

DER STAHLBAU

Schriftleitung:

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

Beilage
zur Zeitschrift

DIE BAUTECHNIK

Fachschrift für das ge-
samte Bauingenieurwesen

Preis des Jahrganges 10 R.-M. und Postgeld

4. Jahrgang

BERLIN, 24. Juli 1931

Heft 15

Das Wesen des Rautenträgers und seine richtige und einfache Berechnung.

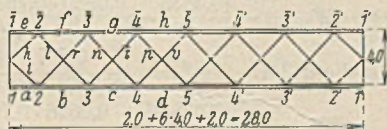
Alle Rechte vorbehalten.

Von Reichsbahnoberrat Krabbe, Essen.

1. Besondere Eigenschaften des Rautenträgers.

Es ist bekannt, daß der Rautenträger, wenigstens soweit die Querträger in den Rautenspitzen an ihn angeschlossen sind, bezüglich der Durchbiegung und Gestaltung der Einflußlinien, insbesondere der Streben, Eigenschaften besitzt, die seinem Verhalten als Fachwerk widersprechen und nur in seiner Wirkung als hochgradig statisch unbestimmtes Rahmenwerk ihre Erklärung finden können. Diese Frage ist insbesondere von Dr. Christiani mehrfach im „Stahlbau“ behandelt, zuletzt in Heft 2, Jahrgang 1931, wo darauf hingewiesen wird, daß das Tragwerk auch ohne sogenannten Stabilitätsstab als stabil angesehen werden kann, und daß andererseits sich der Einfluß etwa vorhandener Stabilitätsstäbe nur über wenige Felder erstreckt. Der hier für einen besonderen Fall durch Behandlung des Tragwerkes als 36fach statisch unbestimmtes Rahmenwerk geführte Beweis läßt jedoch eine Verallgemeinerung nicht zu; insbesondere könnte dagegen eingewendet werden, daß es sich bei dem behandelten Rahmengerüste kaum um ein Fachwerk handelt, denn dazu sind die Gurte viel zu steif ausgebildet. Eine Gurthöhe von 60 cm bei nur 28 m Stützweite kann unmöglich als normales Maß angesehen werden; die Rheinbrücke Wesel hat z. B. bei 104 m Stützweite die, wie später noch gezeigt werden soll, völlig ausreichende Gurthöhe von 90 cm. Sodann ist es wohl kaum möglich, die umfangreiche Berechnung Christianis auch nur nachzuprüfen, und man ist im wesentlichen auf den guten Glauben an ihre Richtigkeit angewiesen. Schließlich aber bleibt die Frage offen, wie denn überhaupt ein solches Gebilde berechnet werden soll, insbesondere dann, wenn bei nicht vorhandenem Stabilitätsstab ein stabiles Fachwerk und die Gleichgewichtsbedingungen dafür gar nicht mehr vorhanden sind. Die Berechnung als hochgradig statisch unbestimmtes Rahmengerüste ist natürlich praktisch unmöglich, und selbst die von Christiani an anderer Stelle¹⁾ unter der zulässigen Annahme nur steifer Gurtungen gezeigte Berechnung ist zu umständlich; die weitere Vereinfachung unter Annahme nur einer steifen Gurtung erscheint zu willkürlich und dazu in praktischen Fällen auch noch sehr umständlich. Alle diese Bedenken könnten mit Recht dazu führen, die an sich schöne Trägerform überhaupt zu vermeiden.

Im folgenden sollen nun die besonderen Eigenschaften des Rautenträgers näher untersucht und aus denselben eine einwandfreie und dazu sehr einfache Berechnungsweise hergeleitet werden, wobei es vollkommen gleichgültig ist, ob der Träger keinen, einen oder mehrere Stabilitätsstäbe besitzt. Nur um eine Prüfung der Genauigkeit der Rechnungsergebnisse an Hand der vorliegenden, wertvollen Berechnung Christianis zu ermöglichen, ist der von Christiani behandelte Träger in denselben Abmessungen (Abb. 1) auch der folgenden Betrachtung im wesentlichen zugrunde gelegt; dabei kann aber in sehr einfacher Weise gezeigt werden, welchen Einfluß die sehr steife Gurtung hat und ob dieselbe notwendig oder überhaupt zweckmäßig ist. Auch wird sich dabei zeigen, weshalb die bei Rautenträgern bisher übliche kinematische Berechnungsweise nur zu ganz unsicheren Ergebnissen führen und darum unmöglich beibehalten werden kann.



Stab	J cm ⁴	F cm ²	Gurthöhe 60 cm
b	93444	197	
c	136330	346	
d	136330	346	
f	110712	235	
g	136330	346	
h	190930	406	
l		146	
r		151	
n		129	
z		151	
u		100	

Abb. 1.

Verschiebt man in dem gelenkigen Stabgebilde (Abb. 2a), welches eine zwangsläufige kinematische Kette darstellt, die Punkte 5 und 5 gegeneinander, so entsteht die bekannte, punktiert eingetragene Verschiebungsfigur, ohne daß es dazu der Anwendung einer Kraft bedarf. Ein Blick auf die Abb. 2b zeigt aber sofort, daß ein irgendwie ähnliches Gebilde bei steifer Knotenpunkt-ausbildung ganz unmöglich ist; denn die hier gezeichnete, der kinematischen Kette entsprechende Verschiebung unter Anwendung der Kraft P würde infolge der durch die Biegung entstehenden Querkräfte durch die eingezeichneten Kräfte belastet sein, die einen Ausgleich der Wellen bis zu ihrem Verschwinden herbeiführen müssen,

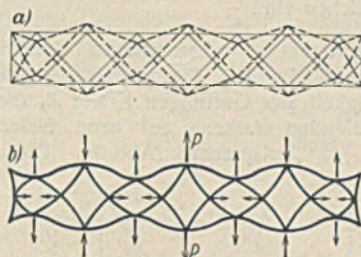


Abb. 2a u. b.

woraus sich schon vermuten läßt, daß die Wirkung der durch die Kraft P erzwungenen Spreizung 5—5 auf ihre nächste Umgebung beschränkt bleiben muß. Diese Wirkung soll nun zunächst genau untersucht werden, wobei nur die folgenden, die Entwicklung sehr vereinfachenden und zweifellos zulässigen Annahmen gemacht werden:

1. Nur die Gurtstäbe sind biegefest durchgeführt, die Füllungsstäbe aber untereinander und mit den Gurtungen gelenkig verbunden.
2. In jedem Felde sind die Querschnitte und Trägheitsmomente der beiden Gurtstäbe sowie der Querschnitte der beiden Streben einander gleich.
3. Der Einfluß der Achsialkräfte in den Gurtungen auf deren Verbiegung wird vernachlässigt, was aber natürlich auch bei Berechnung als hochgradig unbestimmtes System geschieht.

Im übrigen wird die Untersuchung in voller Strenge durchgeführt. Unbedingt notwendig sind auch diese vereinfachenden Annahmen mit Ausnahme von 3 nicht, das im folgenden entwickelte Verfahren kann auch für andere Querschnittsverteilungen durchgeführt werden, wird dann aber wesentlich umständlicher und dürfte auch keine große praktische Bedeutung haben, weshalb wir uns hier auf das Verfahren unter den genannten vereinfachenden Annahmen beschränken wollen.

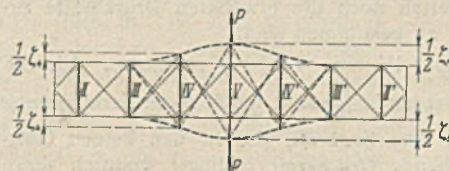


Abb. 3.

Die genaue Untersuchung der Einwirkung einer Belastung P auf den Rautenträger mit kontinuierlichen Gurtungen (Abb. 3) ist bei Anwendung der üblichen Methoden wegen der vielfachen wechselseitigen Beeinflussung der Kräfte ziemlich schwierig; sie gelingt aber leicht nach der sogenannten Deformationsmethode²⁾, wenn man als Unbekannte die durch die Kraft P verursachten Ausbeulungen (Spreizungen) des Trägers in den einzelnen Knotenpunkten einführt. Der große Vorteil dieses Verfahrens liegt in der Möglichkeit weitgehender Fesselung des widerstandsfähigen Trägergebildes während der Untersuchung. Wir bezeichnen die unbekanntenen Spreizungen mit ξ_1, ξ_2, ξ_3 usw. und stellen sie uns vor als Verlängerungen zugefügter Stäbe II, III, IV usw. Die ξ sollen als positiv gelten, wenn der Träger durch sie nach außen ausgebeult (gespreizt) wird. Für die in diesen sieben Stäben auftretenden Kräfte $Z_2,$

²⁾ Vgl. A. Ostfeld, Die Deformationsmethode. Jul. Springer. Berlin 1926.

¹⁾ Der Stahlbau 1929, S. 183.

Z_3, Z_4 usw., die natürlich im Endzustand der Verformung gleich Null sein müssen, gelten dann sieben Gleichungen mit sieben Unbekannten von der Form:

$$(1) \quad Z_m = 0 = Z_{m_0} + Z_{m_2} \zeta_2 + Z_{m_3} \zeta_3 + Z_{m_4} \zeta_4 + Z_{m_5} \zeta_5 + Z_{m_4'} \zeta_4' + Z_{m_3'} \zeta_3' + Z_{m_2'} \zeta_2'$$

wobei bedeutet:

Z_{m_0} die Stabkräfte, die unter der Annahme, daß alle $\zeta = 0$, also alle zugedachten Stäbe starr sind, durch die äußere Belastung in den einzelnen zugedachten Stäben entstehen;

Z_{m_3} die Kraft, die im Stab m durch den Zustand „ $\zeta_3 = +1$ “ verursacht wird, wobei also alle übrigen $\zeta = 0$, daher alle zugedachten Stäbe mit Ausnahme von III als starr anzunehmen sind. Die Matrix des Gleichungssystems (1) ist dann, wenn wir der einfachen Schreibweise halber nur die Zeiger der Koeffizienten Z hinschreiben (also statt Z_{35} nur 35):

	ζ_2	ζ_3	ζ_4	ζ_5	ζ_4'	ζ_3'	ζ_2'	
2	22	23	24	25	24'	23'	22'	20
3	32	33	34	35	34'	33'	32'	30
4	42	43	44	45	44'	43'	42'	40
5	52	53	54	55	54'	53'	52'	50
4'	4'2	4'3	4'4	4'5	4'4'	4'3'	4'2'	4'0
3'	3'2	3'3	3'4	3'5	3'4'	3'3'	3'2'	3'0
2'	2'2	2'3	2'4	2'5	2'4'	2'3'	2'2'	2'0

sämtliche Vorzeichen sind +

Die Lösung dieses Gleichungssystems ist überraschend einfach. Durch den Zustand beispielsweise „ $\zeta_4 = +1$ “ (Abb. 4) entstehen in allen zugedachten Stäben infolge der Steifigkeit der Gurtungen Kräfte Z , die den Auflagerkräften R des durchlaufenden Balkens auf neun festen Stützen bei der Verschiebung „ $\zeta_4 = +1$ “ entsprechen (Abb. 5). Diese

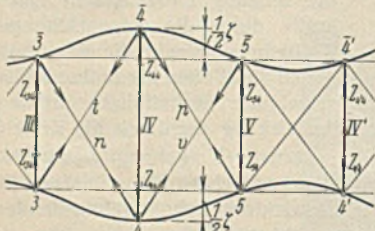


Abb. 4.

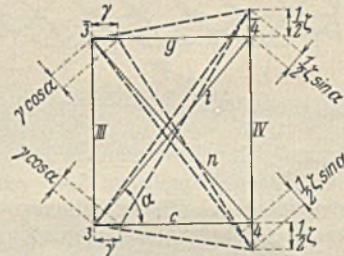


Abb. 6.

können aus Tabellen entnommen werden³⁾, wobei ohne erhebliche Fehler die Endfelder mit derselben Feldweite angenommen werden können wie die übrigen Felder.

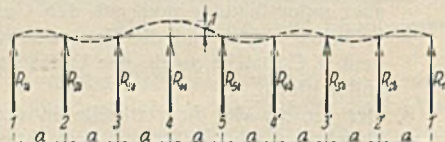


Abb. 5.

Die in den Stäben IV, III und V entstehenden Kräfte Z enthalten aber außer diesen Kräften R noch Druckkräfte infolge der in den Streben n, t, v, p durch die Verschiebung „ $\zeta_4 = +1$ “ erzeugten Zugkräfte. Alle Werte Z , deren beide Zeiger sich um mehr als 1 unterscheiden, können also unmittelbar aus Tabellen entnommen werden, während bei den Werten Z mit zwei gleichen oder nur um 1 verschiedenen Zeigern zu diesen Tabellenwerten noch die erwähnten Druckkräfte zuzählen sind, die noch näher zu bestimmen sind.

Bei Verlängerung des Stabes IV um ζ (Abb. 6) verlängern sich die beiden Streben n und t zunächst um je $\frac{\zeta}{2} \sin \alpha$; durch diese Verlängerung aber entsteht in den Streben eine Zugkraft, die in den beiden Gurtstäben c und g eine entsprechende Druckkraft bedingt, wodurch diese Gurtstäbe sich um den vorläufigen unbekanntem Wert γ verkürzen. Diese Verkürzung beider Gurtstäbe bedingt aber ihrerseits eine Verkürzung der beiden Streben um je $\gamma \cos \alpha$, so daß die wirkliche Verlängerung jeder der beiden Streben beträgt:

$$(3) \quad \Delta t = \Delta n = \frac{\zeta}{2} \sin \alpha - \gamma \cos \alpha,$$

das entspricht einer Zugkraft in den Streben

$$(4) \quad D = \frac{\Delta t}{s_d} EF_d = \frac{\frac{\zeta}{2} \sin \alpha - \gamma \cos \alpha}{s_d} \cdot EF_d$$

³⁾ Sie sind in diesem Beispiel entnommen aus den Tabellen in der Schrift: Ostenfeld, Lastverteilende Querverbände, Kopenhagen 1930. In Kommission bei Jul. Gjellerup.

und einer Druckkraft in den Gurtstäben

$$(5) \quad \delta = -D \cos \alpha = -\frac{\gamma EF_g}{a}$$

Aus Gl. 4 u. 5 folgt:

$$(6) \quad \left(\frac{\zeta}{2} \sin \alpha - \gamma \cos \alpha \right) \cos \alpha EF_d = \frac{\gamma EF_g}{a}$$

oder

$$(7) \quad \gamma = \frac{\sin \alpha \cos^2 \alpha F_d}{2(\cos^3 \alpha F_d + F_g)} \cdot \zeta$$

Setzen wir nun

$$(8) \quad \frac{\sin \alpha \cos^2 \alpha F_d}{2(\cos^3 \alpha F_d + F_g)} = \varphi,$$

so ist

$$(9) \quad \gamma = \varphi \zeta,$$

dann ist nach Gl. 4 u. 9

$$(10) \quad D_n = D_t = + \frac{1}{2} \frac{\sin \alpha - \varphi \cos \alpha}{a} \cdot EF_d \cos \alpha \zeta$$

und

$$(11) \quad S_g + S_c = - \frac{1}{2} \frac{\sin \alpha - \varphi \cos \alpha}{a} \cdot EF_d \cos^2 \alpha \zeta.$$

Die lotrechte Kraft, mit der die beiden Streben bei „ $\zeta_4 = +1$ “ die zugedachten steifen Stäbe III und IV belasten, ist

$$(12) \quad W_{3,4} = - \frac{1}{2} \frac{\sin \alpha - \zeta \cos \alpha}{a} \cdot EF_d \cos \alpha \sin \alpha.$$

Berechnen wir die Werte $W_{2/3}, W_{3/4}, W_{4/5}$ für die Felder 2—3, 3—4, 4—5, so sind damit in Verbindung mit den aus Tabellen zu entnehmenden Stützendrücken des durchlaufenden Balkenträgers die Koeffizienten Z der Gl. 2 bekannt, wenn man noch beachtet, daß $Z_{2,0} = +P$, alle übrigen Koeffizienten Z_{m_0} jedoch = Null sind, da auf sie eine äußere Belastung nicht einwirkt.

Für unser Beispiel (Abb. 1) ergibt sich nun folgendes: Die Auflagerdrücke des durchlaufenden Balkens mit dem Trägheitsmoment J_g auf neun starren Stützen mit den Feldweiten a (Abb. 6) betragen nach den genannten Tabellen

beim Zustand $\zeta_2 = +1$	beim Zustand $\zeta_3 = +1$	beim Zustand $\zeta_4 = +1$	beim Zustand $\zeta_5 = +1$
$R_{2,2} = -9,88$	$R_{2,3} = +9,51$	$R_{2,4} = -4,15$	$R_{2,5} = +1,11$
$R_{3,2} = +9,51$	$R_{3,3} = -14,03$	$R_{3,4} = +10,62$	$R_{3,5} = -4,45$
$R_{4,2} = -4,15$	$R_{4,3} = +10,62$	$R_{4,4} = -14,33$	$R_{4,5} = +10,70$
$R_{5,2} = +1,11$	$R_{5,3} = -4,45$	$R_{5,4} = +10,70$	$R_{5,5} = -14,35$
$R_{4',2} = -0,30$	$R_{4',3} = +1,19$	$R_{4',4} = -4,47$	$R_{4',5} = +10,70$
$R_{3',2} = +0,08$	$R_{3',3} = -0,32$	$R_{3',4} = +1,19$	$R_{3',5} = -4,45$
$R_{2',2} = -0,02$	$R_{2',3} = +0,08$	$R_{2',4} = -0,30$	$R_{2',5} = +1,11$

Da an jeder Gurtung nur die Ausbiegungen $\frac{\zeta}{2}$ auftreten, sind alle

diese Werte durch 2 zu dividieren; sie sind ferner mit $\mu = \frac{EJ_g}{a^3} = \frac{2150 \cdot 163 \cdot 100}{64 \cdot 000 \cdot 000} = 5,48 \text{ t/cm}$ zu multiplizieren. Man beachte, daß selbstredend $R_{2,3} = R_{3,2}$. Die nicht unterstrichenen Werte ergeben ohne weiteres die Werte Z der Gl. 2; zu den unterstrichenen sind noch die nach Gl. 12 sich ergebenden Werte W hinzuzuzählen. Diese sind:

$$\text{im Feld 2/3: } \varphi_{2,3} = \frac{0,707^3 \cdot 148,5}{2(0,707^3 \cdot 148,5 + 216)} = 0,0980 \quad [\text{Gl. 8}]$$

$$W_{2,3} = - \frac{(0,3535 - 0,0980 \cdot 0,707) 2150 \cdot 148,5 \cdot 0,707^2}{400} = -113 \text{ t}$$

$$\text{im Feld 3/4: } \varphi_{3,4} = \frac{0,707 \cdot 140,0}{2(0,707^3 \cdot 140,0 + 346)} = 0,0626$$

$$W_{3,4} = - \frac{(0,03535 - 0,0626 \cdot 0,707) 2150 \cdot 140,0 \cdot 0,707^2}{400} = -116 \text{ t}$$

$$\text{im Feld 4/5: } \varphi_{4,5} = \frac{0,707^3 \cdot 114,5}{2(0,707^3 \cdot 114,5 + 376)} = 0,0486$$

$$W_{4,5} = - \frac{(0,3535 - 0,0486 \cdot 0,707) 2150 \cdot 114,5 \cdot 0,707}{400} = -98 \text{ t}$$

Es sind nun:

$$Z_{2,2} = \frac{1}{2} R_{2,2} + W_{2,3} = -4,94 \mu - \frac{113}{5,48} \cdot \mu = -25,54 \mu$$

$$Z_{3,2} = \frac{1}{2} R_{3,2} + W_{2,3} = +4,75 \mu - \frac{113}{5,48} \cdot \mu = -15,84 \mu$$

$$Z_{2,3} = Z_{3,2} = -15,84 \mu$$

$$Z_{3,3} = \frac{1}{2} R_{3,3} + W_{2,3} + W_{3,4} = -7,01 \mu - \frac{113 + 116}{5,48} \cdot \mu = -48,82 \mu$$

$$Z_{43} = \frac{1}{2} R_{34} + W_{34} = +5,31 \mu - \frac{116}{5,48} \cdot \mu = -15,89 \mu$$

$$Z_{44} = \frac{1}{2} R_{44} + W_{34} + W_{45} = -7,16 \mu - \frac{116 + 98}{5,48} \cdot \mu = -44,27 \mu$$

$$Z_{54} = Z_{45} = \frac{1}{2} R_{54} + W_{45} = +5,35 \mu - \frac{98}{5,48} \cdot \mu = -12,3 \mu$$

$$Z_{55} = \frac{1}{2} R_{55} + 2 W_{45} = -7,17 \mu - \frac{2 \cdot 98}{5,48} \cdot \mu = -43,18 \mu$$

Aus Symmetrie Gründen kann das Gleichungssystem 2 in ein viergliedriges System umgewandelt werden, da

$$\zeta_2' = \zeta_2; \quad \zeta_3' = \zeta_3 \text{ und } \zeta_4' = \zeta_4 \quad \text{sein muß.}$$

Das System hat dann die Matrix:

	ζ_2	ζ_3	ζ_4	ζ_5	
2	22 + 22'	23 + 23'	24 + 24'	25	
3	32 + 32'	33 + 33'	34 + 34'	35	
4	42 + 42'	43 + 43'	44 + 44'	45	
5	52 + 52'	53 + 53'	54 + 54'	55	50

sämtliche Vorzeichen sind +

Nach Einsetzung der Werte für Z wird diese Matrix:

	ζ_2	ζ_3	ζ_4	ζ_5	
2	-25,55	-15,80	-2,22	+0,55	
3	-15,80	-48,98	-15,29	-2,22	
4	-2,22	-15,29	-46,50	-12,30	
5	+1,11	-4,45	-24,60	-43,18	$+\frac{P}{5,48}$

Die Lösung gelingt sehr leicht durch die bereits früher an Abb. 2a geknüpfte Überlegung, daß wahrscheinlich ζ_2 und ζ_3 sehr klein werden; man setzt sie in den Gl. 4 u. 5, in denen auch ihre Koeffizienten nicht sehr groß sind, versuchsweise = 0; löst nur das durch die starkumrahmte Matrix gegebene zweigliedrige Gleichungssystem und erhält durch Einsetzen der sich für ζ_4 und ζ_5 ergebenden Werte in die Gl. 2 u. 3 die Werte ζ_2 und ζ_3 . Es zeigt sich in allen praktischen Fällen, daß die erste Annäherung genügt und eine Korrektur nicht erforderlich ist. ζ_5 und ζ_3 sind kaum von Null verschieden. Damit ist die Lösung des scheinbar sehr umfangreichen Gleichungssystems 2 auf die einfache Auflösung eines zweigliedrigen Gleichungssystems zurückgeführt!

Die Lösungen sind (P in Tonnen eingesetzt):

$$\zeta_2 = +0,00002 P \text{ cm} \quad \zeta_4 = -0,00131 P \text{ cm}$$

$$\zeta_3 = -0,000003 P \text{ cm} \quad \zeta_5 = +0,00498 P \text{ cm}$$

Es ergibt sich also durch eine Belastung $P=1$ die in Abb. 7a dargestellte Verformung. Wäre zwischen den Punkten 5 und 5 ein sogenannter Stabilitätsstab vorhanden gewesen, so hätte das auf das hier entwickelte Ergebnis weiter keinen Einfluß gehabt, als daß sich der Wert Z_{55} bedeutend erhöht hätte: Es wäre dann beim Zustand „ $Z_5 = +1$ “ der in 5-5 gedachte Stab außer den vorhin auf ihn entfallenen Belastungen noch mit dem Widerstand des um 1 verlängerten Stabilitätsstabes belastet worden. Dieser hat in dem von Christiani untersuchten Beispiel einen Querschnitt von $F_v = 205 \text{ cm}^2$, er gibt daher bei Verlängerung

um 1 cm die Belastung $V = -\frac{EF_v}{h} = -\frac{2150 \cdot 205}{400} = -1100 \text{ t}$ auf den gedachten Stab 5-5 ab.

Es hätte dann Z_{55} statt $-43,18 \mu$ den Wert:

$$Z_{55}' = -43,18 \mu - \frac{1100}{5,48} \cdot \mu = -243,68 \mu$$

bekommen.

Das hätte nur die Nennerdeterminante des Gleichungssystems 2 beeinflußt, diese allerdings ganz bedeutend vergrößert, etwa versechsfacht.

Die in Abb. 7a dargestellten Biegelinien hätten also genau dieselbe Form bekommen, nur mit dem Unterschied, daß alle Ausbiegungen nur etwa $\frac{1}{6}$ der in Abb. 7a dargestellten Ausbiegungen betragen hätten; d. h. die beiden Biegelinien sind affin. Die in Abb. 7 gezeichnete

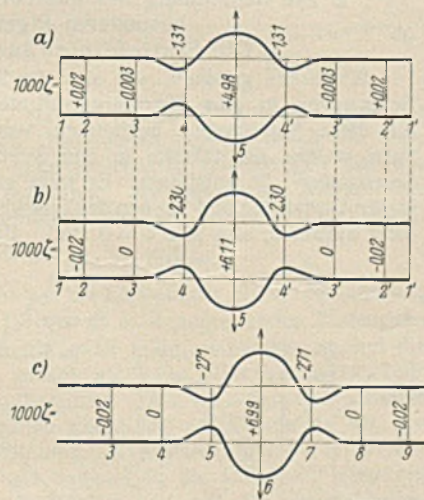


Abb. 7a bis c.

Biegelinie des Untergurtes hat aber nun noch eine besondere wichtige Bedeutung.

Da die Belastung 1 in 5-5 beispielsweise in 4 die Senkung ζ_4 hervorruft, muß die Last 1 in 4 nach dem Maxwellschen Satze in 5-5 die Spreizung ζ_4 hervorrufen, d. h. die in Abb. 7 gezeichnete Biegelinie des Untergurtes ist unmittelbar die Einflußlinie für die Spreizung 5-5, wobei sie zwischen den Quertträgeranschlußpunkten geradlinig verläuft. Damit ergibt sich, allerdings zunächst nur für diesen besonderen Fall des Trägers mit sehr steifen Gurtungen:

1. Einen Einfluß auf Spreizungen zwischen den Punkten 5-5 haben nur Belastungen der Punkte 4, 5 und 4'; der Einfluß anderer Belastungen ist praktisch = 0.

2. Ein Stabilitätsstab 5-5 ermäßigt zwar diese Spreizungen bedeutend; er hat aber in dem Träger nur Einfluß für Lasten in 5 oder den beiden benachbarten Punkten. Auf weitere Teile des Fachwerkes kann er keinen Einfluß ausüben. Seine Einflußlinie ist der Einflußlinie für die Spreizung 5-5 des Trägers ohne Stabilitätsstab affin und erstreckt sich dabei wie diese nur auf die nächste Umgebung.

Um eine etwas allgemeinere Beurteilung dieser Verhältnisse zu ermöglichen, wurde dieselbe einfache Rechnung auch für denselben Träger mit Gurtungen gleichen Querschnitts, aber normaler Höhe von etwa 30 cm durchgeführt; das Trägheitsmoment dieser Gurtungen beträgt nur $\frac{1}{3}$ desjenigen der 60 cm hohen Gurtungen. Auf die Wiedergabe der Rechnung kann hier verzichtet werden; es ändert sich dabei nur der Wert μ und die mit demselben zusammenhängenden Größen. Für die Bestimmung der Werte ergibt sich aus dem Gleichgewichtssystem 13 nach Einsetzung der Zahlenwerte ein Gleichungssystem mit der Matrix:

	ζ_2	ζ_3	ζ_4	ζ_5	
2	-66,75	-56,00	-2,23	+0,55	
3	-56,00	-132,54	-57,69	-2,23	
4	-2,23	-57,69	-126,70	-47,75	
5	+1,11	-4,45	-95,50	-125,18	$+\frac{P}{1,83}$

Die Lösung ergibt in derselben Weise wie vorhin:

$$\zeta_2 = -0,00002 P \text{ cm} \quad \zeta_4 = -0,00230 P \text{ cm}$$

$$\zeta_3 = \pm 0,00000 P \text{ cm} \quad \zeta_5 = +0,00611 P \text{ cm}$$

Die Biegelinie ist in Abb. 7b wiedergegeben. Hier tritt die Bedeutung der Werte ζ_2 und ζ_3 ebenso stark zurück wie vorhin.

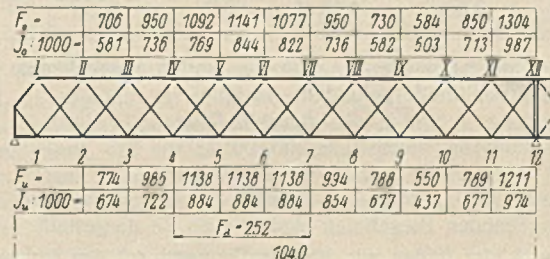


Abb. 8.

Schließlich soll dieselbe Untersuchung noch an dem wohl bedeutendsten ausgeführten Beispiel eines derartigen Rautenträgers, der Rheinbrücke bei Wesel, durchgeführt werden, die auch Gurtungen normaler Steifigkeit besitzt (Abb. 8). Es soll die Wirkung einer in den Punkten 6-VI angebrachten Last P untersucht werden.

Hier sind, wie wohl in den meisten praktischen Fällen, noch weitere Vereinfachungen möglich. Mit genügender Genauigkeit kann der Querschnitt aller in Frage kommenden Streben $F_d = 252 \text{ cm}^2$, der Querschnitt aller Gurtstäbe $F_s = 1100 \text{ cm}^2$, das Trägheitsmoment aller Gurtstäbe $J_s = 800000 \text{ cm}^4$ gesetzt werden.

Dann wird für alle Felder nach Gl. 8

$$r = \frac{10,5 \cdot 9^2 \cdot 252}{13,84 \cdot 13,84^2} = 0,035$$

$$2 \left(\frac{93}{13,84^3} \cdot 252 + 1100 \right)$$

und nach Gl. 12 für alle Felder

$$W = \frac{\left(\frac{5,25}{13,84} - 0,035 \cdot \frac{9}{13,84} \right) 2150 \cdot 252 \cdot \frac{9 \cdot 10,5}{13,84^2}}{900} = -94,0 \text{ t}$$

$$\text{und } \mu = \frac{E J_g}{a^3} = \frac{2150 \cdot 800000}{9^3 \cdot 1000000} = 2,36 \text{ t/cm}; \quad \frac{W}{\mu} = -\frac{94}{2,36} = -39,8 \text{ cm}$$

Das zur Bestimmung der Werte $\zeta_3, \zeta_4, \zeta_5, \zeta_6 = \zeta_9, \zeta_8, \zeta_7, \zeta_8$ dienende Gleichungssystem entsprechend Matrix 13 hat nun die Matrix:

	ζ_3	ζ_4	ζ_5	ζ_6
3	33 + 39	34 + 38	35 + 37	36
4	43 + 49	44 + 48	45 + 47	46
5	53 + 59	54 + 58	55 + 57	56
6	63 + 69	64 + 68	65 + 67	66 60

Die Werte R werden in diesem Falle als Auflagerkräfte eines durchlaufenden Balkens auf unendlich vielen Stützen mit gleicher Stützweite (Abb. 9) wiederum den genannten Tabellen entnommen und ergeben sich:

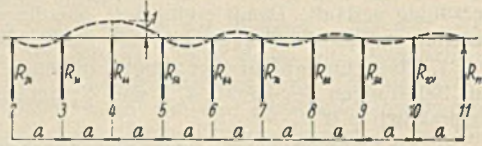


Abb. 9.

Zustand $\zeta_3 = -1$	Zustand $\zeta_4 = +1$	Zustand $\zeta_5 = +1$	Zustand $\zeta_6 = +1$
$R_{33} = -14,35$	$R_{34} = +10,71$	$R_{35} = -4,48$	$R_{36} = +2,00$
$R_{43} = +10,71$	$R_{44} = -14,35$	$R_{45} = +10,71$	$R_{46} = -4,48$
$R_{53} = -4,48$	$R_{54} = +10,71$	$R_{55} = -14,35$	$R_{56} = +10,71$
$R_{63} = +2,00$	$R_{64} = -4,48$	$R_{65} = +10,71$	$R_{66} = -14,35$
$R_{73} = -0,32$	$R_{74} = +2,00$	$R_{75} = -4,48$	$R_{76} = +10,71$
$R_{83} = +0,09$	$R_{84} = -0,32$	$R_{85} = +2,00$	$R_{86} = -4,48$
$R_{93} = -0,02$	$R_{94} = +0,09$	$R_{95} = -0,32$	$R_{96} = +2,00$

Auch diese Werte sind durch 2 zu dividieren und mit $\mu = 2,36$ t/cm zu multiplizieren; zur Erlangung der Z -Werte ist zu allen R mit zwei gleichen Zeigern der Wert $\frac{\mu}{2W} = -2 \cdot 39,8 = -79,6$ zu addieren; es wird damit $Z_{33} = Z_{44} = Z_{55} = Z_{66} = -7,17 - 79,6 = -86,77 \mu$; zu allen R -Werten mit um 1 verschiedenen Zeigern ist der Wert $\frac{\mu}{W} = -39,8$ zu addieren; damit wird $Z_{43} = Z_{54} = Z_{65}$ usw. $= +5,35 - 39,8 = -34,45 \mu$.

Damit erhält die Matrix 16 folgende Zahlenwerte:

	ζ_3	ζ_4	ζ_5	ζ_6
3	-86,78	-34,40	-2,40	+1,00
4	-34,40	-86,93	-33,45	-2,24
5	-2,40	-33,45	-89,01	-34,45
6	+2,00	-4,48	-68,90	-86,77 + $\frac{P}{2,36}$

Die Lösung ist wiederum nach der vorhin angegebenen, sehr einfachen Versuchsmethode gefunden; sie ist

$$\begin{aligned} \zeta_3 &= -0,00002 P \text{ cm} \\ \zeta_4 &= \pm 0,00000 \text{ " } \\ \zeta_5 &= -0,00271 \text{ " } \\ \zeta_6 &= +0,00699 \text{ " } \end{aligned}$$

Die sich ergebenden Biegelinien sind in Abb. 7c dargestellt.

Also auch hier finden wir, übereinstimmend mit den früheren Ergebnissen, daß der Einfluß einer den Träger spreizenden Kraft P sich höchstens bis zum benachbarten Knotenpunkt erstreckt; in diesem Falle, daß der über dem Mittelpfeiler angebrachte Stabilitätsstab seinen Einfluß bei weitem nicht bis zum Punkte 6 ausdehnen kann und hier der Träger sich genau so verhält, als ob kein Stabilitätsstab vorhanden wäre und nur vermöge seiner Gurtsteifigkeit stabil ist. Ja, selbst auf den benachbarten Knotenpunkt ist der Einfluß der Spreizung, also auch der Einfluß eines etwa vorhandenen Stabilitätsstabes nur unbedeutend; ein solcher ist im wesentlichen nur imstande, sein eigenes Feld, dieses allerdings sehr wirksam, auszusteifen. Wir werden jedoch später sehen, daß in allen praktischen Fällen auch ohne den Stab genügende Stabilität vorhanden ist; soll er aber angeordnet werden und wirklich überall wirksam versteifen, dann muß er tatsächlich in jeder Raute angebracht sein. Wir erhalten dann den bekannten Träger mit Pfosten in jedem



Abb. 10.

Knoten und zwei gekreuzten Streben in jedem Feld (Abb. 10) (Elbebrücke bei Meißen) als einen besonderen Fall des Rautenträgers, der sich einfach und zweckmäßig auch nach dem hier angegebenen Verfahren berechnen läßt und sich als ausgezeichnet steifer, statisch klarer und brauchbarer Träger erweist, der auch bezüglich seines Aussehens in vielen Fällen durchaus befriedigen dürfte. Das Wesen aller dieser Rautenträger, soweit sie nicht in jeder Raute einen Stabilitätsstab haben, gleichgültig ob sie im übrigen Stabilitätsstäbe besitzen oder nicht, besteht

darin, daß in den Rauten, in denen Stabilitätsstäbe nicht vorhanden sind, lediglich durch das Zusammenwirken der biegungsfesten Gurtung mit den Streben die Stabilität hergestellt wird; es entsteht dadurch ein an sich hochgradig statisch unbestimmtes System, in dem aber für jeden einzelnen Belastungsfall nur ganz wenige statisch überzählige Größen zur Auswirkung kommen, z. B. bei dem zuerst behandelten Träger bei einer Last in 5 nur die statisch überzähligen Größen ζ_4, ζ_5 und ζ_6 , so daß wir es für jeden Belastungsfall (für jede Ordinate der Einflußlinie) tatsächlich nur mit drei Unbekannten zu tun haben, die sich meist durch Symmetrie oder sonstige Eigenschaften gar auf zwei zurückführen lassen, wodurch sich die Berechnung dieser hochgradig statisch unbestimmten Systeme sehr einfach gestalten wird. Sind in jeder Raute Stabilitätsstäbe vorhanden, so machen diese das System zwar auch ohne Mitwirkung der Gurtsteifigkeit stabil; die Gurtsteifigkeit aber wirkt mit und die Berechnung für jeden Belastungsfall läßt sich auch hier mit Zuhilfenahme von nur zwei Unbekannten erledigen.

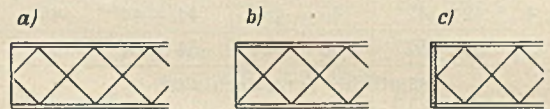


Abb. 11a bis c.

Welchen Abschluß das Tragwerk am Ende findet, ob nach Abb. 11a, 11b oder 11c, ist für sein Wesen und sein Verhalten im Inneren vollkommen gleichgültig; die Art des Abschlusses ist nur von Einfluß auf die Stäbe im ersten und höchstens noch in geringerem Maße auf die des zweiten Feldes. Es geht also keinesfalls an, diese Abschlüsse als ein wesentliches Merkmal des Tragwerks anzusehen, das in einem Fall das Tragwerk „labil“, im anderen Fall „statisch bestimmt“ und in einem noch anderen Falle „einfach oder mehrfach statisch unbestimmt“ macht.

Eine wichtige Folgerung aber ergibt sich aus diesem Verhalten des Rautenträgers. Eine Verschiebungsfigur, wie in Abb. 2 punktiert gezeichnet, oder auch nur ein irgendwie ähnliches Gebilde kommt bei Rautenträgern mit steifer Gurtung bei Bewegung der Punkte 5 und 5 gegenüber nicht zustande; diese Verschiebungsfigur und ihr bekannter Verschiebungsplan, so interessant er auch aussehen mag, darf zur statischen Behandlung solcher Tragwerke nicht benutzt werden, wenn man nicht, wie es in den Berechnungen Christianis geschehen, die Wirkung aller auftretenden Knotenpunktmomente besonders behandeln will. Das ist aber ein sehr mühsamer Weg. Im folgenden soll nun gezeigt werden, wie sich aus den jetzt erkannten besonderen Eigenschaften des Rautenträgers eine einfache und richtige Berechnung desselben ergibt.

2. Die Berechnung des Rautenträgers auf Grund seiner besonderen Eigenschaften.

a) Die Einflußlinien für die Stabkräfte.

Wir haben gesehen, wie sich die Spreizungen, die bei bestimmten Belastungen in dem Tragwerk auftreten, und damit die Einflußlinien für diese Spreizungen bestimmen lassen. Die Gl. 10 u. 11 zeigen auch, welche Zusatzkräfte in den Streben und Gurtungen durch diese Spreizungen „ ζ “ entstehen. Es fragt sich nun zunächst, welche Kräfte in den Gurtstäben und Streben des Tragwerkes entstehen, wenn Spreizungen nicht auftreten, also alle $\zeta = 0$ sind. Betrachten wir die Stäbe in einem beliebigen Felde (Abb. 12a). Da alle $\zeta = 0$ sein sollen, können wir uns die Punkte a und c sowie b und d durch starre Stäbe verbunden denken. Dann sind, wenn wir zunächst von Längenänderungen der Gurtstäbe absehen, nur Verschiebungen wie punktiert gezeichnet möglich, wobei

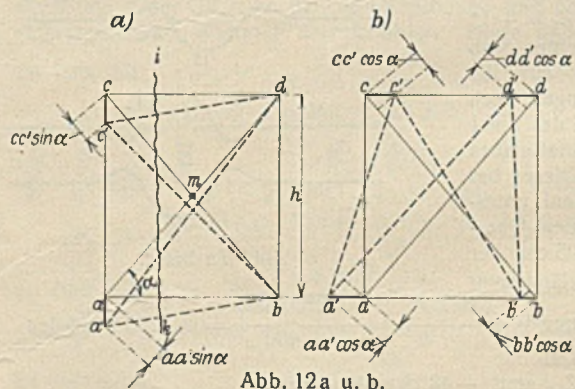


Abb. 12a u. b.

bei $cc' = aa'$ ist. Dabei hat sich die Strebe ad um $aa' \sin \alpha$ verlängert, die Strebe bc um das gleiche Maß $cc' \sin \alpha$ verkürzt, d. h. die in diesen Streben entstandenen Kräfte sind entgegengesetzt gleich, da wir ja gleiche Querschnitte vorausgesetzt haben. Ihre waagerechten Komponenten (Schnitt $i-k$) heben sich auf. Treten nun Längenänderungen der Gurtstäbe ein, so kann die Gleichgewichtsbedingung im Schnitt $i-k$, daß die Summe der waagerechten Kräfte Null sein muß, nur bestehen bleiben, wenn die Summe der Verlängerungen beider Gurtstäbe Null ist, daher

sich der eine Gurtstab um dasselbe Maß Δ verkürzt, um das sich der andere verlängert. Das bedingt wiederum eine Verlängerung der einen und eine Verkürzung der anderen Strebe um dasselbe Maß (Abb. 12b), denn wenn hier cd sich um dasselbe Stück verkürzt, um das sich ab verlängert, so daß also

$$a a' - b b' = c c' + d d' = \Delta$$

ist, so verkürzt sich die Strebe cb um $(c c' + b b') \cos \alpha$, und es verlängert sich die Strebe ad um das gleich große Stück $(a a' - d d') \cos \alpha$.

Da die infolge dieser Formänderungen in den Gurtstäben entstehenden Kräfte und die in den beiden Streben entstehenden Kräfte einander entgegengesetzt gleich sind, bleibt die Gleichgewichtsbedingung bezüglich der waagerechten Kräfte im Schnitt $i-k$ bestehen, während sie bei nicht entgegengesetzt gleichen Formänderungen der Gurtstäbe unbedingt gestört werden würde.

Solange alle Verschiebungen $\zeta = 0$ sind, sind also in jedem Felde die Kräfte in den Gurtstäben entgegengesetzt gleich und ebenso die Kräfte in den beiden Streben. Bezeichnen wir diese Kräfte mit S_0 , so haben wir beispielsweise für die Gurtstäbe im Felde 3/4 die beiden Bedingungen (Abb. 3)

$$(18) \quad (S_{0c} - S_{0g}) \frac{h}{2} = M_3^4$$

$$S_{0c} = -S_{0g}$$

also ist

$$S_{0c} = -S_{0g} = \frac{M_3}{h}$$

für die beiden Streben gelten die Bedingungen:

$$(19) \quad S_{0n} \sin \alpha - S_{0t} \sin \alpha = Q^4$$

$$S_{0n} = -S_{0t}$$

also ist

$$S_{0n} = + \frac{Q}{2 \sin \alpha}; \quad S_{0t} = - \frac{Q}{2 \sin \alpha}$$

Aus den Gl. 18 u. 19 ergeben sich die Einflußlinien für die Stabkräfte δ_0 in einfachster Weise nach Abb. 13. Es bleibt nun also nur noch der Einfluß der Spreizungen auf die einzelnen Stabkräfte zu bestimmen. Es wurde schon früher gezeigt, daß die in Abb. 7a gezeichnete Biegelinie des Untergurtes die Einflußlinie für die Spreizung 5-5, daher die Einflußlinie für ζ_5 darstellt, wobei die Querträgeranschlußpunkte selbstredend geradlinig zu verbinden sind. Die Einflußlinie reicht praktisch genommen nur von 3 bis 3'; in ihrem weiteren Verlauf kann sie vernachlässigt werden. Dieser Umstand vereinfacht ihre Berechnung noch insofern, als wir nun von vornherein statt der durch die Matrix 14 bezeichneten Gleichungen nur die durch den stark umrandeten Teil dieser Matrix gekennzeichneten Gleichungen mit nur zwei Unbekannten, ζ_1 und ζ_5 , aufstellen. Die aus diesen Werten sich ergebenden Ordinaten der Einflußlinie für die Spreizung ζ_5 , nämlich $\frac{\zeta_5}{2}$ und $\frac{\zeta_4}{2} = \frac{\zeta_1}{2}$, bezeichnen wir als ζ_{55} , ζ_{54} und ζ_{54}' .

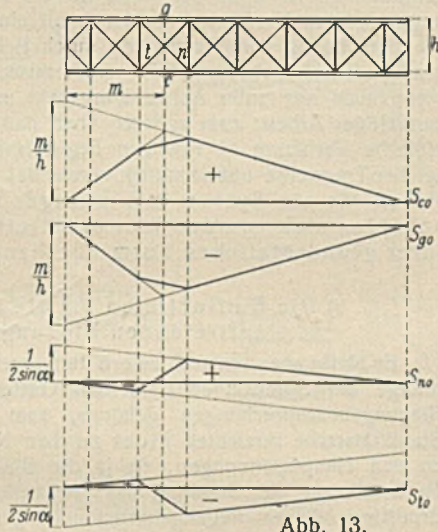


Abb. 13.

In derselben Weise ermitteln wir die Einflußlinie für die Spreizung ζ_4 als Biegelinie des Untergurtes für ein in 4-4 angreifendes Lastenpaar, wobei wir allerdings, da Symmetrie nicht mehr vorhanden ist, auf die Matrix 2 zurückgreifen müssen, indem wir deren stark umrandete Teile zur Bestimmung ζ_{43} , ζ_{44} und ζ_{45} benutzen. Wir brauchen aber auch in diesem Falle nur eine zweigliedrige Gleichung aufzulösen, da wir den Wert ζ_{43} , der nach dem Maxwell'schen Satze gleich dem vorher bereits ermittelten Wert ζ_{54} sein muß, als bekannt in die Gleichung einsetzen können. Dabei wird für die Felder 3/4 und 4/5 der Durchschnittswert der Gurträgheitsmomente $J_b = 150\,000 \text{ cm}^4$ und damit der Wert $\mu_4 = \frac{2150 \cdot 150\,000}{64\,000\,000} = 5,03 \text{ t/cm}$, womit sich ergibt

$$Z_{33} = \frac{1}{2} R_{33} + W_{2/3} + W_{3/4} = (-7,01 - 45,60) \mu_4 = -52,61 \mu_4$$

$$Z_{34} = \frac{1}{2} R_{34} - W_{3/4} = (+5,31 - 23,10) \mu_4 = -17,79 \mu_4$$

$$Z_{44} = \frac{1}{2} R_{44} + W_{3/4} + W_{4/5} = (-7,16 - 42,60) \mu_4 = -49,76 \mu_4$$

⁴⁾ Dabei sind allerdings die sehr geringen, in den biegefesten Gurten etwa vorhandenen Momente und Querkräfte vernachlässigt. Vgl. Schlußbemerkungen.

$$Z_{45} = \frac{1}{2} R_{45} + W_{45} = (+5,35 - 19,50) \mu_4 = -14,15 \mu_4$$

$$Z_{55} = \frac{1}{2} R_{55} + 2 W_{45} = (-7,17 - 39,35) \mu_4 = -46,17 \mu_4$$

Damit ergeben sich für die Matrix die Zahlenwerte:

	ζ_3	ζ_4	ζ_5	
3	-52,61	-17,79	-2,22	
4	-17,79	-49,76	-14,15	+ P: 5,03
5	-2,22	-14,15	-46,17	

woraus sich bei Einsetzung des bekannten Wertes für $\zeta_5 = -0,00131$ ergibt:

$$\zeta_3 = -0,00133 P \text{ cm}$$

$$\zeta_4 = +0,00494 P \text{ cm};$$

damit ergeben sich die Ordinaten der Einflußlinie zu:

$$\zeta_{33} = \frac{\zeta_3}{2} = -0,00066 \text{ cm}$$

$$\zeta_{44} = \frac{\zeta_4}{2} = +0,00247 \text{ cm}$$

$$\zeta_{45} = \frac{\zeta_5}{2} = -0,00065 \text{ cm.}$$

In genau derselben Weise berechnen wir die Ordinaten der Einflußlinie für ζ_2 , als Biegelinie des Untergurtes für ein in 3 und 3 angreifendes Lastenpaar, wobei wir den punktiert umrandeten Teil der Matrix 2 benutzen; als Durchschnittsträgheitsmoment der Gurtung in den Feldern 2/3 und 3/4 setzen wir $J_g = 119\,400 \text{ cm}^4$ und damit $\mu_3 = \frac{2150 \cdot 119\,400}{64\,000\,000} = 4,01 \text{ t/cm}$, womit sich für die Matrix die Zahlenwerte ergeben:

	ζ_2	ζ_3	ζ_4	
2	-33,04	-23,26	-2,07	
3	-23,26	-64,21	-23,69	+ P: 4,01
4	-2,07	-23,69	-60,56	

Da ζ_{34} wiederum gleich ζ_{43} sein muß, ist ζ_4 gleich dem vorhin berechneten Wert $\zeta_3 = -0,00133 P$ und wird mit diesem Wert eingesetzt, womit sich ergibt:

$$\zeta_2 = -0,00403 P \text{ cm}$$

$$\zeta_3 = +0,00585 P \text{ cm,}$$

damit erhalten wir als Ordinaten der Einflußlinie für ζ_2 :

$$\zeta_{22} = \frac{\zeta_2}{2} = -0,00201 \text{ cm}$$

$$\zeta_{33} = \frac{\zeta_3}{2} = +0,00292 \text{ cm}$$

$$\zeta_{34} = \frac{\zeta_4}{2} = -0,00066 \text{ cm.}$$

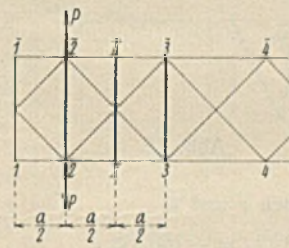


Abb. 14.

Eine kleine Schwierigkeit bereitet noch die Berechnung der Einflußlinie für ζ_2 als Biegelinie für ein in 2 und 2 angreifendes Lastenpaar (Abb. 14), auch hier berücksichtigen wir nur die Werte ζ_2 und ζ_3 , setzen $\zeta_1 = 0$ und helfen uns damit, daß wir auch in Punkt II einen gedachten steifen Stab anordnen. Dann haben wir wieder auf Stützen in gleichem Abstand gestützte Gurte, erhalten für die Werte ζ_2 , ζ_{11} und ζ_3 eine Gleichung mit der Matrix:

	ζ_2	ζ_{11}	ζ_3	
2	Z_{22}	Z_{211}	Z_{23}	+ P
II	Z_{112}	Z_{1111}	Z_{113}	
3	Z_{32}	Z_{311}	Z_{33}	

dabei wird jetzt der Wert $\mu_3 = \frac{E J_g}{\left(\frac{a}{2}\right)^3} = 8 \cdot 4,01 = 32,08$,

wobei sich dann ergibt:

$$Z_{22} = \frac{1}{2} R_{22} + W_{23} = (-4,94 - 3,52) \mu_2 = -8,46 \mu_2$$

$$Z_{23} = \frac{1}{2} R_{24} + W_{23} = (-2,07 - 3,52) \mu_2 = -5,59 \mu_2$$

$$Z_{33} = \frac{1}{2} R_{44} + W_{23} + W_{34} = (-7,16 - 7,14) \mu_2 = -14,30 \mu_2,$$

ferner ist:

$$Z_{1111} = \frac{1}{2} R_{33} = -7,01 \mu_2$$

$$Z_{112} = Z_{211} = \frac{1}{2} R_{23} = +4,75 \mu_2$$

$$Z_{311} = Z_{113} = \frac{1}{2} R_{34} = 5,31 \mu_2.$$

Damit ergeben sich folgende Zahlenwerte:

	ζ_2	ζ_{11}	ζ_3	
2	-8,46	+4,75	-5,59	+ P: 32,08
II	+4,75	-7,01	+5,31	
3	-5,59	+5,31	-14,30	

Der Wert ζ_3 muß wiederum gleich dem bei Belastung in 3 ermittelten Wert ζ_2 sein, also $\zeta_3 = -0,001975 P$. Dann ergibt sich $\zeta_2 = +0,00755 P$ cm; der Wert ζ_1 interessiert nicht. Damit sind die Ordinaten der Einflußlinie für:

$$\zeta_{2,2} = +0,00377 \text{ cm}$$

$$\zeta_{3,3} = -0,00201 \text{ cm}$$

Bei dieser Behandlung des Tragwerkes fällt auf, daß die Endstreben, *i* und *g* einen nennenswerten Widerstand nicht bieten, wenn nicht der Endstab als sehr steifer Pfosten ausgebildet ist. Der geringe, aus dem Biegungswiderstand dieses schwachen Endpfostens herrührende Widerstand wurde hier vernachlässigt. Zweckmäßig wird daher aber am Ende das Tragwerk mit einem sehr steifen Pfosten (Abb. 11c) oder noch besser mit dem Endabschluß (Abb. 11b) auszubilden sein.

Wir haben nun die Ordinaten der Einflußlinien für sämtliche Spreizungen ζ ermittelt; die Einflußlinien sind in Abb. 15 aufgetragen.

Nach Gl. 10 sind die in den Streben eines Feldes infolge einer Spreizung ζ an einer Seite des Feldes entstehenden Zusatzkräfte:

$$D = \frac{1}{2} \frac{\sin \alpha - \varphi \cos \alpha}{a} \cdot E F_d \cos \alpha \zeta$$

oder entgegengesetzt gleich den bereits nach Gl. 12 berechneten Widerständen, dividiert durch $\sin \alpha$.

Also sind die Zusatzkräfte für die Streben *r* und *l*:

$$(20a) \quad \Delta r = \Delta l = -\frac{W_{2,3}}{\sin \alpha} \cdot \zeta = +113\sqrt{2} \zeta = +160,3 \zeta,$$

für die Streben *t* und *n*:

$$(20b) \quad \Delta t = \Delta n = -\frac{W_{3,3}}{\sin \alpha} \cdot \zeta = +116\sqrt{2} \zeta = +164,3 \zeta,$$

für die Streben *v* und *p*:

$$(20c) \quad \Delta v = \Delta p = -\frac{W_{4,5}}{\sin \alpha} \cdot \zeta = +98\sqrt{2} \zeta = +139,0 \zeta;$$

ferner ist nach Gl. 11 die in den Gurtstäben eines Feldes infolge einer Spreizung ζ an einer Seite des Feldes entstehende Zusatzkraft:

$$S = -D \cos \alpha,$$

also

$$(21a) \quad \Delta b = \Delta f = -103 \zeta$$

$$(21b) \quad \Delta e = \Delta g = -116 \zeta$$

$$(21c) \quad \Delta d = \Delta h = -98 \zeta.$$

Da es für die durch die Gl. 20 u. 21 bestimmten Zusatzkräfte gleichgültig ist, an welcher Seite des betreffenden Feldes die Spreizung ζ entsteht, so ist in diesen Gleichungen unter ζ die Summe der an den beiden Seiten des betreffenden Feldes entstehenden Spreizungen zu verstehen; es ist also

in den Gl. 20a u. 21a

$$\zeta = \zeta_2 + \zeta_3$$

in den Gl. 20b u. 21b

$$\zeta = \zeta_3 + \zeta_4$$

und in den Gl. 20c u. 21c

$$\zeta = \zeta_4 + \zeta_5;$$

d. h. wir erhalten die Einflußlinien für die Zusatzkräfte in den einzelnen Stäben, indem wir die Einflußlinien für die beiden ihr Feld einschließenden Werte ζ (Abb. 15) addieren und die dann sich ergebenden Ordinaten mit den durch die Gl. 20 u. 21 gegebenen Faktoren multiplizieren. Hiernach ergeben sich für die Einflußlinien dieser Zusatzkräfte folgende Ordinaten: für die Stäbe *l*, *r*, *b* und *f* aus der Summe der Einflußlinien für ζ_2 und ζ_3 :

$$\text{für } l \text{ und } r: \eta_2 = +0,00176 \cdot 160,3 = +0,282 \text{ cm}$$

$$\eta_3 = +0,00091 \cdot 160,3 = +0,146 \text{ „}$$

$$\eta_4 = -0,00066 \cdot 160,3 = -0,106 \text{ „}$$

$$\text{für } b \text{ und } f: \eta_2 = -0,00176 \cdot 113,0 = -0,199 \text{ cm}$$

$$\eta_3 = -0,00091 \cdot 113,0 = -0,103 \text{ „}$$

$$\eta_4 = +0,00066 \cdot 113,0 = +0,074 \text{ „}$$

für die Stäbe *n*, *t*, *c* und *g* aus der Summe der Einflußlinien für ζ_3 und ζ_4 :

$$\text{für } n \text{ und } t: \eta_2 = -0,00201 \cdot 164,3 = -0,330 \text{ cm}$$

$$\eta_3 = +0,00226 \cdot 164,3 = +0,372 \text{ „}$$

$$\eta_4 = +0,00176 \cdot 164,3 = +0,289 \text{ „}$$

$$\eta_5 = -0,00065 \cdot 164,3 = -0,107 \text{ „}$$

$$\text{für } c \text{ und } g: \eta_2 = +0,00201 \cdot 116,0 = +0,234 \text{ „}$$

$$\eta_3 = -0,00226 \cdot 116,0 = -0,262 \text{ „}$$

$$\eta_4 = -0,00176 \cdot 116,0 = -0,204 \text{ „}$$

$$\eta_5' = +0,00065 \cdot 116,0 = +0,075 \text{ „}$$

für *v*, *p*, *d* und *h* aus der Summe der Einflußlinien für ζ_4 und ζ_5 :

$$\text{für } v \text{ und } p: \eta_3 = -0,00066 \cdot 139,0 = -0,092 \text{ cm}$$

$$\eta_4 = +0,00177 \cdot 139,0 = +0,246 \text{ „}$$

$$\eta_5 = +0,00184 \cdot 139,0 = +0,256 \text{ „}$$

$$\eta_4' = -0,00065 \cdot 139,0 = -0,092 \text{ „}$$

$$\text{für } d \text{ und } h: \eta_3 = +0,00066 \cdot 98,0 = +0,065 \text{ „}$$

$$\eta_4 = -0,00177 \cdot 98,0 = -0,173 \text{ „}$$

$$\eta_5 = -0,00184 \cdot 98,0 = -0,180 \text{ „}$$

$$\eta_4' = +0,00065 \cdot 98,0 = +0,064 \text{ „}$$

Unter Zuzählung dieser Ordinaten zu den Ordinaten der nach Abb. 13 konstruierten Einflußlinien für die Stabkräfte sind nun die endgültigen Einflußlinien für die Gurtstäbe und Streben des Tragwerkes bestimmt und in Abb. 16 aufgetragen. Zum Vergleich sind dort die von Christiani für das 36 fach statisch unbestimmte System ermittelten Einflußlinien stark gestrichelt eingetragen. Die fast völlige Übereinstimmung der auf so verschiedenen Wegen ganz unabhängig voneinander gefundenen Einflußlinien ist wohl der beste Beweis für die Richtigkeit der beiden angewendeten Verfahren. Es ist damit einmal der Beweis erbracht, daß die Berechnung von Tragwerken durch Behandlung derselben als hochgradig statisch unbestimmtes System tatsächlich richtig durchführbar ist, wenn auch nur unter Aufwendung sehr mühevoller, zeitraubender und sorgfältiger Arbeit; zum anderen aber, daß auch das hier gezeigte, sehr einfache Verfahren zu richtigen Ergebnissen führt und zur Berechnung solcher Tragwerke unbedenklich verwendet werden kann. Die Einflußlinien für ein System mit weniger steifen Gurtungen unterscheiden sich von den hier ermittelten nur wenig; bezüglich ihrer grundsätzlichen Form überhaupt nicht.

b) Die Einflußlinien für die in den Gurtungen auftretenden Biegemomente.

Es bleibt aber nun noch zu ermitteln, welche Biegebungsbeanspruchungen infolge der Spreizungen ζ in den Gurtungen entstehen; denn diese Biegebungsbeanspruchungen gehören, zum mindesten wenn man auf Stabilitätsstäbe verzichtet, nicht zu den Nebenspannungen, sondern zu den Hauptspannungen, da ja die Biegefestigkeit der Gurte zur Herbeiführung der Stabilität des Tragwerkes erforderlich ist. Auch die Ermittlung dieser Biegebungsbeanspruchungen gestaltet sich nach Ermittlung der Werte ζ sehr einfach.

Gesucht sei beispielsweise das im Knotenpunkt 3 des Untergurtes entstehende Biegemoment. Sind die Werte ζ bekannt, so ist das in 3 entstehende Biegemoment:

$$(22) \quad M_3 = M_{30} + M_{32} \zeta_2 + M_{33} \zeta_3 + M_{34} \zeta_4 + M_{35} \zeta_5 + M_{34}' \zeta_4' + M_{33}' \zeta_3' + M_{32}' \zeta_2',$$

wobei bedeutet:

M_{30} das durch die äußere Belastung unter der Voraussetzung, daß alle $\zeta = 0$ sind, in 3 erzeugte Biegemoment,

M_{32} das durch den Zustand „ $\zeta_2 = +1$ “ in 3 erzeugte Biegemoment,

M_{33} das durch den Zustand „ $\zeta_3 = +1$ “ in 3 erzeugte Biegemoment usw.

Die Werte M_{32} , M_{33} usw. können wiederum einfach aus vorhandenen Tabellen entnommen werden. Sie sind in diesem Falle wiederum der bereits genannten Quelle entnommen.

Für eine Last 1 in 3 ist also:

$$(23) \quad M_3 = M_{30} + \frac{1}{2} (M_{32} \zeta_{23} + M_{33} \zeta_{33} + M_{34} \zeta_{43}).$$

Die weiteren Glieder können vernachlässigt werden, da eine Last 1 im Punkte 3 nur in den Punkten 2, 3 und 4 nennenswerte Spreizungen hervorruft. Diese Spreizungen ζ sind hier nur mit $\frac{1}{2}$ einzusetzen (daher der Faktor $\frac{1}{2}$ vor der Klammer), da sie auf den Untergurt nur zur Hälfte entfallen.

Für eine Last 1 in 2 ist

$$(24) \quad M_3 = M_{30} + \frac{1}{2} (M_{32} \zeta_{22} + M_{33} \zeta_{32});$$

weitere Glieder treten nicht auf.

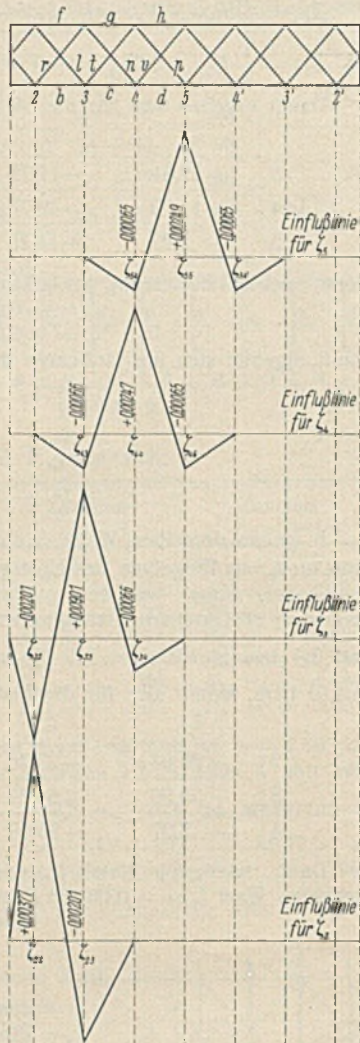


Abb. 15.

Für eine Last in 4 ist

$$(25) \quad M_3 = M_{30} + \frac{1}{2} (M_{33} \zeta_{34} + M_{34} \zeta_{44} + M_{35} \zeta_{54});$$

weitere Glieder treten nicht auf.

Für eine Last in 5

$$(26) \quad M_3 = M_{30} + \frac{1}{2} (M_{34} \zeta_{45} + M_{35} \zeta_{55} + M_{34}' \zeta_{45}')$$

Für eine Last in 4'

$$(27) \quad M_3 = M_{30} + \frac{1}{2} (M_{35} \zeta_{54}' + M_{34}' \zeta_{44}' + M_{33}' \zeta_{34}')$$

Für eine Last in 3'

$$(28) \quad M_3 = M_{30} + \frac{1}{2} (M_{34}' \zeta_{43}' + M_{33}' \zeta_{33}' + M_{32}' \zeta_{23}')$$

und schließlich für eine Last in 2'

$$(29) \quad M_3 = M_{30} + \frac{1}{2} (M_{33}' \zeta_{32}' + M_{32}' \zeta_{22}');$$

damit ist die Einflußlinie für M_3 bestimmt.

Der Wert M_{30} ist in allen Gleichungen = 0; die aus den Tabellen zu entnehmenden Werte sind:

$$M_{32} = -2,58 \cdot \frac{EJ_g}{a^2}$$

$$M_{33} = +4,34 \cdot \frac{EJ_g}{a^2}$$

$$M_{34} = -2,77 \cdot \frac{EJ_g}{a^2}$$

$$M_{35} = +0,74 \cdot \frac{EJ_g}{a^2}$$

$$M_{44}' = -0,02 \cdot \frac{EJ_g}{a^2}, \text{ wobei } \frac{EJ_g}{a^2} = \mu_3 a = 4,01 = 400 = 1604 \text{ t}$$

$$M_{33}' = +0,05 \cdot \frac{EJ_g}{a^2}$$

$$M_{32}' = -0,01 \cdot \frac{EJ_g}{a^2}$$

Damit wird:

für Last in 3:

$$M_3 = + \frac{1}{2} (2,58 \cdot 0,00201 + 4,34 \cdot 0,00292 + 2,77 \cdot 0,00066) 1604 = + 15,77 \text{ cmt}$$

für Last in 2:

$$M_3 = - \frac{1}{2} (2,58 \cdot 0,00377 + 4,34 \cdot 0,00201) 1604 = - 14,80 \text{ cmt}$$

für Last in 4:

$$M_3 = - \frac{1}{2} (4,34 \cdot 0,00066 + 2,77 \cdot 0,00242 + 0,74 \cdot 0,00065) 1604 = - 8,10 \text{ cmt}$$

für Last in 5:

$$M_3 = + \frac{1}{2} (2,77 \cdot 0,00065 + 0,74 \cdot 0,00249 + 0,20 \cdot 0,00065) 1604 = + 3,02 \text{ cmt}$$

für Last in 4':

$$M_3 = - \frac{1}{2} (0,74 \cdot 0,00065 + 0,20 \cdot 0,00242 + 0,05 \cdot 0,00066) 1604 = - 0,79 \text{ cmt}$$

für Last in 3':

$$M_3 = + \frac{1}{2} (0,20 \cdot 0,00066 + 0,05 \cdot 0,00292 + 0,01 \cdot 0,00201) 1604 = + 0,24 \text{ cmt}$$

für Last in 2':

$$M_3 = - \frac{1}{2} (0,05 \cdot 0,00201 + 0,01 \cdot 0,00377) 1604 = - 0,11 \text{ cmt}$$

Die Einflußlinie ist in Abb. 17 aufgetragen. Es zeigt sich dabei, daß zur wesentlichen Vereinfachung der Rechnung die über zwei Feldweiten von 3 entfernten Ordinaten vernachlässigt werden können, ohne die Genauigkeit des Ergebnisses wesentlich zu beeinträchtigen.

Diese Einflußlinie kann mit der von Christiani gezeichneten Einflußlinie für denselben Punkt nicht unmittelbar in Vergleich gestellt werden, da sie nur die infolge der Spreizung entstehenden Biegemomente enthält, während die von Christiani gezeichnete Einflußlinie auch die durch die allgemeine Krümmung des Trägers nach unten entstehenden Biegemomente ent-



Abb. 17.

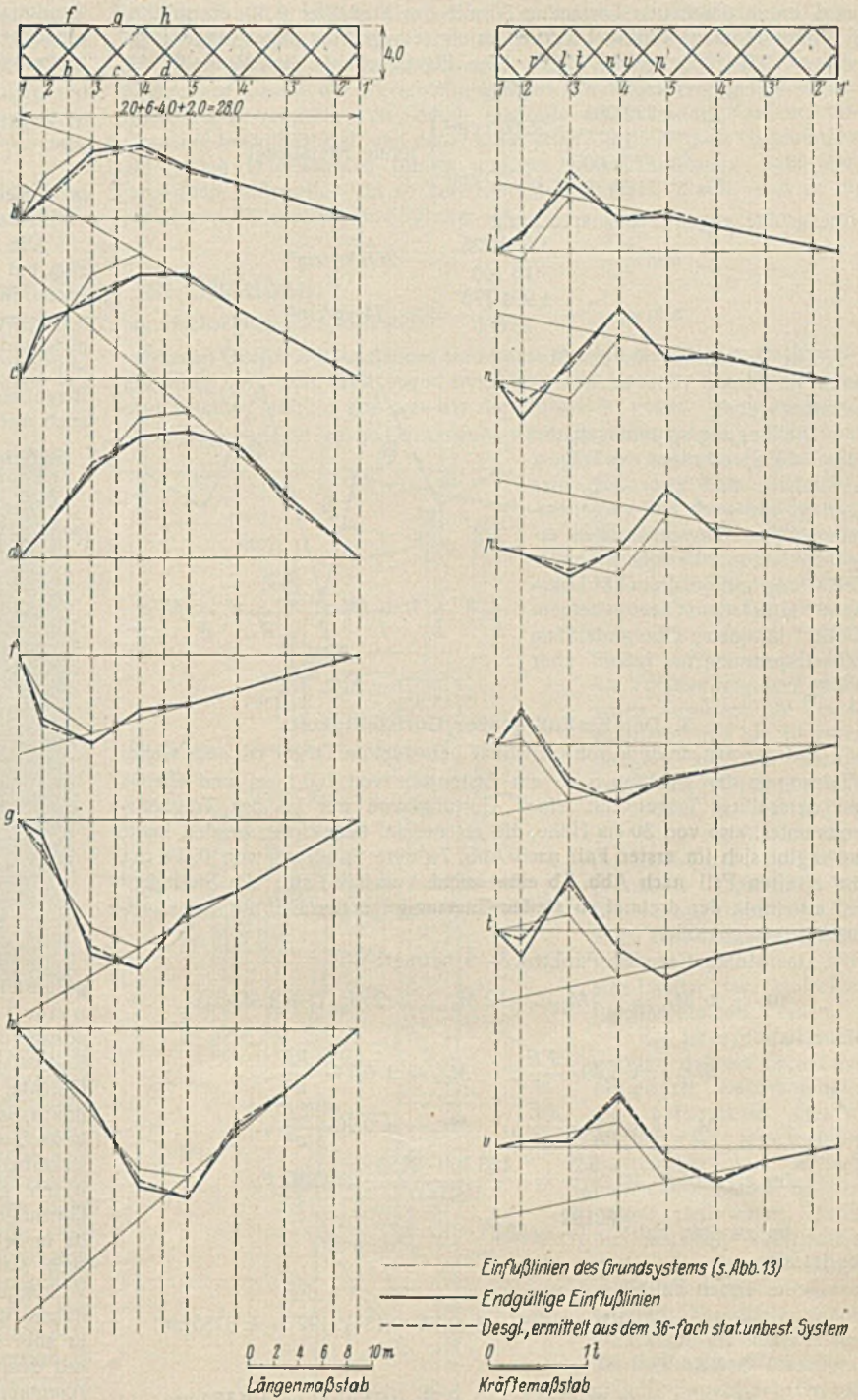


Abb. 16.

hält. Letztere sind als Nebenspannungen zu bewerten und dürfen daher mit den durch die Spreizungen entstehenden Biegungsspannungen nicht zusammengefaßt werden, die m. E. zu den Hauptspannungen gerechnet werden sollten. Die darüber hinaus aus der allgemeinen Krümmung des Trägers herrührenden Nebenspannungen sind dann bestimmt nicht größer als beim einfachen Strebenfachwerk, daher sehr gering, sie brauchen nicht besonders verfolgt zu werden.

Die Auswertung der Einflußlinie für M_3 für den Lastenzug N mit der Stoßziffer 1,39 ergibt ein größtes positives Moment von + 1 080 000 kg/cm, ein größtes negatives Moment von - 1 130 000 kg/cm, wozu durch das mit 12,4 t für den Knotenpunkt zu bewertende Eigengewicht ein negatives Moment von 49 600 kg/cm kommt.

Damit wird $\max M = + 1 080 000 - 49 600 = 1 040 400 \text{ kg/cm}$
 $\min M = - 1 130 000 - 49 600 = - 1 179 600 \text{ kg/cm}$,
 das gibt bei einem $W_n \approx 2800 \text{ cm}^3$ [mit Nietabzug]

$$\max \sigma_o = + \frac{1 179 600}{2800} = + 420 \text{ kg/cm}^2$$

$$\min \sigma_u = + \frac{1 040 400}{2800} = + 373 \text{ kg/cm}^2$$

Eine in gleicher Weise für den Knotenpunkt VI des Obergurtes der Rheinbrücke bei Wesel auf Grund der in Abb. 7c wiedergegebenen Einflußlinie angestellte Berechnung, von deren Wiedergabe hier abgesehen

wird, ergab durch den Lastenzug N mit der Stoßziffer 1,30 ein größtes positives Moment von $+1\,955\,000$ kg/cm, ein größtes negatives Moment von $-3\,630\,000$ kg/cm, durch das Eigengewicht ein Moment von -225 kg/cm; das ergibt bei einem

$$\left. \begin{aligned} W_o &= \frac{822\,000}{32} = 25\,600 \text{ cm}^3 \\ W_u &= \frac{822\,000}{60} = 13\,700 \text{ cm}^3 \end{aligned} \right\} \text{ [ohne Nietabzug]}$$

eine größte negative Beanspruchung

$$\begin{aligned} \min \sigma_u &= -\frac{3\,630\,225}{13\,700} = -265 \text{ kg/cm}^2 \\ \min \sigma_o &= -\frac{1\,954\,775}{25\,600} = -74 \text{ kg/cm}^2. \end{aligned}$$

Die Einflußlinie für das Moment im Punkte VI ist in Abb. 18 wiedergegeben.

Die Biegungsspannungen, die durch die Spreizungen des Trägers entstehen, sind also auch hier gering, wie auch alle vorgenommenen Spannungsmessungen ergeben haben, die bei ruhender Belastung mit je drei G 8² Lokomotiven in jedem Gleis in keinem Falle in den Obergurtstäben Zusatzspannungen von über 68 kg/cm² ergaben.

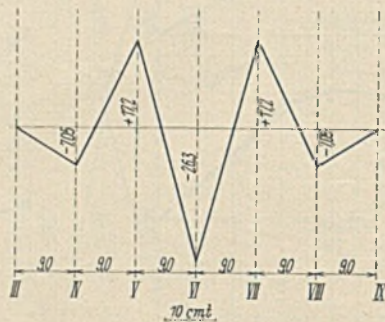


Abb. 18.

3. Der Einfluß großer Gurtsteifigkeit.

Bringt man an dem von Christiani behandelten Träger mit sehr steifer Gurtung in den Punkten 5—5 ein Lastenpaar von 100 t an, und ebenso an demselben Träger mit einer Gurtung von nur $\frac{1}{3}$ des Trägheitsmomentes, also von 30 cm Höhe, die als normal bezeichnet werden kann, so ergibt sich im ersten Fall nach Abb. 7a eine Spreizung von 0,498 cm, im zweiten Fall nach Abb. 7b eine solche von 0,611 cm; die Steifigkeit ist also trotz der dreimal so steifen Gurtung im ersten Fall nur verhältnismäßig wenig größer.

Das Moment in den Punkten 5—5 beträgt:

$$M_5 = \pm M_{50} + \frac{1}{2} (M_{55} \zeta_5 + 2 M_{54} \zeta_4 + 2 M_{53} \zeta_3 + 2 M_{52} \zeta_2),$$

dabei ist

$$M_{55} = \pm 4,39 \cdot \frac{JE}{a^2}, \quad M_{53} = \pm 0,74 \cdot \frac{JE}{a^2},$$

$$M_{54} = \mp 2,78 \cdot \frac{JE}{a^2}, \quad M_{52} = \mp 0,20 \cdot \frac{JE}{a^2},$$

$$\text{im ersten Fall ist } \frac{JE}{a^2} = \frac{163\,100 \cdot 2150}{160\,000} = 2192 \text{ t},$$

$$\text{im zweiten Fall: } \frac{2192}{3} = 731 \text{ t},$$

es ist also

im ersten Fall:

$$M_5 = \pm \frac{1}{2} (4,39 \cdot 0,498 + 2 \cdot 2,78 \cdot 0,131) 2192 = \pm 3185 \text{ cmt}$$

im zweiten Fall ist

$$M_5' = \pm \frac{1}{2} (4,39 \cdot 0,611 + 2 \cdot 2,78 \cdot 0,230) 731 = \pm 1450 \text{ cmt}.$$

Da nun im ersten Fall $W = 4540 \text{ cm}^3$, im zweiten Fall $W' = \frac{2}{3} W = 3013 \text{ cm}^3$ ist,

$$\text{ist im ersten Fall: } \sigma = \pm \frac{3\,185\,000}{4540} = \pm 702 \text{ kg/cm}^2$$

$$\text{im zweiten Fall: } \sigma' = \pm \frac{1\,450\,000}{3013} = \pm 481 \text{ kg/cm}^2.$$

Die Biegungsbeanspruchung der sehr steifen Gurtung ist also bei gleicher Belastung größer als die der weniger steifen Gurtung.

Es ist also bei Rautenträgern eine besonders steife Ausbildung der Gurtung mit Rücksicht auf die Steifigkeit nicht erforderlich, mit Rücksicht auf die darin auftretende Biegungsspannung nicht vorteilhaft. Daß aber Gurte von normaler Steifigkeit für die Stabilität des Tragwerkes vollständig genügen, beweisen die geringen Ausbiegungen, die sich dabei ergeben haben.

4. Wellenförmige Durchbiegung unter einer Einzellast.

Auch die Frage, ob unter einer Einzellast wellenförmige Durchbiegungen des Rautenträgers entstehen, ist durch diese Untersuchungen geklärt. Bringt man nämlich etwa im Punkt 6 des Hauptträgers der Rheinbrücke Wesel eine Einzellast von der beträchtlichen Größe von 100 t an, so entstehen, da die in Abb. 7c gezeichnete Biegelinie des Untergurtes die Einflußlinie für die Spreizung in 6—VI ist, folgende Abweichungen der einzelnen Untergurtnotenpunkte von der normalen

Rundungslinie des Trägers bei der Durchbiegung infolge der durch die Einzellast erzeugten Spreizungen:

$$\text{in Punkt 6: } \frac{100}{2} \cdot \zeta_{66} = \frac{100}{4} \cdot \zeta_6 = +0,175 \text{ cm}$$

in Punkt 5 u. 7:

$$\frac{100}{2} \cdot \zeta_{65} = \frac{100}{2} \cdot \zeta_{68} = \frac{100}{4} \cdot \zeta_5 = -0,068 \text{ cm},$$

in Punkt 4 u. 8 sowie in Punkt 3 u. 9 ist eine Ausweichung nicht mehr vorhanden.

Die Abweichung von der normalen Rundungslinie des Trägers beträgt also bei einer Einzellast von 100 t im Lastpunkt selbst nur 0,175 cm nach unten, in den beiden benachbarten Punkten 0,068 cm nach oben; in den weiter vom Lastpunkt entfernten Punkten tritt eine meßbare Abweichung nicht mehr ein. Dieses Rechnungsergebnis steht durchaus im Einklang mit der unter einer Einzellast von etwa 80 t im Punkte 6 gemessenen Biegelinie, bei der die abseits vom Lastpunkte gemessenen Wellungen auch nur Bruchteile von Millimetern betragen.

5. Besonderheiten des Rautenträgers mit Querträgerbefestigung an Hilfspfosten.

Dieser von mir in der „Bautechnik“ 1929, Heft 8, behandelte Träger (Abb. 19a) nimmt eine Sonderstellung unter den Rautenträgern ein. Zunächst leuchtet ohne besonderen Nachweis ein, daß eine an diesem Träger angebrachte Belastung nach Abb. 19a die dort eingetragenen Gurtbiegelinien verursachen muß, wobei die Querträger-Anschlußpunkte nicht ausweichen; eine Belastung nur in diesen kann daher umgekehrt auch keine Spreizungen des Trägers hervorrufen; seine Einflußlinien haben daher die Form der in Abb. 19b gezeichneten Einflußlinien, wie ich an der eben angeführten Stelle auf anderem Wege nachgewiesen habe, und zwar unter Anwendung des der Abb. 2 entsprechenden Verschiebungsplans, der in diesem Falle ausnahmsweise zu richtigen Ergebnissen führt, weil diese Trägerform auch bei Annahme reibungsloser Gelenke in den Knotenpunkten für lotrechte Lasten auch ohne Vorhandensein eines Stabilitätsstabes im Gleichgewicht ist. Dieser Träger bedarf, soweit nur lotrechte Belastungen in Frage kommen, zu seiner Standicherheit weder der steifen Gurtungen noch des Stabilitätsstabes, und es treten Spreizungen und damit verbundene Biegungsspannungen der Gurtungen nicht auf. Er ist daher ein einwandfreier Fachwerkträger und, da er selbstredend trotzdem mit steifen Gurtungen ausgebildet wird, eine recht stabile Trägerform, die darüber hinaus aber besonderer Stabilitätsvorkehrungen durch Hilfsstäbe oder besonders steife Eckpfosten zur Aufnahme der geringfügigen schrägen Belastungen nicht bedarf. Leider hat er aber den Nachteil, daß durch Verbindung der belasteten Hilfspfosten mit dem Lastgurt in diesem Wellenlinien und beachtenswerte Biegungsspannungen auftreten, wie bei jedem Fachwerkträger mit Zwischenpfosten.

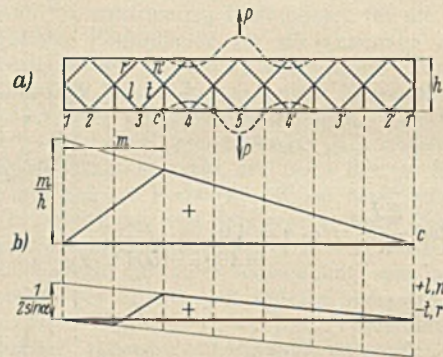


Abb. 19a u. b.

6. Schlußbemerkungen.

Die vorstehend behandelte Aufgabe bietet ein lehrreiches Beispiel dafür, wie die Berechnung eines hochgradig statisch unbestimmten Systems durch zweckmäßige Wahl des Grundsystems und der unbekanntenen Größen weitgehend vereinfacht werden kann. Aber auch hochgradige statische Unbestimmtheit dieses Grundsystems darf nicht abschrecken. Das hier behandelte System (Abb. 1) ist nach den vorgenommenen Vereinfachungen 13fach statisch unbestimmt (13 überzählige Gurtnotenpunktmente). Das Grundsystem (Abb. 13) ist mit den sieben zugeordneten starren Stäben gar 20fach statisch unbestimmt; es ist aber so gewählt, daß seine Einflußlinien nur in wenigen Punkten einer Berichtigung bedürfen, und zwar wesentlicher Berichtigungen nur in je zwei Punkten. Alle vorzunehmenden Berichtigungen aber sind nur von je zwei unbekanntenen Größen abhängig. Ferner ist es durch Erhöhung der statischen Unbestimmtheit durch Einfügen der starren Stäbe dahin gebracht, daß die Momenten- und Querkraftbedingungen der Gl. 18 u. 19 für die Stäbe eines Feldes unbedenklich wie beim statisch bestimmten System als gültig angesehen werden können, denn infolge der Einfügung der starren Stäbe können die steifen Gurtungen nur die Allgemeinrundung infolge der Durchbiegung des Fachwerkes mitmachen, wodurch nur sehr geringe, zu vernachlässigende Momente und Querkräfte in ihnen möglich sind, die selbst bei der hier vorhandenen sehr großen Gurthöhe, wie eine einfache Überslagsrechnung ergibt, höchstens 2% der in dem betreffenden Trägerfelde auftretenden äußeren Momente und Querkräfte betragen können. Praktisch dasselbe, was man

durch Annahme statisch bestimmter Grundsysteme zu erreichen sucht, ist hier durch weitgehende Fesselung erreicht, die überhaupt ein sehr großer Vorteil der Deformationsmethode ist, gegenüber welchem die dabei notwendige höhere statische Unbestimmtheit völlig in den Hintergrund tritt. Tatsächlich treten trotz der hochgradigen statischen Unbestimmtheit mehr als zwei Unbekannte in keinem der hier benutzten Gleichungssysteme auf.

Wählt man aber demgegenüber ein statisch bestimmtes Grundsystem, etwa das Fachwerk mit gelenkigen Knotenpunkten und einem Stabilitäts-

stab oder einem steifen Gurtknoten, so kann das natürlich auch zum Ziele führen. Es entstehen aber dabei von vornherein in Wirklichkeit gar nicht vorhandene Verschiebungen und Verdrehungen aller Knotenpunkte auf Grund der Verschiebungsfigur Abb. 2, die weitgehender Berücksichtigungen bedürfen, die durch fast alle unbekannt Knotenpunkte beeinflusst sind und daher unter allen Umständen zu Gleichungen mit vielen Unbekannten führen müssen, deren Auflösung trotz aller möglichen Hilfsmittel ein so zeitraubendes Geschäft bleibt, daß es für praktische Fälle nicht durchführbar ist.

Alle Rechte vorbehalten.

Die Schweißung im Stahlbau.¹⁾

Von Prof. Dr.-Ing. A. Hilpert, Techn. Hochschule, Charlottenburg.

Nichts kann den derzeitigen Stand der „Schweißung im Stahlbau“ in Deutschland treffender kennzeichnen, als wenn man den Stand vor 1½ Jahren mit dem heutigen vergleicht.

gebenden Bauten des Auslandes sind heute durch die deutschen Ausführungen eingeholt, zum Teil sogar überholt. Die Vorteile der Schweißung sind offenbar stärker gewesen als die Vorurteile gegen die Schweißung.

Maßgebend für diesen Umschwung waren zunächst die auf Veranlassung des Fachausschusses für Schweißtechnik aufgestellten, im Januar 1930 veröffentlichten Richtlinien über Herstellung und Abnahme geschweißter Stahlbauten. Ihnen folgten nach den Ortsgesetzen einiger Städte bereits im Juli 1930 die Vorschriften des Preußischen Ministers für Volkswohlfahrt und als jüngstes Ereignis aus den letzten Tagen das Normblatt DIN 4100 vom 10. Mai 1931²⁾, das neben den Vorschriften für Hochbauten noch eine besondere Ergänzung für Brückenbauten enthält. Es ist zu erwarten, daß auf diese letzten Vorschriften sich alle Länder des Deutschen Reiches einigen werden.

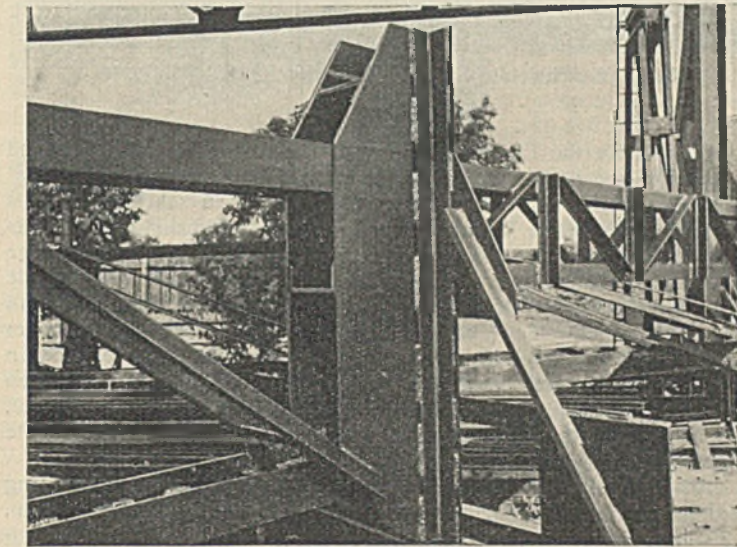


Abb. 1. Mittelteil der geschweißten Stütze nach Abb. 2.

Vor 1½ Jahren: Es gab noch keinerlei Vorschriften über Herstellung und Abnahme geschweißter Stahlbauten. Nur wenige Versuchsausführungen waren vorhanden. Soweit in den Stahlbauwerkstätten praktisch geschweißt wurde, war dies nur im engen Kreis der Betriebe bekannt und kam wohlweislich nicht an die Öffentlichkeit; denn es bestanden tiefgehende Vorurteile gegen die Schweißung. Infolgedessen las man in den führenden deutschen Fachzeitschriften auch nur von Arbeiten des Auslandes. Und wie weit sind wir heute? Heute besteht eine gesetzliche Regelung durch behördliche Vorschriften. Zahlreiche geschweißte Fabrikhallen und sonstige Bauten sind in allen Teilen des Deutschen Reiches bereits ausgeführt worden und kaum mehr im einzelnen zu überblicken. Eine Flut von Aufsätzen und Abbildungen ist in den maßgebenden deutschen Zeitschriften über deutsche Ausführungen erschienen, die zumindest zu der einen Feststellung berechtigt: Die Schweißung ist im deutschen Stahlbau eingeführt; sie hat festen Fuß gefaßt; die früher beispiel-

¹⁾ Vortrag, gehalten am 6. Juni 1931 im Rahmen der von der Deutschen Bauausstellung, Berlin 1931, veranstalteten Vortragsreihe über Stahlbau.

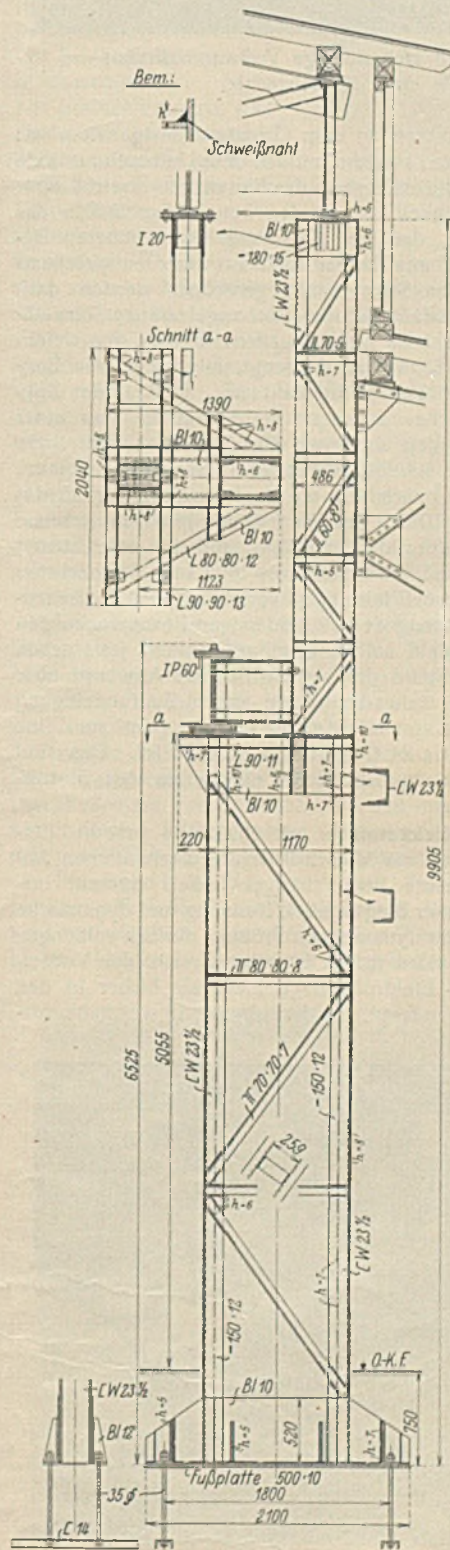


Abb. 2. Geschweißte Stütze einer Werkstatthalle.

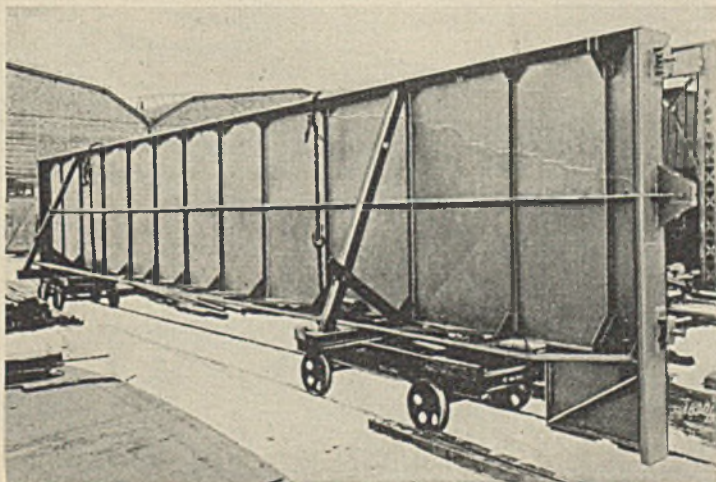


Abb. 3. 21 m lange geschweißte Abschlußschürze einer Fabrikhalle.

Die Übergangszeit hat gezeigt, daß auf Grund der bisherigen Bestimmungen die behördliche Genehmigung für geschweißte Bauten in den meisten Fällen ohne größere Schwierigkeit erteilt wurde. Durch die neuesten Vorschriften dürfte das Genehmigungsverfahren noch erleichtert werden, besonders, wenn noch mehr als bisher in der Schweißtechnik sachverständig vorgebildete Organe in den Kreis der zuständigen Aufsichtsbehörden einbezogen werden. Die an den verschiedenen deutschen Technischen Hochschulen bestehenden Lehrstühle für Schweißtechnik werden hier für den entsprechenden akademischen Nachwuchs sorgen können. Überblickt man kurz die neuesten Vorschriften, so ist zunächst erfreulicherweise festzustellen, daß durch Zulass-

²⁾ Heftausgabe der Vorschriften für geschweißte Stahlbauten. Berlin 1931. Wilhelm Ernst & Sohn; vgl. hierzu; Kommerell, Erläuterungen zu den Vorschriften für geschweißte Stahlbauten mit Beispielen für Berechnung und bauliche Durchbildung. 3. Aufl. Berlin 1931. Wilhelm Ernst & Sohn.

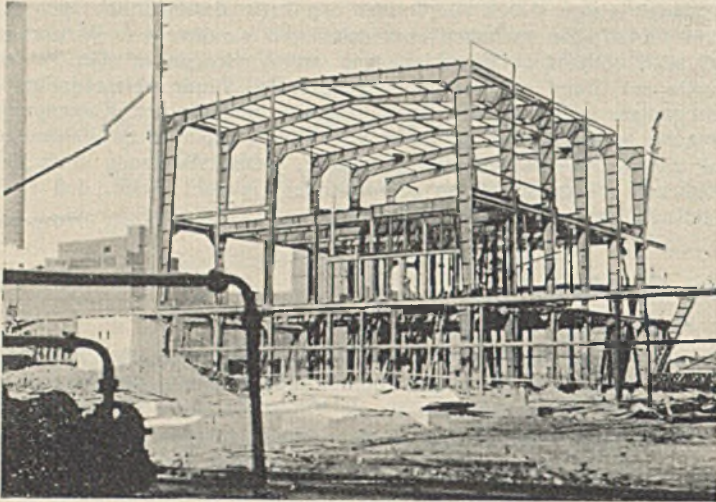


Abb. 4. Geschweißte mehrstöckige Vollwandrahmen; Wippelle einer Kohlenzeche.

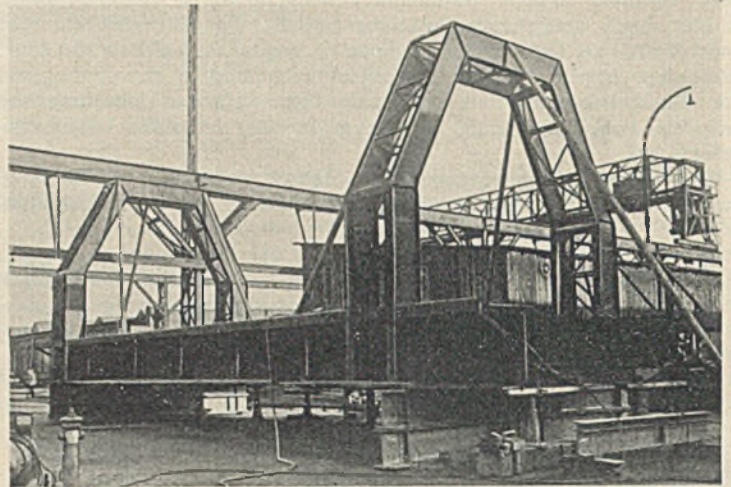


Abb. 5. Geschweißte Schiebebühne der Reichsbahndirektion München.

sung aller neueren Schweißverfahren an dem Grundsatz festgehalten ist: Vorschriften dürfen nicht beugen, sondern müssen dem Unternehmer jede Freiheit geben, soweit die größte Sicherheit des Bauwerkes erreicht wird. Bezüglich der Schweißnahtfestigkeit ist in den neuen Vorschriften der Grundsatz beibehalten worden, daß bei Zulassung einer höheren Beanspruchung im Mutterwerkstoff unmittelbar auch mit einer entsprechend höheren Beanspruchung in der Schweißnaht gerechnet werden darf. Immerhin aber kann man sich bei Betrachtung der zugelassenen Schweißnahtbeanspruchungen des Gedankens nicht erwehren, daß es von tiefem Mißtrauen gegen die Güte der Schweißarbeit zeugt, wenn z. B. die Zugbeanspruchung in der geschweißten Stumpfnah mit 0,6 der Zugbeanspruchung des vollen Bleches angesetzt werden darf. Von einer guten Schweißung kann nach dem heutigen Stand der Schweißtechnik gefordert werden, daß sie der 100%igen Festigkeit sehr nahe kommt. Gewiß wäre es heute verfrüht, auch für die Zugbeanspruchung in der Schweißnaht schon mit 90 bis 100% der Werkstofffestigkeit zu rechnen. Aber zwischen dem Wert der Vorschrift von 60% und den erreichbaren 100% ist ein so weiter Abstand, daß bestimmt im Laufe der nächsten Zeit, wenn noch mehr praktische Erfahrungen vorliegen, eine Zwischenlösung durch eine gewisse Erhöhung der jetzt zulässigen Beanspruchungen gefunden werden muß. Für eine solche Erhöhung spricht jetzt schon die Tatsache, daß an anderer Stelle der Vorschriften im Abschnitt über die Schweißer- bzw. die Zulassungs-Prüfungen unter Zugrundelegung von St 37 eine Zerreißfestigkeit von mindestens 3000 kg/cm² und eine Scherfestigkeit von mindestens 2400 kg/cm² gefordert wird. Das sind aber schon etwa 80% der entsprechenden Festigkeiten des Mutterwerkstoffes.

Andererseits wird man vielleicht auch mit Rücksicht auf die Einbeziehung der Brückenbauten in die Vorschriften die mechanischen Anforderungen an die Schweißnähte noch strenger fassen müssen, insbesondere die Bestimmungen über Biegewinkel, Dehnung und dynamische Festigkeit. Gerade die Frage der dynamischen Prüfung der Schweißungen dürfte mit Bezug auf Brückenbauten in der nächsten Zeit in den Vordergrund treten. Damit wird die Elektrodenfrage mehr als bisher in den Bereich der Vorschriften treten müssen. Es ist bekannt, in welch hervor-

ragendem Maße die Elektrode Festigkeit, Dehnung, Biegefähigkeit und Ermüdungseigenschaften der Schweißnaht beeinflussen kann.

Die Entwicklung der Schweißtechnik ist noch zu sehr im Fluß, als daß man irgendwelche Vorschriften auf diesem Gebiet als endgültig betrachten könnte. Unter anderem wird zur Zeit an der Klärung der Frage gearbeitet, ob die Dicke der Kehlnaht einen Einfluß auf die auf die Flächeneinheit bezogene Festigkeit hat. Belgien hat, als klassisches Land der Lichtbogenschweißung im Hochbau, eine solche Abhängigkeit immer angenommen. Die vielfachen Veröffentlichungen von Professor Dustin in Brüssel haben dies bestätigt. Unsere deutschen Vorschriften setzen eine Proportionalität voraus zwischen Kehlnahtdicke und Tragfähigkeit, d. h. eine doppelt so dicke Naht derselben Länge soll die doppelte Tragfähigkeit aufweisen.

Arbeiten, die im Laboratorium des Verfassers zur Zeit im Gang sind, dürften in nächster Zeit auch in diese Zusammenhänge Licht bringen.

Schließlich ist noch darauf hinzuweisen, daß die neue Vorschrift als Anhang auch die hauptsächlichsten Sinnbilder für Schweißnähte enthält. Diese Sinnbilder werden vom praktisch tätigen Konstrukteur bei seiner täglichen Arbeit am Zeichenbrett dringend benötigt. Die alten Sinnbilder nach DIN 1910 bis 1912 unterliegen zur Zeit einer Neubearbeitung in der vom Verfasser geleiteten Sondergruppe und dürften im Herbst d. Js. erscheinen.

Wenn ich nun einiges über Wirtschaftlichkeit sage, so möchte ich von vornherein betonen, daß die Schweißung keinesfalls als eine Modesache betrachtet werden darf. Wenn zum Teil ohne Rücksicht auf Wirtschaftlichkeit im Stahlbau geschweißt wird, so ist das verfehlt. Grundsatz muß sein: Nur schweißen, wenn gespart werden kann, sonst lieber bei den alten Arbeitsverfahren bleiben. Die Möglichkeit der Gewichts- und Kostenersparnis hängt aber eng zusammen mit einer der Eigenart der Schweißung angepaßten Konstruktion.

Es ist bekannt, daß bei Anwendung der Schweißung an Stelle der Nietung durch Fortfall der Knotenbleche und Nietköpfe, Fortfall des Überlappungsmaterials, Fortfall der Nietlochverschwächung und dadurch ermöglichte Verwendung kleinerer Stabquerschnitte für die auf Zug oder auf Biegung beanspruchten Stäbe nicht unbeträchtliche Ge-

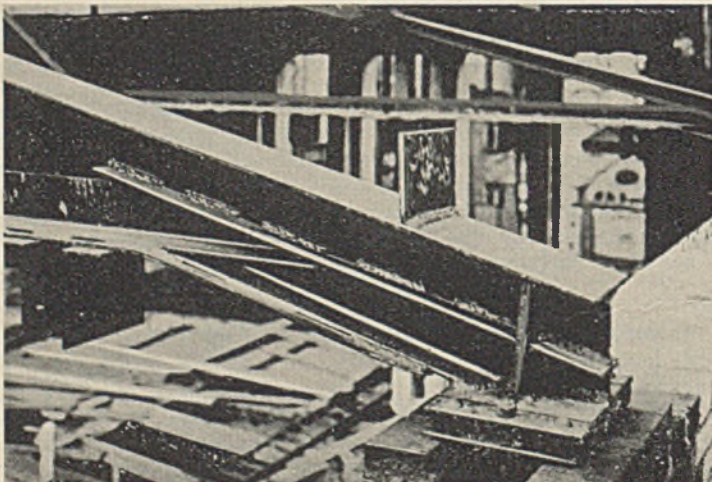


Abb. 6. Auflageknotenpunkt eines Fachwerkbinders von 17 m Spannweite aus halben I-Profilen.

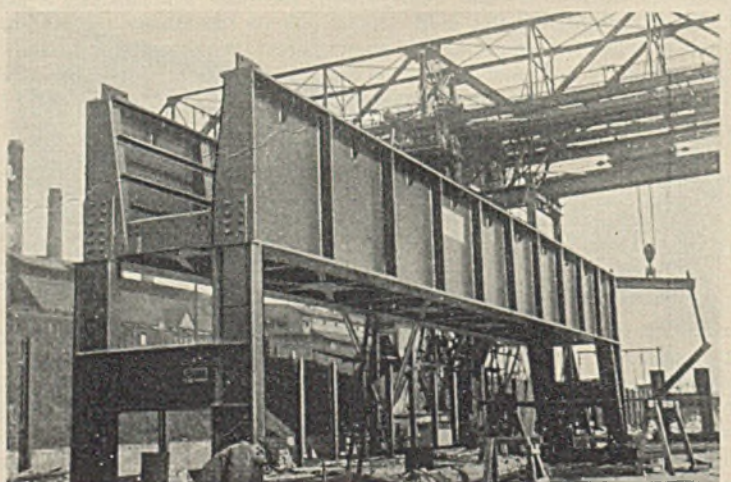


Abb. 7. Teil der 183 m langen Kohlenabsturzbahn im Gaswerk Berlin-Neukölln; Spannweite: 15 m, Höhe: 4 m.

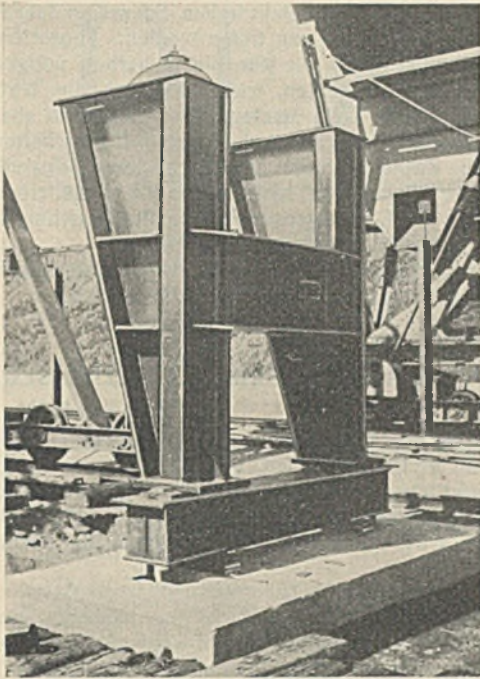


Abb. 8. Geschweißter Normalfuß der Kohlenabsturzbahn im Gaswerk Berlin-Neukölln.

wichtersparnisse erzielt werden.

Auch durch die Freiheit der Profilgestaltung beim Schweißen, die bequemer die Kombination geeigneter Walzprofile gestattet, wird solche Gewichtersparnis unterstützt. Diese Gewichtersparnis kann auch die Gründungskosten günstig beeinflussen. Je nach Art und konstruktiver Durchführung der geschweißten Stahlbauten beträgt diese Gewichtersparnis auf Grund bisheriger Ergebnisse vorsichtig ausgedrückt zwischen 10 und 25%.

Auch die Arbeitersparnis, die hauptsächlich von der beim Schweißen wesentlich geringeren Anarbeit herrührt, kann bis zu

30% betragen, während das reine Schweißen selbst meist mehr Lohnaufwand erfordert als das reine Nieten.

Die Art des Zusammenbaues beeinflusst gleichfalls sehr stark die Wirtschaftlichkeit. Für öfter wiederkehrende leichtere Gebilde, wie Binder, Gitterträger usw., bedeuten gute Aufspannvorrichtungen eine beträchtliche Kostenersparnis. Neuerdings sollen auch elektromagnetische Vorrichtungen zur Festhaltung der Bauteile Verwendung finden, ähnlich den elektromagnetischen Aufspannvorrichtungen bei Werkzeugmaschinen.

Auch die Elektrodenfrage ist von starkem Einfluß auf die Wirtschaftlichkeit. Der Preis der Elektrode allein ist nicht entscheidend. Man muß auch Schweißleistung, Stromverbrauch, Arbeitszeit und erzielte Qualität berücksichtigen. Die Heranziehung des Schweißautomaten für stets wiederkehrende lange Nähte wird gerade im Stahlbau wesentlich die Wirtschaftlichkeit beeinflussen. — Als mittelbare günstige Folgen der Schweißung sind noch anzusprechen die erzielten glatteren Flächen, durch welche die Verkleidung, der Anstrich und die Instandhaltung erleichtert werden. Auch muß die nahezu geräuschlose Arbeit des Schweißers gegenüber dem Nietlärm als wesentlicher Vorteil gebucht werden.

Im übrigen strebt man heute an, möglichst alles in der herstellenden Werkstätte zu schweißen und, soweit die Montage nicht durch Nieten oder Schrauben zweckmäßig ist, die Schweißung an der Baustelle auf das notwendigste zu beschränken, da naturgemäß in der Werkstätte eine bessere Überwachung und bessere Anwendung der Hilfsmittel gegeben ist.

Die Abb. 1 bis 11 zeigen einige Beispiele geschweißter Stahlbauten. Hierbei ist besonders hervorheben, daß fast alle diese Ausführungen aus jüngster Zeit stammen, zum Teil auf der Bauausstellung selbst zu sehen sind. In der baulichen Durchbildung sind sie fast ausnahmslos wesentlich besser entwickelt als vor ein oder zwei Jahren.

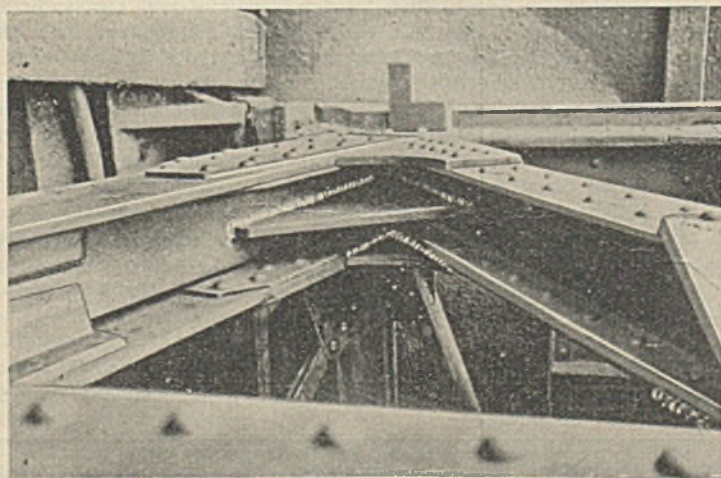


Abb. 9. Fachwerkverstärkung einer Brücke durch Einschweißen von Eckblechen zwischen den Stäben; vorhandene Nietanschlüsse werden nicht berührt.

Auch diese Bauformen werden nicht die letzten und besten sein. Werden doch auch bei den Nietkonstruktionen, obwohl diese seit vielen Jahrzehnten bestehen, heute immer noch neue und bessere Lösungen gefunden.

Aus den bisherigen Erfahrungen läßt sich über Konstruktions-Grundsätze und Profilwahl etwa folgendes in Schlagworten herauskristallisieren:

Die Kräfte sind einwandfrei zu übertragen. Das erfordert möglichst zentrische Zusammenführung der einzelnen Stäbe, ebenso richtige Anordnung der Schweißnähte in den Stabanschlüssen. Nicht nur Stabschwerachse und Systemlinien müssen sich decken, sondern es muß auch die Schwerlinie der Schweißnähte mit der Stabschwerachse zusammenfallen. Kleinere Teile, wie Laschen, Winkelstücke, Knotenbleche, sind auf ein Mindestmaß einzuschränken, sie können bei geschickter Anwendung der Konstruktions-Grundsätze oft ganz gespart werden.

Gurtungs-Winkel, die bei gelenkten Blechträgern die Verbindung zwischen Stegblech und Gurtplatten herstellen, sucht man bei geschweißten Blechträgern vergeblich. Das unmittelbare Verschweißen des Stegbleches mit den Lamellen führt überdies zu einer statisch sehr erwünschten Verschiebung der Gurtungsschwerpunkte gegen die äußersten Fasern.

Anschlüsse, die in geschweißter Ausführung biegeunfähig und durchgehend wirken, sind auch als solche der Rechnung zugrunde zu legen. Erst dadurch wird der konstruktive Vorteil auch in Gewichtersparnis umgesetzt. Die Vergrößerung der Stützdrücke darf hier nicht übersehen werden. Sie sind aber von geringem Einfluß gegenüber der Ersparnis an Gewicht in den auf Biegung beanspruchten Trägerlagen.

Die Eigenheit der Schweißverfahren erfordert auch Anwendung besonderer Querschnittsformen. Die Walzwerke haben zum Teil schon begonnen, sich auf den neuen Bedarf einzustellen.

Zuerst brachte das Peiner Walzwerk die bekannten Halbprofile auf den Markt, die aus normalen und breitflanschigen I-Walzträgern durch Teilung in halber Steghöhe im letzten Walzgang hergestellt werden. Diese Halbprofile bieten den Vorteil größerer Anlageflächen für die anzuschließenden Fachwerkstäbe, so daß man Knotenbleche hier meist ganz sparen kann. Hierzu kommt die hohe Seitensteifigkeit, insbesondere bei den aus Breitflanschträgern hergestellten Halbprofilen.

Für Druckstäbe war der Vorteil des Rohrquerschnittes seit langem bekannt. Erst die Schweißtechnik gab die Möglichkeit, diese Erkenntnis auch wirtschaftlich auszunutzen. Die Rohre werden nahtlos gezogen oder in der Längsnaht geschweißt hergestellt. Man bildet aber auch rohr-

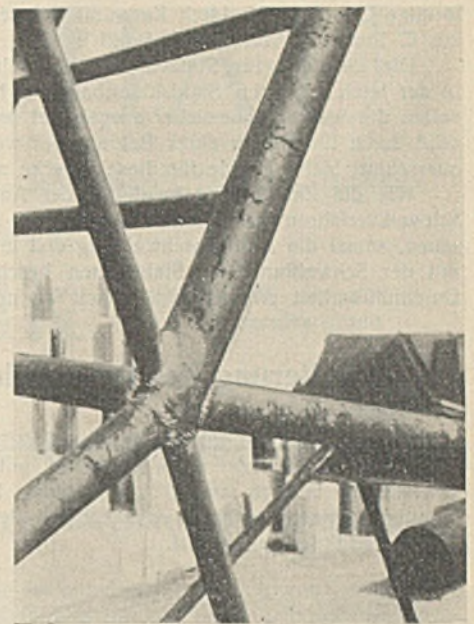


Abb. 11. Geschweißter Knotenpunkt, in dem 6 Stäbe mit rohrförmigem Querschnitt zusammengeführt sind.

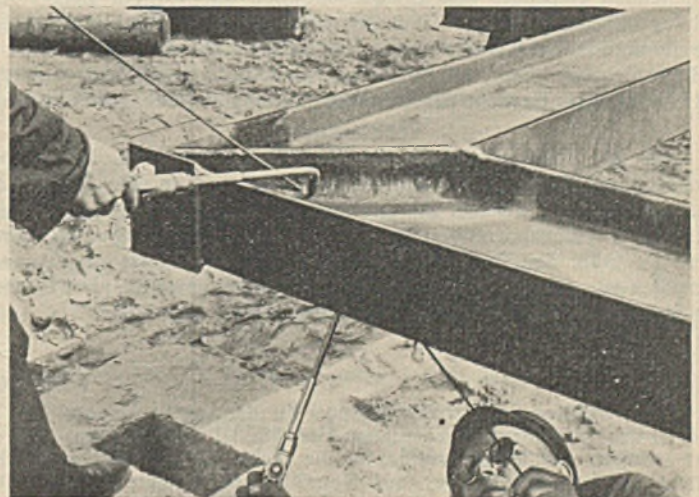


Abb. 10. Rahmenecke einer autogen geschweißten Halle. Gleichzeitiges Schweißen von oben und unten zur Vermeidung von Verwerfungen.

förmige Querschnitte durch Zusammenschweißen von Walzprofilen, z. B. aus C-Profil, I-Profil, Belag-Profil usw.

Die Rohrform für Stützen entspricht einer weiteren Forderung, die in der letzten Zeit im Stahlskelettbau viel beachtet wird. Insbesondere sollen die Stützen feuersicher ausgebildet sein und diese Feuersicherheit wird durch Einbringen eines Betonkernes wesentlich erhöht. Der Rohrquerschnitt bietet gerade für diese Zwecke alle Vorteile.

Wie die Entwicklung bezüglich der Anwendung der verschiedenen Schweißverfahren sich gestalten wird, läßt sich heute noch nicht übersehen, zumal die Autogenschweißung erst in jüngerer Zeit sich ebenfalls mit der Schweißung von Stahlbauten beschäftigt und den Beweis der Durchführbarkeit erbracht hat. Auch ist noch nicht zu übersehen, ob

und inwieweit die kombinierten Gas- und elektrischen Schweißverfahren (Arcatom und Arcogen) in die Erscheinung treten werden. Abgesehen von der unerläßlichen Bedingung, daß die für die Sicherheit nötigen mechanischen Eigenschaften erreicht werden, wird schließlich die Wirtschaftlichkeit die ausschlaggebende Rolle spielen. Man kann sich aber vorstellen, daß entsprechend den charakteristischen guten Eigenschaften der einzelnen Verfahren eine Zusammenarbeit der verschiedenen Schweißverfahren nützlich sein kann, ähnlich wie heute schon im Behälterbau an ein und demselben Stück die Lichtbogenschweißung, die Gasschmelzschweißung und die Nietung kombiniert Verwendung finden.

Im übrigen wird das wirtschaftlich billigste und sicherheitstechnisch zweckmäßigste Verfahren sich, wie überall, auch hier durchsetzen.

Die Erweiterung des Braunkohlen-Schmelkraftwerkes Hessen-Frankfurt in Wölfersheim i. Oberhessen.

Alle Rechte vorbehalten.

Von Oberingenieur Dr. Stötzner, Bad Oeynhausen.

Im Frühjahr 1930 wurde das Schmelkraftwerk Hungen stillgelegt und dafür das Hauptwerk in Wölfersheim entsprechend vergrößert. Die Erweiterung beträgt fast 50% des schon bestehenden Schmelkessens. Sämtliche Bauten wurden entsprechend den bestehenden Anlagen in Stahlkonstruktion ausgeführt.

3. Schmelofenhaus.

In der Erweiterung sind sechs Schmelöfen, Bauart Kohlenveredlung, mit den zugehörigen Fördermitteln, Apparaturen und Schmelkohlenbunkern (Inhalt etwa 20 t je Ofen) untergebracht. Das Gewicht der Stahlkonstruktion beträgt rd. 400 t (Abb. 1 u. 2). — Die Lieferung der Stahl-

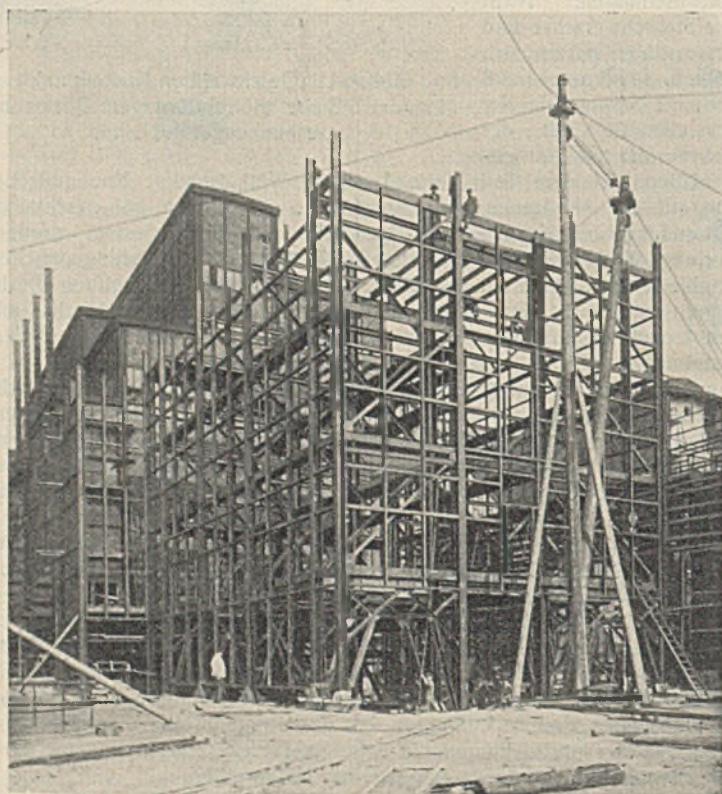


Abb. 1. Montagezustand.

1. Naßdienst.

Die bauliche Ausführung ist die gleiche wie bei dem bereits bestehenden Gebäude, also Stahlkonstruktion mit $\frac{1}{2}$ Stein starker Ausfachung mit Ringfensteinen und Dacheindeckung mit Eisag-Leichtsteinen. Die Zwischenböden sind als gestelzte Betondecken ausgeführt. Das erweiterte Gebäude nimmt drei Naßdienstsysteme mit den zugehörigen Fördermitteln auf. Das Gewicht der Stahlkonstruktion des Neubaus beträgt 55 t.

2. Trockendienst.

Das alte Trocknergebäude war für die Aufnahme von fünf Dampftrocknern je 1820 m² Heizfläche gebaut, während in der Erweiterung vier weitere Dampftrockner der gleichen Größe mit zugehörigen Fördermitteln und Nebenapparaturen (elektrische Entstaubung usw.) untergebracht sind. Der über den Trocknern eingebaute Blechbunker hat ein Fassungsvermögen von etwa 90 t Naßkohle für jeden Dampftrockner. Das Gewicht der Stahlkonstruktion für die Erweiterung beträgt etwa 380 t.

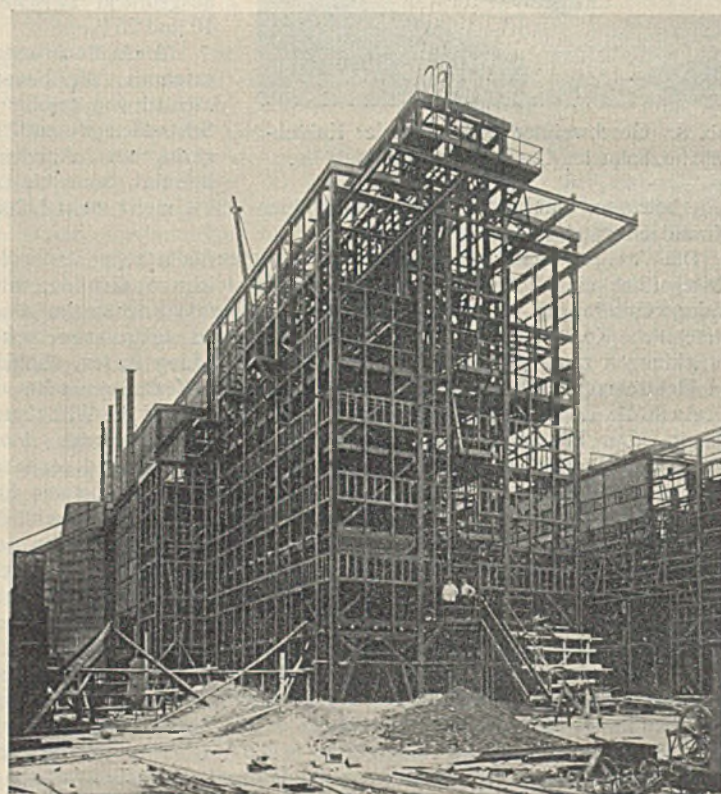


Abb. 2. Schmelofenhaus nach Beendigung der Montage.

konstruktion war den Firmen MAN-Maschinenfabrik Augsburg-Nürnberg A.-G. in Gustavsburg und Eisenwerk Weserhütte Akt.-Ges. in Bad Oeynhausen übertragen worden.

Die Montage der Konstruktion für den Naßdienst und Trockendienst führte die Firma MAN aus und diejenige des Schmelofenhauses die Eisenwerk Weserhütte Akt.-Ges. Für die Montage des Trockendienstes wurde ein fahrbares Krangerüst aufgestellt, welches das ganze Gebäude im Querschnitt umspannte. Die Montage des Schmelofenhauses wurde mit den einfachsten Mitteln durchgeführt, und zwar mit zwei hölzernen Schwenkmasten von je 18 m Länge, von denen der eine an der Giebelwand des alten Bauwerkes abgespannt wurde.

Die Auftragserteilung erfolgte Anfang März.

Mit der Lieferung der Konstruktionen mußte Ende April begonnen werden. Die restlose Montagebeendigung war auf Mitte Juni festgelegt.

Die vorgeschriebenen Termine wurden pünktlich eingehalten.

Verschiedenes.

Geschweißter Stahlgroßbehälter. Zu dem unter obigem Titel im Heft 10 des „Stahlbau“ erschienenen Berichtes ist nachzutragen, daß die dort erwähnte Gründung, welche für die Wahl der Schweißung des Behälters mitbestimmend war, auf Vorschlag des Ingenieurkonsulenten der Bauherrschaft, Baurat Dr. Bruno Bauer, Wien, erfolgte und daß die durch die Fortlassung tragender Pfähle und die Entbehrlichkeit der Nietgassen erzielten Ersparnisse mehr als 100 000 S (60 000 RM) betragen. Die durchlaufende Auflagerung des Bodens gestattete überdies die Ver-

wendung schwächerer Bleche, so daß die Wirtschaftlichkeit sich in noch höherem Maße auswirkte.

INHALT: Das Wesen des Rautenträgers und seine richtige und einfache Berechnung. — Die Schweißung im Stahlbau. — Die Erweiterung des Braunkohlen-Schmelkraftwerkes Hessen-Frankfurt in Wölfersheim i. Oberhessen. — Verschiedenes: Geschweißter Stahlgroßbehälter.

Für die Schriftleitung verantwortlich: Geh. Regierungsrat Prof. A. Hertwig, Berlin-Charlottenburg.
Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin W8.
Druck der Buchdruckerei Gebrüder Ernst, Berlin SW 68.