

# 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 ge-  
samte Bauingenieurwesen

Preis des Jahrganges 10 RM und Postgeld

8. Jahrgang

BERLIN, 2. August 1935

Heft 16

Alle Rechte vorbehalten.

## Die Tragfähigkeit stählerner Dreigelenkbogen.

Von Prof. Dr.-Ing. E. Chwalla, Brunn.

### 1. Einleitung.

Bei der Berechnung schlanker Dreigelenkbogen pflegt man im Anschluß an die Spannungsuntersuchung den Nachweis einer ausreichenden Knicksicherheit zu führen, wobei das Ausknicken des vollbelasteten Bogens in Rücksicht gezogen und die kritische Belastung durch Festlegung der „Verzweigungsstelle des Gleichgewichtes“ bestimmt wird. Die Ausbildung einer derartigen Verzweigungsstelle ist an die Voraussetzung gebunden, daß die Mittelkraftlinie bei Einwirkung der kritischen Belastung mit der elastisch verformten Bogenachse zusammenfällt. Diese Voraussetzung ist beim Dreigelenkbogen, zum Unterschied von den statisch unbestimmten Bogenträgern<sup>1)</sup>, durch eine richtige Überhöhung der Achse theoretisch exakt erfüllbar. Wollen wir z. B. bei einem Bogen mit der Parabelachse  $y_1 = \frac{4f x_1 (L - x_1)}{L^2}$  und dem Querschnittsgesetz  $F = \text{const}$ ,  $J = \text{const}$  das Zusammenfallen der Mittelkraftlinie und der Bogenachse unter einer unmittelbar einwirkenden Vollbelastung  $q_k$  t/m erreichen, dann müssen wir die Bogenachse im spannungslosen Anfangszustand nach dem Gesetz

$$\eta = \frac{x_1 q_k L}{2 E F \cdot \cos \varphi_m} \cdot \left( \frac{L^2}{8 f^2 \cdot \cos^2 \varphi_m} - \frac{2 x_1}{L} + \frac{2}{3} \right), \quad x_1 \leq \frac{1}{2} \cdot L$$

überhöhen<sup>2)</sup>, wobei  $E$  den Elastizitätsmodul und  $\cos \varphi_m$  den (im Viertelpunkt  $x_1 = 0,25 L$  gemessenen) Mittelwert des Neigungscosinus der Bogenachse bedeutet.

Das Stabilitätsproblem des vollbelasteten Dreigelenkbogens wurde theoretisch u. a. von Engeßer<sup>3)</sup>, Bleich<sup>4)</sup>, Fritsche<sup>5)</sup>, Ericsson<sup>6)</sup>, Dischinger<sup>7)</sup> und experimentell von Gaber<sup>8)</sup> untersucht. Nach Gaber, der zur Klärung des Problems eine Reihe sorgfältiger Modellversuche durchführte, kann für den an der Stabilitätsgrenze auftretenden Bogen Schub die Beziehung  $H_k = \frac{\pi^2 E J}{(\alpha L)^2}$  geschrieben werden, wobei für Dreigelenkbogen mit den Pfeilverhältnissen  $f/L = 1/12, 1/10, 1/8, 1/6, 1/4, 1/3$  der Reihe nach die Beiwerte  $\alpha = 0,53, 0,54, 0,55, 0,59, 0,67, 0,72$  einzuführen sind;  $J$  stellt das nach Voraussetzung konstante Hauptträgheitsmoment des Bogenquerschnitts vor, für das bei praktischen Anwendungen ein zweckmäßig gewählter Mittelwert  $J = J_m$  (bei dessen Festlegung auch die Biegesteifigkeit durchlaufender Fahrbahnträger berücksichtigt werden kann) einzuführen ist. Im unelastischen Knick-

spannungsbereich kommt an Stelle von  $E$  der von der Knickspannung abhängige Engeßer-Kármánsche Knickmodul  $T$  zur Geltung. Um auch hier die Berechnung praktisch leicht durchführen zu können, schreiben wir die Knickbedingung in der Form

$$\sigma_k = \frac{N_k}{F_m} = \frac{H_k}{F_m \cdot \cos \varphi_m} = \frac{\pi^2 T J_m}{F_m \alpha^2 L^2 \cdot \cos \varphi_m} = \frac{\pi^2 T}{(\lambda_{id})^2},$$

wobei  $\lambda_{id} = \frac{\alpha L}{i_m} \sqrt{\cos \varphi_m}$  die „ideelle Knickschlankheit“ des flachen Bogenträgers bedeutet; die an der Stabilitätsgrenze auftretende mittlere Druckspannung  $\frac{N_k}{F_m}$  stimmt dann mit der Knickspannung eines gewöhnlichen Druckstabes der Schlankheit  $\lambda = \lambda_{id}$  überein und kann unmittelbar auf Grund der amtlichen Knickvorschriften festgelegt werden.

Im folgenden soll nun gezeigt werden, daß das Ergebnis dieser Stabilitätsuntersuchung bei flachen stählernen Dreigelenkbogen seine Bedeutung als Bemessungsgrundlage verliert, da hier die oberste Grenze des Tragvermögens schon bei erheblich kleineren Intensitätswerten der Belastung erreicht wird, wenn die Verkehrslast als angenähert halbseitige Belastung wirksam ist. Die Belastungsintensitäten, die den einzelnen Gleichgewichtszuständen zugeordnet sind, wachsen hierbei nicht monoton mit der Ausbiegung an, sondern sind an einen Extremwert gebunden, den wir „kritische Belastungsintensität“ nennen; nach der geringsten Überschreitung dieses Wertes würden die Ausbiegungen des Tragwerkes bei unveränderter Last in beschleunigtem Maße anwachsen, bis eine zusätzliche äußere Abstützung zur Wirkung gelangt („Stabilitätsproblem ohne Gleichgewichtsverzweigung“). Das Auftreten dieser kritischen Zustände ist den relativ großen Abweichungen der Mittelkraftlinie von der Bogenachse und der verhältnismäßig großen Empfindlichkeit gedrückter, mittelschlanker Baustahlstäbe gegen Exzentrizitäten des Kraftangriffs zuzuschreiben.

Bei „unzweckmäßig“ geformten Dreigelenkbogen, deren Achse schon bei Vollbelastung von der Mittelkraftlinie stark abweicht, erweist sich an Stelle der angenähert halbseitigen Verkehrslast eine ungünstigst verteilte Vollbelastung als maßgebend für das statische Tragvermögen, da unter dieser Vollbelastung stark exzentrisch wirkende Druckkräfte von bedeutender Größe zur Geltung gelangen; das Lösungsverfahren zur Bestimmung dieser kritischen Vollbelastung stimmt mit dem im folgenden geschilderten Verfahren im Wesen überein und braucht daher nicht weiter behandelt zu werden. Bei den „zweckmäßig“ geformten Dreigelenkbogen ist die kritische Vollbelastung für die Bemessung nicht maßgebend, da sie vom kritischen Intensitätswert der angenähert halbseitigen Belastung unterboten wird; sie ist jedoch, wie eigens betont sei, auch hier immer noch kleiner als die Intensität der einleitend besprochenen, aus einem „Stabilitätsproblem mit Gleichgewichtsverzweigung“ abgeleiteten Knickbelastung, doch wird der Unterschied um so geringer, je mehr sich die Bogenachse der Mittelkraftlinie anschmiegt, je besser also die idealisierenden Voraussetzungen der Stabilitätstheorie erfüllt werden.

Die Sicherheitszahlen, die wir im weiteren aus den statischen Traggrenzen für flache Dreigelenkbogen ableiten werden, zeigen eine verhältnismäßig große Streuung und sinken in extrem ungünstigen Fällen bis auf etwa 1,5 herunter. Da andererseits die Tragsicherheitszahl des auf „zulässige Spannung“ bemessenen statisch unbestimmten Stahltragwerkes (vor allem des statisch unbestimmten Rahmentragwerkes) die

<sup>1)</sup> Bei den statisch unbestimmten Bogenträgern (Zweigelenk-, Eingelenk- und eingespannten Bogenträgern) ist das Zusammenfallen der Mittelkraftlinie mit der Bogenachse und damit die Ausbildung einer „Stabilitätsgrenze mit Gleichgewichtsverzweigung“ mit Rücksicht auf den Einfluß der elastischen Achsenverkürzung theoretisch ausgeschlossen; es treten hier zusätzliche Biegemomente auf, die durch die baustatischen Maßnahmen nicht allgemein reduziert, sondern nur hinsichtlich ihrer Verteilungsweise günstig beeinflußt werden können (vgl. dazu E. Chwalla, Über die Verfahren zur Verbesserung der Spannungsverhältnisse in statisch unbestimmten Bogenträgern. HDI-Mitteilungen, Brunn 1935, Heft 21/22).

<sup>2)</sup> B. Fritz, Theorie und Berechnung vollwandiger Bogenträger, S. 79. Berlin 1934. — Bauing. 1935, S. 188.

<sup>3)</sup> Vgl. den Bericht von R. Mayer, Eisenbau 1913, S. 425.

<sup>4)</sup> F. Bleich, Theorie u. Berechnung d. eisernen Brücken. S. 213, Berlin 1924. — J. Fritsche, Bautechn. 1925, S. 484. — A. Ericsson, Tekn. Tidskrift 1931, Heft 43, und 1934, Heft 51/52. — F. Dischinger, Bautechn. 1934, S. 739. — Vgl. auch die Berechnungsgrundlagen für massive Brücken (DIN 1075), Berlin 1933, und B. u. E. 1930, S. 318.

<sup>5)</sup> E. Gaber, Bautechn. 1934, S. 646.

üblichen Werte unter Umständen bedeutend zu überschreiten vermag<sup>6)</sup>, ist dieses Ergebnis für die allgemeine Beurteilung des auf „zulässige Spannungen“ abgestimmten Bemessungsverfahrens von einigem Interesse<sup>7)</sup>; der flache Dreigelenkbogen stellt mit Rücksicht auf die ungünstige Beanspruchungsweise auf außermittigen Druck und das Fehlen jeglicher „Selbsthilfe“ offenbar jenen Tragwerkstyp dar, bei dem die Bemessung auf „zulässige Spannung“ auf einen für Stahltragwerke relativ kleinsten Wert der statischen Tragsicherheit führt.

Der Dreigelenkbogen, den wir unseren Untersuchungen zugrunde legen wollen, möge eine gelenkige Anordnung der Fahrbahnträger aufweisen (Bild 1) und das Pfeilverhältnis  $f/L = 1/12$  besitzen; dieser Wert, der mit Absicht möglichst ungünstig gewählt worden ist, wurde bei praktischen Ausführungen (z. B. bei der Podbielski-straßen-Brücke in Hannover mit  $L = 52,82$  m und  $f/L = 1/13,8$ ) schon unterschritten. Die Belastung soll aus der am Bogen unmittelbar angreifenden, gleichmäßig verteilten Vollbelastung  $g_1$  t/m, der über die Hilfsvertikalen übertragenen Vollbelastung  $g_2$  t/m und der auffahrenden Verkehrsbelastung  $q$  t/m bestehen. Für den Bogenquerschnitt setzen wir einen konstanten, bezüglich beider Hauptachsen symmetrischen I-Querschnitt voraus, der so bemessen sei, daß die am Querschnittsort  $x_1 = 0,25 L$  auftretende größte Randdruckspannung (die unter der Vollbelastung ( $g_1 + g_2$ ) und der in der ungünstigsten Stellung befindlichen Verkehrsbelastung  $q$  zustande kommt) genau den zulässigen Wert  $\sigma_{zul}$  erreicht.

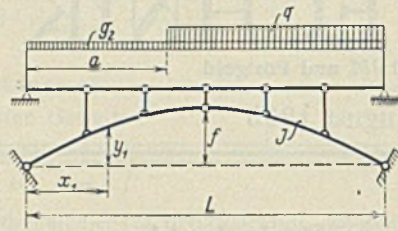


Bild 1.

Da das Tragvermögen des Dreigelenkbogens durch Erreichen des kritischen Gleichgewichtszustandes in einem der beiden Halbbogen erschöpft wird und dieser Halbbogen mit Rücksicht auf das vorausgesetzte kleine Pfeilverhältnis einen primär krummen, beiderseits gelenkig gelagerten, mittig gedrückten und zusätzlich querbelasteten Baustahlstab mit I-Querschnitt vorstellt, sehen wir uns im weiteren vor die Aufgabe

gestellt, die kritische mittlere Druckspannung  $\sigma_{kr} = \frac{P_{kr}}{F}$  für derartige Stäbe festzulegen. Im Rahmen einer in dieser Zeitschrift erschienenen Abhandlung<sup>8)</sup> konnte gezeigt werden, daß wir die Bestimmung von  $\sigma_{kr}$  auf die Ermittlung der kritischen mittleren Druckspannung ( $\sigma_{kr}$ )<sub>ex</sub> eines exzentrisch gedrückten, dafür aber geraden Vergleichstabes zurückführen können, was praktisch von Vorteil ist, da die Bemessung exzentrisch gedrückter gerader Baustahlstäbe mit Hilfe der schon bekannten  $\beta$ -Werte leicht erfolgen kann<sup>9)</sup>. Eine Ergänzung dieses Bemessungsverfahrens wird hier nur insofern erforderlich, als die Anwendung der als Funktion der Stabschlankheit  $\lambda$  und des Hebelmaßes  $p/k$  zusammengestellten, unter Voraussetzung eines rechteckigen Stabquerschnittes abgeleiteten Verhältniszahlen  $\beta = \frac{\sigma_k}{\sigma_{kr}}$  bei Stäben mit nicht

rechteckigem Profil nur näherungsweise zulässig ist und insbesondere bei den Stäben mit I-Querschnitt auf größere Abweichungen von den strengen Lösungswerten führen kann. Eine Reduktion dieser Abweichung ist, solange wir nicht für jede vorkommende Profilform eine eigene Tabelle strenger  $\beta$ -Werte zur Verfügung haben, nur in der Weise möglich, daß wir an Stelle der Querschnittskernweite  $k$  eine andere, von der Querschnittsform abhängige und auf Grund eines Lösungsvergleiches passend gewählte Bezugsgröße für das Hebelmaß einführen; bei Stäben mit symmetrischem I-Querschnitt wird, wie im Rahmen einer eigenen Abhandlung gezeigt werden wird, eine befriedigende Übereinstimmung der Rechnungsgröße  $(\sigma_{kr})_{ex} = \frac{\sigma_k}{\beta}$  mit den strengen Lösungswerten erreicht, wenn wir den Hauptträgheitsradius  $i$  als Bezugsgröße einführen, also die Größe  $p/i$  als Hebelmaß in Rechnung stellen. Wir brauchen daher hier bloß die schon bekannten  $\beta$ -Werte mit Hilfe der Interpolationsbeziehung  $\frac{p}{i} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{p}{k}$  als Funktion von  $\lambda$  und  $p/i$  darzustellen (Tafel 1), um die kritische mittlere Druckspannung gerader, außermittig gedrückter Baustahlstäbe mit symmetrischem I-Querschnitt (Walzträger, Breitflanschträger, ge-

schweißte oder genietete I-Stäbe) mit praktisch ausreichender Schärfe in der Form  $(\sigma_{kr})_{ex} = \sigma_k/\beta$  festlegen zu können. Soll die Veränderlichkeit des Stabquerschnitts in Rücksicht gezogen werden oder soll der Einfluß der primären Achsenfigur oder des vorgegebenen Spannungs-Dehnungs-Diagramms genauer berücksichtigt werden, dann können wir die Bestimmung der kritischen mittleren Druckspannung in jedem Einzelfall mit Hilfe des Krümmungskreisverfahrens (vgl. Fußnote 8 und 9) durchführen; legen wir Wert auf die Gewinnung geschlossener analytischer Beziehungen, dann können wir uns der Vereinfachungen bedienen, die sich aus der Einführung eines „Ideal-plastischen“ Werkstoffes ergeben. (Vgl. K. Ježek, Stahlbau 1935, Heft 5 u. 12.)

Tafel 1 der Werte  $\beta = \frac{\sigma_k}{(\sigma_{kr})_{ex}}$

$\lambda \setminus \frac{p}{i}$	0,05	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4	1,6	1,8	2,0
25	1,07	1,11	1,19	1,35	1,52	1,68	1,84	2,01	2,18	2,36	2,57	2,79
30	1,08	1,13	1,22	1,40	1,59	1,78	1,97	2,16	2,35	2,55	2,76	2,99
35	1,10	1,15	1,25	1,44	1,64	1,84	2,03	2,22	2,41	2,62	2,84	3,07
40	1,11	1,16	1,27	1,47	1,69	1,89	2,08	2,28	2,48	2,69	2,92	3,15
45	1,12	1,18	1,30	1,51	1,74	1,94	2,14	2,34	2,54	2,76	2,99	3,22
50	1,13	1,19	1,32	1,55	1,78	1,99	2,19	2,39	2,60	2,82	3,05	3,28
55	1,14	1,21	1,34	1,59	1,82	2,04	2,24	2,45	2,66	2,88	3,10	3,33
60	1,15	1,22	1,37	1,63	1,86	2,08	2,29	2,50	2,71	2,93	3,15	3,37
65	1,16	1,24	1,39	1,67	1,90	2,12	2,34	2,55	2,76	2,98	3,20	3,41
70	1,17	1,25	1,41	1,70	1,94	2,16	2,38	2,59	2,80	3,02	3,23	3,45
75	1,17	1,27	1,44	1,73	1,98	2,20	2,42	2,63	2,83	3,05	3,26	3,48
80	1,18	1,28	1,46	1,76	2,01	2,23	2,45	2,66	2,86	3,08	3,29	3,51
85	1,19	1,30	1,48	1,78	2,03	2,25	2,47	2,67	2,88	3,09	3,30	3,52
90	1,20	1,31	1,50	1,80	2,05	2,27	2,49	2,69	2,89	3,10	3,31	3,53
95	1,21	1,33	1,52	1,81	2,06	2,28	2,49	2,69	2,89	3,10	3,32	3,53
100	1,22	1,34	1,54	1,82	2,06	2,28	2,49	2,69	2,89	3,10	3,31	3,51
105	1,23	1,36	1,55	1,82	2,05	2,26	2,47	2,67	2,87	3,07	3,27	3,47
110	1,22	1,34	1,52	1,77	1,99	2,19	2,38	2,58	2,77	2,96	3,14	3,32
115	1,19	1,30	1,46	1,69	1,90	2,09	2,27	2,45	2,63	2,80	2,97	3,13
120	1,17	1,27	1,41	1,63	1,82	2,00	2,17	2,34	2,50	2,66	2,82	2,97
125	1,15	1,24	1,36	1,57	1,75	1,91	2,07	2,23	2,38	2,53	2,68	2,81
130	1,13	1,21	1,32	1,52	1,68	1,84	1,99	2,14	2,28	2,42	2,56	2,68
135	1,12	1,19	1,29	1,47	1,63	1,78	1,92	2,07	2,20	2,32	2,45	2,57
140	1,11	1,17	1,26	1,43	1,58	1,73	1,86	2,00	2,12	2,24	2,35	2,47
145	1,10	1,15	1,24	1,40	1,54	1,69	1,81	1,93	2,04	2,16	2,27	2,39
150	1,09	1,13	1,22	1,37	1,51	1,65	1,77	1,88	1,98	2,09	2,19	2,30

Sekundäre Instabilitätserscheinungen, wie ein örtliches Ausbeulen plattenartiger Stabelemente, werden im Rahmen unseres Berechnungsverfahrens nicht in Rücksicht gezogen. Auch wollen wir voraussetzen, daß ein seitliches Auskippen des Bogens innerhalb der Feldweite des Windverbandes nicht vor Erreichen des kritischen Zustandes stattfindet; diese Voraussetzung ist insofern nicht unberechtigt, als das Lamellenpaket des Stabgurtes in den untersuchten kritischen Gleichgewichtszuständen in der Regel nur zum Teil plastiziert ist, während das seitliche Auskippen des Bogens innerhalb der Feldweite mit Rücksicht auf die Kleinheit des zugeordneten Schlankheitsgrades wohl eine Plastizierung des gesamten Lamellenpakets erfordert.

2. Die Bestimmung der statischen Tragfähigkeit.

Wie wir schon einleitend erwähnt haben, legen wir unserer Untersuchung einen stählernen Dreigelenkbogen mit dem Pfeilverhältnis  $f/L = 1/12$  und der in Bild 1 dargestellten Fahrbahnanordnung zugrunde. Die Bogenachse sei eine Parabel  $y_1 = \frac{4f x_1(L - x_1)}{L^2}$  und der unveränderliche Stabquerschnitt sei ein symmetrischer I-Querschnitt mit der Fläche  $F$ , dem Hauptträgheitsmoment  $J = i^2 F$  und der Kernweite  $k$ ; die Belastung bestehe aus der ständigen Vollbelastung ( $g_1 + g_2$ ) t/m und der Verkehrsbelastung  $q$  t/m.

Um jene Stellung der von rechts auffahrenden Verkehrslast festzulegen, für die die Randdruckspannung im Querschnitt  $x_1 = 0,25 L$  ein Extrem wird, müssen wir den Lastscheidepunkt der Einflußlinie für das „obere Kernpunktmoment am Ort  $x_1 = 0,25 L$ “ bestimmen. Für die Entfernung dieses Lastscheidepunktes vom linken Auflager kann die Beziehung  $a = \frac{L}{1 + 2 y_{k0}/f}$  angeschrieben werden, wobei  $y_{k0} = y_1 + \frac{k}{\cos \varphi_m}$  die Ordinate des oberen Kernpunktes und  $\cos \varphi_m$  den Neigungscosinus der Bogenachse im Viertelpunkt vorstellt; ist beispielsweise  $k = L/100$ , dann erhalten wir für unseren Parabelbogen

$$y_{k0} = 0,75f + \frac{12f}{100 \cdot 0,9864} = 0,8717f$$

und  $a = 0,3645 L$ . Für die im Querschnitt  $x_1 = 0,25 L$  unter den Vollbelastungen  $g_1$  und  $g_2$  auftretenden Normalkräfte wird  $N_1 = -1,5208 g_1 L$

<sup>6)</sup> Vgl. K. Girkmann, Stahlbau 1932, S. 121. — Der Belastungsversuch mit einem einfach statisch unbestimmten Stahlrahmen, über den in dieser Abhandlung u. a. berichtet wird, ergab eine Grenzlast des Tragvermögens, die 4,8 mal größer ist als der bei Zugrundelegung „zulässiger Spannungen“ erhaltene Wert.

<sup>7)</sup> Vgl. dazu auch E. Chwalla, Abhandlung, d. Int. Ver. f. Brücken- und Hochbau, 2. Bd., Zürich 1933/34, S. 96.

<sup>8)</sup> E. Chwalla, Stahlbau 1935, S. 43 u. 53.

<sup>9)</sup> E. Chwalla, Stahlbau 1934, S. 161, 173 u. 180.

bzw.  $N_2 = -1,5208 g_2 L$  gefunden; die Normalkraft  $N_3$ , die unter der bis zum Lastscheidepunkt der Kernpunktmomenten-Einflusslinie vorgefahrenen Verkehrslast  $q$  entsteht, hängt vom Verhältnis  $k/L$  ab und besitzt z. B. im Fall  $k/L = 1/100$  die Größe  $N_3 = -1,1171 q L$ , so daß sich dann für die gesamte im Viertelpunkt auftretende Normalkraft die Beziehung  $N = -L(1,5208 g_1 + 1,5208 g_2 + 1,1171 q)$  ergibt. Auch das in diesem Querschnitt unter der geschilderten Belastung auftretende Biegemoment  $M$  kann leicht festgelegt werden. Unter den Vollbelastungen  $g_1$  und  $g_2$  entsteht  $M_1 = 0$  bzw.  $M_2 = -0,003 472 g_2 L^2$ , während  $M_3$  wieder von der Entfernung des Lastscheidepunktes abhängt und im Fall  $k/L = 100$  z. B.  $M_3 = -0,018 356 q L^2$  beträgt, so daß wir die Beziehung  $M = -L^2(0 + 0,003 472 g_2 + 0,018 356 q)$  anschreiben können. Aus  $M$  und  $N$  ergibt sich der „innere Hebelarm“  $r = M/N$  und die größte Randpressung im Viertelpunktquerschnitt

$$\sigma_{\min} = \frac{N}{F} + \frac{M}{Fk} = \frac{N}{F} \left(1 + \frac{r}{k}\right);$$

da  $\sigma_{\min} = -\sigma_{\text{zul}}$  sein soll, wird  $\sigma_0 = \frac{N}{F} = -\frac{\sigma_{\text{zul}}}{1 + r/k}$  für die im Viertelpunktquerschnitt unter der maßgebenden Belastung auftretende „mittlere Druckspannung“ erhalten. Der linke Halbbogen in Bild 1 stellt daher einen primär gekrümmten Druckstab mit der Länge  $l$  und der ursprünglichen Achsenfigur  $\eta = f(x)$  vor, der unter der maßgebenden Tragwerksbelastung die mittlere Druckspannung  $\sigma_0 = -\frac{\sigma_{\text{zul}}}{1 + r/k}$  aufweist; außer dieser Druck-

belastung kommt noch eine Querbelastung zur Wirkung, die aus der Vollbelastung  $g_1$  und den beiden durch die Hilfsvertikalen übertragenen Einzellasten besteht (Bild 2a).

Wird  $g_1, g_2$  und  $q$  mit einem gemeinsamen Multiplikator  $\nu \geq 1$  versehen und wächst  $\nu$  langsam an, dann wird für  $\nu = \nu'$  ein Gleichgewichtszustand erreicht, der dadurch gekennzeichnet ist, daß im linken Halbbogen das Tragvermögen restlos erschöpft und damit der Zusammenbruch des belasteten Dreigelenkbogens eingeleitet wird; nach Erreichung dieses Zustandes nimmt die Ausbiegung bei konstanter Last rasch zu und kann nur durch eine äußere Abstützung begrenzt werden. Wir nennen  $\nu'$  die „statische Sicherheitszahl“ des Dreigelenkbogens und finden hierfür die Beziehung  $\nu' = \sigma'_{kr}/\sigma_0$ , in welcher  $\sigma_0$  die vorhandene und  $\sigma'_{kr}$  die kritische mittlere Druckspannung des primär gekrümmten Druckstabes (Bild 2a) bedeutet. Die ideale Scheitelausbiegung dieses Druckstabes setzt sich aus dem im spannungslosen Anfangszustand vorhandenen Wert  $\eta_0$  sowie aus der gedachten, der Querbelastung zugeordneten Größe  $\eta_0$  zusammen und ist identisch mit dem schon erwähnten inneren Hebelarm  $r$ . Da die Größe dieses Hebelarmes bei einem gleichmäßigen Anwachsen der Gesamtbelastung  $(g_1 + g_2 + q)$  unverändert erhalten bleibt, ist vom „Vergleichsstab“ nicht nur der Schlankheitsgrad  $\lambda = l/i$ , sondern auch das Hebelmaß  $p/i = r/i$  bekannt, so daß wir mit Hilfe der Tafel 1 die kritische Druckspannung des Vergleichsstabes  $(\sigma'_{kr})_{\text{ex}} = \sigma_k/\beta$  und daraus die kritische Druckspannung des untersuchten Stabes  $\sigma'_{kr} = c \cdot (\sigma'_{kr})_{\text{ex}}$  berechnen können; für den Belwert  $c$  darf hierbei nach den Ergebnissen der unter Fußnote 8 genannten Untersuchung  $c \approx 1,04$  gesetzt werden. Die Sicherheitszahl wird ferner auch in der Weise festgelegt, daß bloß die Verkehrslast mit einem anwachsenden Multiplikator  $\nu \geq 1$  versehen und jener Sonderwert  $\nu = \nu''$  aufgesucht wird, für den die kritische mittlere Druckspannung  $\sigma''_{kr}$  im linken Halbbogen erreicht und daher das Tragvermögen des belasteten Dreigelenkbogens erschöpft wird. Da hier die bis zum Lastscheidepunkt aufgefahrne Verkehrslast allein anwächst, wird die Größe des inneren Hebelarmes durch  $\nu''$  beeinflusst, so daß die Bestimmung dieser Sicherheitszahl nur auf indirektem Wege möglich ist<sup>10)</sup>.

Für den einleitend geschilderten Parabelbogen mit der Pfeilhöhe  $f = L/12$  werden, wenn beispielsweise  $i = L/90, k/i = 0,9, g_1 = 0,1 q,$

<sup>10)</sup> Außer diesen Sicherheitszahlen erster und zweiter Art, bei deren Festlegung die Belastungsintensitäten  $\nu'(g_1 + g_2 + q)$  bzw.  $\nu''\left(\frac{g_1 + g_2}{\nu''} + q\right)$  den Traggrenzen zugeordnet werden und deren Angabe zur Klarstellung der statischen Sicherheit eines Tragwerks im allgemeinen notwendig und hinreichend ist, wurde noch eine Sicherheitszahl dritter Art in Vorschlag gebracht (F. Dischinger, Bautechn. 1934, S. 660), bei der das Tragvermögen unter der Belastungsintensität  $\nu'''\left(\frac{g_1 + g_2}{n} + q\right), n \neq \nu'''$ , erschöpft wird.

$g_2 = 0,5 q$  beträgt und als Werkstoff ein Baustahl St 37 mit  $\sigma_{\text{zul}} = 1400 \text{ kg/cm}^2, \sigma_Q = -2400 \text{ kg/cm}^2$  vorausgesetzt wird, die Werte  $N = -2,0297 q L, M = -0,020 092 q L^2, r = M/N = +0,009 899 L, r/k = 0,9899$  und  $\sigma_0 = -\sigma_{\text{zul}}/1 + \frac{r}{k} = -704 \text{ kg/cm}^2$  erhalten. Aus  $i = L/90$  und der Stablänge  $l = 0,5069 L$  folgt dann  $p/i = r/i = 0,891$  und  $\lambda = l/i = 45,6$ , wofür sich aus der Tafel 1 die Hilfsgröße  $\beta = 2,04$  ergibt. Da die Knickspannung  $\sigma_k$  eines Stabes der Schlankheit  $\lambda = 45,6$  nach den deutschen Vorschriften  $\sigma_k = \sigma_Q = -2400 \text{ kg/cm}^2$  beträgt, gilt  $(\sigma'_{kr})_{\text{ex}} = \sigma_k/\beta = -2400/2,04 = -1177 \text{ kg/cm}^2$  und daher  $\sigma'_{kr} = 1,04 (\sigma'_{kr})_{\text{ex}} = -1224 \text{ kg/cm}^2$ , so daß für die gesuchte statische Sicherheitszahl  $\nu' = -1224/-704 = 1,738$  gefunden wird. Lassen wir bei der Festlegung der Sicherheitszahl ausschließlich ein Anwachsen der bis zum Lastscheidepunkt aufgefahrenen Verkehrslast zu, dann müssen wir einen Wert  $\nu''$  probeweise annehmen, in der geschilderten Weise die der Belastung  $(g_1 + g_2 + \nu'' q)$  zugeordneten Werte  $r'', \sigma_0'', \sigma''_{kr}$  berechnen und unsere Annahme so lange verbessern, bis die vorhandene mittlere Druckspannung  $\sigma_0''$  mit der kritischen mittleren Druckspannung  $\sigma''_{kr}$  übereinstimmt;  $\nu''$  stellt dann den kritischen Multiplikator, also die gesuchte statische Sicherheitszahl „zweiter Art“ vor. Im Rahmen unseres Zahlenbeispiels werden z. B. für ein angenommenes  $\nu'' = 2,04$  die Werte  $N'' = -3,1915 q L, M'' = -0,039 182 q L^2, r'' = 0,012 28 L, p''/i = r''/i = 1,105, \lambda'' = 45,6, \beta'' = 2,25, \sigma''_{kr} \approx 1,04 \cdot \frac{-2400}{2,25} = -1109 \text{ kg/cm}^2$  erhalten; da  $\sigma''_{kr}$  mit der vorhandenen mittleren Druckspannung  $\sigma_0'' = N''/F = \frac{N''}{N} \cdot \sigma_0 = \frac{-3,1915 q L}{-2,0297 q L} \cdot (-704,0) = -1109 \text{ kg/cm}^2$  übereinstimmt, ist  $\nu'' = 2,04$  schon die gesuchte Sicherheitszahl; der innere Hebelarm  $r$  ist hier mit Rücksicht auf das Überwiegen der einseitigen Verkehrslast größer als früher, so daß  $\nu''$  verhältnismäßig nur wenig größer als  $\nu'$  wird.

Würden wir den Dreigelenkbogen in der üblichen Weise auf „Knickung unter Vollbelastung“ untersuchen, dann müßten wir die Normalkraft  $N$  und die mittlere Druckspannung  $\sigma_0 = N/F$  im Viertelpunktquerschnitt für die Vollbelastung  $(g_1 + g_2 + q)$  t/m bestimmen und der „Knickspannung“ (Verzweigungsstelle des Gleichgewichtes) gegenüberstellen; für diese Knickspannung haben wir einleitend die allgemeine Beziehung  $\bar{\sigma}_k = \frac{\pi^2 T}{(\lambda_{\text{id}})^2}, \lambda_{\text{id}} = \frac{\alpha L}{i_m} \sqrt{\cos \varphi_m}$  angegeben. In unserem Beispiel ist  $L/i_m = 90, \cos \varphi_m = 0,986$  und  $\alpha = 0,53$  einzusetzen, so daß  $\lambda_{\text{id}} = 47,3$  beträgt und nach der deutschen Vorschrift  $\bar{\sigma}_k = \sigma_Q = -2400 \text{ kg/cm}^2$  erhalten wird; da andererseits die vorhandene Normalkraft die Größe  $N = -1,5208 (g_1 + g_2 + q) L = -2,433 q L$  und daher die vorhandene mittlere Druckspannung die Größe  $\sigma_0 = N/F = \frac{N}{N} \cdot \sigma_0 = -\frac{2,433 q L}{2,0297 q L} \cdot 704,0 = -844,0 \text{ kg/cm}^2$  besitzt, stellt  $\nu'_k = \frac{-2400}{-844} = 2,84$  die gesuchte „Knicksicherheitszahl“ vor. Wird ausschließlich die als Vollbelastung wirksame Verkehrslast  $q$  mit einem anwachsenden Multiplikator versehen, dann wird die Stabilitätsgrenze erreicht, wenn dieser Multiplikator (die „Knicksicherheitszahl zweiter Art“) den Wert  $\nu''_k = \nu'_k + \frac{g_1 + g_2}{q} \cdot (\nu'_k - 1) = 3,94$  annimmt. Wir erkennen, daß die Zahlen  $\nu'_k$  und  $\nu''_k$  kein Maß für die statische Tragsicherheit des untersuchten Dreigelenkbogens zu liefern vermögen, da sie erheblich größer als die für angenähert halbseitige Verkehrslast abgeleiteten Sicherheitszahlen  $\nu' = 1,74$  bzw.  $\nu'' = 2,04$  sind.

Wir haben bei unserer Untersuchung das Lastverhältnis  $\frac{g_1 + g_2}{q} = 0,1 + 0,5 = 0,6$  in Rechnung gestellt und müssen noch prüfen, welchen Einfluß eine Änderung dieses Verhältnisses auf die Sicherheitszahlen nimmt. Vergrößern wir  $(g_1 + g_2)/q$  um 100%, setzen wir also (wie es Brücken mittlerer Spannweite entsprechen dürfte)  $g_1 = 0,2 q, g_2 = 1,0 q$ , und betrachten wir nach wie vor den Fall  $f/L = 1/12, i = L/90, k/i = 0,9, \sigma_{\text{zul}} = 1400 \text{ kg/cm}^2, \sigma_Q = -2400 \text{ kg/cm}^2$ , dann erhalten wir die statischen Sicherheitszahlen  $\nu' = 1,715, \nu'' = 2,29$  und die Knicksicherheitszahlen  $\nu'_k = 2,63, \nu''_k = 4,59$ . Vergrößern wir die ursprünglichen Werte auf das Vierfache (schwere, weitgespannte Brücken), setzen wir also  $g_1 = 0,4 q$  und  $g_2 = 2,0 q$ , dann ergibt sich in der gleichen Weise  $\nu' = 1,705, \nu'' = 2,81$  und  $\nu'_k = 2,42, \nu''_k = 5,83$ . Wir sehen, daß die statischen Sicherheitszahlen  $\nu', \nu''$  selbst bei großen Änderungen des Lastverhältnisses nur relativ geringe Änderungen erfahren; bei anwachsendem  $(g_1 + g_2)/q$  wird  $\nu'$  geringfügig verkleinert und  $\nu''$  ein wenig vergrößert.

Um der bei praktischen Ausführungen verschiedenartigen konstruktiven Gestaltung und Querschnittsausbildung Rechnung zu tragen, wurden die statischen Sicherheitszahlen  $\nu'$  und  $\nu''$  für verschiedene Verhältnisswerte  $L/i$  und  $k/i$  ermittelt und in der Tafel 2 den Knicksicherheitszahlen

Tafel 2 der Sicherheitszahlen  $\nu$ .

$L/i$	$k/i$	$\nu'$	$\nu_k'$	$\nu''$	$\nu_k''$
80	0,7	2,01	3,05	2,45	4,28
	0,8	1,88	2,85	2,26	3,96
	0,9	1,77	2,69	2,10	3,70
100	0,7	1,98	3,46	2,35	4,94
	0,8	1,83	3,20	2,14	4,52
	0,9	1,72	3,00	1,99	4,20
120	0,7	1,93	3,82	2,26	5,51
	0,8	1,78	3,52	2,06	5,03
	0,9	1,66	3,28	1,89	4,65
140	0,7	1,84	4,07	2,12	5,91
	0,8	1,69	3,74	1,92	5,38
	0,9	1,56	3,46	1,76	4,94
160	0,7	1,78	4,32!	2,04	6,31!
	0,8	1,62	3,92	1,83	5,67
	0,9	1,50!	3,63	1,66!	5,21

$\nu_k'$  und  $\nu_k''$  gegenübergestellt. Die angegebenen Werte beziehen sich nach wie vor auf den parabolischen Dreigelenkbogen mit dem Pfeilverhältnis  $f/L = 1/12$ , dem Belastungsverhältnis  $g_1/q = 0,1$ ,  $g_2/q = 0,5$  und der in Bild 1 dargestellten Fahrbahnordnung. Der konstant vorausgesetzte, symmetrische I-Querschnitt wurde jeweils so bemessen, daß die größte Randpressung im Viertelpunktquerschnitt genau den für Baustahl St 37 zulässigen Wert  $\sigma_{zul} = -1400 \text{ kg/cm}^2$  erreicht; die zugeordnete Stellung der Verkehrsbelastung hängt von der Kernpunktordinate am Orte  $x_1 = 0,25L$  ab und mußte in jedem Einzelfall eigens festgelegt werden. Die Bestimmung der kritischen mittleren Druckspannung des linken Halbbogens erfolgte mit Hilfe der Beziehung  $\sigma_{kr} = 1,04 \cdot \frac{\sigma_k}{\beta}$ , wobei die Knickspannung  $\sigma_k$  aus den deutschen Knickvorschriften und die Hilfsgröße  $\beta$  für  $p/i = r/i$  und  $\lambda = 0,5069 L/i$  aus der Tafel 1 entnommen werden konnte. Die zum Vergleich angegebenen Knicksicherheitszahlen  $\nu_k'$ ,  $\nu_k''$  ergeben sich aus der bei Vollbelastung auftretenden mittleren Druckspannung  $\sigma_0$  und aus dem Wert  $\sigma_k$ , der die „Knickspannung“ (Verzweigungsstelle des Gleichgewichts) des untersuchten Dreigelenkbogens vorstellt und auf Grund des ideellen Schlankheitsgrades  $\lambda_{id} = 0,526 L/i$  aus den Tabellen der deutschen Knickvorschrift zu entnehmen ist.

Der Vergleich der in der Tafel 2 zusammengestellten Lösungswerte lehrt, daß die statischen Sicherheitszahlen bei einem auf „zulässige Spannung“ bemessenen flachen Dreigelenkbogen nicht nur relativ starken Schwankungen unterliegen, sondern auch erheblich kleiner als die in üblicher Weise für eine Vollbelastung nachgewiesenen „Knicksicherheitszahlen“ sind. Die Möglichkeit des Absinkens der Sicherheitszahl  $\nu'$  bis auf Werte von etwa 1,5 hat uns schon in der Einleitung veranlaßt, den flachen Dreigelenkbogen zu jenen Bauwerken zu zählen, deren statische Tragsicherheit einen Kleinstwert erreicht, wenn wir der Bemessung „zulässige Spannungen“ zugrunde legen.

### 3. Über die Beeinflussung der Lösung durch die Scheitelsenkung und die biegegesteife Fahrbahn.

Die Sehnenverkürzung, die die beiden Halbbogen unter der anwachsenden Belastung erfahren, hat eine Senkung des Scheitelgelenkes zur Folge, die mit Rücksicht auf die Größe der auftretenden Axialspannungen und die Kleinheit des Verhältniswertes  $f/L$  von merkbarem Einfluß auf das Tragvermögen sein kann<sup>11)</sup>. Wird die Pfeilhöhe  $\eta_0$  des linken Halbbogens (Bild 2 a) um den Betrag  $\Delta \eta_0$  vergrößert und die Achsenlänge  $s$  um den Betrag  $\Delta s$  verkürzt, dann senkt sich das Scheitelgelenk angenähert um  $\Delta f \approx C f \left[ \left( \frac{s}{f} \right)^2 \cdot \frac{\Delta s}{s} + \frac{4}{3} \cdot \frac{\Delta \eta_0}{f} \right]$ , wobei der Beiwert  $C$  zwischen 0,5 und 1,0 gelegen ist. Würde der rechte Halbbogen die gleiche Verformung wie der linke erfahren, dann wäre  $C = 1,0$  zu setzen; würde er keinerlei Formänderung erfahren, dann würde  $C = 0,5$  gelten. Im Falle  $f/L = 1/12$ ,  $L/i = 160$ ,  $k/i = 0,9$  (für den die Sicherheitszahl  $\nu'$  den kleinsten der in der Tafel 2 angegebenen Werte annimmt) beträgt beispielsweise der Schlankheitsgrad des linken Halbbogens

<sup>11)</sup> Die Beeinflussung der Schnittgrößen eines Dreigelenkbogens durch die Deformation wurde unter Voraussetzung des Hookeschen Formänderungsgesetzes zuerst von F. Engeßer (Z. f. Arch. u. Ingenieurwesen 1903, S. 178) untersucht. Für einen Dreigelenkbogen aus einem Idealplastischen Material wurde dieser Einfluß in einem einfachen Belastungsfall von F. Wachendorf (Beitrag zur Frage der Verformungen und der Bruchsicherheit insbesondere von vollwandigen Zwei- und Dreigelenkbogen . . . , Diss. T. H. Braunschweig, 1933) zahlenmäßig erfaßt.

$\lambda = 81,1$ , die ideale Primärausbiegung  $\eta_0 = r = 0,0102 L$  und die kritische mittlere Druckspannung  $\sigma_{kr} = -747,0 \text{ kg/cm}^2$ ; es wird für diesen kritischen Gleichgewichtszustand  $\Delta s \approx 0,0004 s$  und  $\Delta \eta_0 \approx 0,5 \eta_0$  (vgl. etwa die Tafel 1 der unter Fußnote 8 genannten Abhandlung) erhalten, so daß sich  $\Delta f/f \approx C(37,0 \cdot 0,0004 + 16 \cdot 0,5 \cdot 0,0102) = 0,10 C$  ergibt. Durch diese Scheitelsenkung wird das Pfeilverhältnis des Bogens im untersuchten Gleichgewichtszustand verringert und die Normalkraft erhöht; es ist daher zu erwarten, daß die Tragfähigkeit des Bogens schon unter Belastungsintensitäten erschöpft wird, die kleiner als die in der Tafel 2 durch  $\nu'$  und  $\nu''$  festgelegten Werte sind. Begnügen wir uns bei der Erfassung dieser Beeinflussung mit einem auf Seite der Sicherheit gelegenen, also ein wenig zu großen Näherungswert, dann können wir annehmen, daß die Abminderung der in Tafel 2 angegebenen statischen Sicherheitszahlen  $\nu'$ ,  $\nu''$  im Verhältnis  $\Delta f/f$  erfolgt und daher in ungünstigen Fällen etwa 5 bis 10% betragen wird. Eine weitere Reduktion von  $\nu'$  und  $\nu''$  tritt ein, wenn wir bei der Ermittlung der Traggrenze die genaue „ungünstigste“ Laststellung und die Veränderlichkeit des Bogenquerschnitts längs der Bogenachse in Rücksicht ziehen. Denn wir haben bei der Ermittlung der statischen Traggrenze einfach jene Stellung der aufzufahrenden Verkehrslast in Rechnung gestellt, die sich bei der Bemessung des Bogens auf „zulässige Spannungen“ als maßgebend erwiesen hat, und haben den Größtquerschnitt, der sich aus der Bedingung  $\min \sigma = -\sigma_{zul}$  ergab, im ganzen Bogen konstant vorausgesetzt; bei Berücksichtigung der Querschnittsverminderung an den Halbbogen-Enden wird auch das Maß der Scheitelsenkung erhöht.

Dem für das Tragvermögen des Bogens ungünstigen Einfluß der Scheitelsenkung steht der Einfluß der biegegesteiften Fahrbahn gegenüber, der sich in einer elastischen Querstützung des ausknickenden Halbbogens und damit in einer Erhöhung der statischen Tragfähigkeit des Bogens äußert. Der Halbbogen ist bei Berücksichtigung dieses Einflusses als primär gekrümmter, querbelasteter Druckstab mit elastischer Querstützung aufzufassen, wobei die Querstützung durch einen Hilfsträger der Länge  $L/2$  und der Biegesteifigkeit  $EJ'$  bewirkt wird (Bild 2 b). Wenn wir bei der Festlegung von  $EJ'$  die Biegesteifigkeit der Fahrbahndecke außer acht lassen (was schon mit Rücksicht auf die vielfach angeordneten Querfugen zu empfehlen ist), dann stellt  $J'$  das Trägheitsmoment der einem Hauptträger zugeordneten Fahrbahnträger und Hängebleche vor. Bei praktischen Ausführungen erreicht dieses Trägheitsmoment in der Regel nur wenige Hunderteile von  $J$ . Nun wurde aber in der unter Fußnote 8 genannten Abhandlung für eine kritische mittlere Druckspannung  $\sigma_{kr} = -1000 \text{ kg/cm}^2$  (die im groben Durchschnitt den in Tafel 2 behandelten Fällen entspricht) gezeigt, daß ein Hilfsträger von einer derartigen kleinen Biegesteifigkeit, selbst wenn wir für ihn ein Hookesches Idealmaterial voraussetzen, die Ausbildung eines kritischen Gleichgewichtszustandes nicht zu verhindern vermag; er bewirkt ausschließlich eine geringe Erhöhung der kritischen Belastung, wobei das Maß dieser Erhöhung als nahezu unabhängig von der Zahl der Hilfsvertikalen angesehen werden darf. Es ist daher zu empfehlen, den günstigen Einfluß, den die Biegesteifigkeit der Fahrbahn, ebenso wie auch den günstigen Einfluß, den die Gelenkreibung auf die statische Tragfähigkeit stählerner Dreigelenkbogen nimmt, bei kleinen Pfeilverhältnissen und relativ schwachen Fahrbahnträgern ausschließlich zur Kompensation der früher erwähnten ungünstigen Einflüsse in Rechnung zu stellen. Nur in jenen Fällen, in denen  $EJ'/EJ$  größer als etwa ein Zehntel ist, reicht nach dem Ergebnis der unter Fußnote 8 angeführten Untersuchung die Querstützungsintensität aus, um die Ausbildung eines kritischen Zustandes und damit die Gefahr eines ausgeprägten Zusammenbruches des Tragwerkes nach Erreichen der kritischen Belastung zu verhindern; die Belastungsintensität, die den einzelnen Gleichgewichtszuständen zugeordnet ist, nimmt dann bei anwachsender Deformation monoton zu und erreicht erst nach Ausbildung einer genügenden Zahl von „Plastizitätsgelenken“ im Fahrbahnträger eine schwach ausgeprägte Extremstelle. Zur Festlegung des genauen Wertes dieses Grenzverhältnisses  $EJ'/EJ$  steht in jedem Einzelfalle das Krümmungskreisverfahren (vgl. Fußnote 8 u. 9) zur Verfügung.

Besitzt der Dreigelenkbogen ein mit den Hängestangen verbundenes Zugband, dann sinkt das erwähnte Grenzverhältnis auf Null herunter, da das stark angespannte Zugband auch im Falle  $J' = 0$  eine Querstützung von ausreichend großer Intensität bewirkt<sup>12)</sup>. Im Rahmen der unter Fußnote 8 genannten Abhandlung wurde im V. Abschnitt der kritische Gleichgewichtszustand für den Fall  $\lambda = 50$ ,  $P = -1000 bh \text{ kg}$ ,  $J'/J = 0,02$  bzw.  $0,05$  bestimmt und hierbei eine Scheitelausbiegung  $\Delta \eta_0 = 0,125 h$  bzw.  $0,151 h$  gefunden, so daß wir für die vom Hilfsträger im Augenblick des Zusammenbruches ausgeübten Rückstellkräfte die Werte  $\mathfrak{B} = W \Delta \eta_0 = 7,0 bh$  bzw.  $21,1 bh \text{ kg}$  erhalten; würden wir den biegegesteiften Hilfsträger durch ein schlaffes, jedoch durch die Zugkraft  $Z = -P = +1000 bh \text{ kg}$  angespanntes Seil ersetzen, dann würden sich bei

<sup>12)</sup> Vgl. F. Engeßer, Eisenbau 1914, S. 45, und R. Mayer, Die Knickfestigkeit, Berlin 1921, S. 111.

denselben Scheitelausbiegungen  $\Delta \eta_0$  die Rückstellkräfte  $\mathfrak{W}' = 4 Z \Delta \eta_0 / l = 34,6 b h$  bzw.  $41,8 b h$  kg ergeben, die erheblich größer als die früheren Werte sind und sicher ausreichen, um die Ausprägung des kritischen Zustandes zu unterbinden. Ähnliche Überlegungen gelten auch für den Langerschen Balken mit gezogener Stabkette oder für die Hängebrücke mit aufgehobenem Horizontalzug; der Versteifungsträger (der mit Rücksicht auf die unsymmetrische Anordnung der Lamellen nicht nur als querbelasteter, sondern auch als „primär gekrümmter“ Druckstab angesehen werden muß) erfährt von der angespannten Stabkette auch hier bedeutende Rückstellkräfte, die die Ausbildung eines kritischen Gleichgewichtszustandes, d. h. die Möglichkeit eines beschleunigten Anwachsens der Ausbiegung bei unveränderter Lastgröße, wirksam verhindern.

4. Ergänzende Bemerkungen zur Bestimmung des Einflusses der Scheitelsenkung.

Wir haben im 3. Abschnitt bei der Festlegung des Einflusses der Scheitelsenkung die Traglast einfach im Verhältnis  $\Delta f/f$  reduziert und wollen nunmehr an Hand einer strengeren Untersuchung darlegen, daß dieses Verfahren Näherungswerte für die Abminderungszahlen liefert, die grundsätzlich etwas zu groß sind, also auf Seite der Sicherheit liegen. Wir beziehen uns hierbei wieder auf den in Bild 1 dargestellten Dreigelenkbogen, beschränken uns aber auf den einfachen Belastungsfall einer lotrechten Scheitellast  $Q$ . Um die vollständige (nicht nur die Stabausbiegung, sondern auch die Scheitelsenkung in Rücksicht ziehende) Theorie zweiter Ordnung zu entwickeln, müssen wir für den in Bild 2a skizzierten, primär gekrümmten und mittig gedrückten Baustahlstab die „Lastkurve“  $\sigma_0 = N_{G1}/F = \varphi(\Delta \eta_0)$  ermitteln, die den funktionalen Zusammenhang zwischen den Druckkräften  $N_{G1}$  und den zusätzlichen Scheitelausbiegungen  $\Delta \eta_0$  der aufeinanderfolgenden Gleichgewichtsfiguren festlegt. Dann müssen wir für die einzelnen, durch  $\Delta \eta_0$  gekennzeichneten Gleichgewichtsfiguren die Sehnenverkürzungen  $\Delta l$  bestimmen und das Maß der Scheitelsenkung  $\frac{\Delta f}{f} = 1 - \frac{L}{2f} \sqrt{\frac{4l^2}{L^2} \left(1 - \frac{\Delta l}{l}\right)^2} - 1$  sowie die Größe der im Gleichgewichtsfall vorhandenen Scheitellast

$$Q_{G1} = 2 N_{G1} \cdot \frac{f - \Delta f}{l - \Delta l} = 2 N_{G1} \sqrt{1 - \frac{L^2}{4l^2(1 - \Delta l/l)^2}}$$

berechnen; die Extremstelle der Kurve  $Q_{G1} = \psi(\Delta f/f)$ , die auf Grund dieser Beziehungen punktweise dargestellt werden kann, liefert dann den exakten Wert der gesuchten kritischen Last  $\max Q_{G1} = Q_{kr}$ .

Beschränken wir uns auf die Ermittlung von Vergleichswerten zur Beurteilung des einleitend erwähnten Näherungsverfahrens, dann können wir von den großen Vereinfachungen Gebrauch machen, die sich aus der Voraussetzung eines ideal-plastischen, durch  $E$  und  $\sigma_F$  gekennzeichneten Baustahls, einer sinusförmigen Gleichgewichtsfigur und eines konstanten, rechteckigen Stabquerschnitts  $F = bh$  ergeben. Aus der für die Bogenlänge  $s$  geltenden Beziehung  $s \approx l + \frac{\pi^2}{4} \cdot \frac{\eta_0^2}{l}$  wird durch Differenzieren  $(s - 2l) \Delta l \approx \frac{\pi^2}{2} \cdot \eta_0 \Delta \eta_0$  erhalten, so daß für das Maß der Sehnenverkürzung, wenn wir den geringen Einfluß der rein axialen Verkürzung vernachlässigen,  $\frac{\Delta l}{l} \approx -\frac{\pi^2}{2} \cdot \frac{\eta_0}{l} \cdot \frac{\Delta \eta_0}{l}$  geschrieben werden

kann. Aus den Normalspannungsverteilungen, die im Scheitelquerschnitt des Stabes unter der Einwirkung der Normalkraft  $N = bh \sigma_0$  und des Biegemomentes  $M = N(\eta_0 + \Delta \eta_0) = N y_0$  ausgebildet werden, ergibt sich bekanntlich für die Achsenkrümmung  $1/\rho_0$  im Stabscheitel:

$$\left\{ \begin{aligned} \frac{y_0}{h} \leq \frac{y_0}{h}, \quad \frac{Eh}{\rho_0} &= 12 \sigma_0 \cdot \frac{y_0}{h} \\ \frac{y_0}{h} \leq \frac{y_0}{h} \leq \frac{y_0}{h}, \quad \frac{Eh}{\rho_0} &= \frac{8 \sigma_0 \left(\frac{\sigma_F}{\sigma_0} - 1\right)^3}{\left(\frac{\sigma_F}{\sigma_0} - 1 - 2 \cdot \frac{y_0}{h}\right)^2} \\ \frac{y_0}{h} \leq \frac{y_0}{h}, \quad \frac{Eh}{\rho_0} &= \frac{\sigma_F}{\sqrt{\frac{3}{4} \left(1 - \frac{\sigma_0^2}{\sigma_F^2}\right) - \frac{3 \sigma_0}{\sigma_F} \cdot \frac{y_0}{h}}} \end{aligned} \right.$$

wobei  $\frac{y_0}{h} = \frac{1}{6} \left(\frac{\sigma_F}{\sigma_0} - 1\right)$  und  $\frac{y_0}{h} = \frac{y_0}{h} \left(1 + \frac{2\sigma_0}{\sigma_F}\right)$  bedeutet; da mit Rücksicht auf den vorausgesetzten sinusförmigen Biegelinienverlauf für die Vergrößerung der Achsenkrümmung im Scheitel einfach  $\frac{1}{\rho_0} \approx \frac{\pi^2}{l^2} \cdot \Delta \eta_0$ , also  $\frac{Eh}{\rho_0} \approx \pi^2 E \cdot \frac{\Delta \eta_0}{h} \cdot \frac{h^2}{l^2}$  erhalten wird, kann die „Lastkurve“  $\sigma_0 = \varphi(\Delta \eta_0)$  leicht festgelegt werden.

Tafel 3.

$\Delta \eta_0/h$	0,05	0,10	0,15	0,20	0,22	0,25	0,30	0,35	0,40
$\sigma_0$	0,156	0,297	0,393	0,431	0,432	0,435	0,431	0,424	0,416
$\Delta f/f$	0,0159	0,0323	0,0490	0,0660	0,0729	0,0833	0,1009	0,1188	0,1371
$Q_{G1}/bh$	0,0504	0,0946	0,1229	0,1326	0,1319	0,1314	0,1277	0,1232	0,1184

Ist beispielsweise  $f = L/12$ ,  $L/l = L\sqrt{12}/h = 160$ ,  $E = 2100$  t/cm<sup>2</sup> und  $\sigma_F = 2,4$  t/cm<sup>2</sup>, dann gilt  $l = 0,5069 L = 23,4 h$ ,  $\eta_0 = f/4 = 0,963 h$ ,  $\Delta l/l = -0,00866 \Delta \eta_0/h$ ,  $Eh/\rho_0 = 37,842 \Delta \eta_0/h$ , so daß wir die in Tafel 3 angegebenen Werte erhalten. Aus dieser Tafel ist zu entnehmen, daß der kritische Gleichgewichtszustand des Halbbogens erreicht wird, wenn die mittlere Druckspannung  $\max \sigma_0 = \sigma_{kr} = 0,435$  t/cm<sup>2</sup> und die zusätzliche Scheitelausbiegung  $\Delta \eta_0 = 0,25 h$  beträgt, und daß der Dreigelenkbogen sein Tragvermögen einbüßt, wenn die Scheitellast die Größe  $\max Q_{G1}/bh = Q_{kr}/bh = 0,1326$  t/cm<sup>2</sup> und die Scheitelsenkung die Größe  $\Delta f = 0,066 f$  erreicht. Da wir, wenn wir den Einfluß der Scheitelsenkung nicht berücksichtigen würden, für die kritische Last die Größe  $Q_{kr}'/bh = 2 \sigma_{kr}/\sqrt{37} = 0,1430$  t/cm<sup>2</sup> erhalten würden, hat die Scheitelsenkung im untersuchten Fall eine Abminderung der Traglast um  $\frac{\Delta Q_{kr}}{Q_{kr}} = 7,28\%$  zur Folge; diesem, im Rahmen unserer Voraussetzungen streng gültigen Wert steht der nach dem einleitend erwähnten Verfahren gewonnene Näherungswert  $\frac{\Delta Q_{kr}}{Q_{kr}} \approx \Delta f/f = 8,33\%$  (Verhältniswert  $\Delta f/f$  für den kritischen Gleichgewichtszustand  $\sigma_{kr} = 0,435$  t/cm<sup>2</sup> des Halbbogens) gegenüber.

Alle Rechte vorbehalten.

Die wichtigsten Stahlbauten des Ottmachauer Staubeckens.

Von Oberregierungs- und -baurat i. R. B. Theuerkauf, Breslau.

(Schluß aus Heft 15.)

B. Die Maschinenhalle für das Kraftwerk und den Grundablaß.

Begründung für den Bau einer durchgehenden Halle.

Das rund 100 m lange und 100 m breite sogenannte Grundablaßbauwerk<sup>2)</sup> ist so geteilt, daß im Mittelblock zwei Kraftwerkstollen und symmetrisch dazu im nördlichen und südlichen Block je drei Grundablaßstollen angeordnet sind. Die normale Betriebswassermenge der beiden Turbinen beträgt 35 m<sup>3</sup>/sek, die sechs Grundablaßstollen zusammen sollen im Höchstfalle sekundlich 500 m<sup>3</sup> der Neißehochwasser abführen können. Diese Stollen sind durch hier zum ersten Male verwendete elektrisch betriebene Ringschieberventile (Chopventile) mit einem Schachtdurchmesser von 6,7 m und oberwasserseitig außerdem durch Rollschütze mit elektrischem Antrieb abgeschlossen.

Die größten Gewichte, die im endgültigen Betriebszustande erforderlichenfalls zu bewegen sind — Spurringewichte bei den Turbinen rd. 100 t, gewisse Konstruktionsteile an den Grundablaßventilen rd. 85 t —, machten eine fahrbare Krananlage nötig, die zweckmäßig so einzurichten war, daß möglichst alle Betriebseinrichtungen in dem umfangreichen Bauwerk be-

strichen werden konnten. Diese Krananlagen zwangen an sich noch nicht zum Bau einer Halle in der ganzen Länge des Bauwerks. Für die Betriebsanlagen des eigentlichen Kraftwerks verstand sich die Überdachung allerdings von selbst, aber auch für die des Grundablasses ergab sie sich aus der Eigenart des Betriebes und der herrschenden klimatischen Verhältnisse.

Wie bei der gesamten Staubeckenanlage der Gesichtspunkt der unbedingten Sicherheit an erster Stelle stand, so mußte auch jederzeitige Betriebsicherheit des Grundablasses verlangt werden. Bei einer Einkapselung der Einzelanlagen durch freistehende Blechgehäuse ist aber die dauernde Pflege und Aufsicht nicht in dem Maße gesichert, wie in einem übersichtlichen überdachten Raume. Auch hätten Blechgehäuse gegen das Einfrieren und Vereisen der Antriebe bei der exponierten Lage und den vorkommenden hohen Kältegraden — 1929 wurde hier mit  $-42^\circ$  die niedrigste Temperatur in Deutschland erreicht — nur ungenügenden Schutz gewähren können. Dabei war noch wesentlich, daß die Abflußmengen bei einer Mittelwasserführung der Glatzer Neiße von 22 m<sup>3</sup>/sek gewöhnlich nur durch die Turbinen abgeführt werden, während die Grundablässe mit einem Abführungsvermögen von je über 80 m<sup>3</sup>/sek nur selten in Anspruch genommen werden.

<sup>2)</sup> Bautechn. 1933, Heft 40.

**Gesamtanordnung.**

Nachdem weiter verschiedene Lösungen nach wirtschaftlichen Gesichtspunkten untersucht waren, wurde die folgende Anordnung für den Bau der Halle als die zweckmäßigste angesehen.

Sie erstreckt sich über das ganze Bauwerk und hat eine Länge von 94,3 und eine Breite von 16,72 m (Bild 19). Da der Unterbau aus drei durch Bewegungsfugen getrennten Baublöcken besteht, war die Halle in drei Abschnitte zu teilen, für deren Verbindung untereinander in allen Teilen (Wandausfachung, Kranbahn, Dach, Gesimse) wegen etwaiger Bewegungen

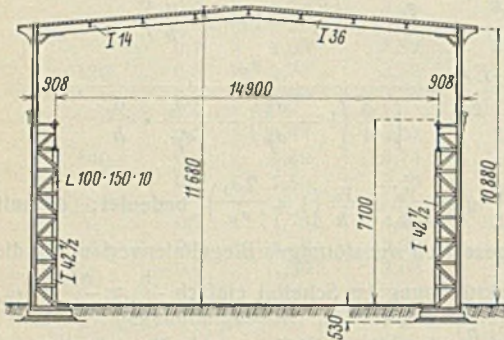


Bild 19. Querschnitt der Maschinenhalle.

des Unterbaues verschiebliche Befestigungen (an den Endbindern) vorzusehen waren. Die Fugen waren regen- und schneesicher abzudecken.

In der Halle waren zwei fahrbare Laufkrane von je 75 t Tragkraft anzuordnen, die sowohl einzeln wie gemeinsam arbeiten sollen. In letzterem Falle sind sie imstande, ein Ringschieberventil — Gewicht rd. 140 t — im ganzen herauszuheben.

Jeder Hallenteil über den beiden Grundablaßblöcken hat sieben Binder mit einem Abstände von 4,75 und 4,90 m, die eigentliche Kraftwerkshalle sechs Binder mit einem Abstände von 5,56 m. Die Stützweite der Binder beträgt durchweg 16,56 m. Am Fuße sind die Binderstützen rd. 6 m tief durch je vier starke Ankerschrauben und Ankerroste im Beton des Unterbaues verankert.

Die Wandflächen haben senkrechte Zwischenpfosten erhalten. In den Längswänden sind diese am Unterbau eingespannt, oben lehnen sie sich in Höhe der Kranbahn gegen einen waagerechten Träger, in Höhe der Dachtraufe gegen einen Wandriegel. In den Giebelwänden sind die Pfosten unten ebenfalls eingespannt und oben mit den Endbindern verbunden, in die auch die Dachpfetten einbinden. Die Windkräfte werden durch die Pfetten dem in der Dachebene liegenden Windverbände zugeleitet und von dort durch den oberen Rahmen in den darunterliegenden Bremskraftrahmen weitergeleitet. Die Bremskräfte quer zur Kranbahn werden durch den genannten waagerechten Träger in Höhe der Kranbahn unmittelbar in die Stützen übergeleitet. Die Bremskraft in Richtung der Kranbahn wird in jedem Hallenteil durch die beiden in den Endfeldern angeordneten Rahmen in Verbindung mit den Stützen in den Unterbau übertragen.

Die Wandflächen sind in Stahlkonstruktion mit Verglasung durch Rohglas ausgeführt. Zwischen den Pfosten der Wände, die in entsprechenden Abständen durch Querriegel verbunden sind, liegen stählerne Fensterrahmen mit senkrechten und waagerechten Sprossen, welche die Verglasung tragen.

Die Dacheindeckung besteht aus Stegzementdielen auf den Pfetten mit doppelter Abdeckung in grünem Ruberoid. Die Decke ist unten verputzt und mit Leimfarbe gestrichen.

Auf der Landseite symmetrisch zum Haupteingang der Kraftwerkshalle ist ein einstöckiger Anbau in der Bauweise der Maschinenhalle — Stahlgelippe mit Verglasung — erbaut (Bild 20). Die Länge entspricht dem dreifachen Abstände der Hallenbinder von 5,56 m, die Breite beträgt rd. 6 m.

In dem Anbau sind ein Büro, ein Unterkunftsraum für Betriebspersonal, eine Werkstatt, Lagerräume und Klosettanlagen untergebracht. Die Höhe des Anbaues ist so gewählt, daß die Architektur der Halle nicht gestört wurde. Auch die Konstruktion des Anbaues ist der Architektur der Maschinenhalle angepaßt.

Neben dem Anbau ist ein breites Tor angeordnet. Dadurch ist es möglich, die schweren Maschinenteile mit einem besonderen Schwerlastwagen von einem neben dem Generator I mit der Toreinfahrt in gleicher Höhe liegenden Mauerpodest aus abzutransportieren bzw. in die Halle zu fahren.

**Grundlagen und Gang der statischen Berechnung.**

Der statischen Berechnung wurden folgende Annahmen zugrunde gelegt:

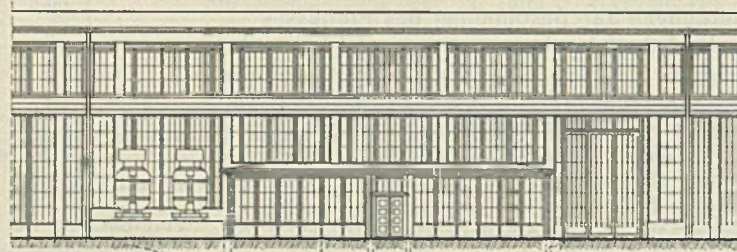
- Gewicht der Dacheindeckung — Ruberoid auf Stegzementdielen = 86 kg/m<sup>2</sup>,
- Winddruck  $W = 150 \text{ kg/m}^2$  senkrecht getroffener Fläche,
- Dachneigungswinkel  $\alpha = 4^\circ 50'$ ,
- Schneebelastung 75 kg/m<sup>2</sup> waagerechter Fläche.

Die Stützen haben außer der Binderlast die Kranbahn für die beiden Krane von je 75 t Nutzlast und die Belastung der Krane aufzunehmen. Die größten Raddrücke der beiden Krane betragen je 52 bzw. 50 t, die kleinsten je 14 bzw. 13,4 t. Zum Heben von Lasten über 75 t werden beide Krane starr miteinander gekuppelt und ihre Doppelhaken durch einen Querbalken mit 150 t Tragfähigkeit verbunden.

Als Baustoff für die Stahlkonstruktion ist Flußstahl St 37 verwendet. Die zulässigen Beanspruchungen sind 1200 bzw. 1400 kg/cm<sup>2</sup>.

Die Berechnung der Binder ist durchgeführt einmal für einen mittleren Binderabstand von 4,825 m (Grundablaßhallen) und für einen solchen von 5,56 m (Kraftwerkshalle).

Vorderansicht mit Anbau



Giebelansicht

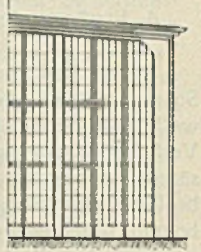


Bild 20. Längs- und Giebelansicht der Maschinenhalle.

Das System der unten beiderseits eingespannten Rahmenbinder ist dreifach statisch unbestimmt.

Untersucht sind folgende Belastungsfälle für die Grundablaßhallen und die Kraftwerkshalle:

1. Belastung durch die ständigen Lasten,
  2. " " Wind von links,
  3. " " ungünstigste senkrechte Kranlast links,
  4. " " ungünstigste waagerechte Kranlast links;
- bei den Bindern der Kraftwerkshalle außerdem:
5. Belastung durch Wind von rechts,
  6. " " ungünstigste senkrechte Kranlast rechts,
  7. " " ungünstigste waagerechte Kranlast rechts.

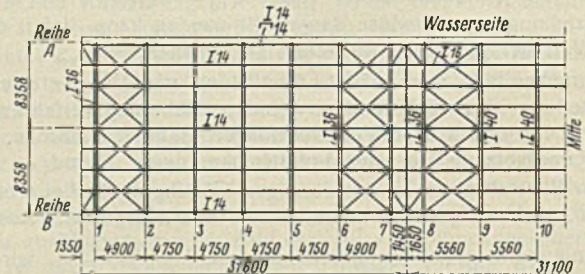


Bild 21. Dachgrundriß der Maschinenhalle.

Die Tragwerke in den oberen Teilen der Längswände sind außerdem als mehrstellige Rahmen für eine Eckbelastung (5 t, vom Giebelwandwindträger herrührend, + 2,5 t, durch die Giebelriegel übertragene Windlast, + 7 t Bremskraft) untersucht. Weiterhin ist eine Berechnung über den Einfluß der Temperatur aufgestellt.

Die Berechnung der Stützenanker ist nach dem Verfahren von Gregor, „Der praktische Eisenhochbau“, durchgeführt.

Die Kranbahnträger sind als Balken auf vier Stützen berechnet.

Die Anordnung der Windverbände in den beiden Dachebenen ist aus Bild 21 ersichtlich. Die Giebelwandwindträger sind als Balken auf zwei Stützen berechnet.

**Konstruktive Durchbildung der Stahlkonstruktionen.**

Der untere Teil der Binderstützen bis zur Höhe der Kranfahrbahn hat, bedingt durch diese, folgenden Querschnitt erhalten. Die Außengurtung, zugleich Normalquerschnitt für den über der Kranfahrbahn liegenden Teil der Binderstützen, ist nach Bild 22 (Binder 13) ausgebildet. Die innere Gurtung besteht aus einem I 42 1/2 in einem Abstände von 0,9 m vom Außenblech der Außengurtung. Beide Gurtungen sind durch Pfosten und Streben mit L-Querschnitt zu einem Tragwerk zusammengefaßt (Bild 19 u. 23). In dem oberen Teile ist der Normalquerschnitt der Binderstützen auf der Innenseite der Außenwinkel je nach der in den Grundablaßstollen und in der Kraftwerkshalle verschiedenen Beanspruchung durch 20 mm starke Blechstreifen von 90 bis 135 mm Breite verstärkt. Den oberen konstruktiven Abschluß der Längswände zwischen den Binderständen bildet ein in der Längswand durchgehendes liegendes  $\square 14$  und eine mit diesem verbundene Wandpfette I 14 (Bild 21).

Die Konstruktion der Binderstützenfüße und deren Verankerung mit dem Mauerwerk ist in Bild 24 im einzelnen dargestellt.



Bild 22. Außenwandquerschnitt.

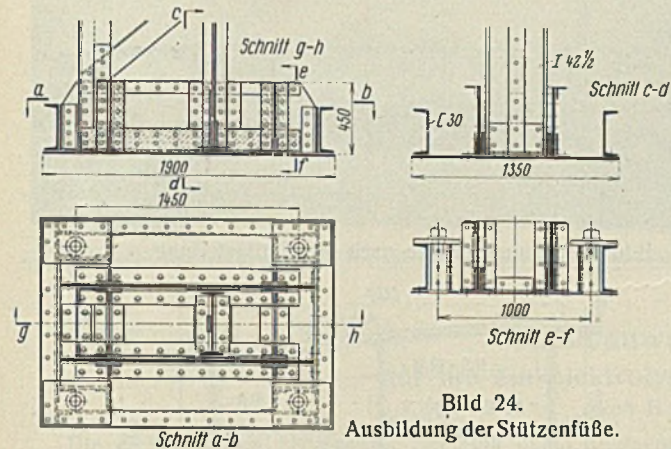


Bild 24. Ausbildung der Stützenfüße.

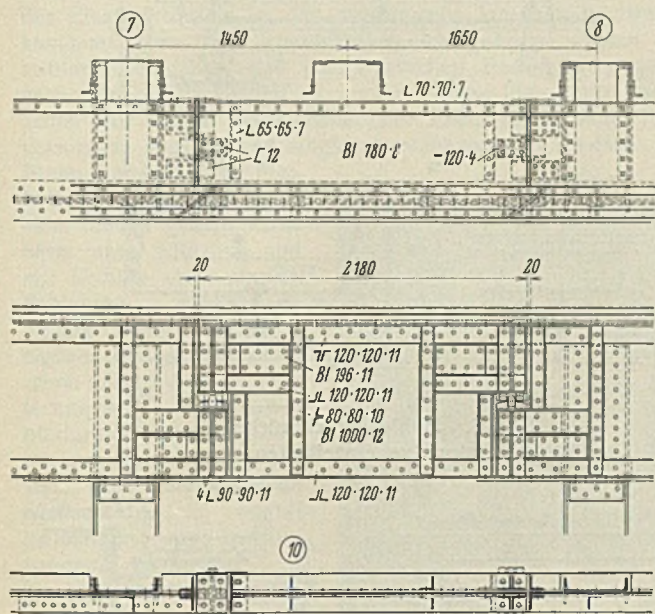


Bild 25. Kranbahnträger mit Zwischenstück.

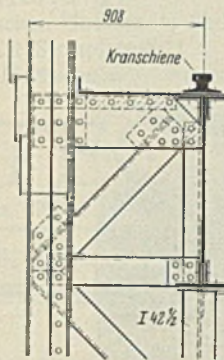


Bild 23. Binder- und Kranbahnstütze.

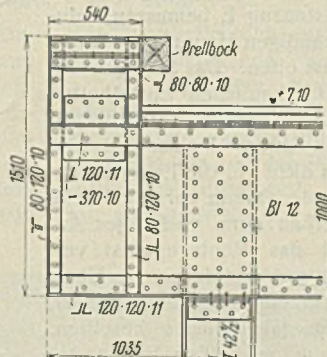


Bild 26.

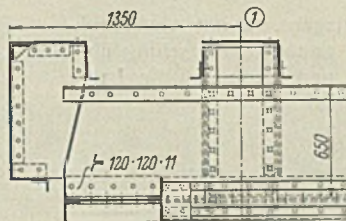


Bild 27.

Bild 26 u. 27. Halleneckstütze und Prellbock am Ende des Kranbahnträgers.

ebenfalls durch Gitterstäbe mit der Außengurtung der Binder und oben mit dem bereits erwähnten Träger zur Aufnahme der waagerechten Kräfte verbunden (Bild 23). Dieser Träger besteht aus einem 780 mm breiten und 8 mm starken Blech, an der Außengurtseite oben verstärkt durch ein L-Profil 70/70/7. Auf den Kranbahnträgern ruhen die breitköpfig geformten Kranschiene.

Die Sicherung der Beweglichkeit an den Stellen der Blockfugen des Mauerwerks ist dadurch erreicht, daß über den Fugen zwischen den Binderstützen 7 und 8 sowie 13 und 14 in der Form gleiche, aber im Querschnitt schwächere Zwischenstützen 7a und 13a eingeschaltet sind, welche die von unten bis oben senkrecht durchgehenden vier Fugen (Wasser- und Landseite) zwischen den Hallenteilen decken. Das Außenblech ist beweglich befestigt. Auf der einen Seite ermöglichen senkrechte, auf der anderen Seite waagerechte Langlöcher etwaige Bewegungen in diesen Richtungen. Bewegungen der Baublöcke senkrecht zu dieser Bewegungsebene waren nicht mehr zu befürchten.

Die Haupt- und Zwischengesimse sind an diesen Stellen durch 20 mm breite Fugen unterbrochen.

Auch bei den Kranbahnträgern ist auf die Blockbewegungen dadurch Rücksicht genommen, daß zwischen den Stützen 7 und 8 sowie 13 und 14 in die Kranbahnträger 2,18 m lange, auf Kipplagern beweglich gelagerte Zwischenstücke eingeschaltet sind (Bild 25).

Die Bilder 26 u. 27 zeigen die Ausbildung der Halleneckstützen und der an den Enden der Kranbahnträger angeordneten Prellböcke.

Die Pfetten, welche die Dachdeckung tragen, sind I 14.

In den Giebelwänden sind symmetrisch zur Hallenachse in 5,1 m Abstand Hauptpfosten I 32 und in 1,7 m Abstand Zwischenpfosten I 18, ferner in 4 bzw. 7 m Höhe über dem Fußpunkt Riegel I 18 angeordnet.

Die Fenstersprossen der Halle bestehen aus L 60/60 bzw. aus L 50/50 bis 35/35.

Die äußere Gliederung der vorderen Längswand und der Giebelwand der Halle ist aus Bild 20 zu ersehen.

Die Maschinenhalle ist durch die Vereinigten Oberschlesischen Hüttenwerke AG, Werk Donnersmarckhütte, Hindenburg O/S, ausgeführt.

Die oberen Querstücke der Binder im Dache selbst (Dachriegel) bestehen aus I 40 in der Kraftwerkshalle bzw. aus I 36 in den Grundablaßhallen.

Außer den Hauptstützen der Binder sind in jedem Felde vier Zwischenstützen I 14 angeordnet.

Die Kranbahnträger — Vollwandträger von 1 m Höhe — ruhen auf den Pfosten aus I 42 1/2 der Innengurtung der Binderstützen. Sie sind

Alle Rechte vorbehalten.

## Einbau von geschweißten Eisenbahnbrücken mittels Tankwinden.

Von Dipl.-Ing. W. J. Filus, Braunschweig.

In der Stahlbauabteilung der Firma Gasometer-Wilke-A.-G., Braunschweig, wurden im vergangenen Jahre u. a. einige kleinere Eisenbahnbrücken in vollkommen geschweißter Ausführung hergestellt. Die Überbauten wurden sämtlich von Hand geschweißt, zur Verwendung gelangten stark ummantelte Elektroden, Type Kapta (Messer & Co., Frankfurt a. M.).

1. Die Schunterbrücke im Zuge eines neugebauten Industrieanschlußgleises der Braunschweigischen Landes-Eisenbahn ist für Lastenzug E bemessen, eingleisig und hat 17,3 m Stützweite. Die vollwandigen Hauptträger sind in 3,8 m Abstand angeordnet, die Fahrbahn liegt unten und ist offen.

Die Gleisachse schneidet die Schunter in einem Winkel von 43° 40', der Überbau ist links schief, die gesamte Baulänge beträgt infolgedessen 22,08 m. Das Gewicht des Überbaues einschließlich der Stahlfußlagerteile beträgt 26,3 t.

Quer- und Längsträger bestehen aus Walzträgern, die Hauptträger aus einem 15 mm starken Stegblech mit Gurtungen aus Wulstflachstahl

der Ilse der Hütte, Peine; während die Gurtungen in einem Stück durchlaufen, ist das Stegblech etwa in Trägermitte gestoßen.

Der Überbau wurde in der Werkstatt fix und fertig geschweißt und im ganzen in Sonderfahrt zur Baustelle gebracht, da er mit 4,15 m Baubreite das Ladeprofil erheblich überschritt.

Der Einbau dieser Brücke gestaltete sich unter Anwendung von Tankwinden sehr einfach. Tankwinden sind Bockspindeln, welche die ausführende Firma für den Zusammenbau von Tanks seit Jahren verwendet. Diese Winden haben bis 15 t Tragfähigkeit und bis 2 m Hub. An dem Fuß einer solchen Winde ist eine Walze angebracht (auf Bild 1 deutlich zu erkennen), die einen bequemen Transport der umgekippten Winde ermöglicht.

Da das Gleis schon vor Erstellung der Brücke als Baugleis für den Ausbau der weiteren Strecke diente, befand sich an der Brückenbaustelle bereits eine hölzerne Behelfsbrücke, welche zum Absenken des Überbaues verwendet wurde (Bild 1). Die fertige Brücke zeigt Bild 2.

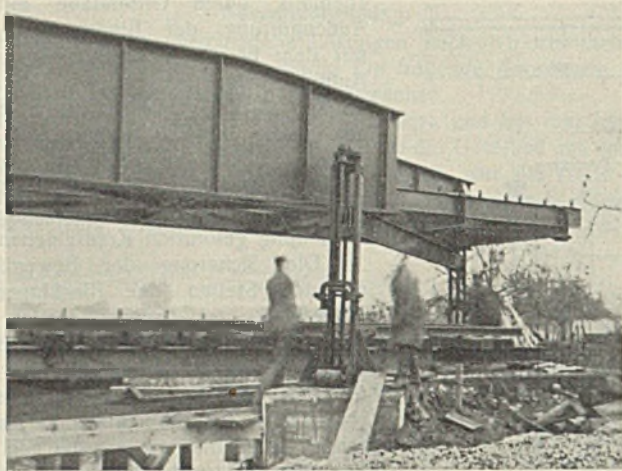


Bild 1. Schulterbrücke. Montage.

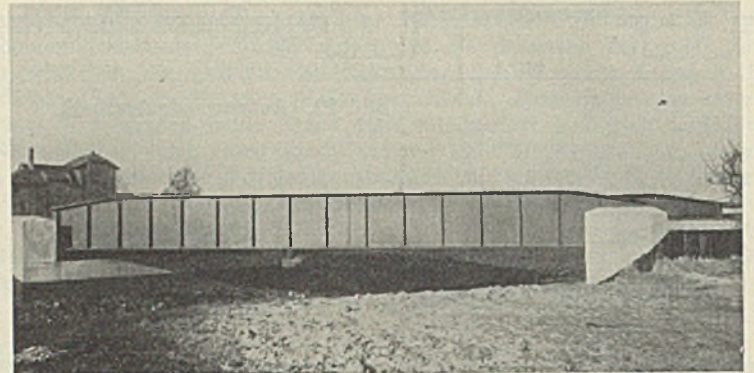


Bild 2. Schulterbrücke nach der Fertigstellung.

2. Die Mühlengrabenbrücke (im Zuge des obengenannten Industrie-Anschlußgleises) ist ebenfalls für Lastenzug E bemessen, eingleisig und hat 13,32 m Stützweite. Die vollwandigen Hauptträger haben 3,53 m Abstand, die Fahrbahn liegt unten und ist offen. Das Stahlgewicht einschließlich der Lagertelle beträgt 17,5 t. Die baulichen Einzelheiten entsprechen denen der Schulterbrücke (Bild 3). Auch dieser Überbau wurde in der Werkstatt fertig geschweißt und in Sonderfahrt zur Baustelle gebracht. Der Wagen mit dem Überbau fuhr bis dicht vor die Einbaustelle. Da es sich um ein Neubaugleis handelte, wurde der Damm vor der Brücke zunächst nur so hoch geschüttet, daß der Überbau ohne vorheriges Anheben unmittelbar von dem Bahnwagen auf das Montagegerüst verschoben werden konnte (Bild 4). Als Rollen zum Verschieben des Überbaues dienten etwa 2,5 m lange Röhre von etwa 60 mm Außendurchmesser, die einerseits auf zwei I 36-Trägern des Montagegerüsts abrollten, andererseits auf vier kurzen IP 24-Trägern, die an beiden Enden des Überbaues unter den letzten beiden Querträgern im Abstand von 2 m angeklemt waren (Bild 4).

Am Mühlengraben, dicht vor den Widerlagern, waren vier Tankwinden aufgestellt, mittels deren der Überbau zunächst auf schräg über die Widerlagerecken verlegte Schwellenstapel und dann auf die Lager abgesetzt wurde. Die fertige Brücke zeigt Bild 5.

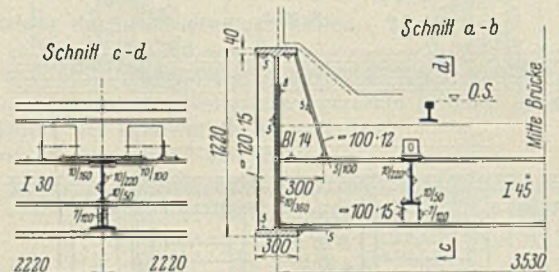
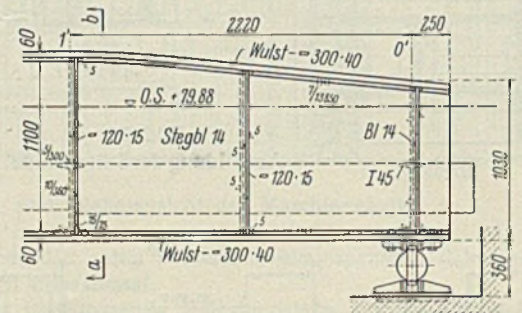


Bild 3. Mühlengrabenbrücke. Konstruktive Einzelheiten.

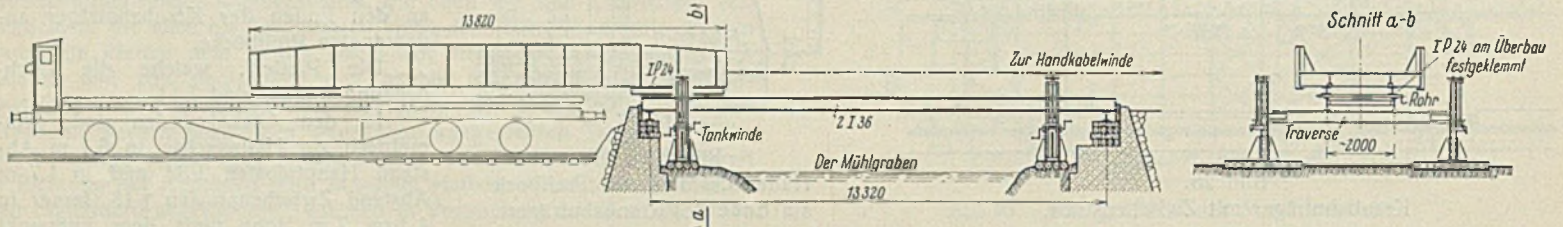


Bild 4. Mühlengrabenbrücke. Montage.

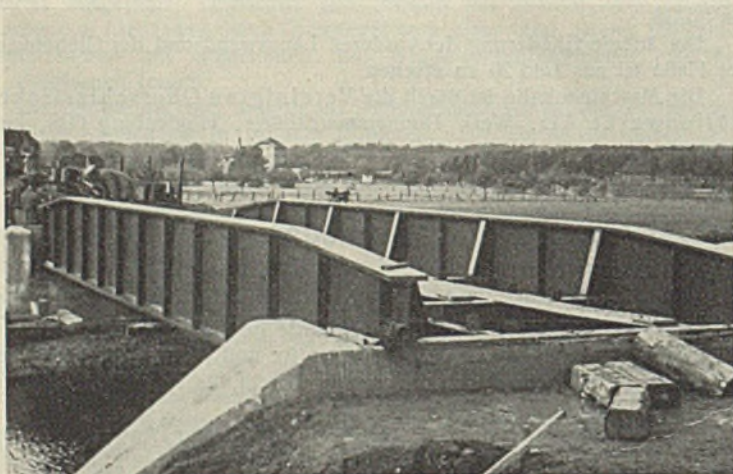


Bild 5. Mühlengrabenbrücke nach der Aufstellung.



Bild 6. Schildaubrücke. Montage.

Zu bemerken ist noch, daß der Einbau dieses Überbaues dadurch wesentlich erleichtert wurde, daß sich neben dieser Brücke eine hölzerne Behelfsbrücke befand, die zur Überführung eines Feldbahngleises für Baumaterialientransport diente.

3. Die Schildaubrücke in km 73,9 + 15 der Strecke Derneburg—Secsen der Braunschweigischen Landesbahn hat 11,66 m Stützweite; sie ist eingleisig und ebenfalls für Lastenzug E bemessen. Die Schwellen liegen unmittelbar auf den vollwandigen Hauptträgern, die in 1,86 m Abstand

angeordnet sind. Auch hier wurde als Hauptträgergurtung Peiner Wulstflachstahl verwendet. — Dieser Überbau, der ebenfalls in der Werkstatt fertig geschweißt wurde, wurde mittels Reichsbahnkran eingesetzt (Bild 6).

**INHALT:** Die Tragfähigkeit stählerner Dreigelenkbogen. — Die wichtigsten Stahlbauten des Ottmächauer Staubeckens. (Schluß.) — Einbau von geschweißten Eisenbahnbrücken mittels Tankwinden.  
Für die Schriftleitung verantwortlich: Oeh. Regierungsrat Prof. A. Herwig, Berlin-Charlottenburg.  
Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin W 9.  
Druck der Buchdruckerei Gebrüder Ernst, Berlin SW 68.