DER STAHLBAU

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

Beilage zur Zeitschrift **DIE BAUTECHNIK** Fachschrift für das gesamte Bauingenieurwesen

Preis des Jahrganges 10 RM und Postgeld

10. Jahrgang | BERLIN, 19. März 1937 | Heft 7

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

Alle Rechte vorbehalten.

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

I. Außermittig gedrückte Baustahlstäbe mit elastisch eingespannten Enden.

1. Ermittlung der kritischen Gleichgewichtszustände. Die gedrückten Stäbe der Stahltragwerke werden in der Regel biegesteif mit den benachbarten Tragwerkteilen verbunden und können daher gezwungen werden, von diesen Tragwerkteilen Biegemomente zu übernehmen; die Stäbe werden dann auf Biegung und Druck oder — wenn das Angriffsmoment der Druckkraft verhältnisgleich ist — auf außermittigen Druck beansprucht. Hat das Tragwerk unter irgendeiner äußeren Einwirkung (Belastung, Temperaturänderung, Stützpunktverschiebung) einen Gleichgewichtszustand erreicht und versuchen wir nun, die zur Ausbildung gelangte Gleichgewichtslage des Stabes zu stören, dann werden die benachbarten Tragwerkteile (das „einspannende System") der Verdrehung der Stabenden einen Widerstand entgegensetzen, dessen spezifische Größe von der Tragwerkbelastung abhängig oder unabhängig sein kann. Im letztgenannten Fall dürfen wir den Stab bei der Untersuchung des Tragverhaltens und Tragvermögens vom Bauwerk loslösen und — sofern der Widerstand der Verdrehung proportional ist — als „elastisch eingespannten" Stab behandeln. Wir können uns diese Lagerungsart in der Weise verwirklicht denken, daß wir den Stab an beiden Enden mit unverändertem Querschnitt über je ein Feld durchlaufen lassen (Bild 1a) und durch passende Wahl der Seitenfeldlängen c_1 und c_2 die gewünschten Grade der Einspannung erreichen; hierbei wird vorausgesetzt, daß das Stabmaterial innerhalb der beiden Seitenfelder ein Idealmaterial ist, das unbeschränkt dem Hookeschen Gesetze gehorcht[1]). Vom baupraktischen Standpunkt dürfte diese Art der Festlegung des Einspannungsgrades zweckmäßiger als die übliche Einführung „spezifischer Verdrehungswiderstände" sein, da eine verläßliche Abschätzung spezifischer Verdrehungswiderstände in praktischen Fällen meist größeren Schwierigkeiten begegnet als die Abschätzung der gedachten Seitenfeldlängen c_1 und c_2.

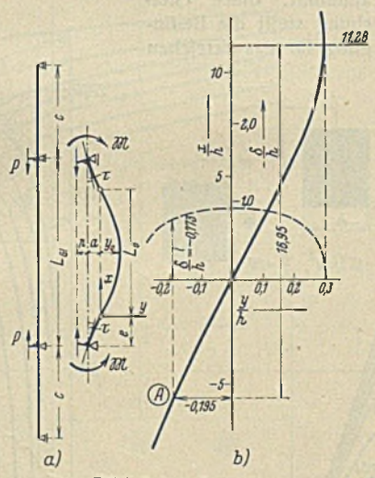


Bild 1a u. b.

Wir beziehen uns im weiteren auf den Fall $c_1 = c_2 = c$ und untersuchen einen geraden Stab der Länge L, dessen Querschnitt ein Rechteck $F = b\,h$[2]) ist und dessen Druckkraft $P = F\sigma_0$ an beiden Stabenden auf der zu h parallelen Querschnitts-Hauptachse mit den beiderseits gleich großen Hebelarmen p angreift. Um von der Wiedergabe aller vorbereitenden Rechnungen absehen zu können, setzen wir für den Baustahl das im Stahlbau 1934, S. 162, festgelegte Formänderungsgesetz voraus und wählen für die mittlere Druckspannung den Wert $\sigma_0 = -1{,}5$ t/cm², da wir die Schar der „Grundkurven" im Stahlbau 1934, S. 165, für diese Laststufe schon ermittelt haben.

Der Stab wird nach seiner Belastung die in Bild 1a gezeichnete Gleichgewichtslage annehmen, wobei in den Querschnitten über den beiden Mittelstützen (den Endquerschnitten des gegebenen Stabes) die als statisch überzählig aufgefaßten Biegemomente $\mathfrak{M}$ übertragen werden. Zur Bestimmung von $\mathfrak{M}$ bauen wir über den Stützen reibungsfreie Gelenke ein, lassen die Momente $\mathfrak{M}$ als äußere Doppelmomente wirken und stellen die Stetigkeitsbedingung für die Biegelinie auf. Mit Rücksicht auf die Unveränderlichkeit der gewählten Laststufe dürfen wir $\mathfrak{M} = P\,p'$ schreiben und erhalten dann im Mittelfeld als resultierende Belastung eine Druckkraft $P = F\sigma_0$, die mit dem Hebelarm $a = p' - p$ wirksam ist. Beziehen wir die gesuchte Gleichgewichtsfigur auf ein Koordinatensystem x, y, dessen x-Achse parallel zur ursprünglichen Stabrichtung verläuft und dessen Ursprung mit dem einen der beiden Wendepunkte zusammenfällt, dann erkennen wir unmittelbar, daß diese Gleichgewichtsfigur aus einer „Grundkurve" der Länge L_0 und der Pfeilhöhe y_0 sowie aus zwei antimetrisch anschließenden Ästen dieser Grundkurve gebildet wird.

Die erwähnte Stetigkeitsbedingung, die die Übereinstimmung der an der Stelle $x = -e$, $y = -a$ vorhandenen Tangentenneigung $\left.\frac{dy}{dx}\right|_{y=-a}$ mit der Endtangentenneigung des Seitenfeldes $\operatorname{tg}\tau = \frac{\mathfrak{M}c}{3EJ} = -\frac{b\,h\,\sigma_0\,c\,(p+a)}{3EJ}$ verlangt, nimmt nach Einführung der Hilfsgröße $\frac{\delta}{h} = \frac{\sqrt{3}}{2}\cdot\frac{E}{\sigma_0}\cdot\frac{i}{c}\cdot\left.\frac{dy}{dx}\right|_{y=-a}$ die einfache Form $\frac{a}{h} + \frac{p}{h} + \frac{\delta}{h} = 0$ an und liefert für jede Wertegruppe σ_0, p/i, c/i, y_0/h einen bestimmten Betrag der Gleichgewichtslänge L_{Gl}; die Größe $i = \sqrt{J/F} = h/\sqrt{12}$ stellt hierbei den in Richtung von p gemessenen Querschnitts-Trägheitsradius vor, den wir im weiteren — ohne damit eine besondere Absicht zu verbinden — gleich auch als Bezugsgröße für das Exzentrizitätsmaß verwenden wollen. Gilt beispielsweise $\sigma_0 = -1{,}5$ t/cm², $p/i = 2{,}00$, $c/i = 50$ und $y_0/h = 0{,}30$, dann haben wir die Grundkurve für $\sigma_0 = -1{,}5$ t/cm² und $y_0/h = 0{,}30$ (vgl. Stahlbau 1934, S. 165) einschließlich ihrer antimetrischen Fortsetzung darzustellen, für die verschiedenen Werte y/h die Hilfsgrößen δ/h zu berechnen und jenen Punkt A der Grundkurve aufzusuchen, für den die Stetigkeitsbedingung erfüllt wird. Für A ergeben sich die Koordinaten $x/h = -e/h = -5{,}67$ und $y/h = -a/h = -0{,}195$ (Bild 1b), so daß für die Gleichgewichtslänge und die Gleichgewichtsschlankheit des untersuchten Stabes die Werte $L_{Gl} = (L_0 + 2e) = 33{,}9\,h$ bzw. $\lambda_{Gl} = L_{Gl}/i = 117{,}4$ erhalten werden; die zur Ausbildung gelangende Gleichgewichtsfigur (Bild 1a) weist eine effektive Scheitelausbiegung $(y_0 + a) = 0{,}495\,h$ und je einen Wendepunkt in der Randentfernung $\frac{5{,}67}{33{,}90}\cdot L_{Gl} = 0{,}167\,L_{Gl}$ auf.

Bestimmen wir nach diesem Verfahren für vorgegebene Werte σ_0 und c/i die den verschiedenen Gleichgewichtszuständen zugeordneten Wertegruppen λ_{Gl}, y_0/h, p/i, und tragen wir λ_{Gl} und y_0/h als Koordinaten von Punkten einer dem Exzentrizitätsmaß p/i entsprechenden Kurve auf, dann erhalten wir als Lösungsergebnis für jedes Wertepaar σ_0, c/i eine nach dem Parameter p/i

[1]) Durch diese Voraussetzung unterscheidet sich das untersuchte Problem vom Gleichgewichtsproblem einer „baustählernen Durchlaufstütze mit außermittig gedrücktem Mittelfeld", das vom Verfasser in den Abhandlungen d. Int. Ver. f. Brückenbau, II. Bd., S. 108, Zürich 1933/34, behandelt worden ist. In den Seitenfeldern derartiger Durchlaufstützen wird die Proportionalitätsgrenze des Baustahles in den meisten praktischen Fällen von den Biegerandspannungen schon überschritten, bevor noch der kritische Gleichgewichtszustand der Stütze erreicht ist, so daß der Einspannungsgrad herabgesetzt und die Traglast verringert wird.

[2]) Die für Stäbe mit rechteckigen Querschnitten abgeleiteten Ergebnisse sind hinsichtlich des Einflusses, den die Querschnittsform auf die Lösung nehmen kann, als Mittelwerte anzusehen.

geordnete Schar von Kurven $\lambda_{Gl} = f(y_0/h)$. In Bild 2 bis 5 sind diese Kurven für die Laststufe $P = b\,h\,\sigma_0$, $\sigma_0 = -1{,}5$ t/cm² und die Seitenfeldschlankheiten $c/i = 200$, 100, 50 und 19,1 gezeichnet worden; die dem Grenzfall $c/i \to \infty$ (gelenkige Lagerung der beiden Stabenden) zugehörige Kurvenschar ist in Bild 8 dargestellt. Um die in den einzelnen Gleichgewichtszuständen 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. Alle Kurvenpunkte, die links von H gelegen sind, gehören zu Gleichgewichtszuständen, in denen die größte auftretende Normalspannung noch unterhalb der Proportionalitätsgrenze $\sigma_P = 1{,}9$ t/cm² des Baustahles gelegen ist; alle Kurvenpunkte, deren Abszisse in das Quetschintervall ($0{,}230 \leqq y_0/h \leqq 0{,}292$) oder 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. die größte Stabzugspannung den Streckbereich $\sigma_S = +2{,}7$ t/cm² durchläuft. Die an der Grenze des Untersuchungsbereiches ($y_0/h = 0{,}582$) zur Ausbildung gelangenden Gleichgewichtslagen sind durch das Auftreten einer größten Stabdruckspannung $\min \sigma_d = -4{,}50$ t/cm² und einer größten Stabzugspannung $\max \sigma_z = +3{,}94$ t/cm² gekennzeichnet. — Da die von uns verwendeten „Grundkurven" unter der Voraussetzung abgeleitet worden sind, daß die im Stab auftretenden Normalspannungsverteilungen affin verwandt mit der Formänderungskurve des Baustahls bei einachsiger Zug- und Druckbelastung sind, verlieren unsere Lösungsergebnisse ihre theoretische Gültigkeit, wenn einzelne Stabfasern beim Anwachsen der Druckkraft P zuerst eine unelastische Stauchung und hierauf eine Entlastung erfahren; denn in einem solchen Fall würde das lineare Formänderungsgesetz der Entlastung vom zugrunde gelegten Formänderungsgesetz abweichen und die Normalspannungsverteilung nicht mehr unserer Voraussetzung entsprechen. Da die untersuchten Gleichgewichtsfiguren Wendepunkte aufweisen und diese Wendepunkte im Zuge der Laststeigerung innerhalb gewisser Grenzen wandern, existiert hier tatsächlich ein Gebiet, in welchem noch vor Erreichen der Traggrenze ein Abbau der örtlichen Achsenkrümmung und damit ein Abbau vorhandener Faserspannungen zustande kommt; im untersuchten Fall erfolgt jedoch dieser Abbau (da der zugrunde gelegte Wert der mittleren Druckspannung $\sigma_0 = -1{,}5$ t/cm² unterhalb der Elastizitätsgrenze des Werkstoffes liegt und die zusätzlichen Biegespannungen in der Umgebung der Wendepunkte verhältnismäßig klein bleiben) noch innerhalb des elastischen Formänderungsbereiches und bleibt daher ohne Einfluß auf das Gesetz der Normalspannungsverteilung.

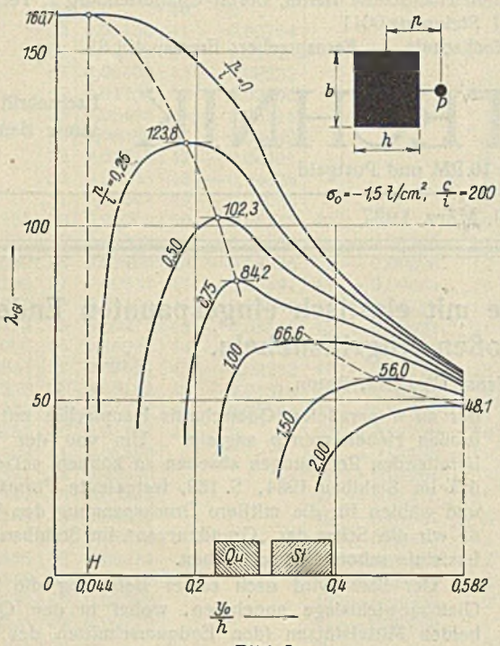


Bild 2.

2. Diskussion der gefundenen Lösung. Die in den Bildern 2 bis 5 eingezeichneten Kurven „$p/i = 0$" gehören dem Fall mittiger Druckbelastung an und zweigen von der Ordinatenachse mit waagerechter Tangente ab, wobei die Ordinate dieser Verzweigungsstelle die der Laststufe $P = F\sigma_0$, $\sigma_0 = -1{,}5$ t/cm² zugeordnete „Knickschlankheit λ_k" des elastisch eingespannten Stabes vorstellt. Wird die an der Verzweigungsstelle ausgebildete, unendlich wenig ausgebogene Gleichgewichtsfigur auf ein Koordinatensystem ξ, η bezogen, dessen ξ-Achse mit der ursprünglichen Stabachse zusammenfällt und dessen Ursprung in der Stabmitte gelegen ist, und bedeutet T den der Knickspannung σ_k zugeordneten Engeßerschen Knickmodul, dann gelangen wir auf die Differentialgleichung $T J \eta'' + F \sigma_k \eta - \mathfrak{M} = 0$, deren allgemeine Lösung

$$\eta = C_1 \cdot \sin k\xi + C_2 \cdot \cos k\xi + \frac{\mathfrak{M}}{F\sigma_k}, \quad k = \sqrt{\frac{\sigma_k}{T i^2}}$$

nach Erfüllung der beiden Randbedingungen $\eta' \Big|_{\xi=0} = 0$, $\eta \Big|_{\xi=\pm 0{,}5L} = 0$ auf $\eta = \frac{\mathfrak{M}}{F\sigma_k}\left(1 - \frac{\cos k\xi}{\cos \frac{kL}{2}}\right)$ führt, so daß die Stetigkeitsbedingung $\eta' \Big|_{\xi=-0{,}5L} - \frac{\mathfrak{M}\,c}{3EJ} = 0$ die Form $\operatorname{tg}\frac{kL}{2} + \frac{c}{i}\cdot\frac{T}{3E}\sqrt{\frac{\sigma_k}{T}} = 0$ annimmt; diese Gleichung stellt die Bedingung für das Erreichen

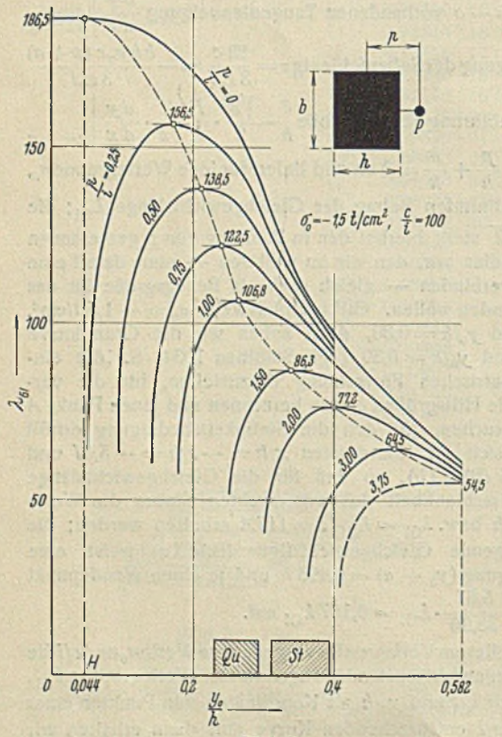


Bild 3.

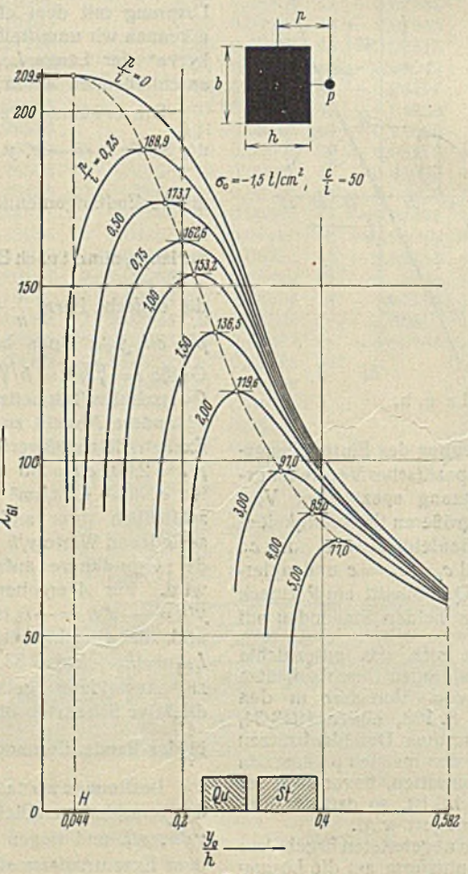


Bild 4.

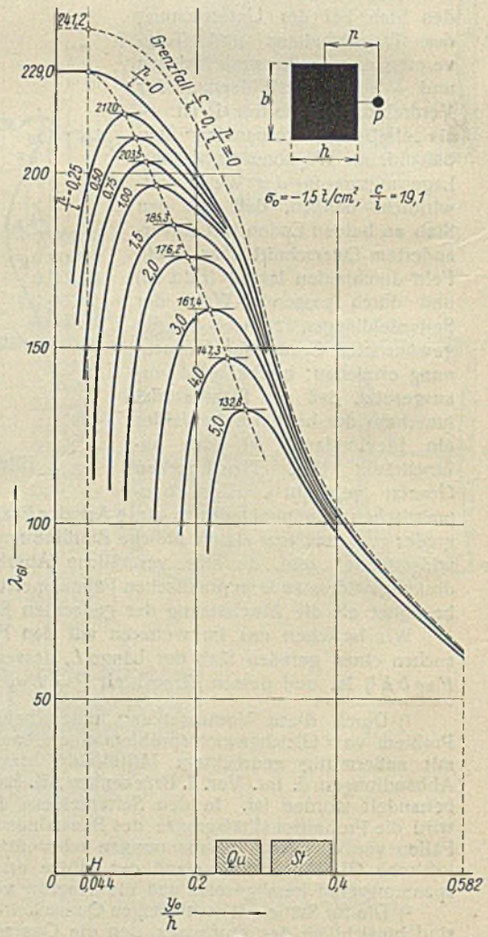


Bild 5.

der Stabilitätsgrenze (Verzweigungsstelle) des mittig gedrückten, beiderseits elastisch eingespannten Baustahlstabes vor. Für $\sigma_k = -\sigma_0 = 1{,}5$ t/cm² gilt nach Voraussetzung $T = E = 2210$ t/cm², so daß wir für $c/i = 200$, 100, 50 und 19,1 der Reihe nach $\lambda_k = L_k/i = 160{,}7$, 186,5, 209,9 und 229,0 erhalten (Bild 2 bis 5).

Ein Vergleich der Bilder 8, 2, 3, 4, 5 lehrt, daß die Kurvenscharen bei anwachsendem Einspannungsgrad immer mehr zusammenrücken, daß also der durch die Verschiedenheit der Exzentrizitätsmaße bedingte Unterschied in den kritischen Schlankheitsgraden immer geringer wird. Das „einspannende System" beteiligt sich bei zunehmendem Einspannungsgrad immer mehr an der Aufnahme des Angriffsmomentes Pp und übernimmt im Grenzfall starrer Einspannung ($c/i = 0$) den Gesamtbetrag dieses Momentes, so daß hier sämtliche Kurven der Schar mit der Grenzkurve „$p/i = 0$" (gestrichelte Kurve in Bild 5) zusammenfallen; die Ordinaten dieser Grenzkurve sind genau doppelt so groß als die Ordinaten der Kurve „$p/i = 0$" in Bild 8, da die bei einer starren Einspannung zur Ausbildung gelangenden Gleichgewichtsfiguren aus einem ganzen und zwei (antimetrisch anschließenden) halben Ästen der „Grundkurven" bestehen.

Während in Bild 8 u. 2 eine Trennung der Kurvenextreme in zwei Gruppen (die Maxima „erster" und „zweiter" Ordnung) noch einwandfrei durchgeführt werden kann, ist diese Unterscheidung bei stark eingespannten Stäben (Bild 3 bis 5) nicht mehr möglich, da hier die Verbindungslinie der Extremstellen stetig verläuft. Der Betrag jenes größten Exzentrizitätsmaßes, für das sich noch ausgeprägte kritische Gleichgewichtszustände ergeben, nimmt mit wachsendem Einspannungsgrad stark zu; während im Fall der gelenkigen Lagerung (Bild 8) schon für $p/i = 1{,}40$ kein kritischer Zustand mehr zur Ausbildung gelangt, existieren im Fall $c/i = 19{,}1$ (Bild 5) selbst bei $p/i = 5{,}00$ noch ausgeprägte Kurvenextreme. Auch der Wert jenes größten Exzentrizitätsmaßes $(p/i)_Q$, für den das Tragvermögen des Stabes im Rahmen unserer Theorie schon erschöpft wird, bevor noch die größte im Stab auftretende Druckspannung den vollen Betrag der Quetschgrenze $\sigma_Q = -2{,}7$ t/cm² erreicht, nimmt mit ansteigendem Einspannungsgrad rasch zu; bei gelenkiger Lagerung gilt für diesen (durch die verhältnismäßig starke Ausrundung der zugrunde liegenden Formänderungskurve bedingten) Wert $(p/i)_Q = 0{,}40$, während im Fall $c/i = 19{,}1$ schon $(p/i)_Q = 3{,}35$ erhalten wird.

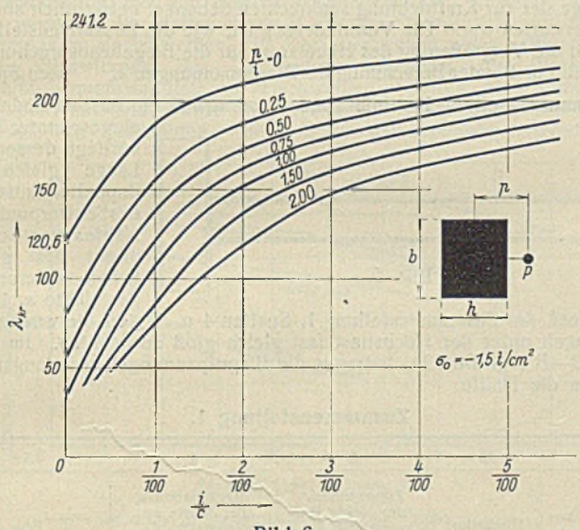


Bild 6.

Zur Klarstellung des Einflusses, den eine elastische Einspannung der Stabenden auf die Tragfähigkeit außermittig gedrückter Baustahlstäbe unter der Laststufe $P = b\,h\,\sigma_0$, $\sigma_0 = 1{,}5$ t/cm² nimmt, wurden in Bild 6 die nach dem Exzentrizitätsmaß geordneten Kurven $\lambda_{kr} = f_1(i/c)$ gezeichnet[3]). Diese Kurven legen den Zusammenhang zwischen dem kritischen Schlankheitsgrad λ_{kr} und dem Einspannungsgrad i/c (Reziprokwert der ideellen Seitenfeldschlankheit) fest, wobei dem Fall gelenkiger Lagerung ein $i/c \to 0$ und dem Fall der starren Einspannung ein $i/c \to \infty$ entspricht.

Die Kurvenschar Bild 6 kann innerhalb gewisser Grenzen auch zur Bestimmung des kritischen Schlankheitsgrades einer über drei Felder durchlaufenden Baustahlstütze verwendet werden, die in ihrem Mittelfeld L durch die Druckkraft $P = b\,h\,\sigma_0$, $\sigma_0 = -1{,}5$ t/cm² außermittig belastet wird und deren Seitenfelder die vorgegebene Länge $c = \varkappa L$, $\varkappa \lesseqgtr 1$ besitzen. Wir haben hierbei einfach jene Gleichgewichtszustände aufzusuchen, für die sich die Seitenfeldschlankheit $\varkappa$-mal so groß als die kritische Schlankheit $\lambda_{kr} = L_{kr}/i$ des Stabes ergibt; dies kann in der Weise geschehen, daß wir die Kurvenschar in Bild 6 mit der Hyperbel $\frac{1}{\varkappa} \cdot \frac{c}{i} = f_2(i/c)$ zum Schnitt bringen und die Koordinaten der Schnittpunkte abmessen. Da die Kurvenschar in Bild 6 unter der Voraussetzung abgeleitet wurde, daß der Werkstoff in den Seitenfeldern unbeschränkt dem Hookeschen Formänderungsgesetz gehorcht, sind die so gefundenen Lösungswerte allerdings nur in beschränktem Maße praktisch brauchbar. Ist p/i ein nicht sehr kleiner Wert, dann verlassen die Biegerandspannungen in den Seitenfeldern den Hookeschen Bereich noch vor Erreichung des kritischen Gleichgewichtszustandes, wodurch der Einspannungsgrad herabgesetzt und die Traglast der Stütze vermindert wird. Beziehen wir uns beispielsweise auf den Fall $\varkappa = 1{,}00$ und vergleichen wir die nach dem geschilderten Verfahren ermittelten Werte λ_{kr} mit den kritischen Schlankheitsgraden, die im Rahmen der einleitend erwähnten Abhandlung[1]) für dieselbe Laststufe gefunden worden sind, dann ergibt sich z. B. für $p/i = 1{,}73$ aus Bild 6 der Wert $\lambda_{kr} = 88{,}0$, während wir bei Berücksichtigung der Formänderungskurve des Baustahls bloß $\lambda_{kr} = 71{,}4$ erhalten.

Die in der Tafel 1 für zehn verschiedene Fälle angegebenen Lösungswerte σ_{kr} und σ_{kr}' lassen erkennen, in welchem Ausmaß die Tragfähigkeit außermittig gedrückter Baustahlstäbe durch eine elastische Einspannung der Stabenden erhöht werden kann; σ_{kr} bezieht sich hierbei auf den elastisch eingespannten Stab (Bild 2 bis 5), während der in der fünften Spalte angegebene Wert σ_{kr}' die kritische mittlere Druckspannung des Stabes bei gelenkiger Lagerung der Stabenden vorstellt. Wir können aus dieser Tafel beispielsweise entnehmen, daß die kritische mittlere Druckspannung eines Stabes mit $\lambda = 119{,}6$ und $p/i = 2{,}00$ von $\sigma_{kr}' = -0{,}512$ t/cm² auf den rund dreifachen Betrag $\sigma_{kr} = -1{,}500$ t/cm² anwächst, wenn an Stelle der gelenkigen Lagerung der beiden Stabenden eine elastische Einspannung mit der Kennziffer $c/i = 50$ zur Ausführung gelangt.

Tafel 1.

Nr.	p/i	c/i	λ	σ_{kr}	σ_{kr}'	σ_k	β	$\bar{\sigma}_{kr}$
1	0,25	200	123,8	— 1,500	— 1,004	— 2,106	1,43	— 1,473
2	0,25	100	156,5	— 1,500	— 0,726	— 1,957	1,24	— 1,578
3	0,25	50	188,9	— 1,500	— 0,529	— 1,795	1,16	— 1,547
4	0,25	19,1	217,0	— 1,500	— 0,413	— 1,658	1,12	— 1,480
5	0,25	0	241,2	— 1,500	— 0,338	— 1,500	1,11	— 1,351
6	2,00	200	48,1	— 1,500	— 0,796	— 2,663	3,26	— 0,817
7	2,00	100	77,2	— 1,500	— 0,672	— 2,612	3,49	— 0,748
8	2,00	50	119,6	— 1,500	— 0,512	— 2,448	2,98	— 0,821
9	2,00	19,1	176,2	— 1,500	— 0,351	— 2,128	2,00	— 1,064
10	2,00	0	241,2	— 1,500	— 0,226	— 1,500	1,66	— 0,904

3. Näherungslösungen. Bei der näherungsweisen Bestimmung der Traglast eines außermittig gedrückten Baustahlstabes mit elastisch eingespannten Enden ersetzen wir die „Grundkurven", die wir im Rahmen unseres Lösungsverfahrens zur Festlegung der Kurven $\lambda_{Gl} = f(y_0/h)$ und damit auch zur Bestimmung des kritischen Schlankheitsgrades benötigten, näherungsweise durch eine Sinushalbwelle, deren Sehnenlänge L_0' nach dem im Stahlbau 1934, S. 165, angegebenen Verfahren leicht bestimmt werden kann und im allgemeinen größer als der genaue Wert L_0 ist. Mit Beziehung auf Bild 1a gilt dann

$$a = y_0 \cdot \sin\frac{\pi e}{L_0'} \quad \text{und} \quad \left.\frac{dy}{dx}\right|_{y=-a} = \frac{\pi y_0}{L_0'} \cdot \cos\frac{\pi e}{L_0'},$$

so daß wir die im 1. Abschnitt erwähnte Stetigkeitsbedingung in der Form

$$\frac{y_0}{h}\left(\sin\frac{\pi e}{L_0'} - \frac{\pi E\sqrt{3}}{2\,\sigma_0} \cdot \frac{i}{c} \cdot \frac{h}{L_0'} \cdot \cos\frac{\pi e}{L_0'}\right) + \frac{p}{h} = 0$$

schreiben können. Für vorgegebene Werte σ_0, c/i, p/h und verschiedene (durch die Wertepaare y_0, L_0' gekennzeichnete) „Grundkurven" liefert diese Stetigkeitsbedingung die den Gleichgewichtszuständen zugeordneten Werte y_0/h und $\lambda_{Gl} = (L_0' + 2\,e)/i$, die als Koordinaten von Punkten der Kurve $\lambda_{Gl} = f_3(y_0/h)$ aufgetragen werden; die Ordinaten der Extremstellen dieser Kurven ergeben dann die gesuchten kritischen Schlankheitsgrade $\lambda_{kr} = \max \lambda_{Gl}$. Gilt beispielsweise $\sigma_0 = -1{,}5$ t/cm², $c/i = 50$ und $p/i = 2{,}00$, dann wird für $y_0/h = 0{,}20$, 0,22, 0,25, 0,27 der Reihe nach $L_0' = 29{,}32\,h$, $28{,}00\,h$, $25{,}30\,h$, $23{,}04\,h$ und aus der Stetigkeitsbedingung der Reihe nach $\lambda_{Gl} = 133{,}2$, 149,8, 149,2 und 141,8 erhalten; diese vier Ordinatenwerte ermöglichen die Skizzierung der Kurve $\lambda_{Gl} = f_3(y_0/h)$ im Bereiche ihres Scheitels und führen auf den Extremwert $\lambda_{kr} = \max \lambda_{Gl} = 151{,}0$, der um 26 % größer ist als der in Bild 4 angegebene strenge Lösungswert $\lambda_{kr} = 119{,}6$. Dieser großen Abweichung im Schlankheitsgrad entspricht (da die Kurven, die den funktionalen Zusammenhang zwischen der

[3]) Bild 6 wurde schon im Rahmen eines Diskussionsbeitrages des Verfassers am 1. Kongreß der I. V. B. H. in Paris 1932 (Schlußbericht, S. 60) veröffentlicht.

mittleren Druckspannung und dem Schlankheitsgrad für die kritischen Gleichgewichtszustände festlegen, verhältnismäßig flach verlaufen) eine nur geringe Abweichung in der kritischen mittleren Druckspannung, so daß das geschilderte Näherungsverfahren bei der Ermittlung der Traglasten gegebener Stäbe praktisch verwendet werden darf.

Es mag naheliegend erscheinen, die Festlegung der kritischen mittleren Druckspannung eines außermittig gedrückten, elastisch eingespannten Baustahlstabes angenähert in der Weise durchzuführen, daß wir die Knickspannung σ_k, die der untersuchende Stab bei einem genau mittig gedachten Angriff der Druckkraft aufweisen würde, unter Berücksichtigung der elastischen Einspannung (aus der im 2. Abschnitt entwickelten Knickbedingung) berechnen und diese Knickspannung durch die im Stahlbau 1934, S. 182, angegebene, vom Schlankheitsgrad und Exzentrizitätsmaß abhängige Verhältniszahl β dividieren; wir würden somit — ähnlich wie wir es bei der Bemessung von gelenkig gelagerten Baustahlstäben gemacht haben — die gesuchte kritische Spannung in der Form $\sigma_{kr} = \sigma_k/\beta$ anschreiben, den Einfluß der elastischen Einspannung jedoch nur bei der Bestimmung des Zählers, nicht aber auch bei der Bestimmung des Nenners in Rücksicht ziehen. Um die Brauchbarkeit der auf diese Weise ermittelten Näherungslösungen beurteilen zu können, wurden für die in der Tafel 1 angegebenen zehn Fälle die Knickspannungen σ_k unter Bedachtnahme auf die gegebene elastische Einspannung und den der Knickspannung zugeordneten, für die rechteckige Querschnittsform und das gegebene Formänderungsgesetz eindeutig festlegbaren Knickmodul T berechnet (sechste Spalte der Tafel 1), die aus dem Stahlbau 1934 S. 182, Tafel II, entnommenen Hilfsgrößen β ermittelt (siebente Spalte) und die Quotienten $\bar{\sigma}_{kr} = \sigma_k/\beta$ gebildet (achte Spalte); der Vergleich der Näherungswerte $\bar{\sigma}_{kr}$ mit den strengen Werten $\sigma_{kr} = -1{,}500$ t/cm² lehrt, daß das geschilderte Berechnungsverfahren mit Rücksicht auf die großen Abweichungen, die die Näherungswerte zeigen können, praktisch unbrauchbar ist. (Schluß folgt.)

Über Versuche mit geschweißten Anschlüssen von stählernen Trägern an Stützen.

Alle Rechte vorbehalten.

Von Fritz Munzinger, Stuttgart.

Beim Anschluß von Trägern an Stützen bietet die Schweißverbindung gegenüber der Nietverbindung hinsichtlich der Gestaltung wesentliche Vorteile. Zur nützlichen und sicheren Anwendung der geschweißten Anschlüsse gehört aber die genaue Kenntnis ihrer Widerstandsfähigkeit sowohl gegen ruhende Lasten als auch gegen oftmals wiederholte Lasten. Ein beachtenswerter Beitrag hierzu sind die Versuche von Lyse und Gibson[1]), die im Auftrag des Ausschusses für geschweißte Stahlbauten der American Welding Society durchgeführt wurden.

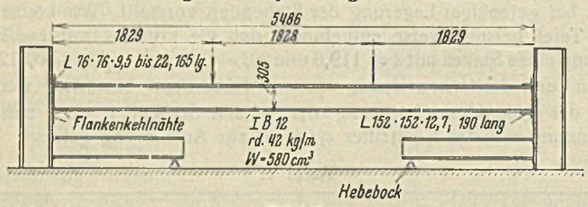


Bild 1.

Die Untersuchungen erstreckten sich auf Biege- und Zugversuche mit Probekörpern nach Bild 1 bis 5. Bei den Versuchen mit den Probekörpern nach Bild 2 bis 5 sollten in der Hauptsache die Erkenntnisse gesammelt werden, die für den Entwurf der Probekörper nach Bild 1 fehlten. Bei allen Versuchen wurden die Belastungen stufenweise bis zum Bruch gesteigert. Die Schweißungen wurden mit dem elektrischen Lichtbogen und mit umhüllten Schweißstäben ausgeführt. Das niedergeschmolzene Schweißgut war nach Angabe ausgezeichnet. Die Größe der Schweißnähte war in der Regel gleich der Winkel- und Plattendicke. Wenn eine Verbindung gebrochen war, wurden, um die Versuchskosten zu erniedrigen, die beschädigten Teile abgearbeitet und an den Einspannstücken neue Verbindungen festgeschweißt.

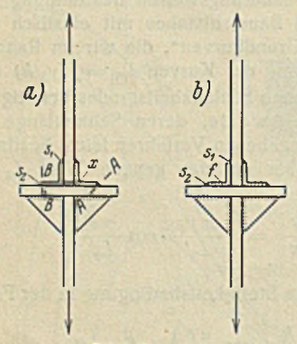


Bild 2a u. b.

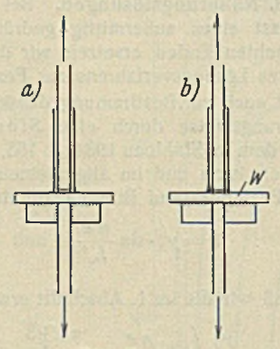


Bild 3a u. b.

Durch die Zugversuche mit den Probekörpern nach Bild 2 u. 3 sollte u. a. festgestellt werden:

a) Welche Widerstandsfähigkeit und Formänderung haben die Anschlüsse mit Winkeln bei Zugbeanspruchung?
b) Welchen Einfluß hat die Länge der zur Kraftrichtung senkrechten Schenkel der Winkel?
c) Welchen Einfluß hat die Dicke der Winkel?
d) Was ist bei den Winkelverbindungen besser, nur Stirnkehlnähte s_1 und s_2 wie in Bild 2a, oder Stirnkehlnähte und Flankenkehlnähte s_1, s_2 und f, wie in Bild 2b gezeichnet?
e) Was ist günstiger, Winkel nach Bild 2a u. b oder Platten nach Bild 3a u. b, wenn die Platten
   1. durch Kehlnähte nach Bild 3a oder
   2. durch Stumpfnähte nach Bild 3b
   angeschlossen werden?

[1]) Inge Lyse and G. J. Gibson, The American Welding Society Journal 15 (1936), S. 34.

Die Winkel waren 6,4 bis 19,0 mm dick. Bei den 9,5 mm dicken Winkeln wurden die zur Kraftrichtung senkrechten Schenkel 25,4 bis 127 mm lang gemacht; sonst waren sie wie die Schenkel in der Kraftrichtung rund 76 mm lang. Die Länge der Winkel betrug in allen Fällen rd. 152 mm. Die bei der Belastung entstehenden Abbiegungen der zur Kraftrichtung senkrechten Schenkel bei x, vgl. Bild 2a, wurden mit Meßuhren gemessen.

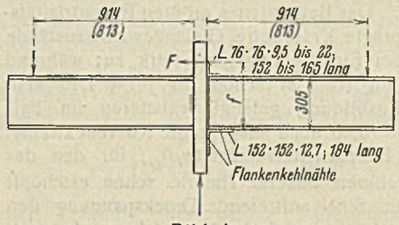


Bild 4.

Bei den Plattenverbindungen wurde die Dicke der Platten von 6,4 bis 19,0 mm, die Länge von rd. 76 bis rd. 610 mm abgestuft.

Die Zugversuche mit den Probekörpern nach Bild 2a u. b ergaben zunächst, daß die Tragfähigkeit der Winkelverbindungen mit der Zunahme der Länge der zur Kraftrichtung senkrechten Schenkel beträchtlich abnahm, wie zu erwarten war. Die Verminderung ist, wie die Zusammenstellung 1 zeigt, auf die Vergrößerung des Hebelarms für die Biegebeanspruchung zurückzuführen. Bei der Berechnung der Biegespannungen $\sigma_{b_{max}}$ nach Spalte 4 der Zusammenstellung 1 wurde angenommen, daß ein an den Enden fest eingespannter Träger vorliegt, dessen freie Länge gleich der doppelten Entfernung des Schwerpunkts der Nähte s_1 vom Schwerpunkt des gefährlichen Querschnitts der Nähte s_2 ist.

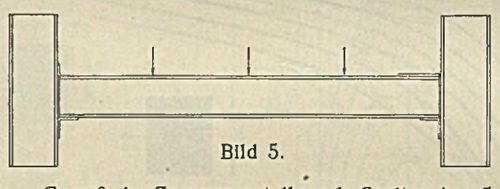


Bild 5.

Gemäß der Zusammenstellung 1, Spalten 4 u. 5, sind die errechneten Spannungen unter der Höchstlast fast gleich groß ausgefallen. Im Querschnitt B—B (vgl. Bild 2a) betragen die Biegespannungen rechnungsmäßig nur etwa die Hälfte.

Zusammenstellung 1.

1	2	3	4	5
Länge des zur Kraftrichtung senkrechten Schenkels*)	Höchstlast je Winkelpaar	Zugspannung der Nähte im Querschnitt A—A (vgl. Bild 2a) unter der Höchstlast $\sigma_{z_{max}}$	Biegespannung der Nähte im Querschnitt A—A (vgl. Bild 2a) unter der Höchstlast $\sigma_{b_{max}}$	$\sigma_{res} = \sigma_{z_{max}} + \sigma_{b_{max}}$
mm	kg	kg/mm²	kg/mm²	kg/mm²
25,4	rd. 21 200	10	114	124
50,8	„ 10 400	5	114	119
76,2	„ 6 000	3	99	102
127	„ 4 100	2	113	115

*) Die Winkel waren rd. 152 mm lang; die Schenkeldicke betrug 9,5 mm.

Die ersten Fließfiguren wurden unter Belastungen, die etwa 75% der Höchstlast betrugen, an den Hohlkehlen der Nähte s_2 festgestellt. Dabei betrug die Abbiegung der Winkel, bei x gemessen, etwa 2,5 mm. Zur Feststellung der Fließfiguren waren die Probekörper mit einem leicht abspringenden weißen Anstrich versehen worden.

Durch die Flankenkehlnähte f (Bild 2b) an den zur Kraftrichtung senkrechten Schenkeln der Winkel wurde die Widerstandsfähigkeit der Verbindungen beträchtlich gesteigert. So wurde z. B. die Höchstlast der Proben mit den 76,2 mm langen und 9,5 mm dicken Schenkeln durch Anordnung von 76,2 mm langen Flankenkehlnähten von 6000 kg auf 14200 kg erhöht; die Steigerung betrug also rd. 140%. Die ersten Fließfiguren

traten jedoch schon unter niedrigen Belastungen an den Enden der Flankenkehlnähte auf. Außerdem rissen die Flankenkehlnähte unter der Höchstlast nach kleinen Formänderungen von den inneren Enden aus auf.

Die Flankenkehlnähte f (Bild 2b) wurden bei den Probekörpern nach Bild 1 nicht angewendet, angeblich, weil an den Enden der Flankenkehlnähte Spannungsschwellen entstehen, weil die Spannungsverteilung

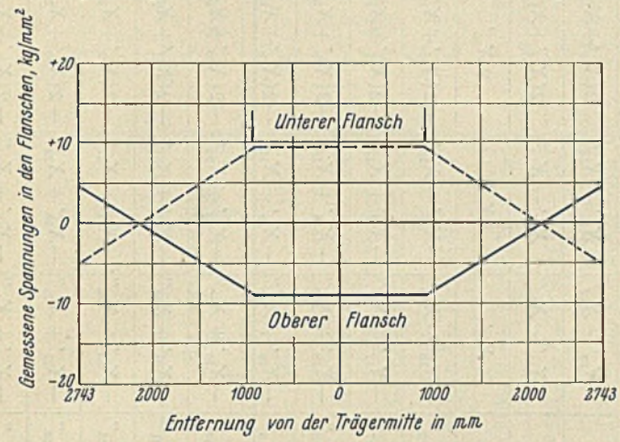


Bild 6. Spannungsverteilung in den Flanschen eines Trägers nach Bild 1. Winkel 15,9 mm dick, Belastung 9072 kg.

unsicher sei, und schließlich, weil die Verbindungen nicht biegsam genug erschienen. Dabei wurde wohl außer acht gelassen, daß ohne Zweifel auch an den Wurzeln der Stirnkehlnähte s_2 beträchtliche Spannungsschwellen auftreten, wenn die Flankenkehlnähte f nicht angeordnet sind. Dazu kommt, daß die Wurzeln der Stirnkehlnähte im Gegensatz zu den Flankenkehlnahtenden für eine Bearbeitung unzugänglich sind. Die Tragfähigkeit und die Steifigkeit der Anschlüsse wurden vielmehr durch die Anordnung von dickeren Winkeln erhöht, wobei die gewünschte Biegsamkeit noch erhalten blieb.

Wenn bei den Probekörpern nach Bild 3a u. b die Platten durch Kehlnähte an die Einspannkreuze angeschlossen wurden, waren sie wenig widerstandsfähig, weil ein zusätzliches Biegemoment entstand. Es wurde daher versucht, die Platten durch V-förmige Stumpfnähte mit dem Einspannkreuz zu verschweißen. Es war aber wegen einer heftigen magnetischen Blaswirkung des Lichtbogens schwierig, die Wurzeln der Schweißfugen einwandfrei zu verschweißen. Soweit eine einwandfreie Stumpfnaht entstand, wurde die Tragfähigkeit bedeutend größer als beim Anschluß mit Kehlnähten. Beim Bruch der Probekörper wurden dann

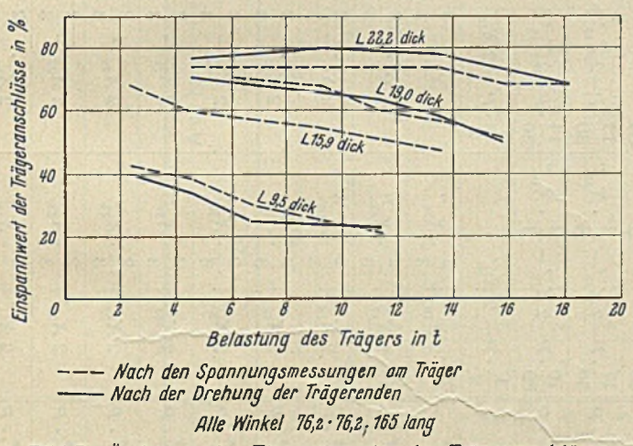


Bild 7. Änderung des Einspannwertes der Trägeranschlüsse mit der Belastung der Träger nach Bild 1.

Klumpen von etwa 10 mm Tiefe aus der waagerechten Platte W herausgerissen. Lyse und Gibson führen diese Brucherscheinung auf Schrumpfspannungen an der Oberfläche der Schweißstelle zurück, die bei den Platten, die dicker als 12,7 mm waren, die Streckgrenze erreichten. Es ist aber sehr wohl möglich, daß die Klumpen aus den Platten W herausgerissen wurden, weil das Schweißgut fester war als der Werkstoff der Platten. Wegen der Schwierigkeiten beim Schweißen und wegen der Unzuverlässigkeit der fertigen Nähte wurden die Schweißverbindungen nach Bild 3a u. b als ungeeignet zur Aufnahme von Einspannmomenten angesehen.

Durch die Biegeversuche mit den Probekörpern nach Bild 4 sollte zunächst das Verhalten der Anschlußwinkel in der Zugzone im Vergleich zum Zugversuch untersucht werden. Außerdem sollte nachgeprüft werden, ob die übliche Berechnungsart zutrifft, wobei angenommen wird, daß sich die Träger um ihren unteren Endpunkt auf den Tragwinkeln drehen, wodurch die Schweißnähte am senkrechten Schenkel der oberen Winkel mit dem Abstand f vom Drehpunkt die Zugkraft P aufzunehmen haben; die Einspannmomente würden damit $M_F = F \cdot f$ ... Die Einspannmomente wurden durch Anwendung verschieden dicker Winkel in der Zugzone verändert. An einem von den fünf Probekörpern war die Platte in der Mitte durch ein H-Profilstück ersetzt. Die Drehung der Träger am Mittelstück wurde mit Meßuhren verfolgt. Aus den Meßergebnissen wurde der Einspannwert der Anschlüsse berechnet, wobei die feste Einspannung gleich 100% gesetzt wurde. Dabei ergab sich bei

einer Dicke der oberen Winkel von 9,5 mm der Einspannwert zu 23%,
" " " " " " 15,9 " " " " 49%,
" " " " " " 19,0 " " " " 57%,
" " " " " " 25,4 " " " " 74%.

Die Fließgrenzen der oberen Winkel waren unter Belastungen, die 44 bis 76% der Höchstlasten betrugen, erreicht, also wesentlich früher als bei den Zugversuchen; die Höchstlasten und Abbiegungen waren aber praktisch gleich groß wie bei den Zugversuchen. Der Nullpunkt für die Drehung der Trägerenden lag bei den 9,5 mm dicken Kopfwinkeln um rd. 13 mm, bei den 22 mm dicken Kopfwinkeln um rd. 57 mm über den Tragwinkeln.

Von den Versuchen mit den Probekörpern nach Bild 4 sind nur die Ergebnisse mitgeteilt, die für die Beurteilung der Versuche mit den Probekörpern nach Bild 1 nötig waren. Weitere Versuchsergebnisse wurden einem besonderen Bericht vorbehalten.

An den Probekörpern nach Bild 5 wurde die Bewegung der Endpfosten, wenn sie nicht festgehalten sind, studiert, um für die Versuche mit den Probekörpern nach Bild 1 die richtige Anordnung zum Festhalten der Endpfosten treffen zu können.

Bei den Biegeversuchen mit den Probekörpern nach Bild 1 wurden die Endpfosten durch die Hebeböcke und Kragträger senkrecht gehalten.

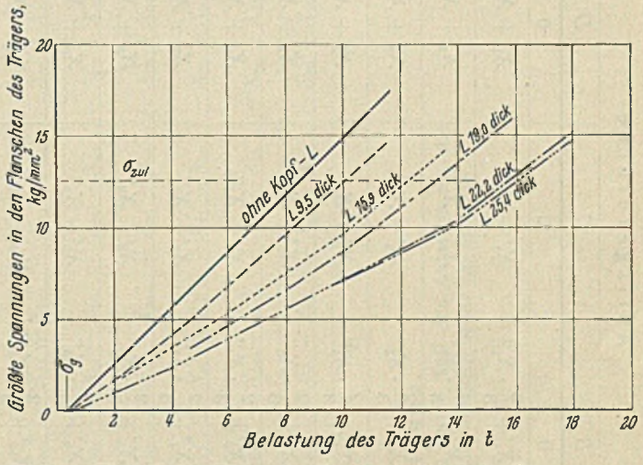


Bild 8. Einfluß der Dicke der Kopfwinkel auf die Spannungen im Träger nach Bild 1. Belastung in den Drittelpunkten. L 76,2 · 76,2; 165 mm lang.

Die Anschlüsse der Trägerenden sind absichtlich nur so stark bemessen worden, daß die Träger bestimmt in der Mitte zerstört würden. Die Bewegungen der Trägerenden wurden wieder mit Meßuhren verfolgt und außerdem durch Dehnungsmessungen mit einem Whittemore-Dehnungsmesser die Randspannungen der oberen und unteren Trägerflanschen bestimmt. Aus den Bewegungen der Trägerenden sowohl wie aus Spannungsmessungen konnte der Einspannwert der Anschlüsse ermittelt werden. Bild 6 zeigt ein Beispiel von den Spannungsmessungen an den Trägerflanschen. Die beiden Arten der Bestimmung der Einspannwerte ergaben befriedigende Übereinstimmung, wie aus Bild 7 ersichtlich ist. Das Absinken des Einspannwertes unter höheren Belastungen des Balkens wird von Lyse und Gibson auf die Überschreitung der Fließgrenze der Kopfwinkel zurückgeführt. Den Einfluß der Dicke der Kopfwinkel auf die zulässige Trägerbelastung zeigt Bild 8. Die Abbiegungen der Winkel und die Fließgrenzen stimmten bei den Probekörpern nach Bild 4 u. 1 näherungsweise überein, wobei für die Probekörper nach Bild 1 als Fließgrenze willkürlich diejenige Belastung eingesetzt wurde, bei der im Träger die größte Spannung 12,65 kg/mm² betrug. Diese Übereinstimmung ist für Deutschland besonders bemerkenswert, weil hier bei den bisherigen Versuchen zur Feststellung der Widerstandsfähigkeit von geschweißten Anschlüssen ähnliche Probekörper wie die nach Bild 4 bevorzugt angewendet wurden. Die Zerstörung der Probekörper nach Bild 1 konnte nicht erreicht werden, weil die Probekörper seitlich nicht genügend abgestützt waren.

Auf Grund der Versuchsergebnisse wurde eine Berechnungsart für derartige Trägeranschlüsse vorgeschlagen. Durch weitere Versuche der beiden Forscher soll klargestellt werden, für welches Gewicht, welche Höhe und Spannweite der Träger die vorgeschlagene Berechnungsart angewendet werden kann.

Die geschweißten Trägeranschlüsse, die hier gutgeheißen werden, erinnern noch sehr an genietete Anschlüsse; außerdem werden die Werkstoffe schlecht ausgenutzt. Sie werden daher in Deutschland, wo man bestrebt ist, geschweißte Anschlüsse schweißgerecht zu gestalten, und wo man gezwungen ist, mit den Werkstoffen sparsam umzugehen, selten angewendet werden können.

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

Alle Rechte vorbehalten.

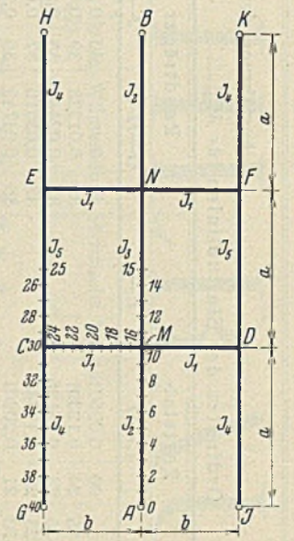
Von Hans Holzwarth, Duisburg.

(Fortsetzung aus Heft 5/6.)

Tabelle II.

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

Last P im Schnitt	X'	X''	Auflagerdrücke						Belastung		Bemerkung
			A	B	C	D	E	F	M	N	
25	$\frac{2000\,\gamma+3750\,\delta}{4\,\tau}\cdot P$	———	$2\,X_{25}'$	$2\,X_{25}'$	$-X_{25}'$	$-X_{25}'$	$-X_{25}'$	$-X_{25}'$	$-2\,X_{25}'$	$-2\,X_{25}'$	$\frac{J_c}{J_1}=\varphi_1$ $\frac{J_c}{J_4}=\varphi_4$
26	$\frac{2000\,\gamma+3720\,\delta}{4\,\tau}\cdot P$	$\frac{400\,\gamma+344\,\delta}{3\,v}\cdot P$	$2\,X_{26}'+\frac{2}{3}\cdot X_{26}''$	$2\,X_{26}'-\frac{2}{3}\cdot X_{26}''$	$-X_{26}'-X_{26}''$	$-X_{26}'-X_{26}''$	$-X_{26}'+X_{26}''$	$-X_{26}'+X_{26}''$	$-2(X_{26}'+X_{26}'')$	$-2(X_{26}'-X_{26}'')$	$\frac{J_c}{J_2}=\varphi_2$ $\frac{J_c}{J_5}=\varphi_5$
27	$\frac{2000\,\gamma+3630\,\delta}{4\,\tau}\cdot P$	$\frac{800\,\gamma+652\,\delta}{4\,v}\cdot P$	$2\,X_{27}'+\frac{2}{3}\cdot X_{27}''$	$2\,X_{27}'-\frac{2}{3}\cdot X_{27}''$	$-X_{27}'-X_{27}''$	$-X_{27}'-X_{27}''$	$-X_{27}'+X_{27}''$	$-X_{27}'+X_{27}''$	$-2(X_{27}'+X_{27}'')$	$-2(X_{27}'-X_{27}'')$	$\frac{J_c}{J_3}=\varphi_3$
28	$\frac{2000\,\gamma+3480\,\delta}{4\,\tau}\cdot P$	$\frac{1200\,\gamma+888\,\delta}{4\,v}\cdot P$	$2\,X_{28}'+\frac{2}{3}\cdot X_{28}''$	$2\,X_{28}'-\frac{2}{3}\cdot X_{28}''$	$-X_{28}'-X_{28}''$	$-X_{28}'-X_{28}''$	$-X_{28}'+X_{28}''$	$-X_{28}'+X_{28}''$	$-2(X_{28}'+X_{28}'')$	$-2(X_{28}'-X_{28}'')$	
29	$\frac{2000\,\gamma+3270\,\delta}{4\,\tau}\cdot P$	$\frac{1600\,\gamma+1016\,\delta}{4\,v}\cdot P$	$2\,X_{29}'+\frac{2}{3}\cdot X_{29}''$	$2\,X_{29}'-\frac{2}{3}\cdot X_{29}''$	$-X_{29}'-X_{29}''$	$-X_{29}'-X_{29}''$	$-X_{29}'+X_{29}''$	$-X_{29}'+X_{29}''$	$-2(X_{29}'+X_{29}'')$	$-2(X_{29}'-X_{29}'')$	$\alpha=\varphi_2\cdot a^3$
30	$\frac{2000\,\gamma+3000\,\delta}{4\,\tau}\cdot P$	$\frac{2000\,\gamma+1000\,\delta}{4\,v}\cdot P$	$2\,X_{30}'+\frac{2}{3}\cdot X_{30}''$	$2\,X_{30}'-\frac{2}{3}\cdot X_{30}''$	$-X_{30}'-X_{30}''$	$-X_{30}'-X_{30}''$	$-X_{30}'+X_{30}''$	$-X_{30}'+X_{30}''$	$-2(X_{30}'+X_{30}'')$	$-2(X_{30}'-X_{30}'')$	$\beta=\varphi_3\cdot a^3$ $\gamma=\varphi_4\cdot a^3$ $\varepsilon=\varphi_1\cdot b^3$
31	$\frac{1971\,\gamma+2700\,\delta}{4\,\tau}\cdot P$	$\frac{2313\,\gamma+900\,\delta}{4\,v}\cdot P$	$2\,X_{31}'+\frac{2}{3}\cdot X_{31}''$	$2\,X_{31}'-\frac{2}{3}\cdot X_{31}''$	$-X_{31}'-X_{31}''$	$-X_{31}'-X_{31}''$	$-X_{31}'+X_{31}''$	$-X_{31}'+X_{31}''$	$-2(X_{31}'+X_{31}'')$	$-2(X_{31}'-X_{31}'')$	$\delta=\varphi_5\cdot a^3$
32	$\frac{1888\,\gamma+2400\,\delta}{4\,\tau}\cdot P$	$\frac{2464\,\gamma+800\,\delta}{4\,v}\cdot P$	$2\,X_{32}'+\frac{2}{3}\cdot X_{32}''$	$2\,X_{32}'-\frac{2}{3}\cdot X_{32}''$	$-X_{32}'-X_{32}''$	$-X_{32}'-X_{32}''$	$-X_{32}'+X_{32}''$	$-X_{32}'+X_{32}''$	$-2(X_{32}'+X_{32}'')$	$-2(X_{32}'-X_{32}'')$	$\tau=1000\,a^3(4\,\varphi_2+6\,\varphi_3+2\,\varphi_4+3\,\varphi_5)+2000\,\varepsilon$
33	$\frac{1757\,\gamma+2100\,\delta}{4\,\tau}\cdot P$	$\frac{2471\,\gamma+700\,\delta}{4\,v}\cdot P$	$2\,X_{33}'+\frac{2}{3}\cdot X_{33}''$	$2\,X_{33}'-\frac{2}{3}\cdot X_{33}''$	$-X_{33}'-X_{33}''$	$-X_{33}'-X_{33}''$	$-X_{33}'+X_{33}''$	$-X_{33}'+X_{33}''$	$-2(X_{33}'+X_{33}'')$	$-2(X_{33}'-X_{33}'')$	$v=1000\,a^3(4\,\varphi_2+2\,\varphi_3+2\,\varphi_4+\varphi_5)+18\,000\,\varepsilon$
34	$\frac{1584\,\gamma+1800\,\delta}{4\,\tau}\cdot P$	$\frac{2352\,\gamma+600\,\delta}{4\,v}\cdot P$	$2\,X_{34}'+\frac{2}{3}\cdot X_{34}''$	$2\,X_{34}'-\frac{2}{3}\cdot X_{34}''$	$-X_{34}'-X_{34}''$	$-X_{34}'-X_{34}''$	$-X_{34}'+X_{34}''$	$-X_{34}'+X_{34}''$	$-2(X_{34}'+X_{34}'')$	$-2(X_{34}'-X_{34}'')$	
35	$\frac{1375\,\gamma+1500\,\delta}{4\,\tau}\cdot P$	$\frac{2125\,\gamma+500\,\delta}{4\,v}\cdot P$	$2\,X_{35}'+\frac{2}{3}\cdot X_{35}''$	$2\,X_{35}'-\frac{2}{3}\cdot X_{35}''$	$-X_{35}'-X_{35}''$	$-X_{35}'-X_{35}''$	$-X_{35}'+X_{35}''$	$-X_{35}'+X_{35}''$	$-2(X_{35}'+X_{35}'')$	$-2(X_{35}'-X_{35}'')$	
36	$\frac{1136\,\gamma+1200\,\delta}{4\,\tau}\cdot P$	$\frac{1808\,\gamma+400\,\delta}{4\,v}\cdot P$	$2\,X_{36}'+\frac{2}{3}\cdot X_{36}''$	$2\,X_{36}'-\frac{2}{3}\cdot X_{36}''$	$-X_{36}'-X_{36}''$	$-X_{36}'-X_{36}''$	$-X_{36}'+X_{36}''$	$-X_{36}'+X_{36}''$	$-2(X_{36}'+X_{36}'')$	$-2(X_{36}'-X_{36}'')$	
37	$\frac{873\,\gamma+900\,\delta}{4\,\tau}\cdot P$	$\frac{1419\,\gamma+300\,\delta}{4\,v}\cdot P$	$2\,X_{37}'+\frac{2}{3}\cdot X_{37}''$	$2\,X_{37}'-\frac{2}{3}\cdot X_{37}''$	$-X_{37}'-X_{37}''$	$-X_{37}'-X_{37}''$	$-X_{37}'+X_{37}''$	$-X_{37}'+X_{37}''$	$-2(X_{37}'+X_{37}'')$	$-2(X_{37}'-X_{37}'')$	
38	$\frac{592\,\gamma+600\,\delta}{4\,\tau}\cdot P$	$\frac{976\,\gamma+200\,\delta}{4\,v}\cdot P$	$2\,X_{38}'+\frac{2}{3}\cdot X_{38}''$	$2\,X_{38}'-\frac{2}{3}\cdot X_{38}''$	$-X_{38}'-X_{38}''$	$-X_{38}'-X_{38}''$	$-X_{38}'+X_{38}''$	$-X_{38}'+X_{38}''$	$-2(X_{38}'+X_{38}'')$	$-2(X_{38}'-X_{38}'')$	
39	$\frac{299\,\gamma+300\,\delta}{4\,\tau}\cdot P$	$\frac{497\,\gamma+100\,\delta}{4\,v}\cdot P$	$2\,X_{39}'+\frac{2}{3}\cdot X_{39}''$	$2\,X_{39}'-\frac{2}{3}\cdot X_{39}''$	$-X_{39}'-X_{39}''$	$-X_{39}'-X_{39}''$	$-X_{39}'+X_{39}''$	$-X_{39}'+X_{39}''$	$-2(X_{39}'+X_{39}'')$	$-2(X_{39}'-X_{39}'')$	
40	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	



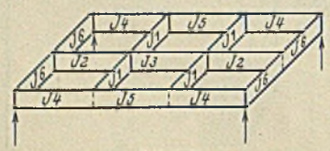


Bild 1.

Berichtigung.

In dem in Heft 5/6 erschienenen ersten Teil des Aufsatzes ist die unter Bild 1 gebrachte Zeichnung durch nebenstehende zu ersetzen.

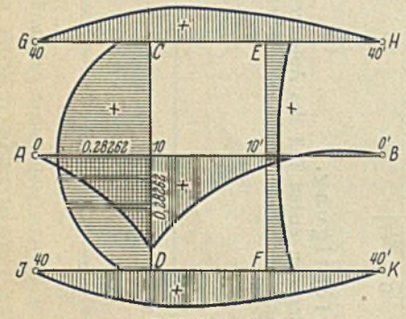
Ausführung der Rostbrücke nach Tabelle II.

Ordinaten der Einflußlinien für M_{10}.

Roststab						Randträger			
A—B		C—D		E—F		G—H		J—K	
0	0	00	0,09601			40	0	40	0
1	0,01755	24	0,12391			39	0,01228	39	0,01228
2	0,03575	23	0,15125			38	0,02440	38	0,02440
3	0,05525	22	0,17745			37	0,03619	37	0,03619
4	0,07670	21	0,20201			36	0,04749	36	0,04749
5	0,10074	20	0,22431			35	0,05815	35	0,05815
6	0,12803	19	0,24381			34	0,06799	34	0,06799
7	0,15922	18	0,25995			33	0,07686	33	0,07686
8	0,19494	17	0,27217			32	0,08460	32	0,08460
9	0,23586	16	0,27992			31	0,09103	31	0,09103
10	0,28262	10	0,28262	00	0,07640	30	0,09601	30	0,09601
11	0,23569	16′	0,27992	24	0,06913	29	0,09941	29	0,09941
12	0,19477	17′	0,27217	23	0,06200	28	0,10131	28	0,10131
13	0,15941	18′	0,25995	22	0,05517	27	0,10181	27	0,10181
14	0,12913	19′	0,24381	21	0,04875	26	0,10105	26	0,10105
15	0,10345	20′	0,22431	20	0,04293	25	0,09914	25	0,09914
14′	0,08191	21′	0,20201	19	0,03785	26′	0,09619	26′	0,09619
13′	0,06404	22′	0,17745	18	0,03364	27′	0,09232	27′	0,09232
12′	0,04936	23′	0,15125	17	0,03045	28′	0,08766	28′	0,08766
11′	0,03742	24′	0,12391	16	0,02843	29′	0,08231	29′	0,08231
10′	0,02772	00′	0,09601	10′	0,02772	30′	0,07640	30′	0,07640
9′	0,01986			16′	0,02843	31′	0,07003	31′	0,07003
8′	0,01361			17′	0,03045	32′	0,06327	32′	0,06327
7′	0,00878			18′	0,03364	33′	0,05614	33′	0,05614
6′	0,00521			19′	0,03785	34′	0,04870	34′	0,04870
5′	0,00271			20′	0,04293	35′	0,04099	35′	0,04099
4′	0,00109			21′	0,04875	36′	0,03306	36′	0,03306
3′	0,00020			22′	0,05517	37′	0,02495	37′	0,02495
2′	− 0,00017			23′	0,06200	38′	0,01671	38′	0,01671
1′	− 0,00017			24′	0,06913	39′	0,00838	39′	0,00838
0′	0			00′	0,07640	40′	0	40′	0

Ordinaten der Einflußlinien für M_{15}.

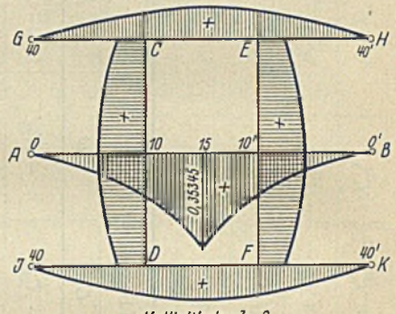
Roststab						Randträger			
A—B		C—D		E—F		G—H		J—K	
0	0	00	0,08621			40	0	40	0
1	0,00869	24	0,09652			39	0,01033	39	0,01033
2	0,01779	23	0,10662			38	0,02056	38	0,02056
3	0,02772	22	0,11630			37	0,03058	37	0,03058
4	0,03890	21	0,12538			36	0,04027	36	0,04027
5	0,05172	20	0,13362			35	0,04957	35	0,04957
6	0,06662	19	0,14083			34	0,05834	34	0,05834
7	0,08401	18	0,14679			33	0,06650	33	0,06650
8	0,10427	17	0,15131			32	0,07393	32	0,07393
9	0,12786	16	0,15418			31	0,08053	31	0,08053
10	0,15517	10	0,15517	00	0,08621	30	0,08621	30	0,08621
11	0,18655	16′	0,15418	24	0,09652	29	0,09086	29	0,09086
12	0,22206	17′	0,15131	23	0,10662	28	0,09449	28	0,09449
13	0,26172	18′	0,14679	22	0,11630	27	0,09706	27	0,09706
14	0,30552	19′	0,14083	21	0,12538	26	0,09862	26	0,09862
15	0,35345	20′	0,13362	20	0,13362	25	0,09914	25	0,09914
14′	0,30552	21′	0,12538	19	0,14083	26′	0,09862	26′	0,09862
13′	0,26172	22′	0,11630	18	0,14679	27′	0,09706	27′	0,09706
12′	0,22206	23′	0,10662	17	0,15131	28′	0,09449	28′	0,09449
11′	0,18655	24′	0,09652	16	0,15418	29′	0,09086	29′	0,09086
10′	0,15517	00′	0,08621	10′	0,15517	30′	0,08621	30′	0,08621
9′	0,12786			16′	0,15418	31′	0,08053	31′	0,08053
8′	0,10427			17′	0,15131	32′	0,07393	32′	0,07393
7′	0,08401			18′	0,14679	33′	0,06650	33′	0,06650
6′	0,06662			19′	0,14083	34′	0,05834	34′	0,05834
5′	0,05172			20′	0,13362	35′	0,04957	35′	0,04957
4′	0,03890			21′	0,12538	36′	0,04027	36′	0,04027
3′	0,02772			22′	0,11630	37′	0,03058	37′	0,03058
2′	0,01779			23′	0,10662	38′	0,02056	38′	0,02056
1′	0,00869			24′	0,09652	39′	0,01033	39′	0,01033
0′	0			00′	0,08621	40′	0	40′	0



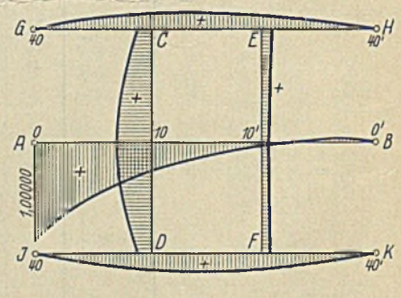
Multiplikator $k = \lambda$

Ordinaten der Einflußlinien für den Auflagerdruck A.

Roststab						Randträger			
A—B		C—D		E—F		G—H		J—K	
0	1,00000	00	0,09601			40	0	40	0
1	0,91755	24	0,12391			39	0,01228	39	0,01228
2	0,83575	23	0,15125			38	0,02440	38	0,02440
3	0,75525	22	0,17745			37	0,03619	37	0,03619
4	0,67670	21	0,20201			36	0,04749	36	0,04749
5	0,60074	20	0,22431			35	0,05815	35	0,05815
6	0,52803	19	0,24381			34	0,06799	34	0,06799
7	0,45922	18	0,25995			33	0,07686	33	0,07686
8	0,39494	17	0,27217			32	0,08460	32	0,08460
9	0,33586	16	0,27992			31	0,09103	31	0,09103
10	0,28262	10	0,28262	00	0,07640	30	0,09601	30	0,09601
11	0,23569	16′	0,27992	24	0,06913	29	0,09941	29	0,09941
12	0,19477	17′	0,27217	23	0,06200	28	0,10131	28	0,10131
13	0,15941	18′	0,25995	22	0,05517	27	0,10181	27	0,10181
14	0,12913	19′	0,24381	21	0,04875	26	0,10105	26	0,10105
15	0,10345	20′	0,22431	20	0,04293	25	0,09914	25	0,09914
14′	0,08191	21′	0,20201	19	0,03785	26′	0,09619	26′	0,09619
13′	0,06404	22′	0,17745	18	0,03364	27′	0,09232	27′	0,09232
12′	0,04936	23′	0,15125	17	0,03045	28′	0,08766	28′	0,08766
11′	0,03742	24′	0,12391	16	0,02843	29′	0,08231	29′	0,08231
10′	0,02772	00′	0,09601	10′	0,02772	30′	0,07640	30′	0,07640
9′	0,01986			16′	0,02843	31′	0,07003	31′	0,07003
8′	0,01361			17′	0,03045	32′	0,06327	32′	0,06327
7′	0,00878			18′	0,03364	33′	0,05614	33′	0,05614
6′	0,00521			19′	0,03785	34′	0,04870	34′	0,04870
5′	0,00271			20′	0,04293	35′	0,04099	35′	0,04099
4′	0,00109			21′	0,04875	36′	0,03306	36′	0,03306
3′	0,00020			22′	0,05517	37′	0,02495	37′	0,02495
2′	− 0,00017			23′	0,06200	38′	0,01671	38′	0,01671
1′	− 0,00017			24′	0,06913	39′	0,00838	39′	0,00838
0′	0			00′	0,07640	40′	0	40′	0



Multiplikator $k = \lambda$



(Schluß folgt.)

INHALT: Außermittig gedrückte Baustahlstäbe mit elastisch eingespannten Enden und verschieden großen Angriffshebeln. — Über Versuche mit geschweißten Anschlüssen von stählernen Trägern an Stützen. — Die symmetrisch ausgebildete Rostbrücke mit drei Hauptträgern und elastischen Querträgern in den Hauptträgerdritteln. (Fortsetzung.)

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.