger Aufteilung, z. B. nach DIN 4100, wird hingegen erhalten

$$(11) \quad \bar{T}_F = \frac{2Sl}{2l+b} = S \cdot \frac{1}{1 + \frac{b}{2l}} = \bar{\alpha} S,$$

$$(12) \quad \bar{T}_S = S(1 - \bar{\alpha})$$

und

$$(13) \quad \bar{\mathfrak{X}}_S = \frac{S}{2l+b}.$$

Damit läßt sich auch für die Belastung der Stirnnaht je Längeneinheit ein der Gl. (7a) entsprechender Ausdruck angeben:

$$(14) \quad \mathfrak{X}_S = \bar{\mathfrak{X}}_S(1 - \alpha) \left( 1 + \frac{2l}{b} \right) = \beta_S \bar{\mathfrak{X}}_S.$$

\*) Aus  $S_{2x}$  und  $\mathfrak{X}_{Fx}$  ergeben sich ohne weiteres die Spannungen  $\sigma_{2x} = \frac{S_{2x}}{f_2}$  und  $\tau_x = \frac{\mathfrak{X}_{Fx}}{2a}$ . Vgl. auch R. Kalina, Die Beanspruchung von Flankenkehlnähten in Überlappungsverbindungen. Z. d. Oe. IAV 1933, Heft 29/30, S. 168.

Von Interesse ist auch der Wert  $\beta_F$ , der aus  $\beta_x$  nach Gl. (7a) für  $x=0$  erhalten wird:

$$(15) \quad \beta_F = \left( 1 + \frac{b}{2l} \right) \frac{ml\varphi}{1+\varphi} \cdot \frac{1}{\varphi} + \frac{\cos ml + bm\psi \cdot \sin ml}{\sin ml + bm\psi \cdot \cos ml}.$$

Nach DIN 4100 ist  $\rho_{zul}/\sigma_{zul} = 0,5$  zu wählen, womit sich die gesamte erforderliche Abscherfläche der Nähte mit  $F = a(b + 2l) = 2f_1$  ergibt, wenn  $f_1$  die Fläche des zulässig beanspruchten Stabes 1 ist. Für das Argument  $ml$  wird dann erhalten

$$(16) \quad ml = \sqrt{\frac{K_F}{E} \cdot \frac{1+\varphi}{\varphi} \cdot \frac{l}{a} \cdot \frac{1}{1 + \frac{b}{2l}}}.$$

Der gleichen Vorschrift zufolge ist ein Anschluß oder Stoß eines Stabes mit Stirnnähten allein nicht möglich, da selbst im günstigsten Falle der vollen Erfassung der Stirnfläche des Stabes durch die Stirnnaht eine Mindestlänge  $l_{min}$  für die Flankennaht besteht. Für einen Rechteckquerschnitt wird  $f_{1min} = ab \cdot \sqrt{2}$ , so daß mit  $F_{crit} = 2f_1 = F_S + F_F$  die Flankennaht eine Abscherfläche  $F_F = 2f_1 \left( 1 - \frac{1}{2\sqrt{2}} \right)$  aufweisen müssen. Daher ist das geringste zulässige Verhältnis von Flankennahtlänge zur Länge der Stirnnaht  $\frac{l_{min}}{b} = 0,914$ .

Die entwickelten Beziehungen sollen nun bei einem Zahlenbeispiel verwendet werden, wobei durch die Stirnnaht stets die ganze Stabbreite erfaßt ( $b=b_1$ ) und das Verhältnis  $l/b = 0,914$  nicht unterschritten werden soll. Wegen des Fehlens genauer Angaben über die zahlenmäßige Größe von  $K_S$  und  $K_F$  soll mit den errechneten Werten lediglich eine richtigere Abschätzung und Beurteilung der in der Verbindung auftretenden Beanspruchungsverhältnisse ermöglicht werden, als dies die gebräuchliche Berechnungsweise gestattet.

### 3. Zahlenbeispiel.

Gewählt wird eine Flachstahlverbindung nach Bild 1, in der  $b_1 = b = 6,0$  cm,  $a = 0,6$  cm und  $f_{1min} = ab \cdot \sqrt{2} = 5,09$  cm<sup>2</sup> beträgt; mit  $\sigma_{zul} = 1400$  kg/cm<sup>2</sup> und  $\rho_{zul}/\sigma_{zul} = 0,5^5$  wird  $F_{min} = 10,18$  cm<sup>2</sup>,  $F_S = 3,6$  cm<sup>2</sup>,  $F_{Fmin} = 6,58$  cm<sup>2</sup> und  $l_{min} = 5,48$  cm.

Durch Vergrößerung von  $f_1$  gegenüber  $f_{1min}$  kann das Verhältnis  $l/b$  geändert werden, ohne daß auf die Einhaltung der Beziehung  $b=b_1$  verzichtet werden muß.

Bild 3 bis 7 veranschaulichen die Ergebnisse der Zahlenrechnungen für eine Verbindung, in der  $f_1 = 7,2$  cm<sup>2</sup>,  $l = 9,0$  cm,  $l/a = 15,0$ ,  $l/b = 1,5$  und  $E = 210000$  kg/cm<sup>2</sup> ist.

Bild 3 zeigt den Einfluß verschieden nachgiebiger Stirnnähte auf den Verlauf der Schubkräfte  $\mathfrak{X}_{Fx}$  und der Stabkräfte  $S_{1x}$  und  $S_{2x}$  bei gleichbleibenden Eigenschaften der Flankennähte. (Da die mittleren Schubkräfte  $\mathfrak{X}_F^0$ ) und die Stabkraft  $S$  als Einheit aufgetragen sind, lassen sich auch unmittelbar die Verbesserungsbeiwerte  $\beta_x$  und  $\alpha_x$  ablesen.) Wie zu ersehen ist, kann von einer Verbesserung der Beanspruchungsverhältnisse gegenüber einer Verbindung mit Flankennähten allein nur insofern gesprochen werden, als statt zweier Spannungsspitzen bloß eine am linken Nahtende auftritt<sup>7)</sup>. Die gestrichelten Linien gelten für die theoretischen Grenzfälle der vollkommen nachgiebigen ( $K_S = 0$ ) und der vollkommen starren Stirnnaht ( $K_S = \infty$ ). Der am Nahtanfang auftretende größte Wert  $\mathfrak{X}_{Fmax}$  schwankt bei den im Verhältnis 1:2:3 gewählten besonderen Werten von  $K_S$  nur wenig.

Wollte man die gleiche Verbindung nur mit zwei Flankennähten ausführen, so ergäbe dies eine Nahtlänge  $l = 12,0$  cm und eine Schlankheit  $\lambda = l/a = 20$ , und man erhielte<sup>8)</sup> für  $\rho_{zul}/\sigma_{zul} = 0,5$  ein  $\beta'_F = 1,92$ ,

<sup>5)</sup> Da die Zahlenrechnungen bereits im Februar 1933 durchgeführt wurden, konnte das derzeit geltende Verhältnis  $\rho_{zul}/\sigma_{zul} = 0,65$  noch nicht berücksichtigt werden.

<sup>6)</sup> Einige Vorschriften, wie die polnischen und ungarischen, verwenden bei der Bemessung der Nähte eine zulässige Belastung je Längeneinheit  $\bar{\mathfrak{X}}_{zul}$  an Stelle einer zulässigen Inanspruchnahme  $\rho_{zul}$ . Vgl. hierzu auch A. Müllenhoff, Berechnung, bauliche Durchbildung und Ausführung geschweißter Eisenbahnbrücken. Bauing. 1931, Heft 21, S. 333.

<sup>7)</sup> Das belastungsfreie linke Nahtende erfordert, daß dort  $\mathfrak{X}_F = 0$  ist. Bei genau prismatischen Nähten, wie sie hier vorausgesetzt wurden, wird der Anstieg von 0 bis zum Höchstwert  $\mathfrak{X}_{Fmax}$  jedoch sehr rasch erfolgen. Man kann daher bei Näherungsbetrachtungen, wie der vorliegenden, diesen Umstand um so eher als unwesentlich ansehen, da man damit etwas zu große und auf der sicheren Seite liegende Werte erhält.

<sup>8)</sup> Die Beiwerte  $\beta'_F$  wurden einem Nomogramm entnommen. Vgl. die unter <sup>4)</sup> genannte Arbeit.

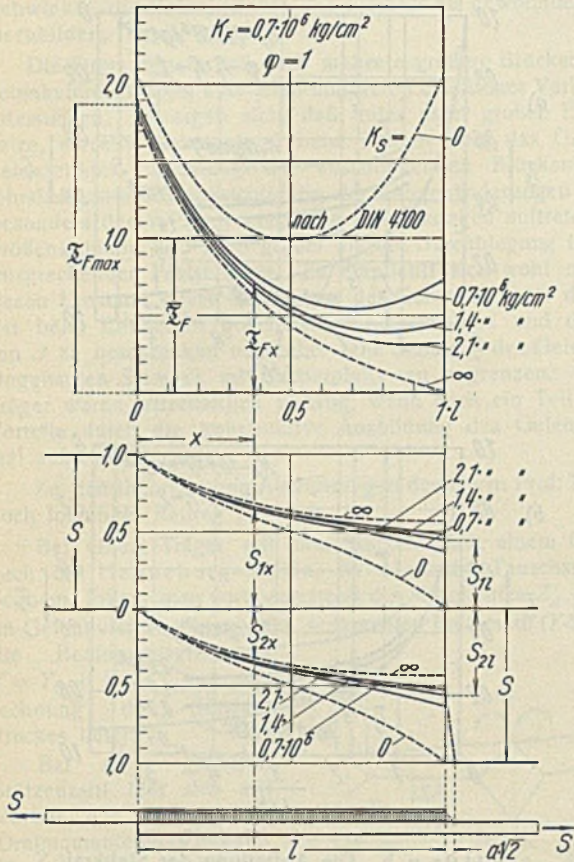


Bild 3. Der Verlauf der Schubkräfte  $\mathcal{F}_{Fx}$  und der Stabkräfte  $S_{1x}$  und  $S_{2x}$  in Abhängigkeit von  $K_S$  für  $K_F = 0,7 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$  und  $\varphi = 1$ .

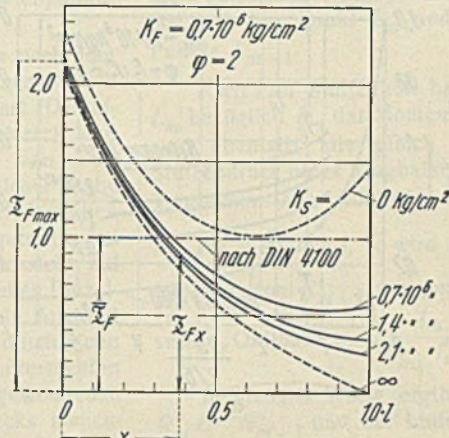


Bild 4. Der Verlauf von  $\mathcal{F}_{Fx}$  für  $K_S = 0,7 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$  und  $\varphi = 2$ .

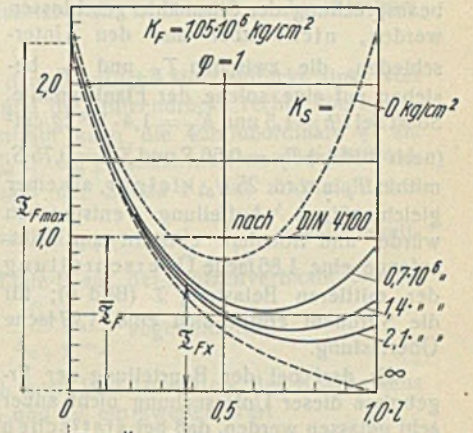


Bild 5. Der Verlauf von  $\mathcal{F}_{Fx}$  für  $K_S = 1,05 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$  und  $\varphi = 1$ .

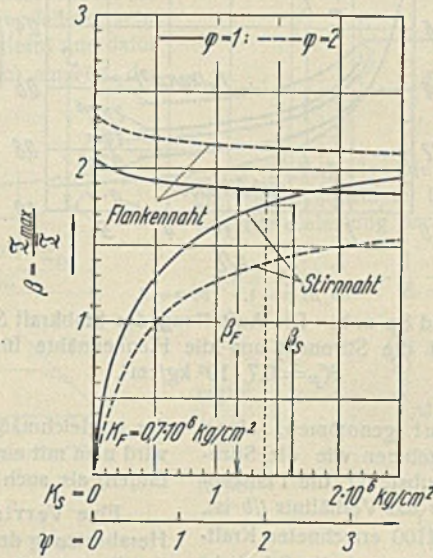


Bild 6. Die Verbesserungsbeiwerte  $\beta$  für  $l/b = 1,5$  und  $K_F = 0,7 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$ .

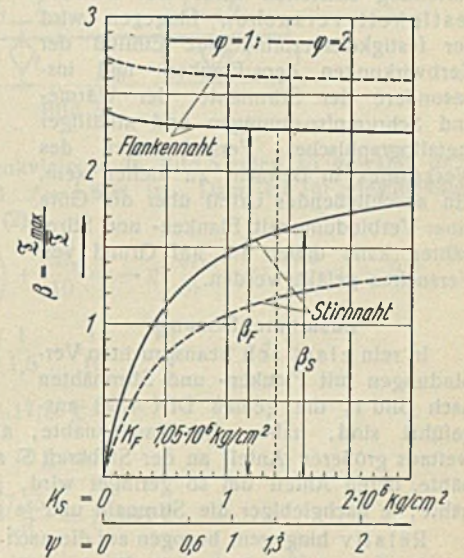


Bild 7. Die Verbesserungsbeiwerte  $\beta$  für  $l/b = 1,5$  und  $K_F = 1,05 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$ .

das nur wenig verschieden ist von dem z. B. für  $K_S = 1,4 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$  geltenden und aus Bild 3 entnehmbaren Wert  $\beta_F = 1,87$ . Bei dem der Stirnnaht zunächst liegenden Nahtende hingegen ist eine weitgehende Herabminderung der auf die Längeneinheit entfallenden Belastung der Flankennaht festzustellen.

An der Stelle  $x = l$  tritt im Stab 2 ein Sprung in der Stabkraft ein, der um so größer ist, je weniger Nachgiebigkeit die Stirnnaht zeigt. Der genaue Kraftverlauf entlang der Strecke  $a/\sqrt{2}$  ist nicht bekannt und in Abb. 3 der Einfachheit halber durch einen geradlinigen ersetzt worden.)

Der Vergleich von Bild 3 mit Bild 4 läßt den Einfluß des Flächenverhältnisses  $\varphi = f_2/f_1$  auf die Verteilung von  $\mathcal{F}_{Fx}$  erkennen. Die Randwerte von  $\mathcal{F}_F$  liegen noch höher als bei  $\varphi = 1$ , und für  $K_S = 1,4 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$  ergibt sich ein  $\beta_F = 2,14$ . Bei Flankennähten allein würde sich ein  $\beta_F = 2,2$  ergeben. Die Ermäßigung der Belastung je Längeneinheit am rechten Ende der Flankennaht ist dagegen noch größer als bei  $\varphi = 1$ .

Vergleicht man schließlich Bild 3 mit Bild 5, so kann auf den Einfluß der Schubsteifigkeit der Flankennaht geschlossen werden. Der einer reinen Flankennahtverbindung eigentümliche Verlauf von  $\mathcal{F}_F$  tritt hier ausgeprägter in Erscheinung. Abb. 3 bis 5 zeigen auch, daß von einer gleichmäßigen Inanspruchnahme der Flankennaht keine Rede sein kann und daß die der Stirnnaht benachbart gelegenen Teile der Flankennaht nur in geringem Maße an der Kraftüberleitung beteiligt sind.

Berechnet man die in der Flankennaht (am Anfang derselben) und in der Stirnnaht auftretenden Größtwerte  $\mathcal{F}_{Fmax}$  und  $\mathcal{F}_{Smax}$  oder nur die betreffenden Verbesserungswerte  $\beta_F$  und  $\beta_S$  aus Gl. (14) u. (15) und trägt sie in Abhängigkeit von  $K_S$  oder  $\varphi = K_S/K_F$  auf, so führt dies auf Bild 6 u. 7. Bei nachgiebigen Flankennähten ( $K_F = 0,7 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$ ) wächst mit zunehmender Starrheit der Stirnnaht die Überbeanspruchung dieser rasch an, während jene der Flankennaht langsam abnimmt. Bei größeren Flächenverhältnissen  $\varphi$  bleibt die Überlastung der Stirnnaht hinter der der Flankennaht wesentlich zurück. Bei schubsteiferen Flankennähten ( $K_F = 1,05 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$ ) bleiben diese Verhältnisse erhalten, die Unterschiede in der Überlastung ( $\beta_F - \beta_S$ ) jedoch sind bedeutend größer als im Falle des Bildes 6. (Vgl. die für  $K_S = 1,4 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$  eingetragenen Werte  $\beta_F$  und  $\beta_S$  in Bild 6 u. 7.)

Bei elastischen Beanspruchungen sind also unter Voraussetzung des Zutreffens der verwendeten  $K$ -Werte die der Stirnnaht abgewendeten Enden der Flankennaht am meisten überbeansprucht.

Mittels Gl. (9) u. (10) wurden auch die Anteile  $T_F$  und  $T_S$  der Flanken- und der Stirnnaht an der Stabkraft  $S$  berechnet und das Ergebnis in Bild 8 u. 9 dargestellt. Zum Unterschied von den vorhergegangenen Fällen ist hier auch die Veränderlichkeit des Verhältnisses  $l/b$  im Sinne der eingangs dieses Abschnittes gemachten Bemerkung berücksichtigt. Die strichpunktierte Linie vermittelt jene Werte  $\bar{T}_F$  und  $\bar{T}_S$ , die man auf Grund von DIN 4100 erhält. Die gestrichelte Linie gilt für  $K_S = \infty$ , während die für  $K_S = 0$  geltende Linie mit der Abszissenachse zusammenfällt.

Nach DIN 4100 nimmt der Anteil der Flankennaht an der Stabkraft mit steigendem Verhältnis  $l/b$  zwar ebenfalls zu, doch entstehen infolge Außerachtlassung des Einflusses von  $K_F$ ,  $K_S$  und  $\varphi$  Abweichungen gegenüber den gerechneten Werten, die mitunter recht erhebliche Beträge annehmen und über deren tatsächliche Größe erst zweckentsprechende Versuche Aufschluß geben können<sup>9)</sup>. In Bild 8 u. 9 sind auch für die bereits benutzte Verbindung mit  $l/b = 1,5$  die zugehörigen Kraftanteile für ein Verschiebungsmaß  $K_S = 1,4 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$  hervorgehoben.

Die größten Abweichungen gegenüber den nach DIN 4100 ermittelten Kraftanteilen treten demnach bei nachgiebigen Flankennähten, starren Stirnnahten und flächengleichen Stabquerschnitten auf (Bild 8a), während mit zunehmender Steifigkeit der Flankennaht und größeren Flächenverhältnissen die Unterschiede geringer werden.

Aus den Abweichungen des auf die Stirnnaht entfallenden Kraftanteiles  $T_S$  gegenüber  $\bar{T}_S$  kann wohl auf eine Über- oder Unter-

<sup>9)</sup> Immerhin zeigt der errechnete Verlauf von  $T_S$  und  $T_F$  eine gute Übereinstimmung mit den von Dustin-Rosenthal erzielten Versuchsergebnissen. Es scheint aber bei diesen Versuchen dem Einfluß von  $\varphi$  keine Beachtung geschenkt worden zu sein, da der Bericht hierüber weder eine Auskunft gibt noch einen Rückschluß zuläßt.

beanspruchung der Stirnnähte geschlossen werden, nicht aber aus den Unterschieden, die zwischen  $T_F$  und  $\bar{T}_F$  bestehen auf eine solche der Flankennähte. So ist bei  $l/b = 1,5$  und  $K_S = 1,4 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$  (nach Bild 8a)  $T_F = 0,56 S$  und  $\bar{T}_F = 0,75 S$ , mithin  $T_F$  um rd. 25 % kleiner, als einer gleichmäßigen Aufteilung entsprechen würde, und trotzdem entsteht am Nahtanfang eine 1,86fache Überschreitung der mittleren Belastung  $\bar{T}$  (Bild 6); für die Stirnnaht ergibt sich eine 1,77fache Überlastung.

Es darf bei der Beurteilung der Ergebnisse dieser Untersuchung nicht außer acht gelassen werden, daß bei statischen Bruchversuchen nach dem Auftreten plastischer Formänderungen sich eine neue, von der hier geschilderten abweichende Kraftverteilung einstellen wird. Bei Dauerfestigkeitsversuchen hingegen wird der festigkeitsvermindernde Einfluß der Kerbwirkungen der Flanken- und insbesondere der Stirnnähte, der Wärme- und Schrumpfspannungen und allfälliger metallographischer Veränderungen des Werkstoffes in Betracht zu ziehen sein. Ein abschließendes Urteil über die Güte einer Verbindung mit Flanken- und Stirnnähten kann daher nur auf Grund von Versuchen gefällt werden.

**Zusammenfassung.**

In rein elastisch beanspruchten Verbindungen mit Flanken- und Stirnnähten nach Bild 1, die gemäß DIN 4100 ausgeführt sind, haben die Flankennähte, absolut genommen, einen weitaus größeren Anteil an der Stabkraft  $S$  aufzunehmen wie die Stirnnähte, deren Anteil um so geringer wird, je schubsteifer die Flankennähte, je nachgiebiger die Stirnnaht und je größer das Verhältnis  $l/b$  ist.

Relativ hingegen, bezogen auf die nach DIN 4100 errechneten Kraftanteile  $\bar{T}_F$  und  $\bar{F}_S$ , dürften die Flankennähte weniger und die Stirnnaht mehr aufnehmen, als ihnen zugedacht ist. Aus diesem Grunde und wegen

der ungleichmäßigen Mitwirkung der Flankennähte an der Kraftüberleitung wird man mit einer Überbeanspruchung sowohl der Flankennähte (an deren Enden) als auch der Stirnnaht (auf ihrer ganzen Länge) zu rechnen haben.

Eine Verringerung des Kraftanteiles der Stirnnaht und damit eine Herabsetzung der Beanspruchung dieser ist ebenso wie eine Verbesserung der Beanspruchungsverhältnisse entlang der Flankennähte durch die Anwendung von Kehlnähten großer Formänderungsfähigkeit möglich.

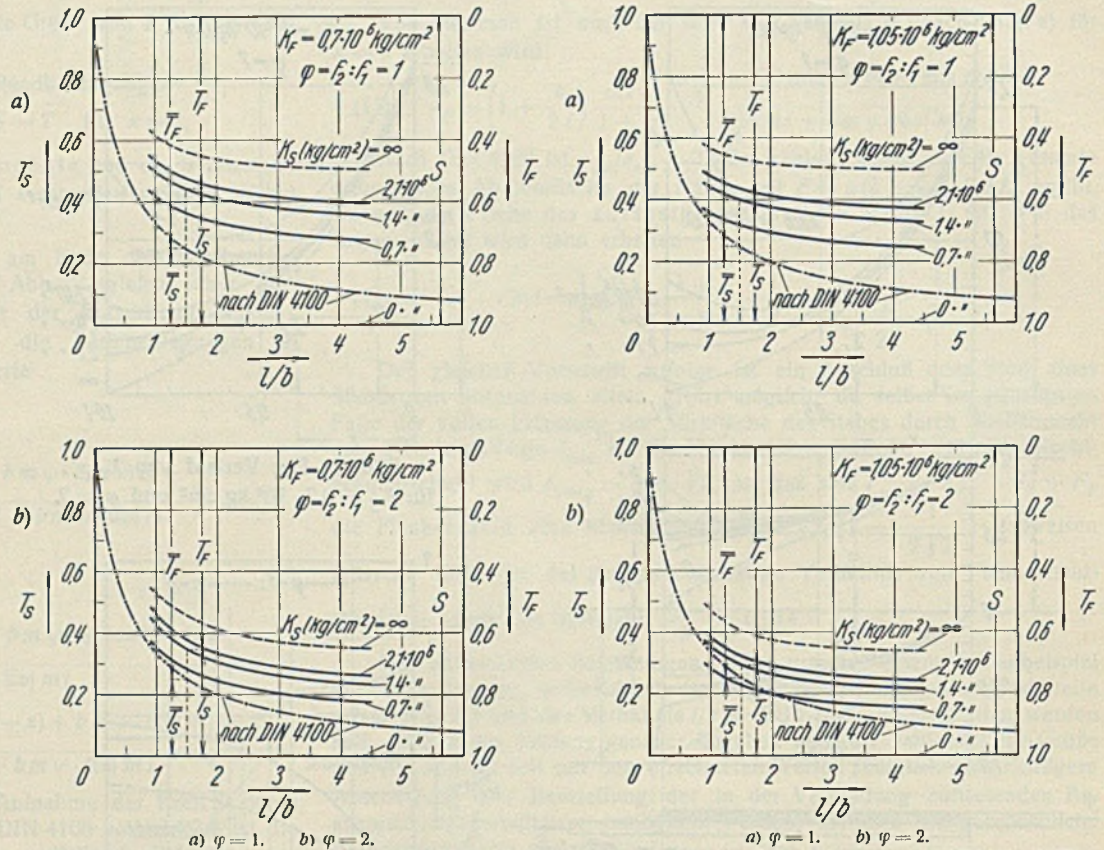


Bild 8a u. b. Die Aufteilung der Stabkraft  $S$  auf die Stirnnaht und die Flankennähte für  $K_F = 0,7 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$ .

Bild 9a u. b. Die Aufteilung der Stabkraft  $S$  auf die Stirnnaht und die Flankennähte für  $K_F = 1,05 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$ .

**Beitrag zum durchlaufenden Träger mit Gelenkvierecken an den Stützen.**

Alle Rechte vorbehalten.

Von Dipl.-Ing. Kurt Schmelter, Berlin.

Zu den Ausführungen des Herrn Prof. A. Müllenhoff, Aachen, im Stahlbau 1933, Heft 25, sei hier als Beitrag eine von der Firma H. C. E. Eggers & Co., Hamburg, ausgeführte Dachkonstruktion eines Reislagerschuppens im Hamburger Freihafengebiet gebracht, auf die bereits im Heft 2 des Stahlbau hingewiesen wurde<sup>1)</sup> (Bild 1 u. 2).

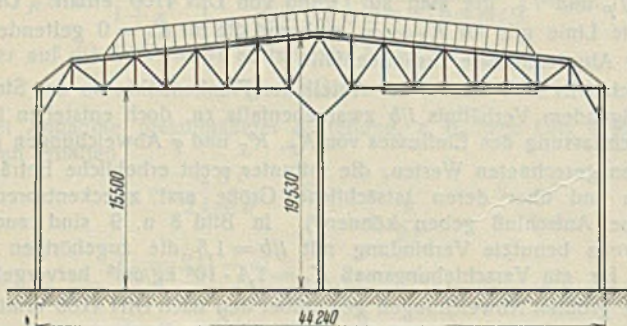


Bild 1. Reislagerschuppen im Hamburger Hafen. Querschnitt.

Auf meinen Vorschlag wurde der Binder, dessen beide Spannweiten je  $l = 20,658 \text{ m}$  betragen, als Träger mit einem Gelenkviereck ausgebildet, da infolge der großen lagernden Reislasten mit Bodenverdrückungen zu rechnen war, die auch Stützensenkungen befürchten ließen, so daß eine statisch unbestimmte Konstruktion nicht in Betracht kam. Seitlich setzt sich der Binder auf Konsolen der Wandstützen auf, wodurch diese ein

dem Windmoment entgegenwirkendes Anfangsmoment erhalten. Für die Montage wurde das Gelenkviereck vorübergehend ausgesteift. Durch günstige Wahl des Polabstandes  $f$  von der Mittelstütze, der, wie Gl. (4a), Stahlbau 1933, S. 195, ergibt, hier mit der Gelenkkonstanten  $\angle$  durch die Beziehung

$$(1) \quad \frac{1}{f} + \frac{1}{l} = \frac{1}{\angle}$$

zusammenhängt, wurde ein geringer Materialaufwand erreicht, doch mußte eben wegen der zu befürchtenden Bodenverdrückungen mit Bestimmtheit jener empfindliche Bereich von  $\angle$  vermieden werden, bei dem die Stabilität des Trägers unsicher zu werden beginnt. Hier erlaubten es die Stab-

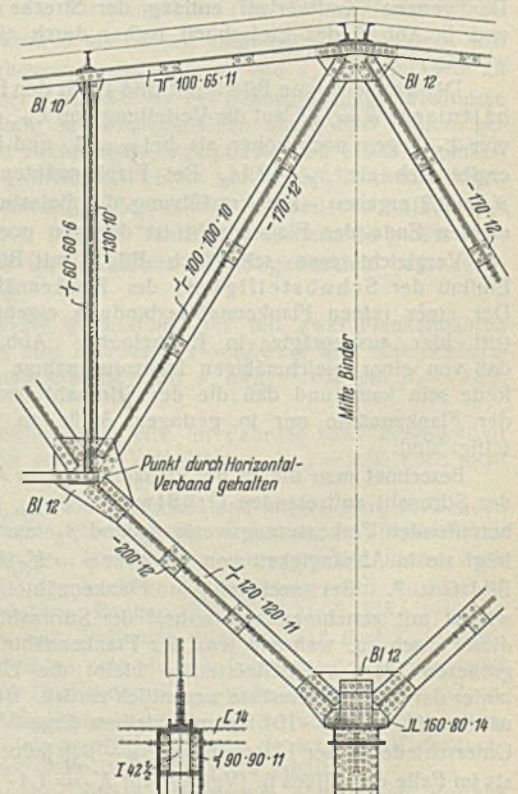


Bild 2. Ausbildung des Gelenkviereckes.

<sup>1)</sup> Vgl. auch Goerke, Ein bemerkenswerter Hallenbau im Hamburger Hafen. Bauing. 1927, S. 795.

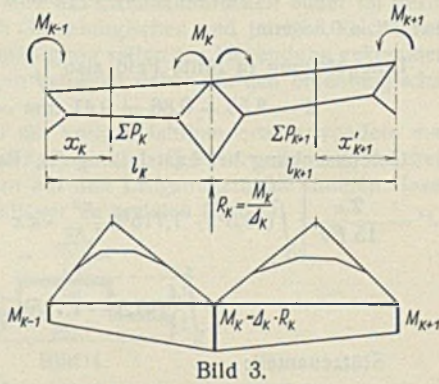
drehwinkel, die Gelenkpunkte des Vierecks als gewöhnliche Knotenpunkte auszubilden.

Die Firma Eggers ließ auch mehrere größere Brückenträger nach dem Gelenkvierecksystem entwerfen und deren elastisches Verhalten rechnerisch untersuchen. Es ergab sich, daß unter einer großen Einzellast (Dampfwalze, einzelne Lokomotive) beim Fahren über das Gelenkviereck und gleichzeitiger Entlastung der anschließenden Brückenfelder von Verkehrslast unter Berücksichtigung der Längenänderungen sämtlicher Stäbe (besonders der Y-Figur) elastische Einsenkungen auftreten von derselben Größenordnung und noch größer als die Durchbiegung in Trägermitte bei entsprechender Feststellung. Es empfiehlt sich wohl mit Rücksicht auf diesen Umstand, diese Senkungen des Gelenkes unter der großen Einzellast beim Entwerfen gleich zu berücksichtigen und die freie Auswahl von  $\mathcal{L}$  zu beschränken oder aber jene Senkung des Gelenkes durch einen eingebauten Stempel mit Justierplatte zu begrenzen. Die untersuchten Träger waren wirtschaftlich günstig, wenn auch ein Teil der gewonnenen Vorteile durch die konstruktive Ausbildung des Gelenkvierecks manchmal aufgezehrt wurde.

Zu den theoretischen Ausführungen des Herrn Prof. Müllenhoff sei mir noch folgender Beitrag gestattet.

Bei einem Träger mit drei Stützen (bzw. einem Gelenkviereck) ist auch das Henneberg-Müller-Breslausche Tauschstabverfahren sehr bequem, indem man vorübergehend die Mittelstütze  $Z_a$  entfernt und dafür im Gelenkviereck einen etwa senkrechten Ersatzstab (Y-Stab) einsetzt, der die Bedingungsgleichung  $Y = Y_0 + Y_a Z_a$  zur Berechnung des Stützdruckes liefert<sup>2)</sup>.

Bei einer größeren Stützenszahl läßt sich mit Vorteil ein System von Dreimomentengleichungen Clapeyronscher Art aufstellen. Mit den Bezeichnungen des Bildes 3 ist für zwei herausgeschnittene Mittelfelder ( $\mathcal{L}_k =$  Gelenkkonstante) mit zunächst positiv eingeführten Stützmomenten:



$$R_k = -\frac{M_k}{\mathcal{L}_k} = \frac{M_{k-1} - M_k}{l_k} + \sum \frac{P_k x_k}{l_k} + \frac{M_{k+1} - M_k}{l_k} + \sum \frac{P_{k+1} x'_{k+1}}{l_{k+1}},$$

woraus die Gleichungen Clapeyronscher Art entstehen:

$$(2) \frac{M_{k+1}}{l_k} + M_k \left( \frac{1}{\mathcal{L}_k} - \frac{1}{l_k} - \frac{1}{l_{k+1}} \right) + \frac{M_{k+1}}{l_{k+1}} = \frac{\sum P_k x_k}{l_k} - \frac{\sum P_{k+1} x'_{k+1}}{l_{k+1}}$$

( $K = 1, 2 \dots$  bis  $n - 1$ ).

Hier wurde also statt der Elastizitätsbedingung des kontinuierlichen Trägers die Gleichgewichtsbedingung des Gelenkvierecks benutzt.

Diese Gleichungen sind in bekannter Weise zeichnerisch oder graphisch in der von Müller-Breslau gelehrteten Weise zu behandeln<sup>3)</sup>. Bezüglich der Einflußordinate des Stützdruckes ist folgende Konstruktion bemerkenswert. Hat man in Bild 4 mit Benutzung der Gl. (4a) (Stahlbau 1933, S. 195) oder in der etwas veränderten Form

$$(3) \frac{1}{f_{m+1}} + \frac{1}{l'_m} = \frac{1}{i_m} + \frac{1}{l'_{m+1}} = \frac{1}{\mathcal{L}}$$

<sup>2)</sup> Müller-Breslau, Die neueren Methoden der Festigkeitslehre.  
<sup>3)</sup> Vgl. hierzu die von Prof. Dr. Worch aufgestellten Gleichungen für die Scherkräfte in drei aufeinanderfolgenden Gelenken. Bautechn. 1927, S. 752.

die Polabstände  $i$  und  $f$  berechnet, so stelle man die wandernde Einzellast auf den Punkt  $L_m$  und verschiebe sie dann nach rechts bis zum Punkte  $L_{m+1}$ .

Nach Prof. Müllenhoff haben dann sämtliche Stützdrücke links von  $L_m$  bezüglich  $L_m$  das Moment 0, und die Stützdrücke rechts von  $L_{m+1}$  sind ebenfalls alle gleich 0, mithin kann die Einflußordinate  $\eta'$  als Stützdruck eines Kragbalkens  $L'_m C'' L'_{m+1}$  konstruiert werden (Bild 4a). Trägt man also (Bild 4b) unterhalb der Stütze 1  $t$  auf und zieht von  $L'_m$  aus die Linie I, so wird unterhalb  $L_{m+1}$   $\eta' = 1 \cdot \frac{l'_m + f}{l'_m}$  und dann mittels der von  $R'_{m+1}$  gezogenen Linie II auf der Stützenvertikale die gesuchte Ordinate  $\eta_c = 1 \cdot \frac{l'_m + f}{l'_m} \cdot \frac{l'_{m+1}}{l'_{m+1} - f}$  abgeschnitten.

In gleicher Weise ergibt sich nach Bild 4c mittels des Kragbalkens  $R''_m C'' R''_{m+1}$  und der Linien III und IV ein zweiter Wert

$$\eta_c = 1 \cdot \frac{l'_{m+1} + i}{l'_{m+1}} \cdot \frac{l'_m}{l'_m - i}$$

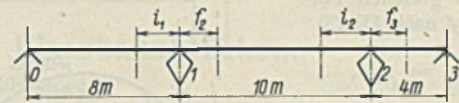


Bild 5.

1. Beispiel: Die Gelenkvierecke in Bild 5 seien so gewählt, daß die Gelenkkonstante überall  $\mathcal{L} = 1,6 m$  ist. Dann ist für gleichmäßig verteilte Belastung nach Gl. (2)

$$0 = M_1 \left( \frac{1}{1,6} - \frac{1}{8} - \frac{1}{10} \right) + \frac{M_2}{10} = -g \cdot \frac{8,4}{8} - g \cdot \frac{10,5}{10} = -9 g,$$

und

$$\frac{M_1}{10} + M_2 \left( \frac{1}{1,6} - \frac{1}{10} - \frac{1}{4} \right) = -7 g$$

ergibt

$$M_1 = -17,75 g \text{ tm}$$

und

$$M_2 = -19 g \text{ tm};$$

ferner

$$C_1 = \frac{17,75}{1,6} = 11,094 t,$$

$$C_2 = \frac{19}{1,6} = 11,875 t$$

und

$$C_0 = g \left( 4 - \frac{17,75}{8} \right) = 1,781 g t$$

$$C_4 = g \left( 2 - \frac{19}{4} \right) = -2,075 g t$$

$$\text{Zus.} = 22 g t$$

Kontrollrechnung:

$$\text{Aus } \frac{1}{f_2} + \frac{1}{8} = \frac{1}{1,6} \text{ ergibt sich } f_2 = 2 m \text{ (s. Gl. 3).}$$

$$\frac{1}{f_3} + \frac{1}{10 - 2} = \frac{1}{1,6}; \text{ also } f_3 = 2 m$$

$$\frac{1}{i_2} + \frac{1}{4} = \frac{1}{1,6}; \text{ also } i_2 = \frac{8}{3} = 2,667 m$$

$$\frac{1}{i_1} + \frac{1}{10 - \frac{8}{3}} = \frac{1}{1,6}; \text{ also } i_1 = \frac{88}{43} = 2,047 m.$$

Die Einflußordinaten sind

$$\eta_{c_1} = 1 \cdot \frac{8 + 2}{8} \cdot \frac{10 - \frac{8}{3}}{10 - \frac{8}{3} - 2} = 1,719 t$$

bzw.

$$1 \cdot \frac{10 - \frac{8}{3} + \frac{88}{43}}{10 - \frac{8}{3}} \cdot \frac{8}{8 - \frac{88}{43}} \text{ ebenfalls} = 1,719 t,$$

bei Punkt 2:

$$\eta'_{c_1} = -1,719 \cdot \frac{\frac{8}{3}}{10 - \frac{8}{3}} = -0,625 t,$$

Stützdruck  $C_1 = g \left( 1,719 \cdot \frac{18}{2} - 0,625 \cdot \frac{14}{2} \right) = 11,094 \text{ gt}$  (wie oben)

$$\eta_{c_2} = 1 \cdot \frac{10}{8} \cdot \frac{4}{2} = 2,5 \text{ t, bzw. } = \frac{4 + \frac{8}{3}}{4} \cdot \frac{8}{8 - \frac{8}{3}} = 2,5 \text{ t;}$$

bei Punkt 1:

$$\eta'_{c_2} = -2,5 \cdot \frac{2}{10 - 2} = -0,625 \text{ t,}$$

Stützdruck  $C_2 = g \left( 2,5 \cdot \frac{10 + 4}{2} - 0,625 \cdot \frac{18}{2} \right) = 11,875 \text{ gt}$  (wie oben).

2. Beispiel: Für das in Bild 6a dargestellte Mittelfeld eines Kranbahnträgers mit vielen Stützen in Abständen von je 9 m ist mit  $a = t = 1,8 \text{ m}$  die Gelenkkonstante  $\mathcal{L} = \frac{1,8}{2} = 0,9 \text{ m}$  und die überall gleichen Polabstände  $i$  und  $f$  nach Gl. (3)

$$\frac{1}{f} + \frac{1}{9 - f} = \frac{1}{0,9},$$

also  $i = f = 1,014 \text{ m}$ ,  $c = 9 - 2 \cdot 1,014 = 6,972 \text{ m}$ .

Die Spitzen der Einflußlinien für die Momente liegen auf einer Parabel (Bild 6b), welche durch die Nullpunkte  $L'$  und  $R'$  geht und auf der Stützenvertikale die Einflußordinate für das Stützmoment  $M_k = \mathcal{L} R_k$  abschneidet.

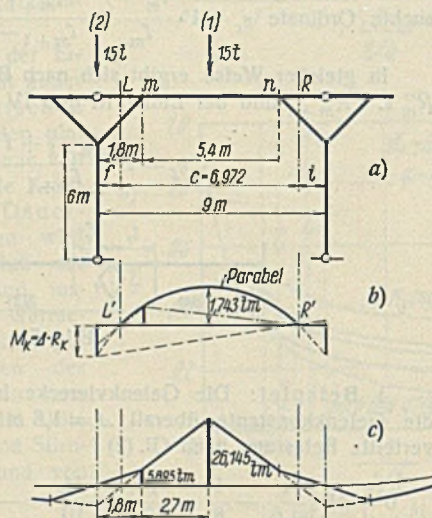


Bild 6a bis c.

Nimmt man die Kranlast der Einfachheit halber als Einzellast von 15 t an, so ist bei Laststellung (1) in Feldmitte das größte Feldmoment

$$M_{\max} = 15 \cdot \frac{6,972}{4} = 15 \cdot 1,743 = 26,145 \text{ tm;}$$

gleichzeitig beim Strebenansatzpunkt  $m$  nach Bild 6a

$$M_m = M_{\max} \left[ 1 - \left( \frac{5,4}{6,972} \right)^2 \right] \frac{6,972}{6,972 + 5,4}$$

oder nach Bild 6c

$$M = M_{\max} \frac{6,972 - 5,4}{6,972} = 15 \cdot \frac{6,972 - 5,4}{4} = 5,895 \text{ tm.}$$

Für die später zu ermittelnde Durchbiegung berechnen wir in den Strebenansatzpunkten des Nachbarfeldes

$$M'_m = -M_{\max} \frac{1,014}{4,5 - 1,014} \cdot \frac{9 - 1,014 - 1,8}{9 - 1,014} = -5,891 \text{ tm}$$

und

$$M'_n = -5,891 \cdot \frac{1,8 - 1,014}{9 - 1,8 - 1,014} = -0,749 \text{ tm.}$$

Gleichzeitig ist der Stützdruck nach Bild 6b

$$R_k = \frac{M_k}{\mathcal{L}} = \frac{M_{\max}}{\mathcal{L}} \left[ \left( \frac{9}{6,972} \right)^2 - 1 \right] \frac{6,972}{6,972 + 9} = \frac{15}{0,9 \cdot 4} (9 - 6,972) = 8,45 \text{ t}$$

und die Strebendrucke bei 45° Neigung je  $\frac{8,45}{\sqrt{2}} = 5,975 \text{ t}$ .

Bei Laststellung (2) über dem Gelenkpunkt ist der größte Stützdruck

$$\max R_k = \frac{M_{\max}}{\mathcal{L}} \left[ \left( \frac{9}{6,972} \right)^2 - 1 \right] = 8,45 \cdot \frac{6,972 + 9}{6,972} = 19,363 \text{ t}$$

und in den Streben je  $\frac{19,363}{\sqrt{2}} = 13,692 \text{ t}$ .

Gleichzeitig ist das Moment im Strebenansatzpunkt  $m$

$$\max M_m = -\frac{15}{2} \cdot 1,8 = -13,5 \text{ tm}$$

und bei  $n$

$$M_n = 13,5 \cdot \frac{1,8 - 1,014}{9 - 1,8 - 1,014} = -1,715 \text{ tm.}$$

Die Durchbiegung ermitteln wir nach dem Prinzip der virtuellen Verschiebungen

$$\delta = \int \frac{M M_1}{EJ} \cdot dx + \sum \frac{S S_1 s}{EF}$$

Bei Laststellung (1), Balkenanteil (s. Bild 6) mit  $M_1 = \frac{M}{15}$ :

$$\delta' = \frac{2}{15 EJ} \left[ \int_0^{2,7} \left\{ (26,145 - 5,895) \frac{x}{2,7} + 5,895 \right\}^2 dx + \int_0^{1,8} \left( \frac{5,895}{1,8} \cdot x \right)^2 dx \right] + \frac{2}{EJ 15 \mu} \int_0^{1,8} \left[ \left( \frac{5,891}{1,8} \cdot x \right)^2 + \left( \frac{0,749}{1,8} \cdot x \right)^2 \right] dx + \frac{2}{EJ 15 \mu} \int_0^{5,4} \left\{ (5,891 - 0,749) \frac{x}{5,4} + 0,749 \right\}^2 dx,$$

worin

$$\mu = 1 + \frac{1,014}{9 - 1,014} + \left( \frac{1,014}{9 - 1,014} \right)^2 + \dots = 1,143 \text{ ist.}$$

Für einen Träger I 50 mit  $J = 68 740 \text{ cm}^4$  erhält man hieraus  $\delta'' = 8,55 \text{ mm}$ .

Der Stützenanteil  $\sum \frac{S S_1 s}{EF}$  ergibt mit  $S_1 = \frac{S}{15}$

$$\delta'' = \frac{2}{15} \left( \frac{8,45^2 \cdot 6}{EF} + \frac{2 \cdot 5,975^2 \cdot 1,8 \sqrt{2}}{EF'} \right) \mu,$$

$\mu$  wie oben = 1,143.

$F$  für die Stütze = 64,7 cm<sup>2</sup> (IP 18),

$F'$  für die Streben = 34,6 cm<sup>2</sup> (IP 12),

also  $\delta'' = 0,86 \text{ mm}$ .

Durchbiegung in Mitte Feld also

$$\delta = 8,55 + 0,86 = 9,41 \text{ mm} = \frac{l}{955} \approx \frac{l}{1000}$$

Gelenksenkung bei Laststellung (2), Balkenanteil:

$$\delta' = \frac{2 \mu}{15 EJ} \left[ \int_0^{1,8} (13,5^2 + 1,715^2) \frac{x^2}{1,8^2} \cdot dx + \int_0^{5,4} \left\{ (13,5 - 1,715) \frac{x}{5,4} + 1,715 \right\}^2 dx \right] = 4,56 \text{ mm.}$$

Stützenanteil:

$$\delta'' = \frac{1}{15} \left( \frac{19,363^2 \cdot 6}{EF} + \frac{2 \cdot 13,692^2 \cdot 1,8 \sqrt{2}}{EF'} \right) [1 + 2(\mu - 1)] = 2,54 \text{ mm.}$$

Gelenksenkung also

$$\delta = 4,56 + 2,54 = 7,1 \text{ mm} = \frac{l}{1270}$$

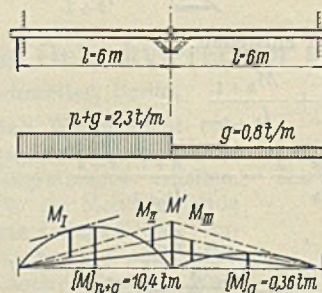


Bild 7.

Hier ist eine Abänderung der Gelenkkonstanten oder eine begrenzende Hilfskonstruktion meist notwendig. Die Trägerhöhe wurde bei der Rechnung vernachlässigt; die Gelenkkonstruktion wird dadurch vereinfacht.

Bei der Deckenkonstruktion nach Bild 7 ist die Trägerhöhe nicht vernachlässigt, wodurch die Gelenkausbildung konstruktiv weniger einfach wird als in Bild 6.

Außer den parabolisch verlaufenden Momenten  $[M]_g$  und  $[M]_{g+p}$  sind hier noch die der vorläufig angenommenen Gelenkkonstanten  $\mathcal{L}$  entsprechenden drei Stützmomente  $M'$  je für unbelasteten Träger, für ein-

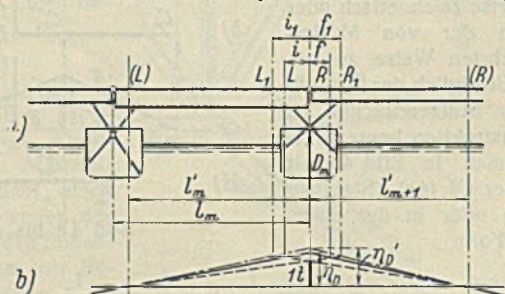


Bild 8a u. b.

seitige und für totale Belastung von der Mitte aus geradlinig nach beiden Seiten verlaufend eingetragen.  $M_1$  ist dann das Feldmoment für volle Belastung,  $M_{II}$  und  $M_{III}$  die Momente an den Strebenansatzpunkten bei voller bzw. einseitiger Belastung. Man würde hier durch Zeichnung bzw.

Abänderung der Gelenkkonstanten eine gegenseitige Angleichung der drei maßgebenden Momente  $M_I$ ,  $M_{II}$  und  $M_{III}$  erstreben müssen.

Bild 8 zeigt eine von Herrn Oberingenieur Horn, Hamburg, vorgeschlagene Pontonbrücke.

Wünscht man das vorhandene Stützmoment  $M_m = \Delta D_m$  um einen kleinen Betrag auf  $M'_m$  zu vergrößern, so vergrößere man die Einflußordinate  $\eta_D$  in Bild 8 auf den Betrag  $\eta'_D = \eta_D \cdot \frac{M'_m}{M_m}$ , wodurch in Bild

8a die Polvertikalen  $R$  und  $L$  unter vorläufiger Beibehaltung von  $(L)$  und  $(R)$  in die neue Lage  $L_1$  und  $R_1$  übergehen. Die abgeänderte Gelenkkonstante ergibt sich mittels Gl. (3) durch die neuen Strecken  $i_1$  und  $f_1$ .

Bild 9 zeigt ebenfalls eine Pontonbrücke, meines Wissens von Wansleben vorgeschlagen. Die beiden Pontons bei  $m$  und  $m+1$  sind durch die in der Wirkung gleichen Waagebalken von der Spannweite  $b$  ersetzt. Die in Bild 9a dargestellte Konstruktion der Polvertikalen  $R$  findet ihre Erklärung in Bild 9b durch unmittelbare Anschauung. Hier ist die durch Lösung des rechten Auflagers entstandene kinematische Kette in ausgelenktem Zustande dargestellt.

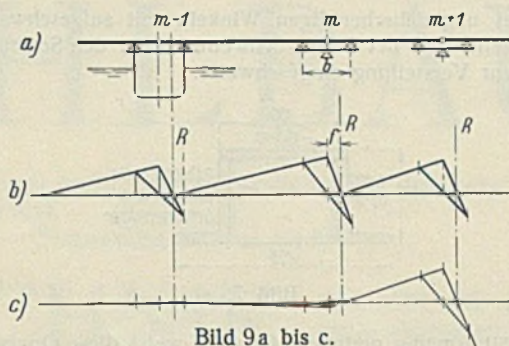


Bild 9a bis c.

Die Konstruktion von Bild 9a zeigt eine bemerkenswerte Ähnlichkeit mit der Ritterschen Konstruktion der Fixpunkte beim kontinuierlichen Träger. Da die Trägerhöhe hier vernachlässigt wird, ist die Gelenkkonstante  $\Delta = \frac{b}{4}$ .

Alle Rechte vorbehalten.

## Stählerne Querswellen auf stählernen Eisenbahnbrücken.

Von Eisenbahningenieur Kaiser, Oldenburg.

Stählerne Querswellen sind auf Eisenbahnbrücken außer im Bezirk der ehemaligen Großherzoglich Oldenburgischen und jetzigen Reichsbahndirektion Oldenburg verhältnismäßig nur selten zur Anwendung gekommen. Die nachfolgenden Ausführungen betreffen daher nur den oldenburgischen Oberbau auf Stahlbrücken.

Schon in den 80er Jahren des vorigen Jahrhunderts verwendete man die damals gebräuchliche Haarmannsche Querschwelle auf Brücken, indem man über den Auflagern auf den Längsträgern die unteren Nasen entfernte, um so ein saftes Auflager zu erzielen (Bild 1).

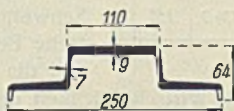


Bild 1.

Die Befestigung der Querswellen auf den Schwellenträgern erfolgte dann durch Nietung. Durch das abwechselnde Durchschleifenlassen einer Querschwelle bis zu den Hauptträgern wurde gleichzeitig die Auflagerung für den Belag geschaffen.

Diese Schwellenanordnung wurde auch bei den späteren Schwellenprofilen beibehalten.

Die Haarmannsche Querschwelle konnte natürlich nur geringe Biegungsspannungen aufnehmen und war dort nicht zu verwenden, wo die Schwellenträger nicht unmittelbar unter den Schienen lagen.

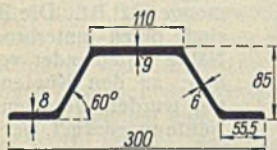


Bild 2.

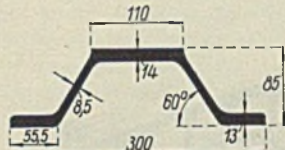


Bild 3.

Man suchte daher ein günstigeres Profil und fand dieses in dem Profil des Aachener Hüttenvereins. Man wählte zuerst das Profil mit 9 mm Wandstärke (AHV min) und später das mit 14 mm Wandstärke (AHV max) (Bild 2 u. 3).

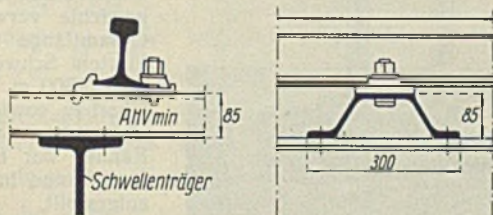


Bild 4.

Auch bei diesen Profilen wurden die Querswellen zunächst noch unmittelbar auf die Schwellenträger aufgenietet (Bild 4). Trotz des starken Arbeitens der Schwellen an den Auflagerstellen, besonders bei größerem Längsträgerabstand, haben sich die Nietungen verhältnismäßig gut gehalten.

Um nun ein geräuschloseres und die Brücken mehr schonendes Befahren zu erreichen, wählte man eine neue Verbindung zwischen den

Schwellen und ihren Schwellenträgern durch Einbau von elastischen Zwischenlagen in Form von Filzplatten.

Hier sei bemerkt, daß sich die Eisenfilzplatten der Firma Filzfabrik Adlershof in Adlershof bei Berlin besonders gut bewährt haben. Hatten doch diese Eisenfilzplatten nach einer Liegedauer bis zu 32 Jahren noch wenig von ihrer Elastizität eingebüßt.

Die Aachener Schwellen waren den immer sich steigenden Betriebslasten nicht mehr gewachsen. Wiederholt mußten besonders in den Schrägen durch Längsrisse beschädigte Schwellen ersetzt werden.

Die damalige Großherzogliche Eisenbahndirektion Oldenburg entschloß sich daher, da ein passendes Handelsprofil nicht greifbar war, sich eine besondere Brückenschwelle walzen zu lassen. Bei der Firma Georgs-Marlen-Bergwerks- und Hüttenverein — Stahlwerk Osnabrück — wurde im Jahre eine den Kosten für die Walzenherstellung entsprechende Tonnenzahl sog. Rippenbrückenschwellen (etwa 500 t) bestellt (Bild 5).

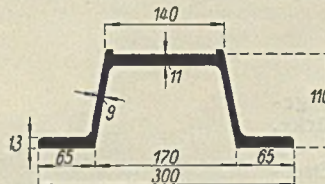


Bild 5.

Die Rippenbrückenschwelle hat sich bis heute gut bewährt und genügt auch den heutigen Betriebsbeanspruchungen noch vollkommen.

Leider ist der Bestand durch Auswechslungen gegen abgängige AHV-Schwellen inzwischen aufgebraucht worden. Die Walzen waren während des Krieges zerstört worden.

So mußte sich die RBD Oldenburg für ihre Brückenneu- und -umbauten nach einem Ersatzprofil umsehen, da für die Herstellung neuer Walzen weder die Mittel noch ein die Walzenherstellung rechtfertigender Tonnenbedarf an Schwellen vorhanden waren.

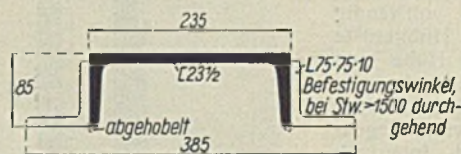


Bild 6.

Bei der Friesenbrücke über die Ems bei Weener wurde zunächst eine aus einem C-Wagenprofil hergestellte Schwelle verwendet, die den Ansprüchen bei der dort verwendeten Schwellenträgerentfernung von 1,50 m genügte (Bild 6). Auch bei den folgenden Neu- und Umbauten fand diese Schwelle noch Anwendung; sie mußte allerdings dort durch das Durchschleifenlassen der seitlichen Winkel verstärkt werden, wo die Schwellenträgerentfernung größer als 1,50 m war, da sie unverstärkt nur geringe Biegungsbeanspruchungen hätte aufnehmen können.

Um auch größeren Biegungsspannungen gewachsen zu sein, wurde für den inzwischen erfolgten Umbau der Drehbrücke über die Aa bei Neuschanz (Holland) eine geschweißte Schwelle (Lichtbogenschweißung) herausgebracht, die den Erfordernissen bei festen und insbesondere auch bei beweglichen Brücken voll entspricht (Bild 7).

Aus zwei ungleichschenkligen Winkeln mit aufgeschweißter Kopfplatte hergestellt, sind bei diesen Schwellen unter den Schienenauflagern Querschotte zur Verstärkung eingeschweißt.

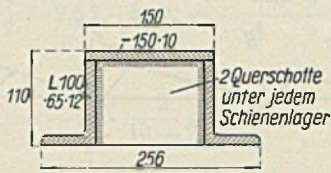


Bild 7.

Bei verhältnismäßig geringem Gewicht weist diese Querschwelle ein großes Widerstandsmoment auf und ist von der Lieferfirma (MAN Gustavsburg) billiger hergestellt worden als die genieteten C-Schwellen. Auch ist diese Schwelle imstande, den Schlag etwa auf der Brücke entgleister Fahrzeugräder aufzunehmen.

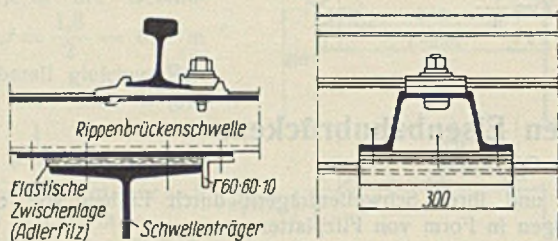


Bild 8.

Bei dieser Schwellenform hat man die Möglichkeit, je nach Bedarf breitere und schmalere Profile herzustellen, was besonders bei beweglichen Brücken bei der Anordnung stoßfreier Übergänge sehr zuzustatten kommt.

Die Befestigungen der zuletzt beschriebenen Rippenbrückenschwelle, der C-Schwelle und der geschweißten Schwelle sind die gleichen geblieben wie bei der Querschwelle des Aachener Hüttenvereins (elastische Zwischenlage mittels Adlerfilzplatten) (Bild 8).

Eines Schwellenprofils soll noch Erwähnung getan werden, das sich noch im Versuchsstadium befindet, wohl schon in der Herstellung erprobt, aber noch nicht eingebaut ist.

Es ist die aus einem 10 bis 12 mm starken Flachstahl durch Pressen aus einem Stück hergestellte Stahlschwelle, die an den Auflagern durch querliegende aufgeschweißte Flachstähe verstärkt ist (gleichzeitig obere

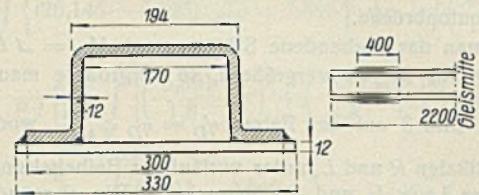


Bild 9.

Lagerplatte der Adlerfilzplatte) und ebenfalls durch Querschotte unter den Schienenauflagern versteift werden kann (Bild 9). Die in der Tafel dargestellte Übersicht enthält verschiedene Angaben über die beschriebenen Schwellen.

Viele Ingenieure stehen dem Stahlschwellenoberbau auf Brücken noch sehr ablehnend gegenüber. Bei sachlicher Betrachtung und dem Vergleich mit anderem Querschwellenoberbau auf Brücken läßt man sich leicht überzeugen, daß der Stahlquerschwellenoberbau auf Brücken sich ebenso geräuschlos befährt und ebenso stoßdämpfend für die Stahlüberbauten wirkt wie der Oberbau auf Holzschwellen.

Tafel.

Profil	F cm <sup>2</sup>	G kg/m	J cm <sup>4</sup>	W cm <sup>3</sup>	W G
	25,9	20,3	110	31,0	1,53
	28,8	22,6	328	76,6	3,40
	43,8	34,3	486	106,4	3,10
	49,7	39,0	885	161,0	4,13
	42,4	33,3	272	40,5	1,21
	75,8	68,8	716	167,0	2,46
	51,71	40,39	895	163,0	4,05
	56,0	44,0	970	154,0	3,50

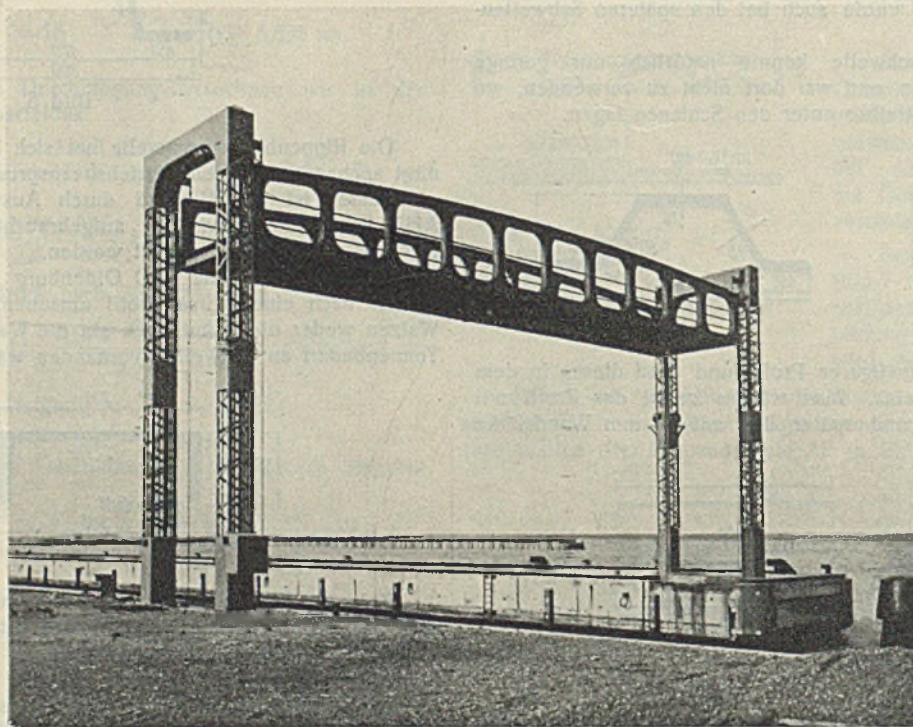
\*mit durchgehenden Winkeln

Besondere Vorzüge der Stahlquerschwellen gegenüber den hölzernen Brückenbalken sind ihre unbedingt genaue unverschiebliche Festlage, die Erreichung einer geringen Bauhöhe, die Ausschaltung der Feuergefahr, die hohe Lebensdauer, die gute Übersichtlichkeit über die Schwellenträger und die Schwellenbefestigung, die einfache Befestigung der Abdeckung und die geringe Unterhaltung.

Wenn man alle für die Wirtschaftlichkeit der Stahlschwellen in Frage kommenden Faktoren in Betracht zieht, so dürfte ein Vergleich mit den Holzschwellen wahrscheinlich zugunsten der Stahlschwellen ausfallen.

### Verschiedenes.

Eine vollständig geschweißte Hubbrücke. Für den Frachtkai der Südmandschurischen Eisenbahn-Gesellschaft ist im Kawasaki-Hafen von der Yokokawa Bridge Works Ltd., Tokio, eine vollständig geschweißte Hubstraßenbrücke (s. Bild) gebaut worden. Die Hauptträger des Überbaues sind als Vierendeelträger ausgebildet, ihre Spannweite beträgt 21 m, der Hauptträgerabstand 3,7 m, die lichte Fahrbahnbreite 3,3 m. Die ebenfalls vollständig geschweißten Hubgerüste besitzen eine Höhe von 12 m über Gelände, die maximale Hubhöhe beträgt 9,3 m. Die vier Gegengewichte sind innerhalb der Stützen des Hubgerüstes geführt. Durch Verlegung der gesamten Antriebsmaschinerie unter die Straßenoberfläche erzielte man ein besseres Aussehen des Bauwerks und eine Verminderung der Baukosten.



Die Ober- und Untergerüste sowie die Vertikalen des Überbaues besitzen I-förmigen Querschnitt, der aus zwei Blechen 232 · 13 für die Flansche und einem Stegblech 257 · 13 zusammengesetzt ist. Die Bleche sind durch unterbrochene Nähte miteinander verbunden; an den Knotenpunkten wurden durchlaufende Nähte angeordnet. Der Überbau und die beiden Hubgerüste wurden in der Werkstatt vollständig zusammengeschweißt. — Das Gewicht der gesamten Stahlkonstruktion beträgt 30 t, außerdem wurden 15 t Gußeisen und Stahlbrocken für die Gegengewichte verwendet. Die Gesamtlänge der ausgeführten Schweißnähte beträgt 1300 m. Der fertige Überbau sowie die beiden Hubgerüste wurden auf Kähnen zur Baustelle befördert und in kurzer Zeit aufgestellt.

(Eng. News-Rec. vom 1. I. 1934, Electric Welding Nr. 14, Dez. 1933.) Kl.

Der Berechnung wurden folgende Belastungsannahmen zugrunde gelegt: Verkehrslast: 490 kg/m<sup>2</sup> + 33 1/3 % für Gedränge, Windlast: 147 kg/m<sup>2</sup>.

Kräfte, die durch etwaige Erdbeben ausgelöst werden können, wurden beim Entwurf ebenfalls berücksichtigt.

Die aus zehn Feldern bestehenden Hauptträger des Überbaues sind in der Mitte 2,5 m und an den Enden 2,1 m hoch.

**INHALT:** Über das Zusammenwirken von Stirn- und Flankennähten. — Beitrag zum durchlaufenden Träger mit Gelenkvierecken an den Stützen. — Stählerne Querschwellen auf stählernen Eisenbahnbrücken. — Verschiedenes: Eine vollständig geschweißte Hubbrücke.

Für die Schriftleitung verantwortlich: Geh. Regierungsrat Prof. A. Hertwig, Berlin-Charlottenburg. Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin W 8. Druck der Buchdruckerei Gebrüder Ernst, Berlin SW 68.