DER STAHLBAU

Schriftleitung:
Geh. Regierungsrat Professor Dr.-Ing. A. Hertwig, Berlin-Wilmersdorf, Sächsische Str. 43
Fernsprecher: 87 7421
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, 9. April 1937 | Heft 8

Außermittig gedrückte Baustahlstäbe mit elastisch eingespannten Enden und verschieden großen Angriffshebeln.

Alle Rechte vorbehalten.

Von Prof. Dr.-Ing. Ernst Chwalla, Brünn.

(Schluß aus Heft 7.)

II. Außermittig gedrückte Baustahlstäbe mit verschieden großen Angriffshebeln.

1. Ermittlung der kritischen Gleichgewichtszustände. Wir untersuchen das Tragvermögen eines geraden, an beiden Enden gelenkig gelagerten Baustahlstabes, dessen Druckkraft P mit verschieden großen (unter Umständen auch wechselseitig gelegenen) Angriffshebeln wirksam ist. Um von der Wiedergabe der vorbereitenden Rechnungen Abstand nehmen zu können, wollen wir uns auch hier auf einen Stab mit rechteckigem Querschnitt $F = b\,h^2$), einen Baustahl mit dem im Stahlbau 1934, S. 162 geschilderten Formänderungsgesetz und auf die Laststufe $P = F\,\sigma_0$, $\sigma_0 = -1{,}500$ t/cm² beziehen, so daß wir die im Stahlbau 1934, S. 165, festgelegten „Grundkurven" als bekannt voraussetzen dürfen. Ist eine derartige „Grundkurve" mit ihrem Pfeil y_0 und ihrer Sehnenlänge L_0 gegeben, dann können wir nach Bild 7 unmittelbar auch die Gleichgewichtslänge L_{Gl} und die Gleichgewichtsschlankheit $\lambda_{Gl} = L_{Gl}/i$ für einen Stab festlegen, dessen Druckkraft mit den verschieden großen Hebeln p_1 und p_2 angreift. Bezeichnen wir den absolut größeren der beiden Angriffshebel mit p_1 und die größte effektive Ausbiegung des Stabes mit $\max y_{eff}$, dann läßt sich auf diese Weise für eine gegebene Wertegruppe σ_0, p_1/i, p_2/p_1 die Serie der Wertepaare λ_{Gl}, $\max y_{eff}$ ermitteln, die Kurve $\lambda_{Gl} = f(\max y_{eff})$ zeichnen und der Extremwert $\lambda_{kr} = \max \lambda_{Gl}$ aufsuchen. Solange das Hebelverhältnis p_2/p_1 nicht nahe an den Grenzwert (— 1) heranrückt, kann die Bestimmung von λ_{kr} auch mit Hilfe der Kurven $\lambda_{Gl} = f_1(y_0/h)$ erfolgen, da die Pfeilhöhe y_0 innerhalb des in Betracht kommenden Bereiches mit der Stabausbiegung $\max y_{eff}$ monoton anwächst.

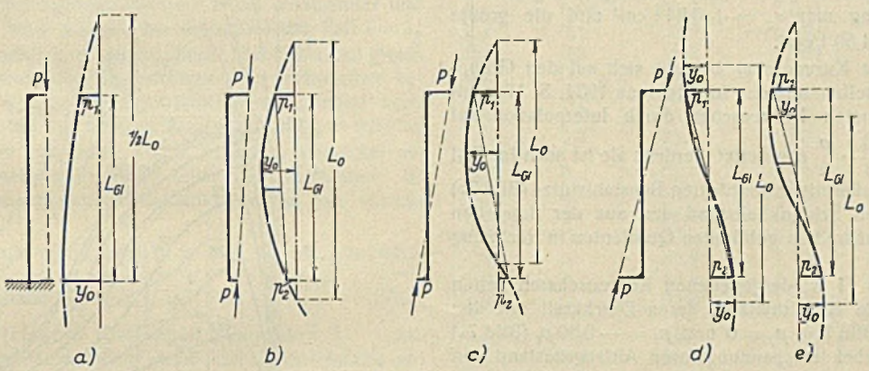


Bild 7a bis e.

In Bild 8 bis 11 sind die Kurven $\lambda_{Gl} = f_1(y_0/h)$ für die Laststufe $\sigma_0 = -1{,}5$ t/cm² und die Verhältniszahlen $p_2/p_1 = +1{,}00$, $+0{,}50$, $0{,}00$ und $-0{,}50$ dargestellt worden, wobei der den einzelnen Kurven beigeschriebene Parameter den Quotienten aus dem Angriffshebel p_1 und dem in Richtung dieses Angriffshebels gemessenen Querschnitts-Trägheitsradius $i = h/\sqrt{12}$ vorstellt. Um die in einem untersuchten Gleichgewichtszustand auftretenden größten Stabspannungen leicht abschätzen zu können, wurde in allen diesen Bildern die Grenzgerade H des Hookeschen Bereiches, das „Quetschintervall Qu" und das „Streckintervall St" eingetragen. Kurvenpunkte, die links von H gelegen sind, gehören Gleichgewichtszuständen an, in denen die größte Stabspannung noch unterhalb der Proportionalitätsgrenze $\sigma_P = 1{,}9$ t/cm² des Baustahls gelegen ist;

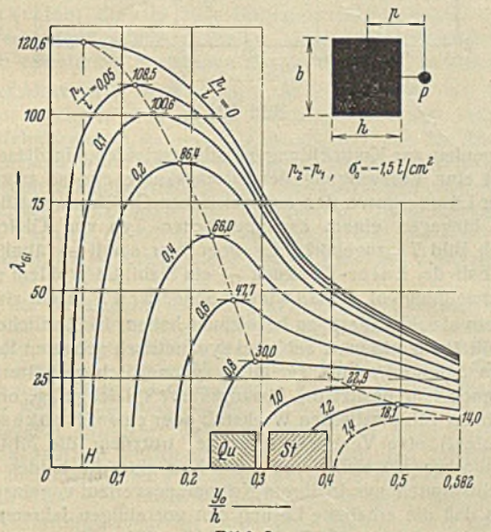


Bild 8.

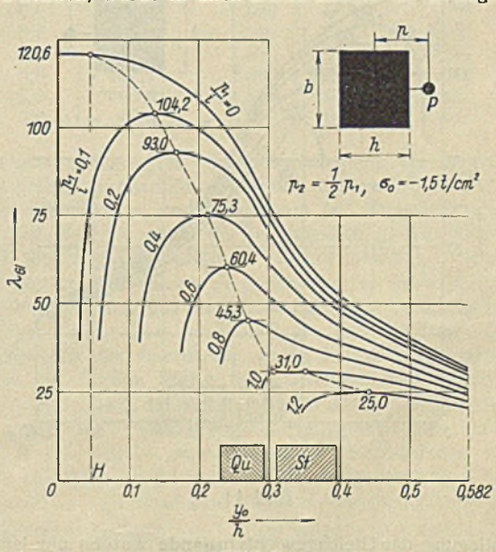


Bild 9.

Kurvenpunkte, deren Abszissen in das Quetschintervall ($0{,}230 \leqq y_0/h \leqq 0{,}292$) oder in das Streckintervall ($0{,}310 \leqq y_0/h \leqq 0{,}395$) fallen, sind Gleichgewichtszuständen zugeordnet, in denen die größte Stabdruckspannung den Quetschbereich $\sigma_Q = -2{,}7$ t/cm², bzw. in denen die größte Stabzugspannung den Streckbereich $\sigma_S = +2{,}7$ t/cm² durchläuft. An der

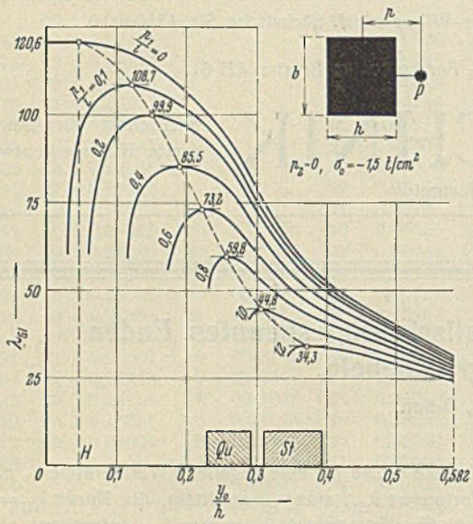


Bild 10.

Grenze des Untersuchungsbereiches ($y_0/h = 0{,}582$) beträgt die größte im Stab auftretende Zugspannung max $\sigma_z = +3{,}94$ t/cm² und die größte Druckspannung min $\sigma_d = -4{,}50$ t/cm².

Die in Bild 8 dargestellte Kurvenschar bezieht sich auf den Grundfall $p_2 = p_1$ und kann unmittelbar aus der im Stahlbau 1934, S. 174, angegebenen, nach p/k geordneten Kurvenschar durch Interpolation auf Grund der Beziehung $\frac{p}{i} = \frac{\sqrt{3}}{3} \cdot \frac{p}{k}$ abgeleitet werden; sie ist auch im Fall der einseitig eingespannten, außermittig gedrückten Baustahlstütze (Bild 7a) anwendbar, wenn wir für den Schlankheitsgrad den aus der doppelten Stützenlänge und dem Trägheitsradius gebildeten Quotienten in Rechnung stellen.

Die in den Bildern 9 bis 11 wiedergegebenen Kurvenscharen gelten für gelenkig gelagerte, gerade Baustahlstäbe, deren Druckkraft mit den Hebelarmen $p_2 = +0{,}50\,p_1$ (Bild 7b), $p_2 = 0$ und $p_2 = -0{,}50\,p_1$ (Bild 7c) angreift; der Winkel, der hierbei im spannungslosen Anfangszustand von der Stabachse und der Kraftwirkungslinie eingeschlossen wird, ist in allen praktisch vorkommenden Fällen ausreichend klein, um die mittlere Druckspannung nach wie vor aus der Beziehung $\sigma_0 = P/F$ berechnen zu dürfen.

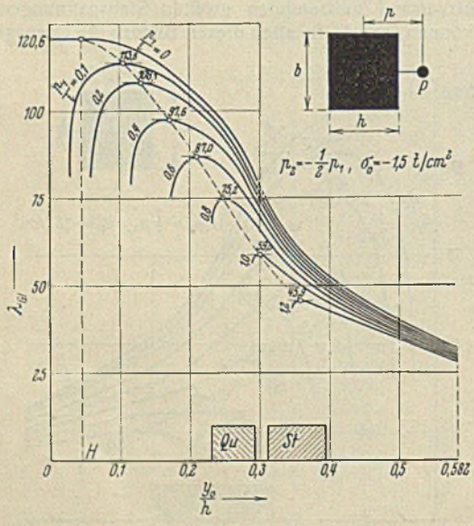


Bild 11.

Bei der Festlegung der Gleichgewichtszustände wurden nur jene „Grundkurven" in Rücksicht gezogen, deren Pfeilhöhe $y_0 \geqq p_1$ ist, so daß die Anfangspunkte der in Bild 9 bis 11 gezeichneten Kurven die Abszisse $y_0/h = p_1/h$ besitzen. Die Stelle der größten effektiven Ausbiegung max y_{eff} ist von der Laststufe abhängig und fällt nicht mit der Stelle der größten Stabbeanspruchung zusammen.

Ist $p_2/p_1 < 0$, dann weisen die zur Ausbildung gelangenden Gleichgewichtsfiguren einen Wendepunkt auf, der beim Anwachsen der Belastung von seiner Anfangslage immer mehr gegen das benachbarte Stabende wandert. Im Zusammenhang mit dieser Wanderung werden die Stabelemente in der Umgebung des Wendepunktes einen Abbau der erreichten Randfaserspannung erfahren. War die Stabfaser vor dem Spannungsabbau unelastisch gestaucht, dann weicht das lineare Formänderungsgesetz, dem dieser Spannungsabbau unterworfen ist, vom vorausgesetzten Formänderungsgesetz ab; die im Stabquerschnitt auftretende Normalspannungsverteilung ist dann nicht mehr affin verwandt mit der zugrunde gelegten Formänderungskurve für einachsigen Zug und Druck, d. h. die Voraussetzung, an die wir die Ermittlung der „Grundkurven" geknüpft haben, ist nicht mehr erfüllt. Im Rahmen unserer Untersuchung ist mit der Ausbildung derartiger „Entlastungszonen" vor Erreichen der Traggrenze nicht zu rechnen, da das Tragvermögen schon unter der mittleren Druckspannung $\sigma_0 = -1{,}5$ t/cm² $< \sigma_p$ erschöpft wird und die zu σ_0 hinzutretenden Biegespannungen in der Umgebung des Wendepunktes genügend klein bleiben, um eine unelastische Faserbeanspruchung vor dem Eintritt des Spannungsabbaues auszuschließen.

2. Der Sonderfall $p_2 = -p_1$. Ein Stab, dessen von Null anwachsende Druckkraft P mit den entgegengesetzt gleichen Hebeln $p_2 = -p_1$ angreift, bildet vorerst eine antimetrische Gleichgewichtsfigur nach Bild 7d aus, die unter einer bestimmten Laststufe $P = P_k$ die Eigenschaft besitzt, daß

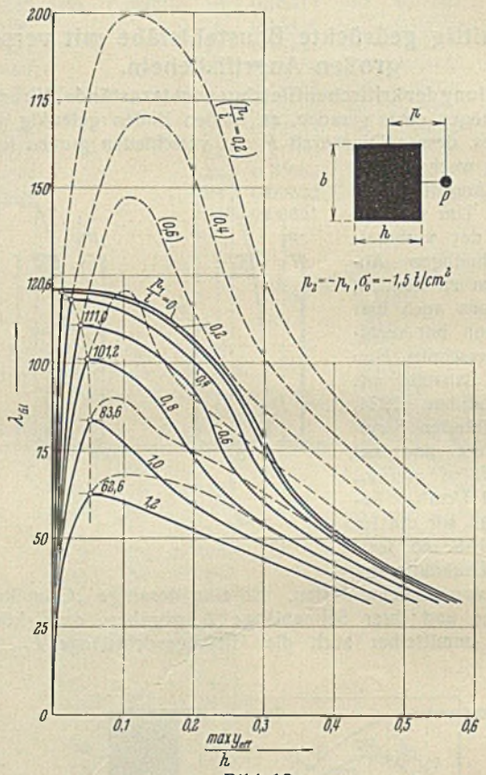


Bild 12.

ihre Endtangenten zur Kraftrichtung parallel verlaufen. In diesem Sonderzustand tritt eine Verzweigung der Lösungskurve ein, so zwar, daß der eine Ast der Lösungskurve den antimetrischen Gleichgewichtsfiguren, der andere Ast hingegen einem asymmetrischen Typ von Gleichgewichtsfiguren nach Bild 7e zugehört. Es liegt hier somit — ähnlich wie im klassischen Fall der Euler-Knickung — ein Stabilitätsproblem mit Gleichgewichtsverzweigung vor, so daß wir den Sonderwert P_k nicht als „kritische Last", sondern als „Knicklast" zu bezeichnen haben. Ein ähnlicher Lösungstyp der Stabilitätstheorie wird auch bei symmetrisch gebauten Rahmen und Bogenträgern unter lotrechter, zur Mitte symmetrisch verteilter Belastung erhalten[4]); auch hier besitzt die Lösungskurve (gleichgültig, ob das Tragwerk aus einem zäh-plastischen Werkstoff oder einem Hookeschen Idealmaterial besteht) eine Verzweigungsstelle, trotzdem die Mittelkraftlinie von der Stabachse abweicht, und auch hier sind die beiden möglichen Gleichgewichtsfiguren nur in ihrem Krümmungsverlauf voneinander unterschieden, so daß die erhaltene Lösung den vor einigen Jahren zusammengestellten Lösungsformen der Gleichgewichtsprobleme[5]) angereiht werden kann.

[4]) E. Chwalla, Anzeiger d. Akademie d. Wiss. in Wien, Sitzung vom 12. November 1936.

[5]) Z. ang. Math. 11 (1931), S. 334.

Die in Bild 12 dargestellten Kurven beziehen sich auf die konstante Laststufe $P = b\,h\,\sigma_0$, $\sigma_0 = -1{,}5$ t/cm² und legen den funktionalen Zusammenhang $\lambda_{Gl} = f_2\left(\frac{\max y_{eff}}{h}\right)$ zwischen der Gleichgewichtsschlankheit und der jeweils größten seitlichen Ausbiegung der Stabachse fest. Die antimetrischen Gleichgewichtsfiguren erweisen sich unter der gegebenen Belastung nur insolange als stabil, als ihre Gleichgewichtslänge L_{Gl} kleiner als die Länge L_0 der zugeordneten „Grundkurve" ist (Bild 7d). Wird $L_{Gl} = L_0$, also $p_1 = -p_2 = y_0$, dann wird die Verzweigungsstelle erreicht, an welcher der den asymmetrischen Figuren (Bild 7e) zugeordnete Kurvenast mit waagerechter Tangente abzweigt. Dieser Ast fällt monoton ab, da die Gleichgewichtslänge der asymmetrischen Figuren mit der Grundkurvenlänge L_0 übereinstimmt (Bild 7e) und L_0 bei anwachsender Ausbiegung immer kleiner wird[6]).

Untersuchen wir beispielsweise einen Stab, dessen Schlankheitsgrad $\lambda = 75$ beträgt und dessen Druckkraft $P = b\,h\,\sigma_0$, $\sigma_0 = -1{,}5$ t/cm² mit den entgegengesetzt gleichen Angriffshebeln $p_1 = -p_2 = 0{,}6\,i = 0{,}173\,h$ wirksam ist, dann bildet der Stab — wie wir aus Bild 12 ersehen — eine antimetrische Gleichgewichtsfigur mit der effektiven seitlichen Größtausbiegung $\max y_{eff} = 0{,}014\,h$ aus; diese Gleichgewichtsfigur ist jedoch nicht die einzig mögliche, denn die waagerechte Gerade „$\lambda_{Gl} = 75$" schneidet die dem Parameter „$p_1/i = 0{,}6$" zugeordneten Kurven noch in zwei weiteren Punkten, so daß noch eine asymmetrische Gleichgewichtsfigur mit $\max y_{eff} = 0{,}241\,h$ und eine antimetrische Gleichgewichtsfigur mit $\max y_{eff} = 0{,}366\,h$ existiert. Während sich die beiden letztgenannten Figuren als labil erweisen, können wir die erstgenannte als „beschränkt stabil" bezeichnen, da sie sich gegenüber kleinen Störungen als stabil erweist, diese Störungen aber ein bestimmtes Stabilitätsmaß nicht überschreiten dürfen, wenn ein Zusammenbruch des belasteten Stabes vermieden werden soll. Wird der Stab etwas schlanker ausgeführt, dann rücken die drei möglichen Gleichgewichtsfiguren näher aneinander und das erwähnte Stabilitätsmaß wird kleiner, bis schließlich im Fall $\lambda = \lambda_k = 111{,}0$ die „Verzweigungsstelle" erreicht und dieses Stabilitätsmaß gleich Null wird; die beiden erstgenannten Figuren liegen hier unmittelbar benachbart, und außer diesen beiden Gleichgewichtsfiguren existiert noch die labile antimetrische Figur mit der Größtausbiegung $\max y_{eff} = 0{,}210\,h$. Wird der Stab noch schlanker ausgeführt, dann besitzt er unter der angegebenen Belastung nur mehr zwei labile Gleichgewichtsfiguren; ist $\lambda > 146{,}4$, dann hat er überhaupt keine Möglichkeit mehr, eine Gleichgewichtsfigur auszubilden.

Die Ordinaten λ_k der Verzweigungsstellen in Bild 12 sind grundsätzlich kleiner als die Knickschlankheit $\lambda_k' = \pi\sqrt{\frac{E}{-\sigma_0}} = \pi\sqrt{\frac{2210}{1{,}5}} = 120{,}6$, die dem Stab bei genau mittigem Kraftangriff zugeordnet ist. Demgemäß ist auch die Knicklast außermittig gedrückter Baustahlstäbe mit entgegengesetzt gleichen Angriffshebeln im allgemeinen kleiner als die Euler-Engeßersche Knicklast des Stabes, und zwar um so kleiner, je größer das Exzentrizitätsmaß p_1/i des Kraftangriffes ist. Bei den aus Teilstäben zusammengenieteten Druckstäben und bei den gegliederten Druckstäben (Rahmen- oder Gitterstäben) wird diese Abminderung in besonders ausgeprägtem Maße zur Geltung kommen, da hier die Stabquerkräfte, die im Fall entgegengesetzt gleicher Angriffshebel an der Verzweigungsstelle auftreten, eine starke Beanspruchung und damit auch ein starkes Nachgeben des „Verbundes" bewirken.

An der Universität in Wisconsin wurden Versuche mit kurzen Baustahlstäben durchgeführt[7]), deren Druckkraft mit den entgegengesetzt gleichen Hebelarmen $p_1 = -p_2 = L/40$ angreift; die für diese Versuche kennzeichnenden Werte (der Schlankheitsgrad, der Angriffshebel in cm, der Querschnitts-Trägheitsradius und die Querschnitts-Kernweite in cm, die an kurzen Versuchskörpern festgestellte Quetschgrenze in t/cm², die beim Versuch erreichte Knickspannung und das Verhältnis dieser Knickspannung zur Quetschgrenze) sind in der Tafel 2 zusammengestellt.

[6]) Da der Wendepunkt der asymmetrischen Gleichgewichtsfiguren bei zunehmender Stabausbiegung vom Stabmittelpunkt immer mehr gegen das Stabende wandert, erfahren die in der Umgebung des Wendepunktes gelegenen Randfasern einen Abbau der vor dem Ausknicken erreichten Faserspannung. Dieser Spannungsabbau ist dem linearen Formänderungsgesetz der Entlastung unterworfen, das vom zugrunde liegenden Formänderungsgesetz abweicht, wenn die Faser vor dem Spannungsabbau schon unelastisch gestaucht war. Obwohl die Gleichgewichtsverzweigung im untersuchten Fall schon unter der mittleren Druckspannung $\sigma_0 = -1{,}5$ t/cm² $< \sigma_p$ zustande kommt, ist es nicht ausgeschlossen, daß derartige Entlastungszonen zur Ausbildung gelangen und eine Korrektur der abfallenden, in Bild 12 voll ausgezogenen Kurvenäste erforderlich machen. Praktisch ist diese Korrektur bedeutungslos, da bei der Bemessung des Stabes bloß die Lage des Verzweigungspunktes von Interesse ist und diese Lage durch das Entlastungsgesetz nicht beeinflußt wird.

[7]) Proc. Amer. Soc. Civ. Engs. 55, 1929, S. 357, Table 1, 4 und 18.

Tafel 2.

Nr.	λ	$p_1 = -p_2$	i	k	σ_Q	σ_k	σ_k/σ_Q
1	18,3	4,88	10,68	8,62	—2,662	—1,968	0,738
2	21,0	5,67	10,82	9,36	—2,562	—1,876	0,732
3	20,2	5,67	11,25	9,40	—2,418	—1,820	0,753
3 A	20,3	5,67	11,22	9,46	—2,493	—1,750	0,702
4	22,1	7,56	13,70	12,32	—2,262	—1,602	0,708
5	21,9	7,56	13,82	12,50	—2,262	—1,610	0,712
5 A	22,0	7,56	13,72	12,38	—2,250	—1,568	0,693
6	22,2	7,56	13,62	12,32	—2,262	—1,687	0,745

Würden wir annehmen, daß die Knickspannung σ_k' der Stäbe bei mittig gedachtem Kraftangriff mit Rücksicht auf den kleinen Schlankheitsgrad den vollen Wert der angegebenen Quetschgrenze σ_Q erreicht, dann müßten wir aus den Ergebnissen dieser acht Versuche den Schluß ziehen, daß die Knickspannung σ_k der außermittig gedrückten Stäbe im Fall $\lambda \approx 20$ und $p_1/i = -p_2/i \approx 0{,}5$ durchschnittlich nur 71 % des Wertes σ_k' beträgt. Die überraschende Größe dieser Abminderung ist durch örtliche Instabilitäten, durch den Einfluß der Querkräfte und wohl auch dadurch bedingt, daß wir (ungeachtet der Erfahrung, daß die Knickspannung gedrungener Walzstäbe wegen der Eigenspannungen unter Umständen[8]) beträchtlich unter den Wert der an herausgeschnittenen kleinen Versuchskörpern festgestellten Quetschgrenze σ_Q zu sinken vermag) unmittelbar $\sigma_k' = \sigma_Q$ gesetzt haben.

Tafel 3.

p_1/i	p_2/i	λ	σ_{kr}	p_m/i	α	$\bar{\sigma}_{kr}$
0,1	0,05	104,2	—1,500	0,075	0,562	—1,517
0,2	0,1	93,0	—1,500	0,15	0,561	—1,515
0,4	0,2	75,3	—1,500	0,30	0,560	—1,512
0,6	0,3	60,4	—1,500	0,45	0,555	—1,499
0,8	0,4	45,3	—1,500	0,60	0,558	—1,507
1,0	0,5	31,0	—1,500	0,75	0,567	—1,531
1,2	0,6	25,0	—1,500	0,90	0,564	—1,523
0,1	0	108,7	—1,500	0,05	0,557	—1,504
0,2	0	99,9	—1,500	0,10	0,560	—1,512
0,4	0	85,5	—1,500	0,20	0,562	—1,517
0,6	0	73,2	—1,500	0,30	0,569	—1,536
0,8	0	59,8	—1,500	0,40	0,575	—1,553
1,0	0	44,8	—1,500	0,50	0,601	—1,623
1,2	0	34,3	—1,500	0,60	0,603	—1,628
0,1	—0,05	113,8	—1,500	0,025	0,572	—1,544
0,2	—0,1	108,1	—1,500	0,05	0,561	—1,515
0,4	—0,2	97,6	—1,500	0,10	0,573	—1,547
0,6	—0,3	87,0	—1,500	0,15	0,593	—1,601
0,8	—0,4	75,2	—1,500	0,20	0,613	—1,655
1,0	—0,5	59,0	—1,500	0,25	0,661	—1,785
1,2	—0,6	45,9	—1,500	0,30	0,691	—1,866
0,2	—0,2	120,2	—1,500	0	0,559	—1,509
0,4	—0,4	118,0	—1,500	0	0,581	—1,569
0,6	—0,6	111,0	—1,500	0	0,657	—1,774
0,8	—0,8	101,2	—1,500	0	0,742	—2,002
1,0	—1,0	83,6	—1,500	0	0,841	—2,271
1,2	—1,2	62,6	—1,500	0	0,926	—2,500

3. Näherungslösungen. Es ist naheliegend, die Traglast eines gelenkig gelagerten, geraden Baustahlstabes, dessen Druckkraft mit ungleich großen Angriffshebeln p_1 und p_2 wirksam ist, überschlägig in der Weise zu berechnen, daß wir an Stelle der ungleich großen Angriffshebel die beiderseits gleich großen „mittleren" Angriffshebel $p_m = \frac{1}{2}(p_1 + p_2)$ in Rechnung stellen. Um einen Vergleich der auf diese Weise erhaltenen Näherungslösungen mit den strengeren Lösungen zu ermöglichen, wurden in den ersten vier Spalten der Tafel 3 die aus Bild 9 bis 12 entnommenen Lösungswerte für verschieden große Exzentrizitätsmaße zusammengestellt, in der fünften Spalte die „mittleren" Exzentrizitätsmaße $p_m/i = \frac{1}{2}(p_1/i + p_2/i)$ und in der sechsten Spalte die diesen Exzentrizitätsmaßen und den gegebenen Schlankheitsgraden entsprechenden, aus dem Stahlbau 1934, S. 181, Tafel I, entnommenen Verhältniszahlen α angegeben; die in der siebenten Spalte unserer Tafel eingetragenen Näherungswerte $\bar{\sigma}_{kr} = \alpha\,\sigma_Q = -\alpha \cdot 2{,}7$ t/cm² sind dann den strengen Werten der kritischen mittleren Druckspannung $\sigma_{kr} = -1{,}5$ t/cm² gegenüberzustellen. Der Vergleich dieser Lösungen, die sich allerdings bloß auf eine einzige Laststufe beziehen, läßt den Schluß zu, daß das geschilderte einfache Rechenverfahren auf praktisch ausreichend genaue Werte für die Trag-

[8]) Vgl. G. Grüning, Stahlbau 1936, S. 17.

lasten führt, wenn der Schlankheitsgrad nicht allzu klein ist und das Hebelverhältnis p_2/p_1 nicht allzusehr an den Grenzwert (— 1) heranrückt[9]).

Eggenschwyler[10]) hat im Rahmen seiner graphischen Näherungsuntersuchungen von Stäben aus ideal-plastischem Werkstoff auch den Fall ungleich großer Angriffshebel in Rücksicht gezogen, und Fritsche[11]) hat in einer vor kurzem erschienenen Abhandlung den Einfluß, den die Ungleichartigkeit der Angriffshebel auf das Tragvermögen außermittig gedrückter Baustahlstäbe nimmt, auf rechnerischem Wege unter Zugrundelegung einer neuen Fließhypothese klargelegt. Auch aus diesen Lösungsergebnissen darf gefolgert werden, daß unser einfaches Rechenverfahren unter den angegebenen Voraussetzungen (etwa $\lambda \geqq 30$ und $+1{,}00 \geqq p_2/p_1 \geqq -0{,}50$) praktisch brauchbar ist; die Ausschließung des Grenzfalls $p_2/p_1 = -1{,}00$ ist bei Stäben aus ideal-plastischem Werkstoff von besonderer Bedeutung, da wir in diesem Grenzfall auf $p_m = 0$, $\sigma_{kr} = \sigma_k'$ gelangen und die Knickspannung σ_k' der mittig gedrückten Stäbe aus ideal-plastischem Werkstoff bis zu ihrem Höchstwert σ_Q der Eulerschen Knickspannungshyperbel folgt, also im mittleren Schlankheitsbereich wesentlich größer als der genaue Lösungswert $\sigma_{kr} = \sigma_k$ werden kann.

Ist das Querschnitts-Trägheitsmoment des Stabes (oder das Trägheitsmoment und die Querschnittsfläche) längs der Stabachse veränderlich und liegt der Fall verschieden großer Angriffshebel vor, dann kann die Traglast des Stabes mit Hilfe des Krümmungskreisverfahrens (vgl. Stahlbau 1934, S. 176) festgelegt werden.

[9]) Dieses Rechenverfahren wurde vom Verfasser auf Grund der hier geschilderten, im Jahre 1930 abgeschlossenen Untersuchungen am 1. Kongreß der I. V. B. H. in Paris 1932, Schlußbericht S. 60, und im Stahlbau 1934, S. 183, vorgeschlagen.

[10]) A. Eggenschwyler, Die Knickfestigkeit von Stäben aus Baustahl. Schaffhausen 1935, Selbstverlag.

[11]) J. Fritsche, Stahlbau 1936, S. 181 und 188.

Alle Rechte vorbehalten.

Kurventafel zum geschweißten Trägerstumpfstoß.

Von Dr.-Ing. G. Unold, Chemnitz.

Bei Bemessung oder Nachrechnung des Stumpfstoßes von I- oder IP-Walzträgern sind nach DIN 4100 (Hochbau) drei Bedingungen zu beachten:

I. Die in der Naht an der Ober- oder Unterfaser auftretende Biegespannung $\varrho_1 = M/W$ darf den Wert $\varrho_{b\,zul} = 0{,}80 \cdot \sigma_{zul}$ nicht überschreiten.

II. Die Stegscherspannung $\varrho_2 = Q/F_s$ darf den Wert $\varrho_{a\,zul} = 0{,}65 \cdot \sigma_{zul}$ nicht überschreiten.

III. Die an der Ober- oder Unterkante des Steges durch M und Q verursachte zusammengesetzte Spannung, die sich aus $\varrho_1' = M \cdot 0{,}5\, h_s/J$ und $\varrho = \frac{\varrho_1'}{2} + \frac{1}{2}\sqrt{\varrho_1'^2 + 4\,\varrho_2^2}$ ergibt, darf den Wert $\varrho_{z\,zul} = 0{,}75 \cdot \sigma_{zul}$ nicht überschreiten.

Diese Bedingungen lassen den Einfluß der Größen M und Q auf die Zulässigkeit des Stoßes schwer erkennen, so daß jeder vorkommende Fall völlig durchgerechnet werden muß.

Die nachstehend entwickelte Kurventafel gewährt einen Überblick über die einflußnehmenden Werte für alle vorkommenden Profile der I- und IP-Reihe, macht das Durchrechnen der einzelnen Fälle entbehrlich und gilt für beliebige σ_{zul}.

Der Stoß ist stets an eine Trägerstelle zu legen, wo das Profil durch die Belastung noch nicht völlig ausgenutzt ist. Gelten die Werte M und Q für die Stoßstelle, dann setzt man

$$\frac{M/W}{\sigma_{zul}} = c_m \quad \text{und} \quad \frac{Q/F_s}{\sigma_{zul}} = c_q\,;$$

beide Werte liegen stets unter 1. Für das weitere ist die Steghöhe $h_s = 0{,}85\,h$ gesetzt; hierbei reicht der die Querkraft allein aufnehmende Steg bis etwa zur Mitte der inneren Ausrundung. Damit lauten obige Bedingungen:

I. $\varrho_1 = M/W = c_m \cdot \sigma_{zul} = 0{,}80 \cdot \sigma_{zul}$, also $c_m = 0{,}80$;

II. $\varrho_2 = Q/F_s = c_q \cdot \sigma_{zul} = 0{,}65 \cdot \sigma_{zul}$, also $c_q = 0{,}65$;

III. $\varrho_1' = M \cdot 0{,}5\, h_s/J = \frac{M}{W} \cdot \frac{h_s}{h} = c_m \cdot 0{,}85 \cdot \sigma_{zul}$,

$$\frac{\varrho_1'}{2} + \frac{1}{2}\sqrt{\varrho_1'^2 + 4\,\varrho_2^2} = 0{,}75 \cdot \sigma_{zul} \quad \text{oder}$$

$$\frac{c_m \cdot 0{,}85 \cdot \sigma_{zul}}{2} + \frac{1}{2}\sqrt{c_m^2 \cdot 0{,}85^2 \cdot \sigma_{zul}^2 + 4 \cdot c_q^2 \cdot \sigma_{zul}^2} = 0{,}75 \cdot \sigma_{zul}$$

und nach Streichung des σ_{zul} folgt mit weiterer Umformung

$$c_m = 0{,}882\,35 - 1{,}568\,63\, c_q^2.$$

Für $c_q < 0{,}2291$ ist $\max c_m = 0{,}8000$ nach Bedingung I,

für $c_q = 0{,}2291$	ist	$c_m = 0{,}8000$	nach Bedingung III.
für $c_q = 0{,}25$	ist	$c_m = 0{,}7843$	
für $c_q = 0{,}30$	ist	$c_m = 0{,}7412$	
für $c_q = 0{,}35$	ist	$c_m = 0{,}6902$	
für $c_q = 0{,}40$	ist	$c_m = 0{,}6314$	
für $c_q = 0{,}45$	ist	$c_m = 0{,}5647$	
für $c_q = 0{,}50$	ist	$c_m = 0{,}4902$	
für $c_q = 0{,}55$	ist	$c_m = 0{,}4078$	
für $c_q = 0{,}60$	ist	$c_m = 0{,}3176$	
für $c_q = 0{,}65$	ist	$c_m = 0{,}2196$	
für $\max c_q = 0{,}65$	ist	$c_m < 0{,}2196$	nach Bedingung II.

Die Wertpaare c_m und c_q liefern eine Kurve (Bild 1), die in folgender Weise gebraucht wird: Für den geplanten Stumpfstoß mit zu übertragendem M und Q ermittelt man die Werte $c_m = \frac{M/W}{\sigma_{zul}}$ und $c_q = \frac{Q/F_s}{\sigma_{zul}}$, die im Kurvennetz einen Punkt bestimmen. Die Stöße, deren Netzpunkte innerhalb der Kurve liegen, erfüllen die Bedingungen. Bei Punkten, die auf die Kurve fallen, wird die Bedingung I, II oder III eben erfüllt.

Beispiel 1. Ein frei aufliegender Träger von 8 m Stützweite trage die Gleichstreckenlast 1,6 t/m; somit $\max M = 1{,}6 \cdot 8^2/8 = 12{,}80$ tm; hierfür genügt ein I 34. Wie weit darf ein Stumpfstoß gegen die Mitte gerückt werden?

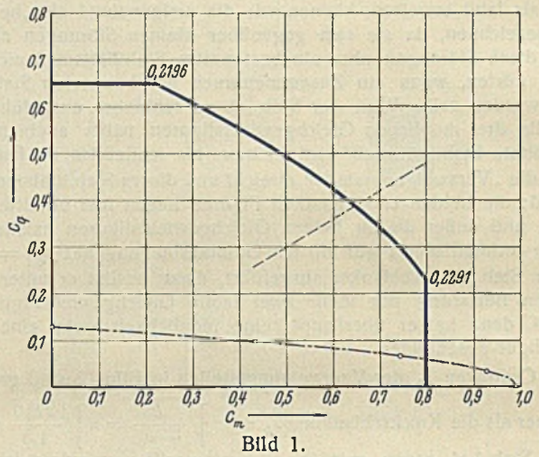


Bild 1.

Es ist $W = 923$ cm³, $F_s = 1{,}22 \cdot 0{,}85 \cdot 34 = 35{,}3$ cm² und $\sigma_{zul} = 1{,}4$ t/cm². Für die Stellen $x = 0$, 1, 2, 3 und 4 m vom Auflager ab folgt c_m und c_q aus nachstehender Tafel. Die hieraus entstehende Punktreihe liefert die in Bild 1 strichpunktierte Kurve; man erkennt, daß hier nur $\max c_m = 0{,}80$ gilt, woraus $M_{zul} = 1{,}4 \cdot 0{,}80 \cdot 923 = 1033$ tcm und $x = 2{,}25$ m.

x m	M tcm	Q t	c_m	c_q
0	0	6,4	0	0,1290
1	560	4,8	0,433	0,0970
2	960	3,2	0,743	0,0647
3	1200	1,6	0,928	0,0324
4	1280	0	0,990	0

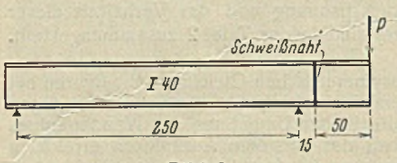


Bild 2.

Beispiel 2. Ein Träger I 40 nach Bild 2 soll um 50 cm verlängert werden. Welche Kragarmlast P ist (unter Vernachlässigung des Eigengewichtes) zulässig? Es ist $W = 1460$ cm³ und $F_s = 0{,}85 \cdot 40 \cdot 1{,}44 = 49$ cm². Damit folgt

$$c_m = \frac{P \cdot 50}{1460 \cdot 1{,}4} = P \cdot 0{,}0245 \quad \text{und} \quad c_q = \frac{P}{49 \cdot 1{,}4} = P \cdot 0{,}0145;$$

die Werte liegen für verschiedene P auf einer durch den Anfangspunkt gehenden Geraden, in Bild 1 dünn gestrichelt dargestellt. Sie schneidet die Kurve bei den Werten $c_m = 0{,}65$ und $c_q = 0{,}388$, somit $P_{zul} = 0{,}65/0{,}0245 = 26{,}5$ t und (zur Probe) $P_{zul} = 0{,}388/0{,}0145 = 26{,}7$ t. Über dem Auflager ist $\sigma = 26{,}5 \cdot 65/1460 = 1{,}18$ t/cm² (zul 1,4).

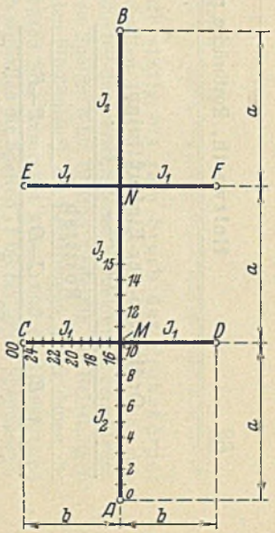
Die symmetrisch ausgebildete Rostbrücke mit drei Hauptträgern und elastischen Querträgern in den Hauptträgerdritteln.

Von Hans Holzwarth, Duisburg. (Schluß.)

Alle Rechte vorbehalten.

Tabelle III.

Last P im Schnitt	X'	X''	Auflagerdrücke A	B	C	D	E	F	Belastung M	N	Bemerkung
0	0	0	P	0	0	0	0	0	0	0	
1	$\frac{299\alpha+300\beta}{4\psi}\cdot P$	$\frac{497\alpha+100\beta}{4\omega}\cdot P$	$\frac{29}{30}\cdot P-2X_1'-\frac{2}{3}\cdot X_1''$	$\frac{1}{30}\cdot P-2X_1'+\frac{2}{3}\cdot X_1''$	$X_1'+X_1''$	$X_1'+X_1''$	$X_1'-X_1''$	$X_1'-X_1''$	$2(X_1'+X_1'')$	$2(X_1'-X_1'')$	
2	$\frac{592\alpha+600\beta}{4\psi}\cdot P$	$\frac{976\alpha+200\beta}{4\omega}\cdot P$	$\frac{28}{30}\cdot P-2X_2'-\frac{2}{3}\cdot X_2''$	$\frac{2}{30}\cdot P-2X_2'+\frac{2}{3}\cdot X_2''$	$X_2'+X_2''$	$X_2'+X_2''$	$X_2'-X_2''$	$X_2'-X_2''$	$2(X_2'+X_2'')$	$2(X_2'-X_2'')$	$\frac{J_c}{J_1}=\varphi_1$
3	$\frac{873\alpha+900\beta}{4\psi}\cdot P$	$\frac{1419\alpha+300\beta}{4\omega}\cdot P$	$\frac{27}{30}\cdot P-2X_3'-\frac{2}{3}\cdot X_3''$	$\frac{3}{30}\cdot P-2X_3'+\frac{2}{3}\cdot X_3''$	$X_3'+X_3''$	$X_3'+X_3''$	$X_3'-X_3''$	$X_3'-X_3''$	$2(X_3'+X_3'')$	$2(X_3'-X_3'')$	$\frac{J_c}{J_3}=\varphi_3$
4	$\frac{1136\alpha+1200\beta}{4\psi}\cdot P$	$\frac{1808\alpha+400\beta}{4\omega}\cdot P$	$\frac{26}{30}\cdot P-2X_4'-\frac{2}{3}\cdot X_4''$	$\frac{4}{30}\cdot P-2X_4'+\frac{2}{3}\cdot X_4''$	$X_4'+X_4''$	$X_4'+X_4''$	$X_4'-X_4''$	$X_4'-X_4''$	$2(X_4'+X_4'')$	$2(X_4'-X_4'')$	
5	$\frac{1375\alpha+1500\beta}{4\psi}\cdot P$	$\frac{2125\alpha+500\beta}{4\omega}\cdot P$	$\frac{25}{30}\cdot P-2X_5'-\frac{2}{3}\cdot X_5''$	$\frac{5}{30}\cdot P-2X_5'+\frac{2}{3}\cdot X_5''$	$X_5'+X_5''$	$X_5'+X_5''$	$X_5'-X_5''$	$X_5'-X_5''$	$2(X_5'+X_5'')$	$2(X_5'-X_5'')$	$\frac{J_c}{J_2}=\varphi_2$
6	$\frac{1584\alpha+1800\beta}{4\psi}\cdot P$	$\frac{2352\alpha+600\beta}{4\omega}\cdot P$	$\frac{24}{30}\cdot P-2X_6'-\frac{2}{3}\cdot X_6''$	$\frac{6}{30}\cdot P-2X_6'+\frac{2}{3}\cdot X_6''$	$X_6'+X_6''$	$X_6'+X_6''$	$X_6'-X_6''$	$X_6'-X_6''$	$2(X_6'+X_6'')$	$2(X_6'-X_6'')$	
7	$\frac{1757\alpha+2100\beta}{4\psi}\cdot P$	$\frac{2471\alpha+700\beta}{4\omega}\cdot P$	$\frac{23}{30}\cdot P-2X_7'-\frac{2}{3}\cdot X_7''$	$\frac{7}{30}\cdot P-2X_7'+\frac{2}{3}\cdot X_7''$	$X_7'+X_7''$	$X_7'+X_7''$	$X_7'-X_7''$	$X_7'-X_7''$	$2(X_7'+X_7'')$	$2(X_7'-X_7'')$	$\alpha=\varphi_2\cdot a^3$
8	$\frac{1888\alpha+2400\beta}{4\psi}\cdot P$	$\frac{2464\alpha+800\beta}{4\omega}\cdot P$	$\frac{22}{30}\cdot P-2X_8'-\frac{2}{3}\cdot X_8''$	$\frac{8}{30}\cdot P-2X_8'+\frac{2}{3}\cdot X_8''$	$X_8'+X_8''$	$X_8'+X_8''$	$X_8'-X_8''$	$X_8'-X_8''$	$2(X_8'+X_8'')$	$2(X_8'-X_8'')$	$\varepsilon=\varphi_1\cdot b^3$
9	$\frac{1971\alpha+2700\beta}{4\psi}\cdot P$	$\frac{2313\alpha+900\beta}{4\omega}\cdot P$	$\frac{21}{30}\cdot P-2X_9'-\frac{2}{3}\cdot X_9''$	$\frac{9}{30}\cdot P-2X_9'+\frac{2}{3}\cdot X_9''$	$X_9'+X_9''$	$X_9'+X_9''$	$X_9'-X_9''$	$X_9'-X_9''$	$2(X_9'+X_9'')$	$2(X_9'-X_9'')$	$\beta=\varphi_3\cdot a^3$
10	$\frac{2000\alpha+3000\beta}{4\psi}\cdot P$	$\frac{2000\alpha+1000\beta}{4\omega}\cdot P$	$\frac{20}{30}\cdot P-2X_{10}'-\frac{2}{3}\cdot X_{10}''$	$\frac{10}{30}\cdot P-2X_{10}'+\frac{2}{3}\cdot X_{10}''$	$X_{10}'+X_{10}''$	$X_{10}'+X_{10}''$	$X_{10}'-X_{10}''$	$X_{10}'-X_{10}''$	$2(X_{10}'+X_{10}'')$	$2(X_{10}'-X_{10}'')$	
11	$\frac{2000\alpha+3270\beta}{4\psi}\cdot P$	$\frac{1600\alpha+1016\beta}{4\omega}\cdot P$	$\frac{19}{30}\cdot P-2X_{11}'-\frac{2}{3}\cdot X_{11}''$	$\frac{11}{30}\cdot P-2X_{11}'+\frac{2}{3}\cdot X_{11}''$	$X_{11}'+X_{11}''$	$X_{11}'+X_{11}''$	$X_{11}'-X_{11}''$	$X_{11}'-X_{11}''$	$2(X_{11}'+X_{11}'')$	$2(X_{11}'-X_{11}'')$	
12	$\frac{2000\alpha+3480\beta}{4\psi}\cdot P$	$\frac{1200\alpha+888\beta}{4\omega}\cdot P$	$\frac{18}{30}\cdot P-2X_{12}'-\frac{2}{3}\cdot X_{12}''$	$\frac{12}{30}\cdot P-2X_{12}'+\frac{2}{3}\cdot X_{12}''$	$X_{12}'+X_{12}''$	$X_{12}'+X_{12}''$	$X_{12}'-X_{12}''$	$X_{12}'-X_{12}''$	$2(X_{12}'+X_{12}'')$	$2(X_{12}'-X_{12}'')$	$\psi=1000\,a^3+(2\varphi_2+3\varphi_3)+1000\,\varepsilon$
13	$\frac{2000\alpha+3630\beta}{4\psi}\cdot P$	$\frac{800\alpha+652\beta}{4\omega}\cdot P$	$\frac{17}{30}\cdot P-2X_{13}'-\frac{2}{3}\cdot X_{13}''$	$\frac{13}{30}\cdot P-2X_{13}'+\frac{2}{3}\cdot X_{13}''$	$X_{13}'+X_{13}''$	$X_{13}'+X_{13}''$	$X_{13}'-X_{13}''$	$X_{13}'-X_{13}''$	$2(X_{13}'+X_{13}'')$	$2(X_{13}'-X_{13}'')$	
14	$\frac{2000\alpha+3720\beta}{4\psi}\cdot P$	$\frac{400\alpha+344\beta}{4\omega}\cdot P$	$\frac{16}{30}\cdot P-2X_{14}'-\frac{2}{3}\cdot X_{14}''$	$\frac{14}{30}\cdot P-2X_{14}'+\frac{2}{3}\cdot X_{14}''$	$X_{14}'+X_{14}''$	$X_{14}'+X_{14}''$	$X_{14}'-X_{14}''$	$X_{14}'-X_{14}''$	$2(X_{14}'+X_{14}'')$	$2(X_{14}'-X_{14}'')$	$\omega=1000\,a^3+(2\varphi_2+\varphi_3)+9000\,\varepsilon$
15	$\frac{2000\alpha+3750\beta}{4\psi}\cdot P$	———	$\frac{1}{2}\cdot P-2X_{15}'$	$\frac{1}{2}\cdot P-2X_{15}'$	X_{15}'	X_{15}'	X_{15}'	X_{15}'	$2X_{15}'$	$2X_{15}'$	
16	$\frac{1971\varepsilon}{8\psi}\cdot P$	$\frac{17739\varepsilon}{8\omega}\cdot P$	$2X_{16}'+\frac{2}{3}\cdot X_{16}''$	$2X_{16}'-\frac{2}{3}\cdot X_{16}''$	$\frac{22}{40}\cdot P-X_{16}'-X_{16}''$	$\frac{18}{40}\cdot P-X_{16}'-X_{16}''$	$-X_{16}'+X_{16}''$	$-X_{16}'+X_{16}''$	$-2(X_{16}'+X_{16}'')$	$-2(X_{16}'-X_{16}'')$	
17	$\frac{1888\varepsilon}{8\psi}\cdot P$	$\frac{16992\varepsilon}{8\omega}\cdot P$	$2X_{17}'+\frac{2}{3}\cdot X_{17}''$	$2X_{17}'-\frac{2}{3}\cdot X_{17}''$	$\frac{24}{40}\cdot P-X_{17}'-X_{17}''$	$\frac{16}{40}\cdot P-X_{17}'-X_{17}''$	$-X_{17}'+X_{17}''$	$-X_{17}'+X_{17}''$	$-2(X_{17}'+X_{17}'')$	$-2(X_{17}'-X_{17}'')$	
18	$\frac{1757\varepsilon}{8\psi}\cdot P$	$\frac{15813\varepsilon}{8\omega}\cdot P$	$2X_{18}'+\frac{2}{3}\cdot X_{18}''$	$2X_{18}'-\frac{2}{3}\cdot X_{18}''$	$\frac{26}{40}\cdot P-X_{18}'-X_{18}''$	$\frac{14}{40}\cdot P-X_{18}'-X_{18}''$	$-X_{18}'+X_{18}''$	$-X_{18}'+X_{18}''$	$-2(X_{18}'+X_{18}'')$	$-2(X_{18}'-X_{18}'')$	
19	$\frac{1584\varepsilon}{8\psi}\cdot P$	$\frac{14256\varepsilon}{8\omega}\cdot P$	$2X_{19}'+\frac{2}{3}\cdot X_{19}''$	$2X_{19}'-\frac{2}{3}\cdot X_{19}''$	$\frac{28}{40}\cdot P-X_{19}'-X_{19}''$	$\frac{12}{40}\cdot P-X_{19}'-X_{19}''$	$-X_{19}'+X_{19}''$	$-X_{19}'+X_{19}''$	$-2(X_{19}'+X_{19}'')$	$-2(X_{19}'-X_{19}'')$	
20	$\frac{1375\varepsilon}{8\psi}\cdot P$	$\frac{12375\varepsilon}{8\omega}\cdot P$	$2X_{20}'+\frac{2}{3}\cdot X_{20}''$	$2X_{20}'-\frac{2}{3}\cdot X_{20}''$	$\frac{30}{40}\cdot P-X_{20}'-X_{20}''$	$\frac{10}{40}\cdot P-X_{20}'-X_{20}''$	$-X_{20}'+X_{20}''$	$-X_{20}'+X_{20}''$	$-2(X_{20}'+X_{20}'')$	$-2(X_{20}'-X_{20}'')$	
21	$\frac{1136\varepsilon}{8\psi}\cdot P$	$\frac{10224\varepsilon}{8\omega}\cdot P$	$2X_{21}'+\frac{2}{3}\cdot X_{21}''$	$2X_{21}'-\frac{2}{3}\cdot X_{21}''$	$\frac{32}{40}\cdot P-X_{21}'-X_{21}''$	$\frac{8}{40}\cdot P-X_{21}'-X_{21}''$	$-X_{21}'+X_{21}''$	$-X_{21}'+X_{21}''$	$-2(X_{21}'+X_{21}'')$	$-2(X_{21}'-X_{21}'')$	
22	$\frac{873\varepsilon}{8\psi}\cdot P$	$\frac{7857\varepsilon}{8\omega}\cdot P$	$2X_{22}'+\frac{2}{3}\cdot X_{22}''$	$2X_{22}'-\frac{2}{3}\cdot X_{22}''$	$\frac{34}{40}\cdot P-X_{22}'-X_{22}''$	$\frac{6}{40}\cdot P-X_{22}'-X_{22}''$	$-X_{22}'+X_{22}''$	$-X_{22}'+X_{22}''$	$-2(X_{22}'+X_{22}'')$	$-2(X_{22}'-X_{22}'')$	
23	$\frac{592\varepsilon}{8\psi}\cdot P$	$\frac{5328\varepsilon}{8\omega}\cdot P$	$2X_{23}'+\frac{2}{3}\cdot X_{23}''$	$2X_{23}'-\frac{2}{3}\cdot X_{23}''$	$\frac{36}{40}\cdot P-X_{23}'-X_{23}''$	$\frac{4}{40}\cdot P-X_{23}'-X_{23}''$	$-X_{23}'+X_{23}''$	$-X_{23}'+X_{23}''$	$-2(X_{23}'+X_{23}'')$	$-2(X_{23}'-X_{23}'')$	
24	$\frac{299\varepsilon}{8\psi}\cdot P$	$\frac{2691\varepsilon}{8\omega}\cdot P$	$2X_{24}'+\frac{2}{3}\cdot X_{24}''$	$2X_{24}'-\frac{2}{3}\cdot X_{24}''$	$\frac{38}{40}\cdot P-X_{24}'-X_{24}''$	$\frac{2}{40}\cdot P-X_{24}'-X_{24}''$	$-X_{24}'+X_{24}''$	$-X_{24}'+X_{24}''$	$-2(X_{24}'+X_{24}'')$	$-2(X_{24}'-X_{24}'')$	
00	0	0	0	0	P	0	0	0	0	0	



Ausführung der Rostbrücke nach Tabelle III.

Ordinaten der Einflußlinien für M_{10}.

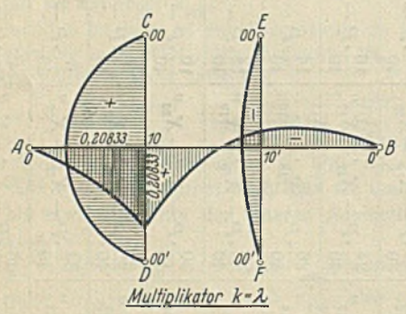
Roststab A—B		Roststab C—D		Roststab E—F	
0	0	00	0		
1	0,00846	24	0,03115		
2	0,01767	23	0,06167		
3	0,02838	22	0,09094		
4	0,04134	21	0,11833		
5	0,05729	20	0,14323		
6	0,07700	19	0,16500		
7	0,10121	18	0,18302		
8	0,13067	17	0,19667		
9	0,16613	16	0,20531		
10	0,20833	10	0,20833	00	0
11	0,15783	16′	0,20531	24	— 0,00623
12	0,11433	17′	0,19667	23	— 0,01233
13	0,07733	18′	0,18302	22	— 0,01819
14	0,04633	19′	0,16500	21	— 0,02367
15	0,02083	20′	0,14323	20	— 0,02865
14′	0,00034	21′	0,11833	19	— 0,03300
13′	— 0,01567	22′	0,09094	18	— 0,03661
12′	— 0,02766	23′	0,06167	17	— 0,03933
11′	— 0,03617	24′	0,03115	16	— 0,04106
10′	— 0,04167	00′	0	10′	— 0,04167
9′	— 0,04463			16′	— 0,04106
8′	— 0,04533			17′	— 0,03933
7′	— 0,04404			18′	— 0,03661
6′	— 0,04100			19′	— 0,03300
5′	— 0,03646			20′	— 0,02865
4′	— 0,03067			21′	— 0,02367
3′	— 0,02388			22′	— 0,01819
2′	— 0,01633			23′	— 0,01233
1′	— 0,00829			24′	— 0,00623
0′	0			00′	0

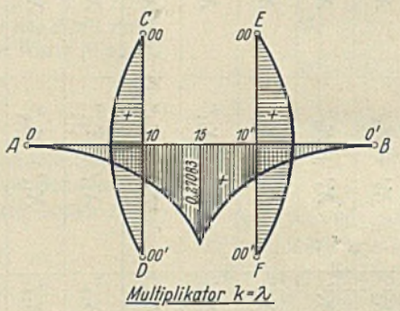
Ordinaten der Einflußlinien für M_{15}.

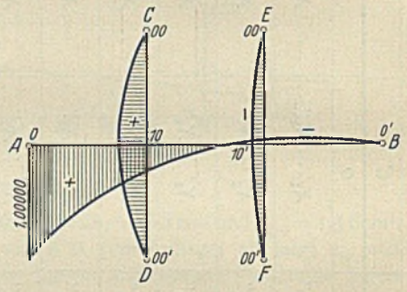
Roststab A—B		Roststab C—D		Roststab E—F	
0	0	00	0		
1	0,00009	24	0,01247		
2	0,00067	23	0,02467		
3	0,00226	22	0,03638		
4	0,00534	21	0,04733		
5	0,01042	20	0,05729		
6	0,01800	19	0,06600		
7	0,02859	18	0,07321		
8	0,04267	17	0,07867		
9	0,06076	16	0,08212		
10	0,08333	10	0,08333	00	0
11	0,11083	16′	0,08212	24	0,01247
12	0,14333	17′	0,07867	23	0,02467
13	0,18083	18′	0,07321	22	0,03638
14	0,22333	19′	0,06600	21	0,04733
15	0,27083	20′	0,05729	20	0,05729
14′	0,22333	21′	0,04733	19	0,06600
13′	0,18083	22′	0,03638	18	0,07321
12′	0,14333	23′	0,02467	17	0,07867
11′	0,11083	24′	0,01247	16	0,08212
10′	0,08333	00′	0	10′	0,08333
9′	0,06076			16′	0,08212
8′	0,04267			17′	0,07867
7′	0,02859			18′	0,07321
6′	0,01800			19′	0,06600
5′	0,01042			20′	0,05729
4′	0,00534			21′	0,04733
3′	0,00226			22′	0,03638
2′	0,00067			23′	0,02467
1′	0,00009			24′	0,01247
0′	0			00′	0

Ordinaten der Einflußlinien für den Auflagerdruck A.

Roststab A—B		Roststab C—D		Roststab E—F	
0	1,00000	00	0		
1	0,90846	24	0,03115		
2	0,81767	23	0,06167		
3	0,72838	22	0,09094		
4	0,64134	21	0,11833		
5	0,55729	20	0,14323		
6	0,47700	19	0,16500		
7	0,40121	18	0,18302		
8	0,33067	17	0,19667		
9	0,26613	16	0,20531		
10	0,20833	10	0,20833	00	0
11	0,15783	16′	0,20531	24	— 0,00623
12	0,11433	17′	0,19667	23	— 0,01233
13	0,07733	18′	0,18302	22	— 0,01819
14	0,04633	19′	0,16500	21	— 0,02367
15	0,02083	20′	0,14323	20	— 0,02865
14′	0,00034	21′	0,11833	19	— 0,03300
13′	— 0,01567	22′	0,09094	18	— 0,03661
12′	— 0,02766	23′	0,06167	17	— 0,03933
11′	— 0,03617	24′	0,03115	16	— 0,04106
10′	— 0,04167	00′	0	10′	— 0,04167
9′	— 0,04463			16′	— 0,04106
8′	— 0,04533			17′	— 0,03933
7′	— 0,04404			18′	— 0,03661
6′	— 0,04100			19′	— 0,03300
5′	— 0,03646			20′	— 0,02865
4′	— 0,03067			21′	— 0,02367
3′	— 0,02388			22′	— 0,01819
2′	— 0,01633			23′	— 0,01233
1′	— 0,00829			24′	— 0,00623
0′	0			00′	0







Alle Rechte vorbehalten.

Über Versuche mit geschweißten Konsolen.

Von Fritz Munzinger, Stuttgart.

Konsolen sind fast in jedem Stahlbauwerk herzustellen. Die Anwendung der Schweißung bietet sowohl bei der Herstellung als auch beim Anschluß solcher Bauglieder manche Vorteile. Der nachstehende Bericht über Versuche mit derartigen Konstruktionen, die in Amerika ausgeführt wurden, dürfte daher von Interesse sein.

In Amerika hat zuerst M. Priest[1]) durch eine theoretische Abhandlung Unterlagen für den Entwurf der geschweißten Konsolen geschaffen. Anschließend haben Lyse und Schreiner[2]) durch Versuche die von M. Priest geschaffenen Unterlagen für die einfachen, aus Winkeleisen gebildeten Konsolen nachgeprüft. Neuerdings hat Jensen[3]) dasselbe für Konsolen größerer Tragkraft getan, die entweder aus kurzen Abschnitten von I- und ⊏-Trägern gebildet oder aber aus zweckentsprechend geformten Blechstücken zusammengeschweißt werden. Gleichzeitig wurden Unterlagen geschaffen für die Berechnung des Steges solcher Konsolen, die in der Abhandlung von Priest vermißt wurden.

Die Untersuchungen von Jensen erstreckten sich

1. auf Versuche mit Zelluloidmodellen im polarisierten Licht,
2. auf Versuche mit geschweißten Konsolen nach Bild 2, die siebenmal größer waren als die Zelluloidmodelle, und
3. auf Versuche mit kleineren geschweißten Konsolen, die bis zur Zerstörung belastet wurden (Bruchversuche).

Die Zelluloidmodelle zu den Versuchen unter 1. waren grundsätzlich als doppelte Probekörper ausgebildet (Bild 1). Am linken Teil wurden die Linien gleicher Spannungsunterschiede (Unterschiede der beiden Hauptspannungen) und am rechten Teil die Spannungstrajektorien ermittelt. Der Steg war zum Teil als Dreieck wie in Bild 1, zum Teil als Rechteck ausgebildet, wobei die abstehende Ecke des Rechtecks mehr oder weniger weggeschnitten war. Bei zwei weiteren Proben waren die Querschnitte I-förmig gestaltet. Aus den Versuchsergebnissen sei folgendes hervorgehoben:

a) Die größten Spannungsunterschiede wurden in der Regel unter der Laststelle festgestellt; sie waren bei gleicher Belastung bei den Körpern mit dreieckförmigen Stegen größer als bei den Körpern mit „rechteckförmigen" Stegen.

b) Wenn bei den Körpern nach Bild 1 bei C und C' etwa ein Viertel des Steges (auf der Linie CB bzw. $C'B'$ gemessen) ausgespart wurde,

[1]) Malcolm Priest, American Welding Society Journal, August 1933.
[2]) Inge Lyse u. Norman G. Schreiner, American Welding Society Journal, Februar 1935.
[3]) Cyril D. Jensen, The Engineering Foundation, Welding Research Commitee, Oktober 1936, Nr. 3, S. 9 ff., in The American Welding Society Journal, Vol. 15, Nr. 10.

wurden die größten Spannungsunterschiede in den Querschnitten CB bzw. $C'B'$ beträchtlich erhöht (rd. 30%).

c) Für die Berechnung des Steges muß bei den Probekörpern mit dreieckigem Steg der Querschnitt CB bzw. $C'B'$ (vgl. Bild 1), bei den Probekörpern mit „rechteckförmigem" Steg ein Querschnitt parallel zum Kopfstück und senkrecht zur Richtung der äußeren Kraft P zugrunde gelegt werden.

d) Bei den I-förmigen Probekörpern werden die Spannungen niedriger und die Spannungsverteilung günstiger, wenn auch der Steg mit dem Mittelstück m verbunden ist, wie es in der Regel bei den geschweißten Konsolen der Fall ist.

e) Die Spannungsverteilung im Steg des Körpers nach Bild 1 zeigt an, daß sich die Spannungen in dem Querschnitt $C'B'$ berechnen lassen als resultierende Anstrengungen durch die Druckkraft P_d und das Biegemoment $P_d\,e$. Dabei ist vorausgesetzt, daß sich die äußere Belastung P nach dem kleinen Kraftdreieck rechts zerlegt in die waagerechte Kraft P_h und in die Kraft P_d, die parallel zu der äußeren Begrenzung des Steges wirksam ist. Der Hebelarm e ist dann der Abstand der gedachten Wirkungslinie der Kraft P_d vom Schwerpunkt des Stegquerschnitts $C'B'$.

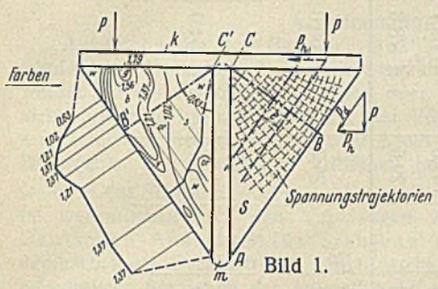


Bild 1.

Farbentafel.

Farbe	Spannung kg/mm²
weiß (w)	0,63
strohgelb (s)	1,02
orange (or)	1,21
violett (v)	1,37
blau (b)	1,56
blaßblau (p)	1,79
gelb (g)	

Ganz allgemein wäre zu diesen spannungsoptischen Versuchen noch zu sagen, daß die Spannungslinien und Spannungstrajektorien an Proben ohne Eigenspannungen gewonnen wurden. Bei geschweißten Körpern werden infolge der Schweißspannungen und der anderen Eigenspannungen die tatsächlich vorhandenen Spannungen mehr oder weniger von denen abweichen, die nach diesen spannungsoptischen Versuchen auf Grund der äußeren Belastung erwartet werden. Dies kam z. B. bei den Bruchversuchen unter 3. dadurch zum Ausdruck, daß die ersten Fließlinien zum Teil schon unter unerwartet niedrigen Belastungen festgestellt werden konnten.

Um zu prüfen, ob und wieweit die unter c) und e) niedergelegten Erkenntnisse bei geschweißten, stählernen Konsolen zutreffen, wurden Versuche mit zwei Probekörpern nach Bild 2 gemacht. Die Abmessungen der Konsolen nach Bild 2 sind siebenmal größer gewählt worden als die der Zelluloidmodelle. Die Spannungen in den Querschnitten CB bzw. $C'B'$ der Stege wurden mit Huggenberger-Dehnungsmessern festgestellt. Beim ersten Probekörper wurden die Belastungen

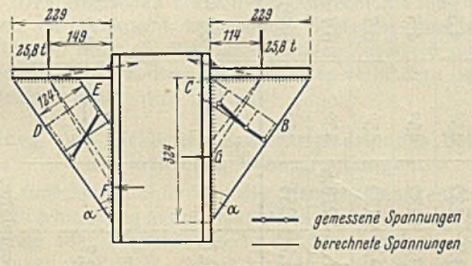


Bild 2.

beiderseits 166 mm vom Pfosten entfernt aufgebracht. Die gemessenen Spannungen stimmten befriedigend mit den nach c) und e) berechneten überein, wobei die äußere Belastung erst an der Unterseite der Kopfplatte zerlegt wurde (vgl. die gestrichelten Linien in Bild 2). Größere Unterschiede waren vorhanden zwischen den gemessenen und den an den Zelluloidmodellen beobachteten. Beim zweiten Probekörper wurden die Belastungen so aufgebracht, daß e (vgl. Bild 1) gleich Null erwartet wurde. Die Versuchsergebnisse in Bild 2 zeigen jedoch, daß noch ein kleines Biegemoment wirksam war. Jensen schließt daraus, daß die Wirkungslinien der Kräfte P_d weiter nach unten auf F und G zu verlaufen; diese Abweichung sei entstanden, weil in dem Gebiet zwischen F bzw. G und der unteren Ecke des Steges unerwartete Beanspruchungen vorhanden waren. Der Forscher stützt sich bei dieser Annahme auf Beobachtungen an den kleineren geschweißten Konsolen bei den Bruchversuchen unter 3.

Zu diesen Versuchen unter 3. wurden Probekörper nach Bild 3 bis 6 in Spalte 1 der Zusammenstellung 1 angewendet. Die Belastung wurde stetig bis zum Bruch der Probekörper gesteigert. In den Spalten 3 bis 7 der Zusammenstellung 1 sind Abmessungen angegeben, die bei den verschiedenen Probekörpern verschieden gemacht wurden. In den Spalten 8 bis 10 sind weiterhin die Belastungen beim Auftreten der ersten Fließlinien[4]), die Belastungen, unter denen die Fließlinien über den ganzen Steg verbreitet waren, und die Höchstlasten genannt. Und schließlich enthalten die Spalten 11 bis bis 16 die Spannungen, die nach Jensen berechnet wurden (vgl. Bild 2, 3, 5 u. 6). Die Festigkeitseigenschaften des verwendeten Stahls wurden leider nicht angegeben. Da im Bericht aber erwähnt ist, daß die zulässigen Spannungen des Stahls $\sigma_{zul} = 12{,}65$ kg/mm² und die Fließgrenze $\sigma_F = 28$ kg/mm² betragen, kann angenommen werden, daß es sich um handelsüblichen amerikanischen Baustahl handelte. Aus den Versuchsergebnissen in Zusammenstellung 1 sei folgendes hervorgehoben:

a) Die Belastungen beim Auftreten der ersten Fließfiguren waren anscheinend beträchtlich abhängig von den Wärmespannungen, die beim Schweißen entstanden sind. Sie können also nicht zum Vergleich herangezogen werden.

b) Die Belastungen P_s in Spalte 9 sind gleichmäßiger. Ihre Größe war aber wahrscheinlich in erheblichem Maße vom Beobachter abhängig, so daß für den strengen Vergleich nur die Höchstlasten herangezogen werden können.

c) Bei den Probekörpern nach Bild 3 ergaben sich mit einem Winkel α des Stegblechs von 30° erheblich größere Höchstlasten als mit $\alpha = 36°\,50'$ oder gar $\alpha = 45°$. Wenn bei den Probekörpern nach Bild 3 das Stegblech am Pfosten anlag, wurden die Höchstlasten nicht wesentlich anders wie bei den Probekörpern, bei denen diese Maßnahme nicht getroffen wurde, die Schweißnähte also die ganze Übertragung übernehmen mußten.

d) Wenn bei den Probekörpern nach Bild 3 der innere, wenig beanspruchte Teil des Steges nach Bild 4 ausgespart wurde, wurden die Höchstlasten nur wenig kleiner.

e) Wenn der Steg nach Bild 5 gestaltet war, ergaben sich bei gleicher Länge L wesentlich größere Höchstlasten als mit dreieckigem Steg nach Bild 3.

f) Die nach Jensen berechneten Spannungen im Steg unter den Höchstlasten sind in der Regel bei den Probekörpern nach Bild 5 u. 6 größer ausgefallen als bei den Probekörpern nach Bild 3; bei den Probekörpern nach Bild 3 ergaben sich wieder um so kleinere Spannungen, je größer der Winkel α des Stegblechs gemacht wurde. Diese Unterschiede entstanden wahrscheinlich deshalb, weil die Wirkungslinie der Steglast P_d nicht parallel zur äußeren Stegbegrenzung verläuft, wie bei der Berechnung der Spannungen angenommen wurde, sondern mehr senkrecht, wie schon bei der Erörterung der Versuche unter 2. dargelegt worden ist. Außerdem wird die Kraftkomponente P_h verhältnismäßig größer, je größer der Winkel α ist. Weiterhin kann P_h eine andere Richtung haben, als Jensen angenommen hat.

g) Wenn das Stegblech im Verhältnis zur Länge dünn gemacht wurde, wie bei den Probekörpern D 1 und D 2, knickte das Stegblech schon unter niedrigen Spannungen seitlich aus.

h) Bei den größeren Probekörpern E 3a, E 3b, F 1 und F 2 wurden die Spannungen im Stegblech unter den Höchstlasten annähernd ebenso groß wie bei den kleinen Probekörpern E 1 und E 2. Die Spannungen unter den Belastungen P_s (vgl. die Spalte 13 der Zusammenstellung 1) waren allerdings bei den größeren Probekörpern zum Teil wesentlich niedriger als bei den kleinen Probekörpern.

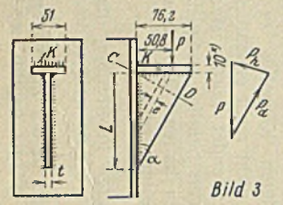
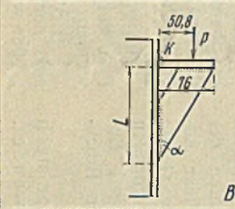
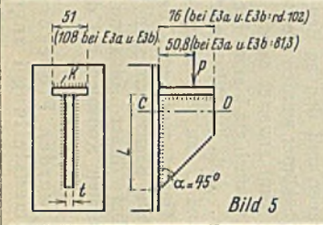
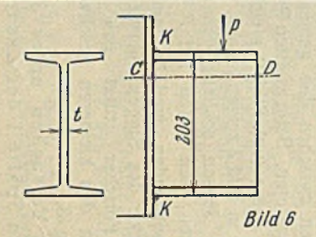
Unter den Höchstlasten sind mit zwei Ausnahmen die Schweißnähte K gebrochen. Die Höchstlasten betrugen das 3,42- bis 6,02-fache der nach M. Priest berechneten zulässigen Belastungen der Schweißnähte K (vgl. auch die Spalte 17 der Zusammenstellung 1). Die Angaben von Jensen über die Abmessungen der übrigen Schweißnähte sind jedoch für eine einwandfreie Beurteilung nicht ausreichend. Jensen betont aber, daß er die von Priest eingeführte Art der Berechnung der Schweißnähte auch weiterhin für richtig halte.

Mit den Versuchen sollte die Widerstandsfähigkeit von Konsolen großer Tragfähigkeit, die angewendet werden können, wenn die aus Winkeln gebildeten Konsolen zu schwach sind, erforscht werden. Es ist deshalb nicht recht ersichtlich, warum in der Mehrzahl so kleine Probekörper verwendet worden sind. Bei größeren Probekörpern wäre es überdies wahrscheinlich möglich gewesen, die Schweißspannungen gleichmäßiger zu halten. Trotzdem kommt den Versuchen von Jensen erhebliche Bedeutung zu.[5])

[4]) Zur sicheren Feststellung der Fließlinien war die Oberfläche der Probekörper mit einem weißen, leicht abspringenden Anstrich versehen worden.

[5]) Außer den in der Zusammenstellung 1 angeführten Probekörpern sind noch drei Körper geprüft worden, an denen die Schweißnähte K größer waren.

Zusammenstellung 1.

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
Bauart der Probekörper	Bezeichnung der Probekörper	Abmessungen: Dicke des Stegblechs t mm	Länge des Stegblechs L mm	Winkel α des Stegblechs	Dicke a der Schweißnaht K mm	Länge l der Schweißnaht K mm	Belastung beim Auftreten der ersten Fließlinien P_{S1} kg	Belastung, unter der die Fließlinien über den ganzen Steg verteilt waren P_S kg	Höchstlast P_{max} kg	Größte Druckspannungen im Querschnitt C—D des Steges, berechnet nach der von Jensen vorgeschlagenen Art: unter P_{S1} (Spalte 8) kg/mm²	Mittelwert kg/mm²	unter P_S (Spalte 9) kg/mm²	Mittelwert kg/mm²	unter P_{max} (Spalte 10) kg/mm²	Mittelwert kg/mm²	Höchstlast P_{max} / Zulässige Belastung der Schweißnähte K [5])	Bemerkungen
 Bild 3	B 1—2	9,5	132	30°	4,5	50,8	9 072	14 864	17 464	29,4		48,2		56,6		3,42	Stegblech in Berührung mit dem Pfosten
	C 1—2	9,5	132	30°	4,5	50,8	10 930	13 086	19 097	35,4	34,1	42,4	44,3	61,9	59,4	3,75	Stegblech nicht in Berührung mit dem Pfosten
	C 1—2	9,5	132	30°	4,5	50,8	11 612	13 018	18 416	37,6		42,2		59,7		3,62	
	B 2—2	9,5	102	36° 50′	4,5	50,8	7 439	11 839	14 987	27,3		43,5		55,0		4,14	Stegblech in Berührung mit dem Pfosten
	C 2—2	9,5	102	36° 50′	4,5	50,8	10 070	12 020	14 053	37,0	36,8	44,1	45,5	51,6	55,4	3,87	Stegblech nicht in Berührung mit dem Pfosten
	C 2—2	9,5	102	36° 50′	4,5	50,8	12 564	13 290	16 239	46,1		48,8		59,6		4,48	
	B 3—2	9,5	76	45°	4,5	50,8	8 482	11 340	12 111	37,9		50,7		54,2		4,69	Stegblech in Berührung mit dem Pfosten
	C 3—2	9,5	76	45°	4,5	50,8	8 618	9 843	11 372	38,6	38,1	44,0	45,9	50,9	50,1	4,41	Stegblech nicht in Berührung mit dem Pfosten
	C 3—2	9,5	76	45°	4,5	50,8	8 437	9 616	10 115	37,7		43,0		45,3		3,92	
	D 1	3,2	132	30°	4,5	50,8	3 039	3 629	3 991	29,3		35,0		38,5		—	
 Bild 4	B 4—2	9,5	—	36° 50′	4,5	50,8	10 991	13 327	14 715							5,50	
	B 5—2	9,5	—	30°	4,5	50,8	12 900	14 379	16 951							5,00	
 Bild 5	D 2	3,2	132	45°	4,5	50,8	3 855	4 173	4 264	31,6		34,2		34,9		—	
	E 1	9,5	132	45°	4,5	50,8	7 326[2])	18 144	22 680[3])	20,2		50,1		>62,7		4,45	
	E 2	9,5	132	45°	6,7	50,8	15 105	17 917	24 857	41,7		49,5		68,7		—	
	E 3a	31,7	218,5	45°	6,7	89	49 895	56 700	68 039	43,4		49,3		59,1		3,75	
	E 3b	31,7	254	45°	9,0[1])	76	27 215	34 019	84 370	23,6		29,6		73,3		4,65	
 Bild 6	F 1	12,7	—	—	6,7[4])	108[4])	14 700	25 990	54 431	16,2		28,7		60,0		4,70	
	F 2	12,7	—	—	11,2	108	22 680	28 123	58 061	25,0		31,1		64,0		4,36	

[1]) Schweißnaht K an der Unterseite der Kopfplatte.
[2]) Frühzeitige Fließlinien, wahrscheinlich infolge von Schweißspannungen.
[3]) Höchstbelastung der Prüfmaschine. Probekörper nahe seiner Höchstlast.
[4]) Außerdem Schweißnähte am Steg, 254 mm lang.
[5]) Nach M. Priest berechnet.
X) An den Bruchbildern abgemessen.

INHALT: Außermittig gedrückte Baustahlstäbe mit elastisch eingespannten Enden und verschieden großen Angriffshebeln. (Schluß.) — Kurventafel zum geschweißten Trägerstumpfstoß. — Die symmetrisch ausgebildete Rostbrücke mit drei Hauptträgern und elastischen Querträgern in den Hauptträgerdritteln. (Schluß.) — Über Versuche mit geschweißten Konsolen.

Verantwortlich für den Inhalt: Geh. Regierungsrat Prof. A. Hertwig, Berlin-Charlottenburg. — Verlag Wilh. Ernst & Sohn, Berlin W 9. — Druck: Buchdruckerei Gebrüder Ernst, Berlin SW 68.